ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ В МЕТАЛЛООБРАБОТКЕ

Монография

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

ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ В МЕТАЛЛООБРАБОТКЕ

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

Днепр
ЛИРА
2017

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

ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ В МЕТАЛЛООБРАБОТКЕ

Монография

Днепр / **ЛИРА** / 2017

УДК 621.91
ББК 34.63
Н73

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

Новиков Ф. В.

Н73 Оптимальные решения в металлообработке : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д. : ЛИРА, 2017. − 476 с.

ISBN 978966-383-829-8

Приведены разработанные математические модели определения себестоимости механической обработки и условий ее уменьшения на основе применения современных сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями и процессов высокоскоростного резания. Теоретически обоснованы условия уменьшения температуры резания лезвийными и абразивными инструментами. Раскрыты особенности шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и определены оптимальные режимы резания, разработаны высокопроизводительные способы шлифования на уровне изобретений. Теоретически и экспериментально доказана эффективность применения высокопористых абразивных кругов при зубошлифовании по методу профильного копирования. 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 621.91
ББК 34.63

© Новиков Ф. В., Жовтобрюх В. А.
Новиков Г. В., 2017

ISBN 978966-383-829-8

© ЛИРА, 2017

Введение

В последние годы для обработки деталей машин наметилась тенденция применения современных металлорежущих станков типа “обрабатывающий центр” с ЧПУ и прогрессивных сборных конструкций твердосплавных и керамических режущих лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями, которые реализуют условия высокоскоростного резания и позволяют существенно повысить производительность и качество обработки, снизить трудоемкость обработки. Вместе с тем, как показывает практический опыт, в связи с высокой стоимостью данных станков и режущих инструментов (как правило, зарубежного производства) резко возрастает себестоимость обработки, и применение новых технологий высокоскоростной обработки в ряде случаев становится экономически нецелесообразным. Поэтому для решения задачи эффективной механической обработки деталей машин важно определить условия уменьшения себестоимости обработки, а также условия уменьшения влияния температурного фактора, который является доминирующим при высокоскоростном резании, на стойкость режущего инструмента и соответственно себестоимость, производительность и качество обработки. Это позволит научно обоснованно подойти к выбору рациональных режимов резания и характеристик прогрессивных лезвийных инструментов при обработке деталей машин на современных высокооборотных станках с ЧПУ. В связи с этим в работе разработаны новые математические модели себестоимости механической обработки, определены условия ее уменьшения, оптимальные режимы резания и характеристики инструментов. Разработана также математическая модель определения теплового баланса и температуры, возникающей при резании в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента, обоснованы экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания и условия повышения стойкости инструмента и производительности обработки.

Не менее важной в технологии машиностроения является проблема финишной обработки деталей машин, изготовленных из ма-

териалов с повышенными физико-механическими свойствами, где требуется применение износостойких кругов из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) взамен обычных абразивных кругов. Как показывает производственный опыт, использование этих кругов приводит к их повышенному износу и, как правило, делает обработку экономически нецелесообразной. В результате приходится использовать обычные абразивные круги, что снижает качество обработки – на обрабатываемых поверхностях образуются прижоги, микротрещины и другие дефекты. Поэтому актуальной задачей является установление оптимальных решений, направленных на повышение производительности и качества обработки, снижение износа прогрессивных кругов из СТМ. В особой мере это относится к операциям шлифования изделий с прерывистыми поверхностями (в частности, твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов), характеризующихся низкой производительностью и повышенным износом круга из СТМ в связи с его ударно-циклическим взаимодействием с обрабатываемыми элементами изделия. В этом случае обрабатываемое изделие выполняет, по сути, функцию правящего элемента, что является положительным фактором при шлифовании обычным абразивным кругом, обеспечивающим его высокую режущую способность. Однако при шлифовании кругом из СТМ этот фактор снижает работоспособность круга и, соответственно, производительность обработки. Поэтому повысить эффективность шлифования изделий с прерывистыми поверхностями можно путем исключения ударно-циклического взаимодействия круга из СТМ с обрабатываемыми элементами изделия за счет строгого соблюдения определенных (оптимальных) соотношений между параметрами режима шлифования. Для их определения разработана математическая модель процесса шлифования на уровне микросрезов, позволившая выйти на создание эффективных способов высокопроизводительного глубинного и многопроходного шлифования (на уровне изобретений) и решить проблему обработки кругами из СТМ твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов. Полученные результаты внедрены в производство на операциях лезвийной и абразивной обработки деталей машин.

Раздел 1
Условия уменьшения себестоимости механической обработки деталей машин

1.1. Разработка математической модели определения себестоимости механической обработки деталей машин

Украина является одной из индустриально развитых стран мира, обладает полным технологическим циклом изготовления авиационной и ракетно-космической техники, а также других перспективных видов наукоемкой машиностроительной продукции. Поэтому создание современного машиностроительного комплекса является приоритетным направлением развития экономики Украины, для чего необходимо обеспечить условия создания конкурентоспособной машиностроительной продукции за счет снижения себестоимости и повышения качества их изготовления.

Как известно, обобщающим показателем эффективности технологического процесса является себестоимость изделия (продукции). Себестоимость промышленной продукции – это выраженные в денежной форме текущие затраты предприятия на ее производство и сбыт. Себестоимость – один из важнейших качественных показателей, характеризующих все стороны деятельности предприятия. Снижение себестоимости – важнейший путь к повышению эффективности промышленного производства, поэтому определению себестоимости изготовления продукции уделяют значительное внимание [103].

Анализ себестоимости изготовления машиностроительной продукции на машиностроительных предприятиях Украины показал, что наибольшими являются статьи затрат, связанные с заработной платой производственных рабочих и затратами на сырье и материалы, которые в среднем составляют до 25 %. Уменьшить себестоимость продукции можно, прежде всего, за счет уменьшения статьи затрат, связанной с заработной платой производственных рабочих, что предполагает увеличение производительности труда пу-

тем применения более совершенных технологий, оборудования и инструментов. Важную роль при этом играет инструмент. Как показал анализ финансово-экономической деятельности многочисленных машиностроительных предприятий, статья затрат, связанная с расходом инструментов, составляет 3 – 5 % от себестоимости изготовления изделия. Причем, данный процент фактически не изменяется при использовании новых современных инструментов, которые предлагают ведущие зарубежные станкоинструментальные фирмы и которые в 10 – 100 раз дороже отечественных инструментов. Это связано с тем, что их работоспособность пропорциональна увеличению цены. Однако, применение данных инструментов позволяет увеличить производительность труда, что, естественно, приводит к снижению статьи затрат, связанных с заработной платой рабочих, и решению проблемы снижения себестоимости изготовления машиностроительной продукции.

В работах [114; 119] показано, что снижение цены режущего инструмента на 20 % соответствует снижению себестоимости изделия всего на 0,6 %. Увеличение в 2 раза срока службы режущего инструмента также приводит к небольшому снижению себестоимости изделия – всего на 1,5 %. Увеличение же производительности обработки за счет применения более прогрессивного инструмента на 20 % приводит к снижению себестоимости изделия на 15 %. Следовательно, снижение себестоимости изделия от применения более прогрессивного инструмента происходит за счет снижения статьи затрат, связанных с заработной платой рабочих, в результате повышения производительности труда. Поэтому чрезвычайно важной является задача эффективного применения современных сборных конструкций твердосплавных режущих инструментов с износостойкими покрытиями, обеспечивающих существенное уменьшение себестоимости и увеличение производительности обработки.

В настоящее время в Украине сформировался достаточно большой рынок инструментов, на котором наблюдается острая конкурентная борьба мировых лидеров по изготовлению инструментов – фирм, представляющих такие экономически развитые страны как Япония, Южная Корея, Германия, Израиль и другие. Рынок насы-

щен различными инструментами и задача состоит лишь в том, чтобы правильно ориентироваться в выборе инструментов по принципу цена/качество.

Длительное время руководители предприятий Украины психологически не были готовы к переходу на новые зарубежные инструменты в связи с их чрезвычайно высокой стоимостью. Однако в последние годы в результате большой работы по рекламированию этих инструментов и их преимуществ произошла психологическая ломка старых стереотипов и предприятия все чаще стали использовать в производстве зарубежный инструмент. В результате на некоторых ведущих машиностроительных предприятиях применяется до 90 % таких инструментов и это несмотря на чрезвычайно высокие цены на инструменты. Основными достоинствами этих инструментов являются высокая стойкость и надежность работы, чего не достигалось ранее при использовании традиционных отечественных инструментов из твердых сплавов и быстрорежущих сталей. Это позволяет эффективно их использовать в условиях высокоскоростного резания, обеспечивая высококачественную и высокопроизводительную обработку.

Традиционно вопросы себестоимости изготовления машиностроительной продукции изучаются в рамках как экономических, так и технических наук. Так, по определению технология машиностроения – это наука об изготовлении машин требуемого качества в установленном производственной программой количестве и в заданные сроки при наименьших затратах живого и автоматизированного труда, т.е. при наименьшей себестоимости [172]. Данное определение, по сути, является формулировкой задачи оптимизации с указанием целевой функции – себестоимости и технологических ограничений. В связи с этим, в научно-технической литературе приведено большое количество решений, касающихся снижения себестоимости продукции. Традиционно в рамках экономических наук задача определения условий снижения себестоимости продукции решается на основе сравнения нескольких вполне конкретных вариантов изготовления данной продукции (по всем статьям затрат) и выбора из них наилучшего варианта. Однако при этом возникает

вопрос: а что, если в числе рассматриваемых вариантов не окажется оптимального (обеспечивающего минимум себестоимости), тогда и выбранный наилучший вариант не будет оптимальным.

Кроме того, при выборе оптимального варианта технологического процесса изготовления деталей по критерию минимально возможной себестоимости используются, как правило, результаты экспериментальных исследований, полученных для вполне конкретных условий обработки. Это позволяет получить решения, охватывающие “узкие” диапазоны исследуемых параметров, тогда как для обоснованного выбора оптимального варианта обработки необходимо располагать общими решениями, которые справедливы в широких диапазонах изменения параметров и могут быть получены только аналитическими методами. Поэтому в научно-технической литературе к вопросу определения наименьшей себестоимости продукции подходят аналитически, что позволяет более полно с общих позиций представить себестоимость и исключить фактор неопределенности, т.к. в расчетах анализируется экстремум (минимум) себестоимости, т.е. рассматривается заведомо оптимальное решение. Для упрощения расчетов принято оперировать так называемой технологической себестоимостью, учитывающей лишь изменяющиеся статьи затрат при обработке деталей, связанные с заработной платой рабочих, расходом инструментов и электроэнергии при обработке [172]. Это позволяет получить достаточно простые аналитические зависимости для определения минимума себестоимости обработки и научно обоснованно подойти к определению условий снижения себестоимости, в частности, к обоснованию механизма влияния характеристик инструментов на снижение себестоимости.

Поэтому используя данный подход, важно произвести оценку возможностей эффективного использования прогрессивных режущих инструментов с точки зрения снижения себестоимости обработки с учетом двух изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего и расходом на инструменты [125]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot Ц, \qquad (1.1)$$

где N − количество обрабатываемых деталей;

t_0 − основное технологическое время обработки, мин;

$S_{час}$ − тарифная ставка рабочего, грн/мин;

k − коэффициент, учитывающий различные начисления на тарифную ставку рабочего;

T – стойкость инструмента, мин;

$Ц$ − цена инструмента, грн.

Для наиболее распространенного метода механической обработки – продольного точения (рис. 1.1), основное технологическое время обработки t_0 определяется:

$$t_0 = i \cdot \frac{l}{S_{прод}} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot П \cdot l}{V \cdot t \cdot S}, \qquad (1.2)$$

где $i = П / t$ − количество продольных ходов инструмента;

$П$ – величина снимаемого припуска, м;

t – глубина резания, м;

l − длина хода инструмента, м;

$S_{прод} = V \cdot S / (\pi \cdot D_{дет})$ − скорость продольной подачи, м/мин;

V – скорость резания, м/мин;

S – подача, м/об.;

$D_{дет}$ − диаметр детали, м.

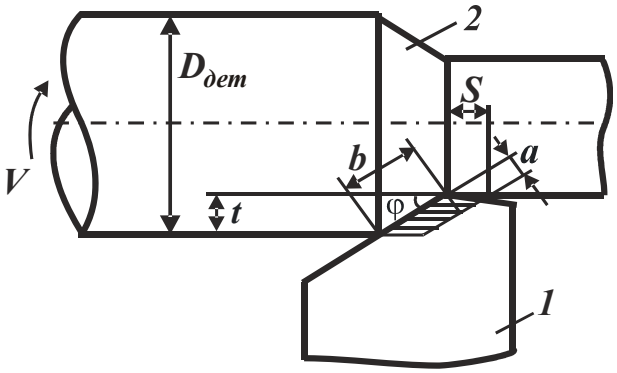


Рис. 1.1. Расчетная схема продольного точения:
1 – резец; 2 – обрабатываемая деталь

Числитель зависимости (1.2) равен объему снимаемого материала, а знаменатель – производительности обработки $Q = V \cdot t \cdot S$.

Стойкость инструмента T связана с величиной t_0 зависимостью $T = n \cdot t_0$, где n – количество деталей, обработанных одним инструментом.

На основе использования результатов исследований многофакторного планирования экспериментов стойкость инструмента T определяется [23]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \tag{1.3}$$

где C_4, m_1, q, p – постоянные для определенных условий обработки.

Подставляя зависимости (1.2) и (1.3) в зависимости $T = n \cdot t_0$, получено:

$$n = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{дет} \cdot П \cdot l \cdot V^{m_1 - 1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}; \tag{1.4}$$

$$M = \frac{N}{n} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot П \cdot l \cdot N \cdot V^{m_1 - 1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}{C_4}. \tag{1.5}$$

Принимая $\vartheta_{сум} = \pi \cdot D_{дет} \cdot П \cdot l \cdot N$ – суммарный объем материала, удаляемого со всех деталей, и подставляя зависимости (1.2) и (1.5) в (1.1), имеем:

$$C = \vartheta_{сум} \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{V \cdot t \cdot S} + \frac{Ц}{C_4} \cdot V^{m_1 - 1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \right). \tag{1.6}$$

Как вытекает из зависимости (1.6), при значениях m_1, q, p, превышающих единицу, имеет место экстремальная зависимость себестоимости обработки C от параметров режима резания V, t и S. Экспериментально установлено: $m_1 > q > p$, $m_1 > 1$ (при обработке сталей и чугунов резцами из твердых сплавов и быстрорежущих сталей $m_1 = 2 \ldots 10$). Параметры p и q в зависимости от условий обработки могут быть больше и меньше единицы.

Рассматривая случай $m_1 > 1$; $0 < p < 1$; $0 < q < 1$, зависимость (1.1) принимает вид:

$$C = \vartheta_{сум} \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{V \cdot t \cdot S} + \frac{Ц}{C_4} \cdot \frac{V^{m_1 - 1}}{t^{1-q} \cdot S^{1-p}} \right). \qquad (1.7)$$

С увеличением параметров режима резания t и S себестоимость обработки C непрерывно уменьшается, а с увеличением скорости резания V − изменяется по экстремальной зависимости.

Экстремальные значения V и C определяются из необходимого условия экстремума $C'_V = 0$:

$$V_{экстр} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot C_4}{(m_1 - 1) \cdot Ц \cdot t^q \cdot S^p} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (1.8)$$

Как видно, значение $V_{экстр}$ тем меньше, чем больше параметры t и S. Вторая производная C''_V в точке экстремума – положительная величина, поэтому имеет место минимум функции $C = f(V)$ (рис. 1.2). Подставляя зависимость (1.8) в (1.7), получено:

$$\boldsymbol{C_{экстр}} = \vartheta_{сум} \cdot m_1 \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{m_1 - 1} \right)^{1 - \frac{1}{m_1}} \cdot \left(\frac{Ц}{C_4} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{t^{1 - \frac{q}{m_1}} \cdot S^{1 - \frac{p}{m_1}}}. \qquad (1.9)$$

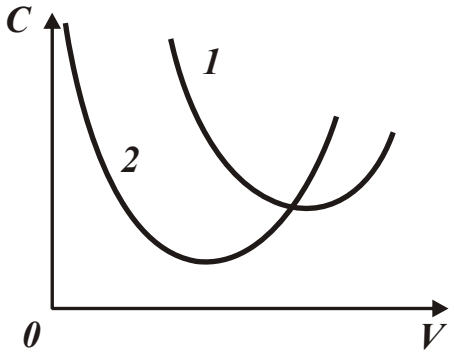


Рис. 1.2. Зависимость C от V при условии $S = const$ $(S_1 < S_2)$

Себестоимость обработки $C_{экстр}$ тем меньше, чем меньше параметры $\vartheta_{сум}$, $S_{час}$, k, $Ц$ и больше C_4, t, S. Уменьшить $\vartheta_{сум}$ можно уменьшением снимаемого припуска $П$ (при заданных значениях l, $D_{дет}$).

Из зависимостей (1.8) и (1.9) вытекает, что с точки зрения обеспечения заданной себестоимости обработки $C_{экстр}$ (рис. 1.3а) увеличение скорости резания $V_{экстр}$ ограничено. Следовательно, применение высокоскоростного резания требует “сдвига” точки экстремума в область больших значений $V_{экстр}$, что может быть достигнуто, исходя из зависимости (1.8), уменьшением цены инструмента $Ц$ и повышением его прочностных свойств, обобщенно определяемых параметром C_4. Однако даже при значительном изменении указанных параметров это не приведет к заметному увеличению $V_{экстр}$, т.к. они входят в зависимость (1.8) со степенью меньше единицы, поскольку $m_1 > 1$. Гораздо большего эффекта в этом случае можно достичь за счет уменьшения параметра $m_1 \to 1$. Тогда, исходя из зависимости (1.8), экстремальное значение скорости резания $V_{экстр} \to \infty$, а себестоимость обработки $C_{экстр}$, описываемая зависимостью (1.9) с учетом $m_1 > p > q$, принимает вид:

$$C_{экстр} = \frac{\vartheta_{сум} \cdot Ц}{C_4 \cdot S \cdot t}. \qquad (1.10)$$

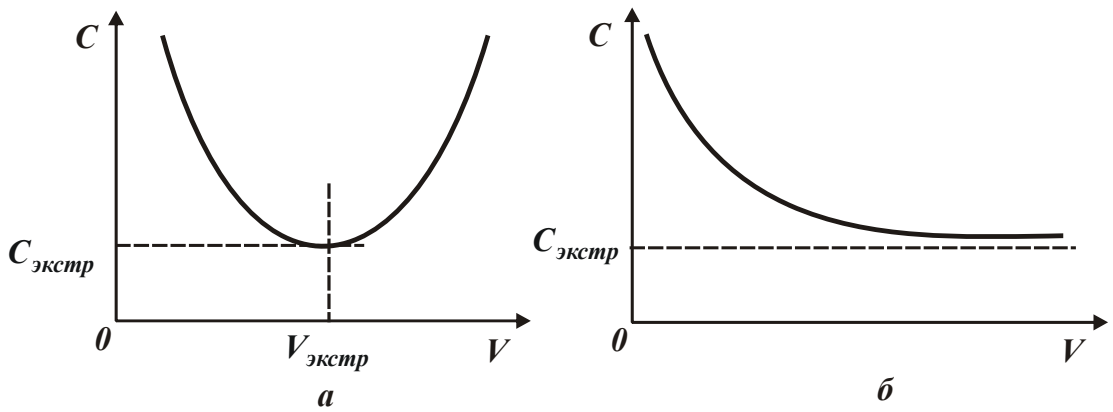


Рис. 1.3. Зависимость C от V при $m_1 > 1$ (а) и $m_1 = 1$ (б)

Зависимость (1.1) после преобразований с учетом $m_1 \to 1$ опишется:

$$C = \frac{\vartheta_{сум} \cdot S_{час} \cdot k}{V \cdot S \cdot t} + \frac{\vartheta_{сум} \cdot Ц}{C_4 \cdot S \cdot t}. \qquad (1.11)$$

Как видно, с увеличением скорости резания V себестоимость обработки C непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к значению $C_{экстр}$ (рис. 1.3б), определяемому зависимостью (1.10). Следовательно, после превышения определенного значения V себестоимость обработки C остается почти неизменной, тогда как производительность обработки $Q = V \cdot t \cdot S$ неограниченно увеличивается, что собственно и предопределяет эффект высокоскоростной обработки. Таким образом, реализация условия $m_1 \to 1$, по сути, открывает новые технологические возможности механической обработки, многократного увеличения производительности при неизменной себестоимости обработки.

С физической точки зрения случай $m_1 = 1$ означает то, что стойкость режущего инструмента не зависит от скорости резания V, т.е. температурный фактор не является определяющим в износе инструмента. Износ происходит в основном от действия механического фактора. Данная закономерность может иметь место при резании алмазными инструментами, которые обеспечивают интенсивный отвод тепла из зоны резания и существенное снижение температуры резания. В результате инструмент при обработке находится фактически в холодном состоянии, что естественно способствует повышению его стойкости. Следовательно, стойкость режущего инструмента определяет главным образом уровень себестоимости обработки C. Исключение преобладающей роли температурного фактора в формировании показателя стойкости инструмента является основным условием уменьшения себестоимости обработки и фактически неограниченного увеличения скорости резания $V_{экстр}$, что позволяет реализовать высокоскоростную обработку на современных высокооборотных станках с ЧПУ. Поэтому необходимым условием реализации высокоскоростной обработки следует рассматривать применение высокооборотных станков с ЧПУ ($n = 20000$ об./мин и более), а достаточным условием – применение режущих инструментов высокой стойкости, для которых справедливо $m_1 \to 1$. Одним из примеров осуществления данного условия может быть применение твердосплавных инструментов с износостойкими плазменными покрытиями, которые сохраняют свои

эксплуатационные свойства при высокой температуре резания.

Производительность обработки $Q_{экстр}$ в точке минимума функции C определяется:

$$Q_{экстр} = \left(\frac{C_4 \cdot S_{час} \cdot k}{(m_1 - 1) \cdot Ц} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot S^{1-\frac{p}{m_1}}. \qquad (1.12)$$

С увеличением параметров t и S производительность обработки $Q_{экстр}$ увеличивается. Поэтому обеспечить уменьшение себестоимости обработки C при одновременном увеличении производительности обработки $Q_{экстр}$ можно увеличением параметров t и S, а также уменьшением $V_{экстр}$ согласно зависимости (1.8).

После подстановки зависимости (1.8) в (1.3), получено:

$$T = \frac{(m_1 - 1) \cdot Ц}{S_{час} \cdot k}. \qquad (1.13)$$

Как видно, оптимальная стойкость инструмента T не зависит от параметров режимов резания, а определяется экономическими параметрами $S_{час}$, k, $Ц$. Параметры $S_{час}$ и k влияют на себестоимость обработки C и стойкость инструмента T. Поэтому между C и T не существует вполне однозначной зависимости. Параметр $Ц$ может изменяться в больших пределах, чем параметры $S_{час}$ и k. Исходя из этого, за счет снижения $Ц$ можно уменьшать параметры C и T, т.е. экономически эффективно работать с минимально возможными значениями T. Уменьшение параметра $Ц$ ведет к увеличению параметров Q и $V_{экстр}$. Поскольку $q < p$, то глубина резания t в зависимость (1.12) входит с большей степенью, чем подача S. В связи с этим целесообразно, в первую очередь, увеличивать глубину резания t до величины снимаемого припуску $П$, т.е. обработку производить за один проход инструмента.

Подачу S необходимо увеличивать с учетом технических ограничений, например, мощности станка, прочности инструмента и привода станка, шероховатости обработанной поверхности и т.д.

Очевидно, при заданной площади поперечного сечения среза эффективно увеличить глубину резания и уменьшить подачу, что согласуется с практическими данными. Зависимость (1.9) с учетом (1.12) принимает вид:

$$C_{экстр} = \vartheta_{сум} \cdot \frac{S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \frac{m_1}{(m_1 - 1)}. \qquad (1.14)$$

По сути, получена зависимость (1.7), в которой второе слагаемое выражено через первое слагаемое. Значение $C_{экстр}$, полученное из зависимости (1.14), всегда больше первого слагаемого в зависимости (1.7) в $m_1/(m_1 - 1)$ раз. Исходя из рис. 1.4, отношение $m_1/(m_1 - 1)$ изменяется в пределах 2 … 1,1 при увеличении m_1 от 2 до 10.

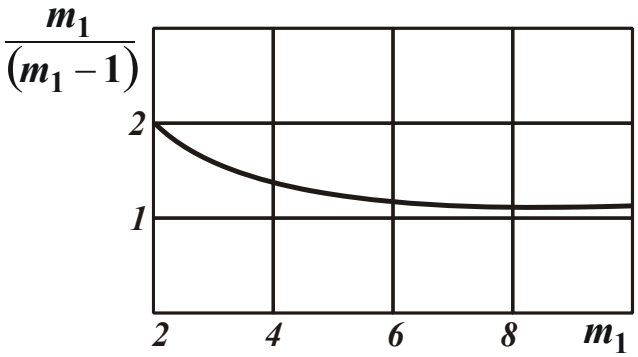


Рис. 1.4. Зависимость $m_1/(m_1 - 1)$ от m_1

Уменьшить себестоимость обработки $C_{экстр}$ можно увеличением производительности обработки $Q_{экстр}$ путем увеличения параметров t, S и уменьшением $Ц$, согласно зависимости (1.12). При этом скорость резания должна устанавливаться в соответствии с зависимостью (1.8). Таким образом показано, что уменьшение себестоимости обработки $C_{экстр}$ достигается за счет увеличения производительности обработки $Q_{экстр}$. Причем, уменьшить себестоимости обработки $C_{экстр}$ и, соответственно, увеличить производительность обработки $Q_{экстр}$ можно как за счет изменения параметров режима резания V, t и S, так и за счет изменения экономических параметров $S_{час}$, k и особенно цены инструмента $Ц$, которая мо-

жет изменяться в широких пределах. Это свидетельствует о необходимости решения технических задач по определению оптимальных вариантов обработки деталей с использованием экономических методов [78].

Различные ограничения обработки, например, точность и шероховатость обработки, приводят к ограничению параметров режима резания t и S, а согласно зависимости (1.12) производительности обработки Q. Себестоимость обработки C в соответствии с зависимостью (1.14) принимает относительно большие значения. Поэтому уменьшить себестоимость обработки C можно осуществлением процесса обработки в две и более операции. Для более глубокого анализа условий обеспечения минимально возможной себестоимости обработки деталей, необходимо во втором слагаемом зависимости (1.1) вместо эмпирической зависимости (1.3) подставить зависимость, установленную аналитическим путем. Это позволит учесть влияние на себестоимость обработки ряда новых параметров, которые обобщенно выражаются в зависимости (1.3) коэффициентом C_4, устанавливаемым экспериментально лишь для вполне конкретных условий обработки, т.е. для “узких” диапазонов изменения рассмотренных параметров обработки.

Проведенный анализ себестоимости обработки позволяет определить экономию по заработной плате рабочих-станочников и расходу режущего инструмента, которая, исходя из (1.1), выражается:

$$\Delta C = C_{нов} - C_{баз} = N \cdot \left(t_{0_{нов}} - t_{0_{баз}}\right) \cdot S_{час} \cdot k +$$

$$+ N \cdot \left(\frac{t_{0_{нов}} \cdot Ц_{нов}}{T_{нов}} - \frac{t_{0_{баз}} \cdot Ц_{баз}}{T_{баз}} \right). \qquad (1.15)$$

В зависимости (1.15) параметры $C_{баз}$, $t_{0_{баз}}$, $T_{баз}$, $Ц_{баз}$ определяют базовый вариант обработки, а параметры $C_{нов}$, $t_{0_{нов}}$, $T_{нов}$, $Ц_{нов}$ – новый вариант обработки. Как видно, величина ΔC тем больше, чем больше разность $\left(t_{0_{нов}} - t_{0_{баз}}\right)$ и второе слагаемое зависимости, которое выражает сложную неоднозначную связь между входящими в нее параметрами. Это обусловлено экстремальностью

зависимости (1.1). Если значения $C_{баз}$ и $C_{нов}$ принадлежат левой ветви зависимости (рис. 1.3а), то будет иметь место однозначное увеличение величины ΔC при переходе от базового к новому варианту обработки. Если значения $C_{баз}$ и $C_{нов}$ принадлежат разным ветвям зависимости (рис. 1.3а), то величины ΔC может принимать как положительные, так и отрицательные значения. В последнем случае экономия ΔC не будет достигнута.

Учитывая неоднозначность решений на основе зависимости (1.15), оценку экономии ΔC двух рассматриваемых вариантов целесообразно производить на основе сравнения минимумов себестоимости обработки C в соответствии с зависимостью (1.14). В данном случае величина $C_{экстр}$ однозначно определяется производительностью обработки $Q_{экстр}$, что упрощает решение оптимизационных задач. Очевидно, чем больше $Q_{экстр}$, тем меньше $C_{экстр}$. Следовательно, с увеличением скорости резания $V_{экстр}$ увеличивается $Q_{экстр}$ и уменьшается $C_{экстр}$. Увеличить $V_{экстр}$, согласно зависимости (1.8), можно, прежде всего, увеличением параметра C_4 (т.е. стойкости режущего инструмента) и уменьшением цены инструмента $Ц$.

При пропорциональном увеличении параметров C_4 и $Ц$ скорость резания $V_{экстр}$, а соответственно и $Q_{экстр}$, $C_{экстр}$ остаются неизменными и на первый взгляд может показаться, что эффект обработки достигаться не будет. Однако при этом необходимо учитывать, что увеличение C_4 предполагает уменьшение безразмерного параметра $m_1 \to 1$ (вследствие повышения физико-механических свойств инструментального материала), а это ведет к неограниченному увеличению скорости резания $V_{экстр}$, согласно зависимости (1.8), и уменьшению себестоимости обработки C до значения $C_{экстр}$ (рис. 1.3б). Как показано выше, данная закономерность составляет основу высокоскоростной обработки деталей машин, обеспечивающей существенную экономию от снижения заработной платы рабочего-станочника и расхода режущего инструмента. Таким образом, в работе экономически обоснован научный подход к выбору оптимального

варианта механической обработки и приобретаемого станка с ЧПУ.

Среди большого количества факторов, определяющих условия повышения эффективности деятельности предприятия, следует особо выделить модернизацию производства, его техническое перевооружение новыми технологиями, оборудованием, инструментами и оснасткой [103; 106; 122]. Этому в значительной степени способствуют последние достижения в области микропроцессорной техники, которые открыли новые перспективы создания высокоэффективных металлообрабатывающих станков типа “обрабатывающий центр” с числовым программным управлением. При рациональном использовании эти станки обеспечивают повышение в 10 – 100 раз производительности труда и достижение высоких показателей качества изготовления деталей машин, что создает объективные предпосылки кардинальной перестройки производства, выхода машиностроительных предприятий из кризиса и организации выпуска отечественной высококачественной конкурентоспособной машиностроительной продукции. Подтверждением тому является опыт модернизации производства на ряде машиностроительных предприятий города Харькова и в целом по Украине и технического перевооружения передовых машиностроительных предприятий новыми наукоемкими технологиями изготовления деталей машин. Значительные успехи в этом направлении достигнуты в первую очередь на предприятиях авиационного комплекса, где остро стоит проблема изготовления высокоточных деталей [113]. Так, на ГП ХМЗ “ФЭД” для ее решения приобретено и эффективно используется свыше 50 единиц современных высокооборотных станков с ЧПУ производства ведущих зарубежных станкостроительных фирм. В результате более половины сложных в изготовлении деталей гидро- и топливорегулирующей аппаратуры авиационного назначения (изготовленных из высокопрочных сплавов и сталей) обрабатывается на данных станках по новым технологиям. Это позволило, во-первых, гарантированно обеспечить высокие требования по точности и качеству обрабатываемых поверхностей, т.е. успешно осуществить прецизионную обработку деталей. Во-вторых, многократно уменьшить трудоемкость обработки, поскольку по действующим

технологиям детали обрабатывались на разных станках, а это требовало их длительной наладки, переустановки деталей, что также приводило к снижению точности обработки. По новым технологиям обработка данных деталей производится на одном станке фактически с одного установа в автоматизированном режиме. Это обеспечивает более точное позиционирование обрабатываемой детали, резко снижает трудоемкость ее изготовления. Например, сложные в изготовлении детали ранее обрабатывались на универсальном оборудовании с большим количеством токарных, фрезерных и сверлильных операций. В настоящее время эти операции объединены в одну операцию, которая выполняется на современном обрабатывающем центре “Picomax 60”. Если ранее для обработки одной детали использовалось, например, 47 различные видов режущих инструментов, то по новой технологии – всего 23 инструмента, т.е. достигнута значительная экономия по расходу режущих инструментов. При этом стабильно обеспечиваются высокие показатели шероховатости и точности обработки. Производительность труда повысилась в 2,5 раза, что позволило сократить число работающих с 8 до 2-х человек. Вместе с тем, данные станки с ЧПУ – зарубежного производства и дорогостоящие. Поэтому вопросы их приобретения предприятием требуют тщательного экономического анализа и, прежде всего, с точки зрения снижения себестоимости на операциях обработки деталей машин, т.к. снижение себестоимости – важнейший путь к увеличению прибыли и рентабельности товарной продукции, повышению промышленного производства. В связи с этим были проведены экспериментальные исследования себестоимости обработки на операции фрезерования [40]. Установлено, что применение сборной концевой фрезы, оснащенной твердосплавными пластинками с износостойким покрытием (зарубежного производства), по сравнению с отечественной монолитной фрезой позволяет до 10 раз уменьшить себестоимость и примерно в такое же количество раз увеличить производительность обработки. Эффект достигается главным образом за счет снижения статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего. При этом статья затрат, связанная с расходом режущих инструментов, незначительна и составляет всего 5 – 7 % в суммарных затратах на обработку. Из это-

го вытекает возможность увеличения стоимости инструмента без заметного увеличения суммарных затрат на обработку, что предполагает применение более производительных инструментов, обеспечивающих существенное увеличение производительности и снижение статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего, и в целом – снижение себестоимости обработки.

Перспективным направлением решения данных задач стало применение высокоскоростной обработки на современных высокооборотных станках с ЧПУ: “PICOMAX”, “HERMLE”, “SPINNER” и т.д. Обработка корпусных деталей на этих станках осуществляется с повышенными скоростями резания ($n = (4000 – 20000)$ об/мин) и подачами ($S = (6 – 30)$ м/мин). Широко применяются прогрессивные режущие инструменты фирм “KORLOY”, “ISKAR”, “GUHRING”, “TAEGUTEC” и др., что позволяет резко повысить производительность, точность и качество обработки. Несмотря на высокую стоимость этих станков с ЧПУ и инструментов, в условиях высокоскоростной обработки срок их окупаемости незначителен.

Показательным может быть также опыт применения современных высокооборотных станков с ЧПУ в основном производстве ПАО “Свет шахтера” (г. Харьков). Основная продукция данного предприятия – шахтное оборудование, в частности шахтные конвейеры. Главной проблемой при их изготовлении является изготовление редуктора привода. В настоящее время конструкторским бюро завода разработана гамма прогрессивных конструкций редукторов и поэтому актуальна проблема их качественного изготовления. Для успешного решения данной проблемы заводом приобретен ряд новых металлообрабатывающих станков с ЧПУ, которые в настоящее время эффективно эксплуатируются. Так, благодаря применению современного зубошлифовального станка с ЧПУ модели HOFLER RAPID 1250 (рис. 1.5), работающему по методу профильного копирования, удалось высвободить 4 устаревших зубошлифовальных станка, работающих по методу обката, и всю годовую программу обработки зубчатых колес выполнять на одном станке, обеспечивая при этом высокие требования по точности и качеству обрабатываемых поверхностей [104]. Производительность

обработки увеличилась более чем в 5 раз. Примерно в такое же количество раз уменьшилась себестоимость обработки. Срок окупаемости приобретенного зубошлифовального станка составил всего 0,5 года, что свидетельствует о высокой эффективности применения новой прогрессивной технологии зубошлифования. С целью дальнейшего совершенствования операции зубошлифования на заводе была приобретена координатно-измерительная машина GLOBAL Perfomance 122210. Она предназначена для автоматизации контрольных измерений параметров точности обработки зубчатых колес, а также других обработанных деталей редукторов шахтных конвейеров.

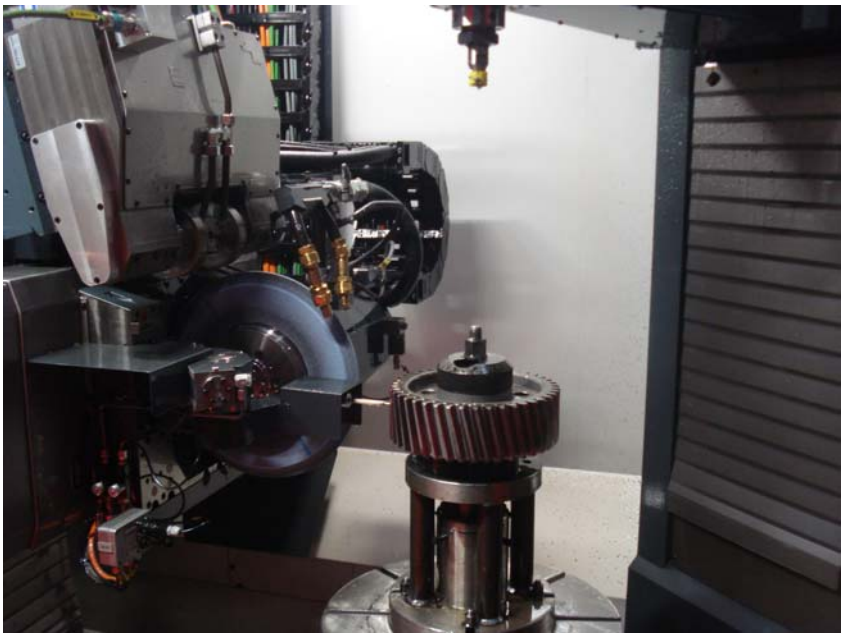


Рис. 1.5. Обработка зубчатого колеса на зубошлифовальном станке модели HOFLER RAPID 1250

Необходимо отметить, что традиционно эти измерения производились с использованием различных измерительных устройств с достаточно низкой точностью измерений и требовали значительного времени на измерение, т.е. были весьма трудоемки. Это затрудняло, во-первых, контролировать размеры обработанных сложнопрофильных зубчатых колес, во-вторых, требовало длительной настройки зубошлифовального станка на заданный размер. В результате общая трудоемкость операций зубошлифования (включая обработку зубчатого колеса на станке, измерение его размеров и поднастройку станка на требуемый размер) увеличивалось многократно. Применение но-

вой координатно-измерительной машины позволило коренным образом изменить структуру технологии зубошлифования, поскольку данная машина позволяет с одного установа измеряемого зубчатого колеса измерить и с помощью компьютера графически представить все отклонения от заданных размеров обработанных поверхностей зубчатого колеса. Это существенно повысило точность и многократно снизило трудоемкость измерений. В связи с этим, фактически исключаются проблемы поднастройки зубошлифовального станка на размер по причине износа шлифовального круга и проявления других факторов. Поднастройка станка производится значительно быстрее во времени и с большей точностью, что в конечном итоге приводит к повышению качества обработки зубчатого колеса и, соответственно, срока его службы.

Изготовленный таким образом редуктор привода шахтного конвейера характеризуется более высокими технико-экономическими показателями и становится вполне конкурентоспособным с лучшими зарубежными аналогами. В результате продукция ПАО “Свет шахтера” фактически завоевала рынок Украины, поскольку шахтные конвейеры используются практически на всех угольных шахтах Украины, а также на многих шахтах России и Республики Беларусь. Таким образом, благодаря разработке новой технологии изготовления редукторов приводов шахтных конвейеров на основе оптимизации параметров операций по критерию наименьшей себестоимости обработки удалось существенно снизить трудоемкость и себестоимость изготовления редукторов при обеспечении высокого качества обработки. Это позволило в конечном итоге выйти на создание конкурентоспособной машиностроительной продукции.

1.2. Теоретический анализ себестоимости механической обработки

Для более глубокого анализа себестоимости лезвийной обработки следует зависимость (1.1), учитывающую две изменяющиеся статьи затрат при обработке, связанные с заработной платой рабочего и стоимостью израсходованных инструментов, представить:

$$C = N \cdot t_{оп} \cdot S_{час} \cdot k + N_0 \cdot Ц\ , \qquad (1.16)$$

где $t_{оп} = t_0 + t_1$ – оперативное время обработки, с;

t_0, t_1 – основное и вспомогательное время обработки, с;

N_0 – количество потребляемых инструментов.

Принимая $t_0 = l / S_{прод}$; t_1=0; $T = n \cdot t_0$; $T = A / S_{прод}^{к}$ с учетом $N_0 = N / n$ и $n = A / \left(l \cdot S_{прод}^{к-1}\right)$, имеем:

$$C = N \cdot l \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{S_{прод}} + \frac{Ц}{A} \cdot S_{прод}^{к-1} \right), \qquad (1.17)$$

где l – длина технологического перехода, м;

n – количество деталей, обработанных одним инструментом;

A, $к$ – параметры, зависящие от условий обработки, устанавливаются экспериментально.

В зависимости от показателя степени $к$ себестоимость C при увеличении скорости продольной подачи $S_{прод}$ может уменьшаться ($к \le 1$) или изменяться по экстремальной зависимости ($к > 1$), проходя точку минимума. В последнем случае экстремальное значение скорости продольной подачи $S_{экстр}$ определяется из необходимого условия экстремума $C'_s = 0$, тогда:

$$S_{экстр} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot A}{(к-1) \cdot Ц} \right]^{\frac{1}{к}}. \qquad (1.18)$$

Экстремальное (минимальное) значение себестоимости обработки $C_{эктр}$ равно

$$C_{экстр} = N \cdot l \cdot S_{час} \cdot k \cdot \frac{к}{(к-1)} \cdot \left[\frac{(к-1) \cdot Ц}{S_{час} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{к}}. \qquad (1.19)$$

Влияние параметров N и l на $C_{экстр}$ более значительно, чем параметров $S_{час}$, k, $Ц$ и A при условии $к > 1$. Следовательно, основным путем снижения себестоимости обработки является умень-

шение произведения $N \cdot l$. Уменьшить l можно за счет оптимизации траектории движения инструмента при обработке сложных деталей на станках с ЧПУ. Однако при этом в зависимость (1.19) необходимо ввести второе слагаемое $Ц_1$, равное стоимости станка с ЧПУ. Эффект будет иметь место в том случае если первое слагаемое больше второго, т.е. при относительно большом значении N.

Применение станков с ЧПУ снижает затраты, связанные с изготовлением технологической оснастки, но создает дополнительные затраты $Ц_2$ по подготовке управляющих программ. Зависимость (1.19) опишется:

$$C_{экстр} = N \cdot l \cdot S_{час} \cdot k \cdot \frac{к}{(к-1)} \cdot \left[\frac{(к-1) \cdot Ц}{S_{час} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{к}} + Ц_1 + Ц_2. \quad (1.20)$$

Если стоимость технологической оснастки $Ц_2$ преобладает в (1.20), то ее существенное уменьшение (практически до уровня стоимости управляющих программ) позволит уменьшить себестоимость обработки $C_{экстр}$ даже при относительно небольшой программе обрабатываемых деталей N. Следовательно, станки с ЧПУ эффективно применять при изготовлении сложных деталей (эффект создается за счет оптимизации траекторий движения инструмента и уменьшения l) и при изготовлении небольших партий деталей (эффект создается за счет уменьшения затрат на технологическую оснастку).

Согласно зависимости (1.19), уменьшить $C_{экстр}$ можно уменьшением соотношения $Ц/A$, т.е. уменьшением стоимости инструмента (или его переточки) и повышением его эксплуатационных характеристик (обобщенно определяемых параметром A) путем применения эффективных смазочно-охлаждающих технологических сред, упрочнения инструмента, оптимизации режимов резания и т.д. Эффективно применение прогрессивных высокопроизводительных технологий и инструментов, обеспечивающих уменьшение соотношения $Ц/A$.

Зависимость (1.16) можно представить в виде:

$$C = N \cdot (t_0 + t_1) \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot l \cdot \frac{Ц}{A} \cdot S^{к-1}. \qquad (1.21)$$

Важным условием уменьшения себестоимости обработки C является уменьшение вспомогательного времени обработки t_1 за счет применения станков – автоматов. Однако при этом в (1.21) необходимо ввести третье слагаемое $Ц_3$, равное стоимости станка-автомата. Эффект будет иметь место в том случае, если третье слагаемое существенно меньше суммы первых двух слагаемых, т.е. при большом значении N. С этих позиций можно объяснить также эффективность применения многооперационных станков и станков с ЧПУ, так как они обеспечивают снижение вспомогательного времени обработки t_1.

Уменьшить себестоимость обработки C можно применением многоинструментных станков. Зависимость (1.21) с учетом стоимости станка $Ц_3$ примет вид:

$$C = N \cdot (t_0 + t_1) \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot l \cdot \frac{Ц}{A} \cdot S^{к-1} + Ц_3, \qquad (1.22)$$

где $N_1 = N / z_1$;

z_1 – количество одновременно работающих инструментов.

Как видно, уменьшение себестоимости обработки C происходит в том случае, если третье слагаемое меньше суммы первых двух, т.е. при больших значениях N. Принимая $t_1 = 0$ и $t_0 = l / S_{прод}$, зависимость (1.22) опишется:

$$C = N \cdot l \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{z_1 \cdot S_{прод}} + \frac{Ц}{A} \cdot S_{прод}^{к-1} \right) + Ц_3. \qquad (1.23)$$

Экстремальные значения скорости продольной подачи $S_{экстр}$ и себестоимости обработки $C_{эктр}$ равны:

$$S_{экстр} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot A}{(к-1) \cdot z_1 \cdot Ц} \right]^{\frac{1}{к}}; \qquad (1.24)$$

$$C_{экстр} = N \cdot l \cdot S_{час} \cdot k \cdot \frac{1}{z_1} \cdot \frac{\kappa}{(\kappa - 1)} \cdot \left[\frac{(\kappa - 1) \cdot z_1 \cdot Ц}{S_{час} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{\kappa}} + Ц_3. \quad (1.25)$$

Значения $S_{экстр}$ и $C_{эктр}$ тем меньше, чем больше z_1. Очевидно, для каждого значения ***N*** существуют оптимальные значения z_1 и $Ц_3$, определяющие характеристики многоинструментного станка.

Данный анализ справедлив при условии $\kappa > 1$. При условии $\kappa \leq 1$, согласно зависимости (1.17), экстремум себестоимости обработки C от скорости продольной подачи $S_{прод}$ отсутствует: себестоимость C при увеличении $S_{прод}$ непрерывно уменьшается. Ограничениями увеличения $S_{прод}$ могут быть требования по качеству и точности обработки. Определить оптимальную скорость продольной подачи $S_{прод}$ можно на основе оптимизации режимов резания с учетом ограничений, например, по шероховатости и точности обработки, остаточным напряжениям в поверхностном слое детали и т.д.

Учитывая то, что скорость продольной подачи $S_{прод}$ определяет производительность обработки Q, между себестоимостью обработки C и производительностью обработки Q при условии $\kappa \leq 1$ существует обратная связь. Чем больше Q, тем меньше C. В этом случае критерии оптимизации обработки C и Q равносильны.

1.3. Определение условий уменьшения себестоимости механической обработки деталей машин

В условиях рыночной экономики вопросы снижения себестоимости изготовления деталей машин приобретают чрезвычайно важное значение, поскольку это связано с созданием конкурентоспособной машиностроительной продукции. Как известно, уменьшить себестоимость изготовления деталей машин можно за счет применения современных эффективных высокопроизводительных и малоэнергозатратных технологий, оборудования и инструментов, обес-

печивающих повышение производительности труда. Однако при этом возникает трудноразрешимая задача определения оптимальной маршрутно-операционной технологии изготовления конкретной детали по критерию наименьшей себестоимости обработки. Традиционно данная задача решается в рамках структурно-параметрической оптимизации с использованием эмпирических зависимостей для расчета себестоимости обработки. Для этого чисто интуитивно из собственного опыта технолог или инженер-экономист назначает несколько вариантов технологического маршрута, математически описывает их и выбирает наиболее эффективный из них по критерию наименьшей себестоимости. Однако данный подход не гарантирует выбора оптимального варианта, так как в числе рассматриваемых вариантов его может просто не оказаться [103].

Для научно обоснованного выбора оптимального варианта обработки следует использовать теоретические (аналитические) подходы к решению задач структурно-параметрической оптимизации, состоящие в аналитическом описании себестоимости обработки и определении условий ее уменьшения [124; 125]. Это позволит максимально использовать потенциальные возможности прогрессивных технологий, оборудования и инструментов. Поэтому в настоящем параграфе теоретически обоснованы условия уменьшения себестоимости обработки деталей машин, и разработаны практические рекомендации по повышению экономической эффективности производства. Себестоимость обработки C с учетом трех основных статей затрат определяется зависимостью:

$$C = N \cdot t_{оп} \cdot S_{час} \cdot k + N_0 \cdot Ц + N \cdot S_{элект} \cdot P \cdot t_{оп}, \qquad (1.26)$$

где N, N_0 − количество обрабатываемых деталей и потребляемых инструментов, шт.;

$t_{оп} = k_{всп} \cdot t_0$ – оперативное время обработки 1 детали, мин;

t_0 – основное технологическое время обработки 1 детали, мин;

$k_{всп}$ − коэффициент, учитывающий долю вспомогательного времени на обработку одной детали по отношению к основному времени ($k_{всп} > 1$);

$S_{элект}$ – стоимость единицы электрической энергии, грн/Дж;

P – потребляемая мощность процесса обработки, Вт.

В зависимости (1.26) учтены три основные статьи затрат, связанные с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке.

Как следует из зависимости, уменьшить себестоимость обработки C можно уменьшением параметров $t_{оп}$, N_0, $Ц$ и P. Общеизвестно, что параметры $t_{оп}$ и N_0 связаны между собой условиями обработки (режимом резания, характеристиками инструмента и т.д.). Поэтому для обоснования путей уменьшения себестоимости обработки C необходимо знать функциональные связи между параметрами $t_{оп}$ и N_0, установленные аналитическим или эмпирическим путем. Обычно в расчетах эти связи не рассматривают, сравнивают по себестоимости лишь отдельные варианты обработки для вполне конкретных значений $t_{оп}$ и N_0. В результате приходят к частным, далеко не оптимальным, решениям. Для получения общих оптимальных решений необходимо знать функциональные связи между первым и вторым слагаемыми зависимости (1.26) и пренебрегая третьим слагаемым в силу его малости. Иными словами, необходимо подчинить экономическую формулу себестоимости обработки C технологическим закономерностям в виде функциональной связи $t_{оп}$ и N_0, т.е., по сути, соединить знания экономиста и технолога. Этот путь открывает принципиально новые возможности в проектировании технологических процессов и технологической подготовке производства.

Например, подстановкой в зависимость (1.26) формулы для расчета количества потребляемых инструментов N_0 (выражая N_0 через $t_{оп}$) определяется экстремум (минимум) себестоимости обработки C и реализующие ее оптимальные значения параметров $t_{оп}$ и N_0. Это позволяет с единых позиций сравнить различные технологические схемы обработки на разном оборудовании, режимы резания, характеристики режущих инструментов, обосновать условия уменьшения параметров $t_{оп}$, N_0 и $Ц$ (за счет применения износостойких покрытий

инструментов, прогрессивных технологий его обработки, новых конструкций инструментов и т.д.).

Задача №1. Сравним первое и третье слагаемые зависимости (1.26). Из курса физики известно, что мощность резания $P = P_z \cdot V$, где $P_z = \sigma \cdot S$ – главная (тангенциальная) составляющая силы резания, Н; σ – энергоемкость обработки, Н/м^2; S – площадь поперечного сечения среза, м^2; V – скорость резания, м/с. Тогда $P = \sigma \cdot S \cdot V = \sigma \cdot Q$, где Q – производительность обработки, м^3/с.

Учитывая, что $t_0 = \vartheta / Q$, а $\vartheta_{сум} = N \cdot \vartheta$ и $k_{всп} = 1$, зависимость (1.26) примет вид:

$$C = \vartheta_{сум} \cdot \left(S_{час} \cdot k + S_{элкет} \cdot \sigma\right) + N_0 \cdot Ц, \qquad (1.27)$$

где ϑ – объем материала, снимаемый с 1 детали, м^3;

$\vartheta_{сум}$ – суммарный объем материала, снимаемый с N деталей, м^3.

Как видно, первое и третье слагаемые зависимости (1.26) удалось объединить и свести к одному слагаемому (заключенному в скобки), что позволяет провести их раздельный количественный анализ. Произведем расчеты для следующих расчетных данных, установленных экспериментально при точении: $Q = 20 \cdot 10^3$ мм^3/мин; $\sigma = 10^4$ Н/мм^2. Примем $S_{час} = 25$ грн/час; $k = 1$; $S_{элект} =$ = 1 грн/(кВт·час)=10^{-3} грн/(Вт·час).

Тогда первое слагаемое, заключенное в скобки, равно $2 \cdot 10^{-5}$ грн/мм^3. Соответственно, второе слагаемое, заключенное в скобки, равно: $0{,}3 \cdot 10^{-5}$ грн/мм^3.

Как видно, затраты, связанные с заработной платой рабочего, существенно превышают затраты на электрическую энергию при обработке. При существенном увеличении энергоемкости обработки σ (например, в 10 раз), что может иметь место при шлифовании труднообрабатываемых материалов, второе слагаемое, заключенное в скобки, будет сопоставимо с первым слагаемым. С физической точки зрения это обусловлено интенсивным затуплением круга и возникновением значительной силы трения в зоне резания.

Как установлено экспериментально, изменение параметров режима резания незначительно влияет на изменение энергоемкости обработки σ. Более существенное влияние оказывает метод обра-

ботки и применяемый инструмент. Как показано выше, при шлифовании энергоемкость обработки σ значительно больше, чем при лезвийной обработке (точении, фрезеровании). Следовательно, в этом случае параметр σ следует учитывать при расчете себестоимости обработки.

Задача №2.

Необходимо определить оптимальные параметры механической обработки по критерию наименьшей себестоимости применительно к алмазному шлифованию, являющемуся одним из наиболее эффективных методов повышения качества и производительности обработки, снижения затрат на производство.

Преобразуем зависимость (1.26) с учетом соотношений:

$$t_0 = \frac{\vartheta}{Q};\ \ \vartheta_{сум} = N \cdot \vartheta;\ \ \ T = \frac{h}{V_{изн}};\ V_{изн} = \frac{Q_{изн}}{\pi \cdot D_{кр} \cdot B};\ q = \frac{Q_{изн} \cdot \rho_a \cdot \alpha}{Q \cdot \rho_м},$$

где h – толщина алмазоносного слоя круга, м;

B, $D_{кр}$ – ширина рабочей части и диаметр круга, м;

$Q_{изн}$ – объем алмазоносного слоя круга, который изнашивается в единицу времени, м^3/с;

q – удельный расход алмаза, кг/кг;

ρ_a, $\rho_м$ – плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м^3;

α – коэффициент, учитывающий объем, занимаемый алмазным порошком в общем объеме алмазоносного слоя круга.

Пренебрегая третьим слагаемым в зависимости (1.26) с учетом его малости, после преобразований получено:

$$C = \vartheta_{сум} \cdot \left(\frac{A_1}{Q} + \frac{Ц}{V_{алмаз}} \cdot \frac{\rho_м}{\rho_a \cdot \alpha} \cdot q \right)_1, \qquad (1.28)$$

где $V_{алмаз} = B \cdot h \cdot \pi \cdot D_{кр}$ – объем алмазоносного слоя круга, м^3;

$A_1 = S_{час} \cdot k_{всп} \cdot k$.

Произведение параметров $V_{алмаз} \cdot \rho_a \cdot \alpha = m_a$ определяет массу алмазных зерен, а отношение $Ц / m_a = Ц_1$ – цену единицы массы алмазного порошка. Экспериментально установлено, что между пе-

ременными величинами Q и q существует функциональная связь $q = \beta \cdot Q^m$, где β, m – параметры, определяемые экспериментально (рис. 1.6а). С учетом сказанного, зависимость (1.28) опишется:

$$C = V \cdot \left(\frac{A_1}{Q} + Ц_1 \cdot \rho_м \cdot \beta \cdot Q^m \right). \qquad (1.29)$$

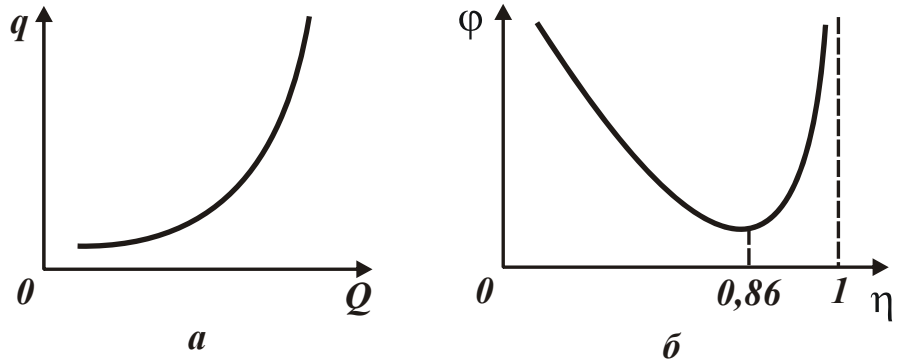


Рис. 1.6. Зависимости q от Q (а) и φ от η (б)

Как видно, себестоимость обработки C с изменением производительности обработки Q изменяется по экстремальной зависимости. Поэтому, подчиняя функцию C необходимому условию экстремума C'_Q, определено экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$:

$$Q_{экстр} = \left(\frac{A_1}{Ц_1 \cdot \rho_м \cdot \beta \cdot m} \right)^{\frac{1}{m}}. \qquad (1.30)$$

Для условия $m \geq 2$ вторая производная C''_Q в точке экстремума − положительна, т.е. имеет место минимум себестоимости обработки C.Исходя из зависимости (1.30), увеличить $Q_{экстр}$ можно увеличением $A_1 = S_{час} \cdot k_{всп} \cdot k$ и уменьшением $Ц_1$, $\rho_м$, β, m. В данном случае $Ц_1$, β, m определяются прочностью и износостойкостью алмазных зерен. Следовательно, характеристики алмазных зерен неоднозначно влияют на $Q_{экстр}$ и себестоимость обработки.

Необходимо отметить, что возможности решения задачи оптимизации оптимальных условий обработки на основе эксперимен-

тально установленной зависимости $q = f(Q)$ весьма ограничены, поскольку зависимость (1.30) не содержит параметров режима шлифования, характеристик круга и детали. В связи с этим, следует провести анализ себестоимости обработки с использованием аналитической зависимости $q = f(Q)$ [4]:

$$q = \frac{\rho_a \cdot \alpha \cdot HV}{\rho_m \cdot c \cdot p \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot tg\gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{(1-\eta)}}, \qquad (1.31)$$

где $\sigma_{сж}$, HV – прочность на сжатие и твердость обрабатываемого материала, Н/м^2;

$P_н = P_y / a \cdot B$ – нормальное давление, Н/м^2;

P_y – нормальная составляющая силы резания при шлифовании, Н;

a – толщина поперечного сечения обрабатываемого образца, м;

γ – половина угла при вершине режущего зерна;

η – безразмерный коэффициент, изменяющийся в пределах 0 … 1 и определяющий степень затупления зерна (для “острого” зерна $\eta \to 0$, для затупленного зерна $\eta \to 1$);

c – коэффициент, характеризующий износостойкость зерна, Н/м^3.

Согласно приведенной зависимости, с изменением безразмерного коэффициента η в пределах 0 … 1 удельный расход алмаза q подчиняется экстремальной зависимости (рис. 1.6б), где $\varphi = \eta^{-3} \cdot (1-\eta)^{-0,5}$. При выполнении условий $\eta = 0$ и $\eta = 1$ удельный расход алмаза стремится к бесконечности. Минимум функции φ достигается при условии $\eta = 0{,}86$. Производительность обработки определяется зависимостью [4]:

$$Q = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1-\eta)}{\pi \cdot tg\gamma \cdot HV}. \qquad (1.32)$$

При $\eta \to 1$, т.е. при шлифовании затупленными зернами, имеем $Q \to 0$. Подставляя зависимости (1.31) и (1.32) в (1.29), получено:

$$C = V\left[\frac{\pi \cdot tg\gamma \cdot HV \cdot A_1}{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1-\eta)} + \frac{Ц_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot HV}{c \cdot P_н \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot tg\gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{(1-\eta)}}\right] \cdot \qquad (1.33)$$

С увеличением безразмерного коэффициента η первое слагаемое увеличивается, а второе уменьшается (рассматривая на рис. 1.6б лишь левую ветвь зависимости $\varphi - \eta$).

При условии $\eta = 0$ второе слагаемое стремится к бесконечности. Следовательно, с увеличением безразмерного коэффициента η себестоимость обработки C первоначально уменьшается от бесконечности до определенного значения (минимума C), затем увеличивается. Минимум себестоимости обработки C достигается при условии $\eta < 0{,}86$.

Для определения экстремального значения безразмерного коэффициента η следует определить первую производную себестоимости обработки C по безразмерному коэффициенту η и полученное выражение приравнять нулю:

$$\frac{(3 - 3{,}5 \cdot \eta) \cdot (1 - \eta)^{0,5}}{\eta^4} = \frac{A_1 \cdot c}{2 \cdot V_{кр} \cdot Ц_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot tg\gamma}{\sigma_{сж} \cdot HV}}. \quad (1.34)$$

Для определения экстремального значения безразмерного коэффициента η необходимо знать численное значение правой части уравнения (1.34). Для этого следует провести анализ минимального значения себестоимости обработки C с учетом экстремального значения η, которое можно установить на основе решения уравнения (1.34), представляя зависимость (1.33) в виде:

$$C_{min} = \frac{V \cdot HV \cdot \sqrt{\pi \cdot tg\gamma}}{P_y} \cdot \left[\frac{A_1 \cdot \sqrt{\pi \cdot tg\gamma}}{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)} + \frac{Ц_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot B}{c \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{сж} \cdot HV}{1 - \eta}} \right]. \quad (1.35)$$

Зависимость (1.35) содержит две переменные величины P_y и $V_{кр}$. С их увеличением минимальное значение себестоимости обработки C_{min} однозначно уменьшается (при условии $\eta = const$), а производительность обработки Q, наоборот, увеличивается. Следовательно, уменьшение минимального значения себестоимости обработки C_{min} обусловлено увеличением производительности Q. Однако пределы уменьшения C_{min} и увеличения Q ограничены.

Полученные результаты исследований использованы на ряде ведущих машиностроительных предприятий Украины для совершенствования технологических процессов обработки деталей машин на основе применения высокоэффективного алмазного шлифования.

Подводя итоги исследования, можно сделать следующие выводы:

1. В работе предложен новый теоретический подход к определению условий уменьшения себестоимости обработки деталей, основанный на установлении функциональных взаимосвязей между основными статьями затрат, связанными с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке.

2. Расчетами установлено, что себестоимость обработки в зависимости от производительности имеет экстремум (минимум), обусловленный степенью износа режущего инструмента. Это позволило определить оптимальные условия механической обработки по критерию наименьшей себестоимости.

3. На примере алмазного шлифования аналитически определены основные условия уменьшения себестоимости обработки, состоящие в поддержании на рабочей поверхности шлифовального круга оптимального режущего рельефа, обеспечивающего высокую режущую способность круга и повышение производительности обработки.

1.4. Оптимизация параметров процесса шлифования по критерию наименьшей себестоимости обработки

При оптимизации параметров процесса шлифования по критерию наименьшей себестоимости обработки следует воспользоваться зависимостью (1.1), принимая стойкость шлифовального круга в виде $T = h / V_{изн}$ и представляя $V_{изн}$ функцией давления, действующего на площадке износа абразивного зерна (рис. 1.7):

$$V_{изн} = \alpha \cdot \left(\frac{P_{y1}}{F} \right)^{0,5}, \qquad (1.36)$$

где h – толщина абразивного слоя шлифовального круга, м;

$V_{изн}$ – линейная скорость износа круга, м/с;

α – размерный коэффициент;

P_{y1} – сила, вызывающая объемное разрушение абразивного зерна или его выпадение из связки круга без разрушения, Н;

$F = \pi \cdot x^2 \cdot tg^2\gamma$ – площадь “площадки износа” на зерне, м^2;

γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна;

$x = \eta \cdot H$ – величина линейного износа зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки круга без разрушения, м [169];

H – максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, отсчитывая ее от вершины максимально выступающего над уровнем связки неизношенного режущего зерна, м;

$$H = \overline{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{600 \cdot P_н}{tg^2\gamma \cdot m \cdot HV}}; \qquad (1.37)$$

$\overline{X}$ – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге.

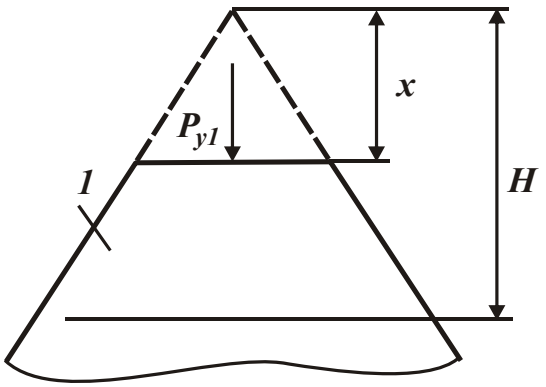


Рис. 1.7. Расчетная схема параметров шлифования: 1 – режущее зерно

После подстановки зависимостей (1.32), (1.36) и (1.37) в зависимость (1.1), получено:

$$C = \frac{A}{(1-\eta)} + \frac{B}{(1-\eta)\cdot\eta}, \qquad (1.38)$$

где $A = \dfrac{\pi \cdot tg\gamma \cdot HV \cdot N \cdot V_0 \cdot S_{час} \cdot k}{2 \cdot V_{кр} \cdot P_н}$;

$$B = \frac{\sqrt{\pi \cdot P_{y1}} \cdot HV \cdot N \cdot V_0 \cdot \alpha \cdot Ц}{2 \cdot V_{кр} \cdot P_н \cdot h \cdot \sqrt{H}}.$$

Как видно, безразмерный коэффициент η неоднозначно влияет на себестоимость обработки C, т.е. имеет место экстремум функции C от η. При выполнении условий $\eta = 0$ и $\eta = 1$ себестоимость обработки стремится к бесконечности ($C \to \infty$). В первом случае это обусловлено тем, что производительность обработки равна нулю ($Q = 0$), а во втором случае тем, что износ круга неограниченно увеличивается вследствие уменьшения величины линейного износа x до момента его объемного разрушения или выпадения из связки круга без разрушения. Для определения экстремума функции C следует подчинить ее необходимому условию экстремума:

$$C'_\eta = \frac{A}{(1-\eta)^2} - \frac{B \cdot (1-2\eta)}{(1-\eta)^2 \cdot \eta^2} = 0. \qquad (1.39)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины η:

$$\eta^2 + \frac{2B}{A} \cdot \eta - \frac{B}{A} = 0. \qquad (1.40)$$

Его решение:

$$\eta_{экстр} = -\frac{B}{A} \pm \sqrt{\frac{B^2}{A^2} + \frac{B}{A}}. \qquad (1.41)$$

Поскольку $\eta_{экстр}$ является положительной величиной, то в зависимости (1.41) необходимо принять знак “+”. Тогда после преобразований окончательно получено:

$$\eta_{экстр} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + \frac{A}{B}}\right)}. \qquad (1.42)$$

Расчетами установлено, что вторая производная C''_{η} в точке экстремума всегда положительна. Следовательно, в точке экстремума имеет место минимум функции C (рис. 1.8а). Знаменатель зависимости (1.42) принимает значения больше 2, поэтому экстремальное значение $\eta_{экстр}$ изменяется в пределах $0 \le \eta_{экстр} < 0{,}5$. В табл. 1.1 приведены рассчитанные по (1.42) экстремальные значения $\eta_{экстр}$.

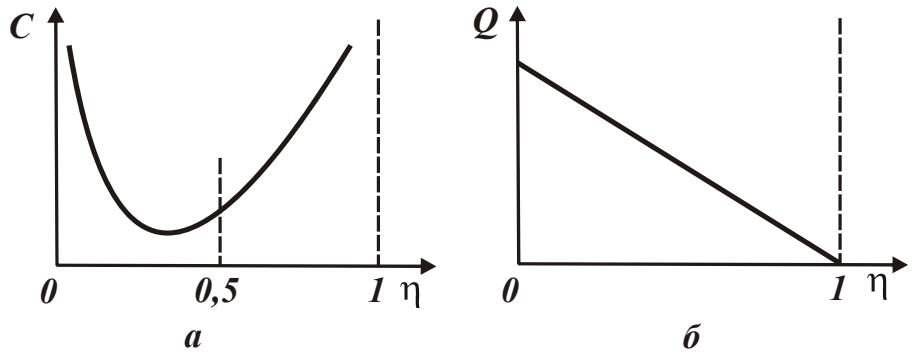


Рис. 1.8. Зависимости себестоимости C (а) и производительности Q (б) обработки от безразмерного коэффициента η

Таблица 1.1

Экстремальные значения $\eta_{экстр}$

A/B	0	1	2	3	5	10	100	1000
$\eta_{экстр}$	0,5	0,41	0,37	0,33	0,29	0,23	0,1	0,01

Подставляя зависимость (1.42) в (1.38), определено минимальное значение себестоимости обработки:

$$C_{min} = B \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{A}{B}}\right)^2 . \qquad (1.43)$$

Как видно, с увеличением A величина C_{min} увеличивается, а с увеличением B изменяется неоднозначно. Выполненные расчеты показали, что первая производная $(C_{min})'_B > 0$. Поэтому с увеличением B величина C_{min} постоянно увеличивается. Из этого вытекает, что уменьшить C_{min} можно уменьшением параметров A и B, т.е. уменьшением первого и второго слагаемых зависимости (1.38). Из зависи-

мости (1.43) также вытекает, что в случае $A/B >> 1$ величина $C_{min} \approx A$, а в случае $A/B << 1$ величина $C_{min} \approx 4B$.

Сравнивая зависимости (1.42) и (1.43), имеем:

$$C_{min} = \frac{B}{\eta_{экстр}^2}. \qquad (1.44)$$

Из зависимости (1.44) вытекает, что уменьшить C_{min} можно уменьшением параметра B и увеличением экстремального значения $\eta_{экстр}$ путем увеличения величины линейного износа x зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки круга без разрушения. Иными словами, эффект уменьшения C_{min} обусловлен возможностью более полного использования режущих свойств абразивных зерен. Однако, как показано выше, величина $\eta_{экстр}$ изменяется в пределах $0 \le \eta_{экстр} < 0{,}5$, т.е. она достаточно ограничена, тогда как величина B может изменяться в более широких пределах, изменяя в широких пределах C_{min}.

После преобразования зависимости (1.43) получено:

$$C_{min} = \frac{\sqrt{\pi \cdot P_{y1}} \cdot HV \cdot N \cdot V_0 \cdot \alpha \cdot Ц}{2 \cdot V_{кр} \cdot P_н \cdot h \cdot \sqrt{H}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{S_{час} \cdot k \cdot tg\gamma \cdot h}{\alpha \cdot Ц} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot H}{P_{y1}}}}\right)^2. \qquad (1.45)$$

Как следует из зависимости (1.45), уменьшить C_{min} можно в первую очередь за счет уменьшения цены инструмента $Ц$ и увеличения параметров режима шлифования $V_{кр}$ и $P_н$, которые входят в зависимость (1.45) с наибольшей степенью. Эффект обработки от повышения твердости шлифовального круга будет зависеть от того, на сколько уменьшится в зависимости (1.45) произведение параметров $\sqrt{P_{y1}} \cdot \alpha \cdot Ц$, т.к. при этом параметры P_{y1} и $Ц$ увеличиваются, а коэффициент α, наоборот, уменьшится. Такая же закономерность наблюдается при увеличении зернистости круга.

Необходимо отметить, что минимум себестоимости обработки C_{min} не соответствует максимальному значению производительности обработки Q, определяемой зависимостью (1.32), т.к. с увеличением

безразмерного коэффициента η в пределах от 0 до 1 производительность обработки Q непрерывно уменьшается вплоть до нуля (рис. 1.8б). Поэтому реализация максимально возможной производительности обработки связана с существенным увеличением себестоимости обработки, что экономически неэффективно. Шлифование с минимальной производительностью также нецелесообразно, поскольку и в этом случае (при $\eta \to 1$) себестоимость обработки $C \to \infty$. Следовательно, существует оптимальная производительность обработки, соответствующая минимуму себестоимости обработки и обусловленная реализацией экстремального значения

$$0 \le \eta_{экстр} < 0{,}5 .$$

Полученные теоретические решения согласуются с известными экспериментальными данными. Так, экспериментально установлено, что при шлифовании в режиме интенсивного износа и самозатачивания круга (вследствие своевременного удаления с рабочей поверхности круга затупленных зерен и поддержания его высокой режущей способности) реализуется максимально возможная производительность обработки Q. При этом себестоимость обработки C резко увеличивается из-за интенсивного выпадения зерен из связки круга (по сути, выполняется условие $\eta \to 0$), и ведение процесса шлифования в таких условиях возможно лишь при обработке материалов повышенной твердости, т.к. в противном случае съем материала фактически отсутствует, и применение процесса шлифования станет экономически неэффективным. Как известно, при работе затупленным кругом из-за чрезвычайно низкой производительности обработки Q, т.е. при условии $\eta \to 1$, также себестоимость обработки C существенно увеличивается, что снижает эффективность процесса шлифования.

1.5. Условия снижения себестоимости механической обработки деталей шахтного оборудования

Развитие угольной промышленности является приоритетным направлением экономики Украины. В особой мере это относится к созданию высокопроизводительной горнодобывающей техники,

конкурентоспособной с мировыми производителями аналогичной продукции. Традиционно на шахтах Украины при добыче угля использовались шахтные конвейеры отечественного производства. Однако, начиная с 1990-х годов, они начали вытесняться шахтными конвейерами, производимыми в Англии, Германии, Италии и других развитых европейских странах, т.к. по своим технико-экономическим показателям они превосходили в то время отечественные шахтные конвейеры. Это касается, прежде всего, стоимости и, отчасти, качества. В связи с этим, на машиностроительных предприятиях Украины, занимающихся изготовлением шахтных конвейеров, начались интенсивные работы по созданию новых конструкций конвейеров, способных по стоимости и качеству изготовления конкурировать с импортными шахтными конвейерами. Значительные успехи в этом направлении достигнуты в ПАО ”Свет шахтера” (г. Харьков), являющемся одним из основных производителей шахтных конвейеров в Украине. Благодаря высокому профессиональному уровню инженеров-конструкторов Специального конструкторского бюро завода, была разработана и запатентована гамма прогрессивных конструкций шахтных конвейеров, отличающихся более простой технологией изготовления, повышенными показателями надежности и ресурса работы. Перед специалистами завода была поставлена задача быстрого освоения производства шахтных конвейеров, обеспечивая при этом снижение их себестоимости до уровня лучших мировых образцов. Несомненно, решить данную задачу можно на основе использования последних достижений в области технологии машиностроения, применяя для этого новые эффективные технологии обработки деталей и сборки изготавливаемых машин, современные станки и инструменты.

Как известно, основу технологического процесса обработки деталей машин составляют технологические операции. Поэтому снижение трудоемкости и себестоимости изготовления шахтных конвейеров состоит в совершенствовании технологических операций. Существует множество подходов к решению задачи снижения себестоимости обработки деталей машин. В основном они базируются на опыте технологов, экономистов при технологической под-

готовке производства конкретных деталей. Для этого выбираются несколько вариантов обработки данной детали, рассчитывается себестоимость обработки для каждого варианта и производится выбор того варианта, для которого себестоимость наименьшая. Однако, как отмечалось выше, может оказаться, что в числе рассматриваемых вариантов оптимальный вариант отсутствует, поэтому будет выбран всего-навсего наилучший из рассматриваемых вариантов. Чтобы этого не произошло, и оптимальный вариант оказался в числе рассматриваемых, необходимо основываться при выборе рассматриваемых вариантов не на опыте и интуиции технологов и экономистов, занимающихся подготовкой производства, а на научной теории принятия решений по определению оптимального варианта обработки деталей машин по критерию наименьшей себестоимости.

К сожалению, в настоящее время данная теория в полном объеме не разработана, имеются лишь отдельные (частные) решения. Основная сложность разработки данной теории состоит в том, чтобы аналитически с единых позиций увязать отдельные статьи затрат, определяющих себестоимость обработки. Знание этих связей позволит, во-первых, количественно оценить возможности снижения каждой статьи затрат, во-вторых, провести аналитическую оптимизацию процессов обработки деталей по критерию наименьшей себестоимости, рассматривая в качестве варьируемых параметров производительность обработки (режимы резания и т.д.), а в качестве ограничивающих факторов – параметры качества обработки.

Несомненно, установить аналитические связи отдельных статей затрат с экономической точки зрения не представляется возможным. Они могут быть установлены на основе технических расчетов. Поэтому, для того чтобы решить задачу оптимизации параметров операций по критерию себестоимости обработки, необходимо располагать техническими знаниями, в противном случае получить научно обоснованные решения по существенному снижению себестоимости обработки не удастся. Придется довольствоваться лишь упрощенными частными решениями, которые, как отмечалось выше, основаны на заранее заданном наборе различных вариантов и выборе из них наилучшего варианта – но далеко не всегда оптимального.

Поэтому для поиска новых решений, позволяющих существенно уменьшить себестоимость обработки деталей машин, необходимо соединить технические и экономические знания и на их основе разработать математическую модель определения себестоимости обработки с учетом аналитически взаимосвязанных между собой основных статей затрат, обусловленных заработной платой рабочего, затратами на потребляемый инструмент, оборудование, электроэнергию и т.д.

Необходимо отметить, что в рамках общей теории технологии машиностроения (в частности, теории резания материалов) попытки провести анализ себестоимости обработки с учетом математически взаимосвязанных основных статей затрат имели место. Однако они основаны на эмпирических зависимостях параметров обработки, установленных экспериментальным путем для частных условий обработки. Это значительно сужает диапазоны изменения рассматриваемых параметров процесса обработки и не позволяет в полном объеме провести анализ отдельных статей затрат на технологической операции и тем более выполнить аналитически параметрическую оптимизацию процесса по критерию наименьшей себестоимости. Поэтому важно аналитически с единых позиций описать основные статьи затрат на выполнение операций, провести оптимизацию и установить оптимальные параметры операций.

Проведенный анализ технологических процессов обработки деталей редукторов шахтных конвейеров показал, что их основу составляют операции точения, растачивания, фрезерования, зубонарезания и шлифования (в особенности зубошлифования). Их удельный вес в суммарной трудоемкости и себестоимости обработки составляет до 90 %. В связи с этим, изыскание путей уменьшения себестоимости обработки на этих операциях является основным направлением снижения суммарной себестоимости изготовления редукторов шахтных конвейеров и создания вполне конкурентоспособной машиностроительной продукции. Поэтому в настоящем параграфе проведен теоретический анализ себестоимости обработки на указанных выше технологических операциях и определены основные условия ее уменьшения.

Операция шлифования. Используя зависимость (1.1), себестоимости обработки может быть представлена в виде:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{Q} \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot \frac{\vartheta}{Q \cdot T} \cdot Ц . \qquad (1.46)$$

Представляя стойкость инструмента в виде: $T = \vartheta_{инстр} / Q_{инстр}$, зависимость (1.46) выразится:

$$C = N \cdot \vartheta \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{Q} + \frac{Q_{инстр}}{Q} \cdot \frac{Ц}{\vartheta_{инстр}} \right), \qquad (1.47)$$

где $\vartheta_{инстр}$ – объем абразивного (рабочего) слоя инструмента, м^3;

$Q_{инстр}$ – объемная скорость износа инструмента, м^3/с.

Отношение $Q_{инстр} / Q = q$ определяет удельный износ круга. В результате зависимость (1.47) опишется:

$$C = N \cdot \vartheta \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{Q} + \frac{q \cdot Ц}{\vartheta_{инстр}} \right) . \qquad (1.48)$$

Согласно экспериментальным данным [158], удельный износ круга q является функцией Q (рис. 1.6а), которую можно аппроксимировать зависимостью:

$$q = A \cdot Q^{n_1} , \qquad (1.49)$$

где A, n_1 – постоянные, зависящие от условий обработки.

С учетом (1.49) зависимость (1.48) выразится:

$$C = N \cdot \vartheta \cdot \left(\frac{S_{час} \cdot k}{Q} + \frac{A \cdot Q^{n_1} \cdot Ц}{V_{инстр}} \right) . \qquad (1.50)$$

Как видно, производительность обработки Q неоднозначно влияет на себестоимость обработки C, т.е. существует экстремум функции C от Q, для определения которого следует подчинить функцию C необходимому условию экстремума: $C'_Q = 0$. В результате получено:

$$C'_Q = -\frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q^2} + \frac{N \cdot \vartheta \cdot A \cdot n \cdot Ц \cdot Q^{n-1}}{\vartheta_{инстр}} . \qquad (1.51)$$

Экстремальное значение производительности обработки Q определяется зависимостью:

$$Q_{экстр} = \left(\frac{S_{час} \cdot k \cdot \vartheta_{инстр}}{A \cdot n_1 \cdot Ц} \right)^{\frac{1}{1+n_1}} . \qquad (1.52)$$

Из зависимости (1.52) следует, что величина $Q_{экстр}$ тем больше, чем меньше параметры A и n_1. Согласно экспериментальным данным [158], эти параметры меньше при глубинном (однопроходном) шлифовании. Следовательно, традиционное многопроходное шлифование с точки зрения себестоимости обработки менее эффективно, т.к. экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$ меньше.

Для определения характера экстремума себестоимости обработки необходимо установить вторую производную от себестоимости:

$$C''_Q = \frac{2 \cdot N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q^3} + \frac{N \cdot \vartheta \cdot A \cdot n_1 \cdot (n_1 - 1) \cdot Ц \cdot Q^{n_1 - 2}}{\vartheta_{инстр}} . \qquad (1.53)$$

Согласно экспериментальным данным [158], справедливо условие $n_1 \geq 1$. Следовательно, первое и второе слагаемые зависимости (1.53) – положительные величины, и поэтому имеет место минимум себестоимости обработки.

Для определения минимальной себестоимости обработки C_{min} следует представить зависимость (1.50) в виде:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta}{Q_{экстр}} \cdot \left(S_{час} \cdot k + \frac{A \cdot Q^{1+n_1} \cdot Ц}{\vartheta_{инстр}} \right) . \qquad (1.54)$$

Подставляя зависимость (1.52) в (1.54), имеем:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \left(1 + \frac{1}{n_1} \right) . \qquad (1.55)$$

Из зависимости (1.55) вытекает, что минимальное значение себестоимости обработки C_{min} вполне однозначно определяется экстремальным значением производительности обработки $Q_{экстр}$: чем больше значение $Q_{экстр}$, тем меньше C_{min}. Исходя из зависимости (1.52) и, как отмечалось выше, увеличить $Q_{экстр}$ можно уменьшением параметров A и n_1 за счет применения глубинного (однопроходного) шлифования. Этим показано, что применение высокопроизводительного глубинного (однопроходного) шлифования является основным направлением снижения себестоимости обработки на операциях шлифования.

Несомненно, добиться увеличения производительности обработки $Q_{экстр}$, согласно зависимости (1.52), можно и другим путем, применяя более прочные и высокотвердые абразивные и алмазные шлифовальные круги. Это приводит к уменьшению параметров A, n_1 и, соответственно, минимальную себестоимость обработки C_{min}. Однако при этом увеличивается стоимость кругов $Ц$, что может нивелировать данный эффект обработки. Поэтому основным путем снижения себестоимости обработки на операциях шлифования необходимо все же рассматривать применение метода высокопроизводительного глубинного (однопроходного) шлифования. В работе [167] показано, что для осуществления данного метода шлифования целесообразно использовать высокопористые абразивные круги, которые обладают высокой режущей способностью в условиях высокопроизводительного съема припуска.

Используя необходимое условие экстремума функции C от производительности обработки Q, можно провести более подробный анализ экстремальной зависимости $C - Q$. Для этого исходную зависимость (1.50) следует выразить через отношение:

$$z = \frac{Q}{Q_{экстр}}, \tag{1.56}$$

где z – безразмерная величина, изменяющаяся в пределах от 0 до ∞.

В результате получено:

$$C = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \left(\frac{1}{z} + \frac{z^{n_1}}{n_1} \right). \qquad (1.57)$$

При условии $z = 1$ имеет место минимум функции C. Очевидно, при изменении безразмерной величины z в пределах 0 … 1 функция C непрерывно уменьшается, а при изменении величины z в пределах $1 \ldots \infty$, наоборот, увеличивается.

С увеличением показателя степени n_1 функция C увеличивается с большей интенсивностью, что соответствует характеру изменения удельного износа круга q.

Используя зависимость (1.57), можно количественно оценить характер изменения себестоимости обработки C от производительности обработки Q. Из зависимости (1.57) вытекает, что в точке экстремума (минимума) функции C, т.е. при условии $z = 1$ в случае $n_1 = 1$ первое слагаемое зависимости равно второму слагаемому. В случае $n_1 > 1$ второе слагаемое меньше первого слагаемого. Как в первом, так и во втором случае, добиться уменьшения минимального значения себестоимости обработки C_{min} можно за счет увеличения экстремального значения производительности обработки $Q_{экстр}$ в соответствии с зависимостью (1.52). Это достигается в основном уменьшением показателя степени n_1, удельного износа круга q и параметра A за счет применения высокопроизводительного глубинного (однопроходного) шлифования и высокопрочных износостойких абразивных зерен при изготовлении шлифовальных кругов. Эффективно также уменьшать отношение $\vartheta_{инстр} / Ц$ путем уменьшения стоимости абразивного инструмента $Ц$.

Необходимо отметить, что применение глубинного шлифования требует использования специальных станков для осуществления данного метода обработки, отличающихся высокой жесткостью и мощностью. В связи с этим, в зависимость (1.55) для определения минимального значения себестоимости обработки C_{min} необходимо включить дополнительное слагаемое, равное стоимости шлифовального станка $Ц_{ст}$:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \left(1 + \frac{1}{n_1}\right) + Ц_{ст}. \qquad (1.58)$$

Несомненно, это увеличивает себестоимость обработки и снижает ее эффективность. В данном случае приобретение нового станка будет оправданным, если его цена $Ц_{ст}$ будет меньше первого слагаемого зависимости (1.58). Для этого необходимо увеличить количество обрабатываемых деталей N. Увеличение объема снимаемого с обрабатываемой детали материала ϑ, т.е. увеличение припуска, также будет способствовать повышению эффективности обработки в связи с приобретением нового станка для глубинного шлифования.

1.6. Теоретический подход к технико-экономической оценке эффективности механической обработки деталей машин

Применение наукоемких технологий в машиностроении открывает новые возможности повышения качества и снижения себестоимости изготовления ответственных деталей машин. В особой мере это относится к обеспечению высоких показателей точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей при одновременном увеличении производительности и снижении себестоимости обработки [125]. В технологии машиностроения различают достижимую и экономическую точность [191]. Под достижимой точностью понимают такую точность, которую можно достичь данным методом обработки, высококвалифицированным рабочим, на высокоточном оборудовании, высококачественным инструментом без ограничения времени обработки. Под экономической точностью понимают точность, которая достигается при минимальной себестоимости на обычном оборудовании, рабочим соответствующей квалификации в нормальных производственных условиях. Естественно, при увеличении точности обработки себестоимость увеличивается. Поэтому важно изыскать новые технологические возможности, обеспечивающие увеличение точности без заметного увеличения себестоимости и снижения производительности обработки.

Как показано выше, в общем виде себестоимость обработки зависит от многих факторов, наиболее существенными из которых являются затраты, связанные с заработной платой рабочего, затраты на инструмент, электроэнергию и т.д. Установлено, что в условиях финишной обработки, когда окончательно формируются параметры качества и точности обрабатываемой поверхности, при расчете себестоимости обработки C достаточно ограничиться одной статьей затрат, связанной с заработной платой рабочего [46]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k. \qquad (1.59)$$

Основное технологическое время обработки t_0 может быть выражено через производительность обработки Q:

$$t_0 = \frac{\vartheta}{Q}. \qquad (1.60)$$

Как правило, точность обработки обусловлена упругими перемещениями, возникающими в технологической системе. Поэтому важно установить связь между величиной упругого перемещения y, возникающего при точении в радиальном направлении, и производительностью обработки Q [185]:

$$y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q}{V} \cdot \frac{1}{c}, \qquad (1.61)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м^2;

$K_{рез} = P_z / P_y$;

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

V – скорость резания, м/с;

c – жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м.

Из зависимости (1.61) вытекает, что уменьшить величину упругого перемещения y и соответственно повысить точность обработки можно уменьшением отношения $\sigma / K_{рез}$ (определяющего, по сути, энергоемкость процесса резания) и производительности

обработки Q, увеличением скорости резания V и жесткости технологической системы c. Очевидно, наиболее эффективными путями уменьшения величины упругого перемещения y следует рассматривать уменьшение отношения $\sigma / K_{рез}$, увеличение скорости резания V и жесткости технологической системы c при одновременном увеличении или сохранении заданной производительности обработки Q. Разрешая зависимость (1.61) относительно производительности обработки

$$Q = y \cdot V \cdot c \cdot \frac{K_{рез}}{\sigma}, \qquad (1.62)$$

и подставляя ее в зависимость (1.59), получена зависимость для определения себестоимости обработки:

$$C = N \cdot \vartheta \cdot \frac{S_{час} \cdot k}{y \cdot V \cdot c} \cdot \frac{\sigma}{K_{рез}}. \qquad (1.63)$$

Как видно, уменьшить себестоимость обработки C можно уменьшением отношения $\sigma / K_{рез}$, объема металла, снимаемого с одной детали в процессе обработки (величины припуска), и увеличением скорости резания V и жесткости технологической системы c. Уменьшение величины упругого перемещения y с целью повышения точности обработки предполагает увеличение себестоимости обработки C. Поэтому основные условия уменьшения себестоимости обработки C аналогичны условиям увеличения производительности обработки Q.

Как известно, обеспечить требуемую точность обработки (определяемую величиной упругого перемещения y) можно различными технологическими методами: резанием лезвийными и абразивными инструментами. Экспериментально установлено, что процессы резания лезвийными инструментами протекают с меньшей энергоемкостью обработки (меньшими значениями отношения $\sigma / K_{рез}$), чем процессы абразивной обработки. В особой мере это относится к процессам шлифования, которые в силу интенсивного трения связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом характери-

зуются высокой силовой и тепловой напряженностью и приводят к образованию на обрабатываемых поверхностях различного рода температурных дефектов (прижогов, микротрещин и т.д.). Поэтому с этой точки зрения целесообразно финишную обработку деталей производить с использованием методов лезвийной обработки (точения, растачивания, протягивания, сверления, зенкерования, развертывания и т.д.). В этом случае трение и соответственно тепловыделение в зоне резания значительно меньше, чем при шлифовании. Однако при этом необходимо в процессе обработки поддерживать высокую остроту режущего лезвия инструмента, применяя инструментальные материалы высокой твердости (синтетические сверхтвердые материалы на основе алмаза и кубического нитрида бора). Эффективно применение также инструментов с износостойкими покрытиями на их рабочих поверхностях, что позволяет многократно увеличить стойкость инструмента и соответственно уменьшить отношение $\sigma / K_{рез}$ и себестоимость обработки C.

Несмотря на указанные преимущества лезвийных инструментов, на финишных операциях обработки принято применять все же процессы шлифования, которые обеспечивают высокие показатели точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей, однако приводят к образованию прижогов и других температурных дефектов, в особенности, при шлифовании деталей из закаленных сталей и других труднообрабатываемых материалов. В связи с этим важно обеспечить работу шлифовального круга в режиме самозатачивания, исключая образование на режущих зернах значительных площадок износа. Эффективными в этом плане являются комбинированные методы шлифования алмазными кругами на высокопрочных металлических связках. Данные круги в силу высоких прочностных свойств обладают значительными технологическими возможностями с точки зрения повышения производительности и снижения себестоимости обработки. Вместе с тем, при шлифовании твердых сплавов, различных керамических материалов, высокопрочных наплавленных материалов и сталей они быстро затупляются, засаливаются и теряют режущую способность. Для поддержания их высокой режущей способности в процессе шлифования используются эффективные методы электро-

эрозионной и электрохимической правки [22]. В первом случае в зону резания подводится дополнительная электрическая энергия в форме электрических разрядов, что позволяет осуществлять термическое разрушение металлической связки и удалять с рабочей поверхности круга затупившиеся алмазные зерна, поддерживая таким способом непрерывно высокие режущие свойства алмазного круга. Во втором случае за счет электрохимического растворения компонентов металлической связки на рабочей поверхности круга постоянно поддерживается развитый режущий рельеф, позволяющий производить высокопроизводительный съем труднообрабатываемых материалов в процессе шлифования. Таким образом, уменьшение отношения $\sigma / K_{рез}$ (по сути, энергоемкости обработки) является важнейшим условием повышения точности и качества обрабатываемых поверхностей при одновременном увеличении производительности и снижении себестоимости обработки C. Из зависимости (1.63) вытекает целесообразность применения высокоскоростного резания, обеспечивающего за счет увеличения скорости резания V уменьшение величины упругого перемещения y и, соответственно, себестоимости обработки C. Практическим воплощением данного решения стало создание и применение высокооборотных станков с ЧПУ.

1.7. Сравнение существующего и разработанного теоретических подходов к оптимизации параметров режимов резания

Решению задач оптимизации режимов резания, характеристик инструментов и других параметров механической обработки в научно-технической литературе постоянно уделяется большое внимание [2; 3; 58; 79; 81; 88; 92; 111; 136; 144; 151; 157; 161; 168; 169; 173]. В настоящее время разработаны нормативы режимов резания для основных видов механической обработки [164], которые позволяют научно обоснованно подойти к проектированию эффективных технологических процессов изготовления деталей машин. Одной из первых задач по оптимизации параметров механической обработки

стала задача определения оптимальных режимов резания при токарной обработке (рис. 1.1 [144]) с учетом ограничений и граничных условий. Для ее решения разработана математическая модель [172], которая включает целевую функцию (ЦФ), граничные условия (ГРУ) и ограничения (ОГР).

Машинное время t_p определяется по зависимости:

$$t_p = \frac{L}{n \cdot S}. \tag{1.64}$$

В качестве целевой функции принято машинное время

$$min\, t_p = \frac{L}{n \cdot S} \to max\left(F > n \cdot S\right). \qquad \text{(ЦФ)}$$

Принятые ограничения по режущей способности инструмента, мощности привода главного движения станка и производительности обработки:

$$\begin{cases} n \cdot S^y \le \dfrac{1000 \cdot C_v}{\pi \cdot T_н^m \cdot t^{x_v}} \left(режущая\ способность\ инструмента\right) \\ n^{z_p+1} \cdot S^{y_p} \le \dfrac{6120 \cdot 10^{3\left(z_p+1\right)} \cdot N_{дв} \cdot \eta}{C_p \cdot \left(\pi \cdot D_{дет}\right)^{z_p+1} \cdot k_p \cdot t^{x_p}} \left(мощность\quad привода\right) \\ n \cdot S \ge \dfrac{n \cdot l_p}{60 \cdot k_з \cdot n_д - t_в \cdot П} \left(производительность\ обработки\right). \end{cases} \qquad \text{(ОГР)}$$

Принятые граничные значения частоты вращения шпинделя и продольной подачи:

$$\begin{cases} n_{min} \le n \le n_{max} \\ S_{min} \le S \le S_{max} \end{cases}, \qquad \text{(ГРУ)}$$

где n, S – частота вращения шпинделя и продольная подача (параметры оптимизации);

$T_н$ – нормативная стойкость инструмента, мин;

t – глубина резания, м;

C_v, C_p – постоянные коэффициенты;

l_p – вылет резца, м;

$k_з$ – коэффициент загрузки оборудования;

$n_д$ – число одновременно обрабатываемых деталей;

$П$ – заданная производительность обработки, м^3/мин;

$t_р$ – машинное время, мин;

L – длина перемещения резца, м;

$t_в$ – вспомогательное время, мин;

$N_{дв}$ – мощность привода главного движения станка, Вт;

η – КПД привода.

В данной математической модели [172] система ограничений (ОГР) и целевая функция (ЦФ) нелинейны. Поэтому, если правые части в неравенствах ограничений (ОГР) обозначить буквой P с соответствующими индексами и представить систему ограничений и целевую функцию в логарифмических координатах, то решение задачи оптимизации математической модели существенно упростится. После преобразований условия оптимизации в новой постановке принимают вид:

$$F_1 = l_n \cdot F = \alpha + \beta \to max; \qquad \alpha = l_n \cdot S; \qquad \beta = l_n \cdot n;$$

$$\beta + y \cdot \alpha \le l_n \cdot P_{pc}; \quad (z_p + 1) \cdot \beta + y_p \cdot \alpha < l_n \cdot P_{м.с}; \qquad (1.65)$$

$$\beta + \alpha \ge l_n \cdot P_{\bullet p}; \qquad \alpha_{min} \le \alpha \le \alpha_{max}; \qquad \beta_{min} \le \beta \le \beta_{max}.$$

В рассматриваемом случае максимум целевой функции будет находиться в вершине заштрихованного многоугольника – области допустимых значений оптимизируемых параметров (рис. 1.9). Эта вершина наиболее удалена от начала координат (n^*, S^*). Оптимальное решение задачи с этой математической моделью получено в работе [172] численным методом.

Как видно, в данном решении в качестве целевой функции принято машинное время, тогда как на практике наряду со снижением машинного времени важно обеспечить и снижение себестоимости обработки, чему и посвящена настоящая работа. Поэтому для обоснованного выбора оптимальных параметров механической обработки необходимо оптимизацию режимов резания проводить по

двум критериям: наименьшему машинному времени обработки (или максимальной производительности) и наименьшей себестоимости обработки.

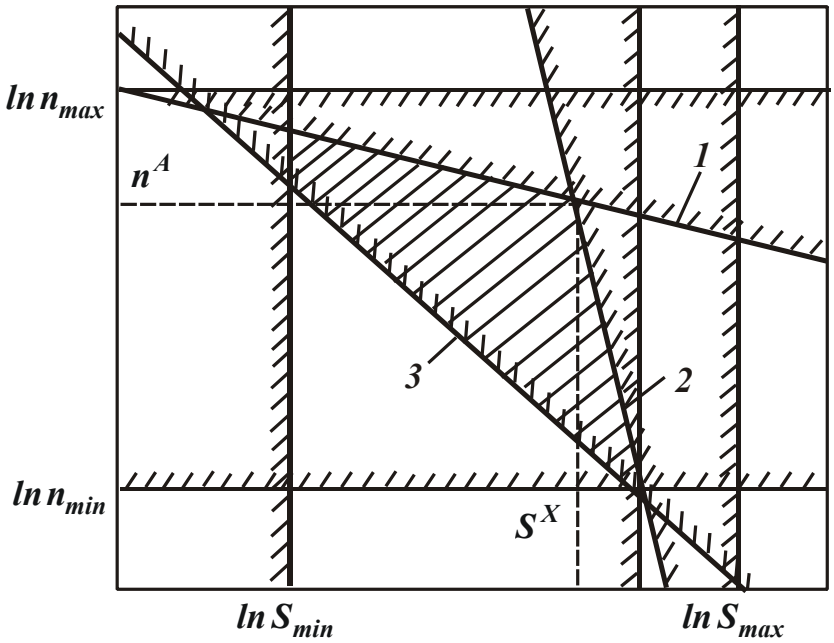


Рис. 1.9. Область допустимых значений оптимизируемых параметров [172]:
1 – режущая способность инструмента; 2 – мощность привода;
3 – производительность обработки

Таким образом, предложенная в работе методика расчета оптимальных режимов резания и стойкости твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями по критерию наименьшей себестоимости обработки расширяет технологические возможности механической обработки, позволяет добиться существенного повышения производительности и снижения себестоимости обработки при обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей.

Выводы

1. Аналитически описана себестоимость обработки деталей и обоснованы условия ее уменьшения, которые состоят в выборе параметров режимов резания и экономических параметров обработки. Теоретически установлена экстремальность зависимости себестоимости обработки от скорости резания и производительности обработки, что позволило определить экономически обоснованные (оп-

тимальные) режимы резания и оптимальную стойкость инструмента по критерию наименьшей себестоимости обработки. Показана возможность существенного уменьшения себестоимости обработки за счет снижения цены на приобретение инструмента.

2. Теоретически установлена целесообразность уменьшения себестоимости обработки за счет оптимизации траектории движения инструмента при обработке сложных деталей на станках с ЧПУ. Это снижает затраты, связанные с изготовлением технологической оснастки, однако создает дополнительные затраты по подготовке управляющих программ. Поэтому станки с ЧПУ эффективно применять при изготовлении небольших партий сложных деталей. Теоретически доказана эффективность применения станков-автоматов, многооперационных и многоинструментных станков, которые обеспечивают снижение вспомогательного времени обработки.

3. Приведены конкретные примеры уменьшения себестоимости обработки при одновременном увеличении производительности обработки за счет уменьшения основных статей затрат, связанных с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке. Это достигается за счет применения прогрессивных конструкций инструментов, изменения параметров режима резания и уменьшения вспомогательного времени обработки по отношению к основному времени путем автоматизации операции обработки и применения станка-автомата, а также применения новых кинематических схем обработки партии деталей с более высокой производительностью. Показано, что таким путем можно выйти на проектирование оптимальной маршрутно-операционной технологии механической обработки.

4. На примере алмазного шлифования аналитически определены условия уменьшения себестоимости обработки, состоящие в поддержании на рабочей поверхности алмазного круга оптимального режущего рельефа, обеспечивающего повышение производительности обработки. Доказано преобладающее влияние степени затупления алмазного зерна на себестоимость обработки, что позволяет научно обоснованно выбрать наилучший вариант шлифования по критерию наименьшей себестоимости обработки.

Раздел 2
Разработка высокоэффективных процессов механической обработки с применением современных режущих инструментов

2.1. Общий подход к аналитическому определению себестоимости обработки

Повышение качества и производительности обработки деталей машин является важнейшей задачей технологии машиностроения. Применение прогрессивных технологий, оборудования, инструментов открывает новые возможности создания конкурентоспособной машиностроительной продукции и выхода на мировые рынки. Однако при этом затраты на изготовление изделий и машин должны быть минимальными. Данному вопросу в научно-технической литературе уделено большое внимание. Разработаны научные основы определения себестоимости механической обработки [16; 23; 35; 62; 96; 125; 133; 192; 169; 172]. Установлено, что в успешном решении данного вопроса большое значение имеет повышение стойкости режущего инструмента за счет применения более прочных и износостойких инструментальных материалов [3; 7; 23; 28; 48; 56; 58; 59; 63; 71; 74; 75; 87; 90; 146; 147; 159]. При этом актуален вопрос выбора оптимальной скорости резания и других параметров режима резания, обеспечивающих минимально возможную себестоимость и максимально возможную производительность обработки. Однако для этого требуется разработка математических моделей определения себестоимости обработки и на их основе решения оптимизационных задач по выбору оптимальных условий обработки. В связи с этим необходимо теоретически установить условия снижения себестоимости и повышения производительности механической обработки. Для решения поставленной задачи важно провести анализ себестоимости обработки C при продольном точении (рис. 1.5) для четырех основных изменяющихся статей затрат. Первая статья учитывает затраты по заработной плате рабочего за обработку партии де-

талей. Вторая статья учитывает затраты по заработной плате рабочего, связанные с заменой изношенного инструмента. Третья и четвертая статьи учитывают затраты на режущий инструмент и электрическую энергию, потребляемую при обработке. Тогда зависимость для определения себестоимости обработки C примет вид:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k + N_0 \cdot t_c \cdot S_{час} \cdot k + N_0 \cdot Ц + N \cdot P \cdot t_0 \cdot S_{элект}, \quad (2.1)$$

где t_c – время, затрачиваемое на снятие затупившегося инструмента, установку переточенного и подналадку станка, т.е. время простоя станка в связи с заменой инструмента [23], мин.

Очевидно, вторую и третью статьи затрат можно объединить в одну статью, которая после преобразований примет вид: $N_0 \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)$. Как видно, первое и второе слагаемые данного выражения в одинаковой степени влияют на себестоимость обработки C. При этом, несомненно, второе слагаемое больше первого.

Параметр N_0 можно представить $N_0 = N / n$, а эффективную мощность процесса резания – известной зависимостью $P = \sigma \cdot Q$ [181], тогда зависимость (2.1) выразится [45]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k + \frac{N}{n} \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) + N \cdot \sigma \cdot Q \cdot t_0 \cdot S_{элект}, \quad (2.2)$$

где n – количество деталей, обработанных одним инструментом;

σ – условное напряжение резания (энергоемкость обработки), Н/м^2;

Q – производительность обработки, м^3/с.

Уменьшить себестоимость обработки C можно увеличением n и уменьшением параметров t_0, t_c, $Ц$ и σ. В свою очередь, параметр n можно представить зависимостью $n = T / t_0$. С учетом отношений $t_0 = \vartheta / Q$ и $\vartheta_{сум} = N \cdot \vartheta$ получено:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) + \vartheta_{сум} \cdot \sigma \cdot S_{элект}. \quad (2.3)$$

Как известно [174], с изменением режимов резания и других условий обработки параметр σ мало изменяется, для конкретного материала он остается почти одним и тем же. Поэтому третье сла-

гаемое при заданном значении $\vartheta_{сум}$ в первом приближении можно рассматривать постоянным, независимо от условий обработки. Переменными являются два первых слагаемых, которые и будут определять себестоимость обработки C, обусловленную изменяющимися статьями затрат. Следовательно, зависимость для определения себестоимости обработки C примет более простой вид (без третьего слагаемого):

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot \frac{t_0}{T} \cdot Ц \ . \qquad (2.4)$$

Из зависимости вытекает, что себестоимость обработки C тем меньше, чем больше T. При условии $T = N \cdot t_0$, имеем N_0=1. В этом случае все N деталей обрабатываются одним инструментом и зависимость (2.4) преобразуется

$$C = T \cdot S_{час} \cdot k + Ц \ . \qquad (2.5)$$

Дальнейшее уменьшение C может быть достигнуто уменьшением T за счет уменьшения t_0. При невыполнении условия $T = N \cdot t_0$ количество потребляемых инструментов N_0>1 и тогда справедлива зависимость (2.2), которая с учетом $t_0 = \vartheta / Q$ принимает вид [116]:

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{Q} \cdot S_{час} \cdot k + N \cdot \frac{\vartheta}{Q} \cdot \frac{\left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right)}{T} . \qquad (2.6)$$

Исходя из зависимости (2.6), себестоимость обработки C уменьшается с уменьшением ϑ и увеличением Q. Однако, очевидно, с увеличением производительности обработки Q будет уменьшаться стойкость режущего инструмента T, что приведет к увеличению себестоимости обработки C. Следовательно, в общем виде имеет место неоднозначный характер изменения себестоимости обработки C от производительности Q. В случае постоянства стойкости режущего инструмента T или произведения $T \cdot Q$ с увеличением производительности Q, себестоимость обработки C будет непрерывно уменьшаться (рис. 2.1). Однако, при условии $T = const$

она будет уменьшаться вплоть до нуля, а при условии $T \cdot Q = const$ – до конечного значения, равного второму слагаемому (2.6).

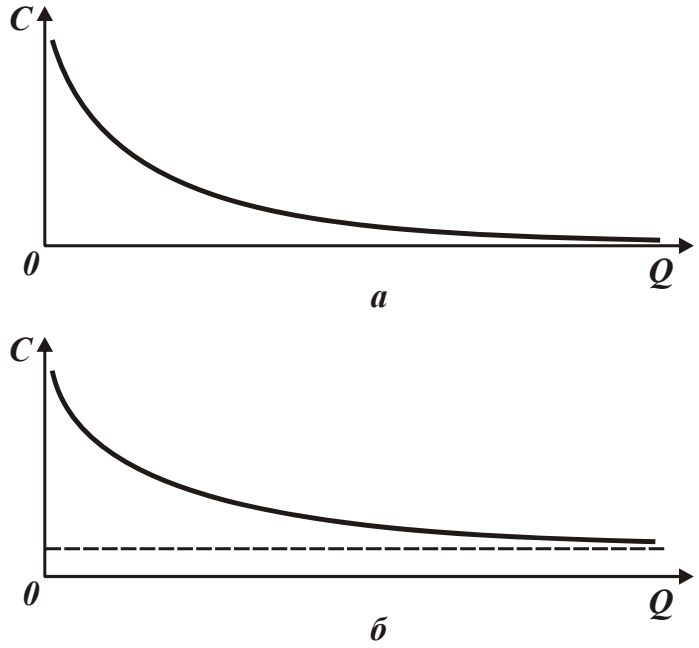


Рис. 2.1. Зависимость себестоимости обработки C от производительности обработки Q для условия $T = const$ (а) и условия $T \cdot Q = const$ (б)

Учитывая преобладающее влияние стойкости режущего инструмента на себестоимость обработки, важно провести уточненный анализ взаимосвязи между данными параметрами.

2.2. Оценка влияния стойкости режущего инструмента на себестоимость обработки

Выражая в зависимости (2.6) производительность обработки $Q = V \cdot t \cdot S$ через параметры режима резания, имеем

$$C = N \cdot \frac{\vartheta}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{час} \cdot k + \frac{N \cdot \vartheta}{V \cdot t \cdot S \cdot T} \cdot \left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) . \qquad (2.7)$$

В данном случае произведение параметров резания $V \cdot T$ равно длине пути резания L, т.е. $L = V \cdot T$. Экспериментально установлено, что с увеличением скорости резания V длина L может изменяться по разнообразным зависимостям, предопределяя различный характер изменения себестоимости C. Тогда с учетом сказанного, зависимость (2.7) примет вид:

$$C = N \cdot \frac{Э}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{час} \cdot k + \frac{N \cdot Э}{L \cdot t \cdot S} \cdot \left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) . \qquad (2.8)$$

Так, экспериментально установлено, что при точении алмазным резцом (например, стеклопластика СВАМ, алюминиевого сплава АЛ25) произведение параметров $V \cdot T$, равное длине пути резания L, может оставаться постоянным с увеличением скорости резания V в пределах 30 …1000 м/мин (рис. 2.2) [146].

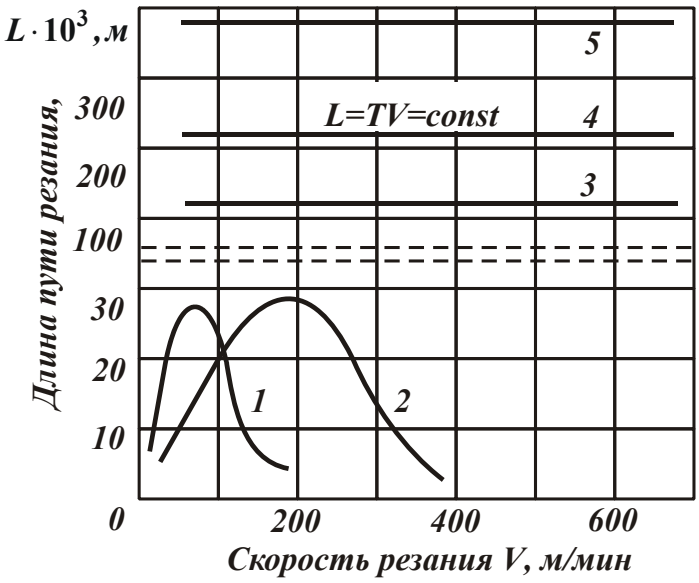


Рис. 2.2. Влияние скорости резания V на длину пути резания L (ресурс инструмента): 1 – ВТ6 – твердый сплав ВК3М; 2 – ВТ6 – алмаз синтетический АСПК; 3 – стеклопластик СВАМ – алмаз природный; 4 – стеклопластик СВАМ – АСПК; 5 – алюминиевый сплав АЛ25 – АСПК

Это обусловлено незначительным влиянием теплового фактора на износ алмазного инструмента, поскольку процесс резания протекает при небольшой температуре резания. Причиной тому является самый низкий коэффициент трения алмаза с обрабатываемым материалом (рис. 2.3 [146]), а также высокая острота режущей кромки алмазного инструмента, которую невозможно обеспечить в твердосплавном инструменте. В результате резко снижается силовая и тепловая напряженность процесса резания, что обусловлено увеличением угла сдвига обрабатываемого материала β вплоть до максимально возможного значения 45^0 (рис. 2.4 [146]) и снижением интенсивности износа инструмента (рис. 2.5 [146]), а это положительно отражается на работоспособности алмазного инструмента.

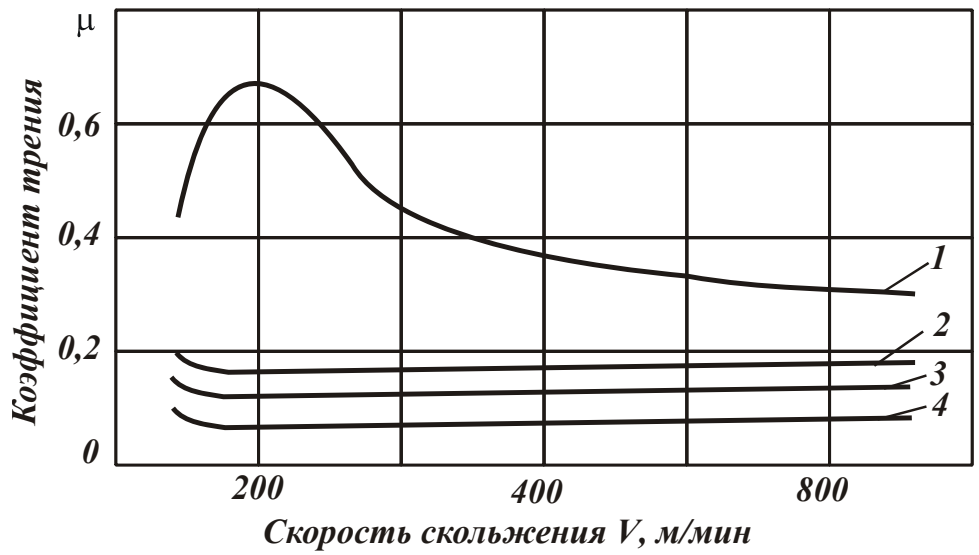


Рис. 2.3. Влияние скорости скольжения на коэффициент трения латуни с твердым сплавом (1); алмазом АСБ (2); алмазом АСПК (3); природным алмазом (4)

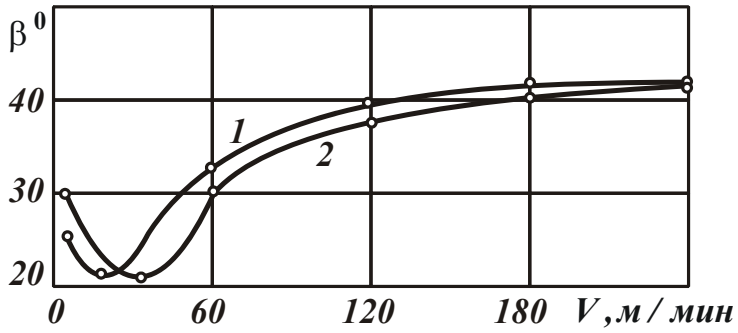


Рис. 2.4. Влияние скорости резания V на условный угол сдвига обрабатываемого материала β: 1 – Гексанит-Р; 2 – Эльбор-Р; S =0,05 мм/об; t =0,1 мм; $h_з$ =0,4 мм; диаметр обрабатываемой детали ∅45 мм

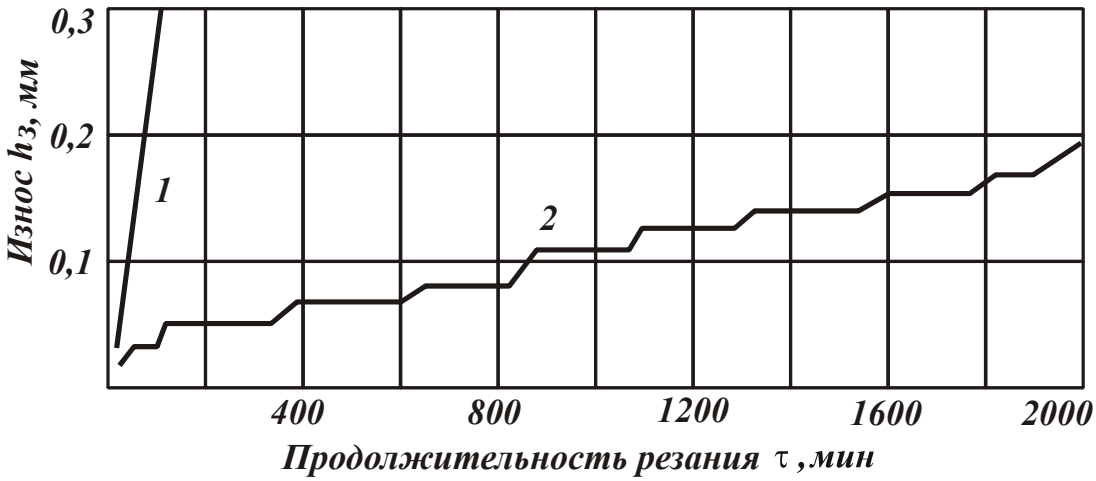


Рис. 2.5. Влияние продолжительности резания на износ твердосплавного (1) и алмазного АСПК (2) резцов при точении алюминиевого сплава АЛ25

Из сказанного вытекает, что второе слагаемое зависимости (2.7) с увеличением скорости резания V остается постоянным (поскольку неизменно произведение параметров $V \cdot T$), а первое слагаемое зависимости уменьшается. Это ведет к монотонному уменьшению себестоимости обработки C до значения, равного второму слагаемому зависимости (2.7), как это показано на рис. 2.6. Экстремум зависимости $C - V$ в данном случае отсутствует. Наименьшее значение себестоимости обработки C достигается при установлении максимально возможного значения скорости резания V, реализуемого на станке.

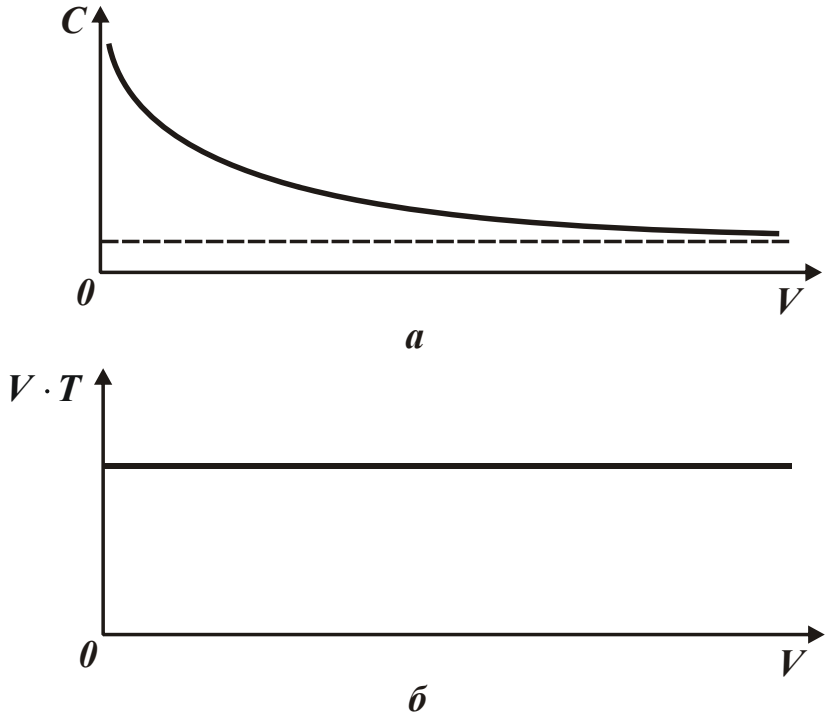


Рис. 2.6. Зависимость себестоимости обработки C (а) и произведения параметров $V \cdot T$ (б) от скорости резания V

Из рис. 2.2 также следует, что при обработке титанового сплава ВТ6 как инструментом из твердого сплава ВК3М, так и инструментом из синтетического алмаза АСПК (кривые 1 и 2) длина пути резания L с увеличением скорости резания V первоначально увеличивается, затем уменьшается, проходя точку максимума. В этом случае второе слагаемое зависимости (2.8) будет изменяться по экстремальной зависимости, проходя точку минимума и определяя экстремальный характер изменения себестоимости обработки C.

Для более детального анализа данного случая рассмотрим результаты экспериментальных исследований, приведенные на рис. 2.7 [88].

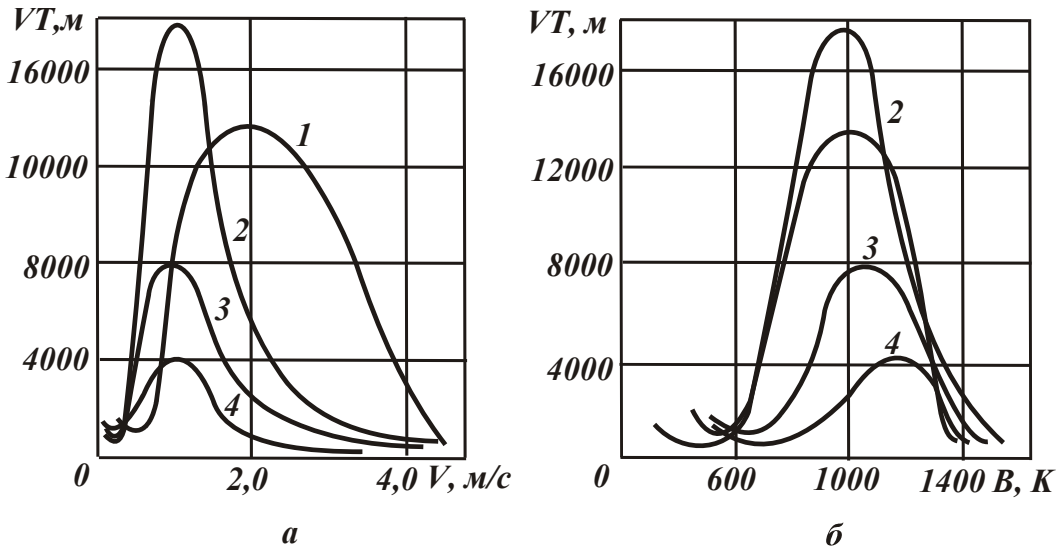


Рис. 2.7. Зависимости $V \cdot T - V$ (а) и $V \cdot T - \theta$ (б) при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т15К6 для разных толщин среза a:
1 – $a = 0{,}037$ мм/об.; 2 – $a = 0{,}1$ мм/об.; 3 – $a = 0{,}3$ мм/об.; 4 – $a = 0{,}5$ мм/об.

Как видно, произведение параметров $V \cdot T$ (определяющее длину пути резания) изменяется по экстремальной зависимости, что обусловлено достижением предельной температуры резания θ − в данном случае приблизительно равной 1000 К для всех рассматриваемых толщин среза a. С увеличением толщины среза a максимум произведения параметров $V \cdot T$ увеличивается (за исключением позиции 4), т.е. эффективно устанавливать максимально возможную подачу, исходя из прочности режущей части инструмента.

Изменение по экстремальной зависимости произведения параметров $V \cdot T$ с увеличением скорости резания V предполагает изменение по экстремальной (но обратной) зависимости второго слагаемого в (2.7), рис. 2.8. Первое слагаемое в зависимости (2.7) с увеличением скорости резания V непрерывно уменьшается. Следовательно, сумма двух слагаемых (равная себестоимости обработки C) с увеличением V будет изменяться по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (рис. 2.8). При этом минимум себестоимости обработки C не будет совпадать с максимумом произведения $V \cdot T$ (рис. 2.7) − он будет смещен в область больших значений

скорости резания V в связи с тем, что первое слагаемое зависимости (2.7) непрерывно уменьшается с увеличением V.

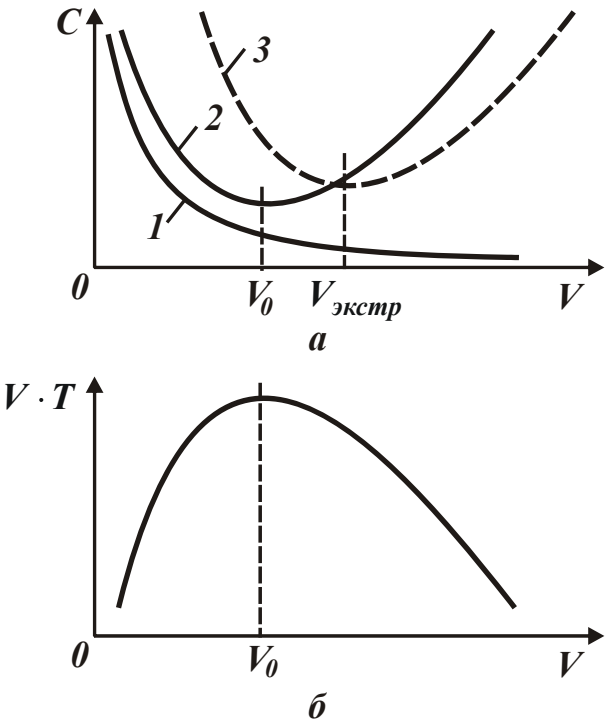


Рис. 2.8. Характер изменения первого (кривая 1) и второго (кривая 2) слагаемых зависимости (2.7) и себестоимости обработки C (кривая 3) от скорости резания V (а), а также характер изменения произведения параметров $V \cdot T$ от скорости резания V (б)

Важно оценить влияние толщины среза a на рассматриваемые параметры.

С увеличением толщины среза a, очевидно, будет увеличиваться подача S при точении, а максимум произведения $V \cdot T$ (рис. 2.7) – уменьшаться.

Как видно, имеет место неоднозначное влияние толщины среза a на второе слагаемое зависимости (2.7), а, следовательно, и на себестоимость обработки C. Второе слагаемое может как уменьшаться, так и увеличиваться с увеличением толщины среза a. Однако при этом первое слагаемое с увеличением a (увеличением подачи S) будет однозначно уменьшаться. Учитывая то, что интенсивность роста максимума произведения $V \cdot T$ с увеличением толщины среза a ниже линейной зависимости, то произведение параметров $a \cdot V \cdot T$ будет увеличиваться с увеличением a. Это приведет к уменьшению второго слагаемого зависимости (2.7).

Следовательно, в общем случае минимум себестоимости обработки C с увеличением толщины среза a будет уменьшаться, т.е., как отмечалось выше, с экономической точки зрения целесообразно толщину среза a увеличивать до максимально возможного значения, определяемого прочностью режущей части инструмента. Учитывая определяющую роль теплового фактора в формировании параметров процесса резания (в особенности при обработке твердосплавными инструментами и инструментами, изготовленными из инструментальных сталей), в разделе 3 настоящей работы проведен теоретический анализ баланса тепла и температуры при резании.

2.3. Оптимизация параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости обработки

Учитывая экстремальный характер изменения произведения параметров $V \cdot T$ с увеличением скорости резания V (рис. 2.8), необходимо определить экстремальные значения себестоимости обработки C и скорости резания V в соответствии с зависимостью (2.7) [42]. Очевидно, экстремум (минимум) себестоимости обработки будет достигаться при большем значении скорости резания V, чем максимум произведения параметров $V \cdot T$. Следовательно, минимум себестоимости обработки C будет “расположен” на правой ветви зависимости $V \cdot T - V$. Математически описать правую ветвь зависимости $V \cdot T - V$ можно с использованием эмпирической зависимости стойкости режущего инструмента (резца) T, которая применительно к продольному точению принимает вид [23]:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \qquad (2.9)$$

где C_4, m_1, q, p – постоянные для определенных условий обработки ($m_1 > p > q$; $m_1 > 1$).

В данном случае скорость резания V необходимо отсчитывать от значения V_0, соответствующего максимуму произведения параметров $V \cdot T$. Тогда зависимость (2.9) примет вид:

$$T = \frac{C_4}{(V - V_0)^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}. \qquad (2.10)$$

Подставляя зависимость (2.10) в (2.7) и обозначая $\alpha_1 = N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k$; $\alpha_2 = N \cdot \frac{\vartheta \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)}{C_4}$; $\frac{\alpha_2}{\alpha_1} = \frac{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)}{C_4 \cdot S_{час} \cdot k}$, получено:

$$C = \frac{\alpha_1}{V \cdot S \cdot t} + \alpha_2 \cdot \frac{(V - V_0)^{m_1}}{V \cdot S^{1-p} \cdot t^{1-q}}. \qquad (2.11)$$

При условии $m_1 > 1$ себестоимость обработки C изменяется по экстремальной зависимости с увеличением скорости резания V. Экстремальное значение V определяется из необходимого условия экстремума $C'_V = 0$:

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot S^p \cdot t^q} = (V_{экстр} - V_0)^{m_1 - 1} \cdot \left[(m_1 - 1) \cdot V_{экстр} + V_0\right]. \qquad (2.12)$$

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины $V_{экстр}$, определить которую можно лишь на основе численного расчета. Важно провести анализ данного уравнения. Поскольку $m_1 > 1$, то, очевидно, $(m_1 - 1) \cdot V_{экстр} > V_0$ и поэтому в первом приближении можно множитель, заключенный в квадратные скобки в уравнении (2.12), рассматривать равным $(m_1 - 1) \cdot V_{экстр}$. Тогда уравнение (2.12) принимает упрощенный вид:

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot S^p \cdot t^q} = (V_{экстр} - V_0)^{m_1 - 1} \cdot (m_1 - 1) \cdot V_{экстр}. \qquad (2.13)$$

Из данного уравнения вытекает, что с уменьшением V_0 искомая величина $V_{экстр}$ уменьшается и при $V_0 = 0$ принимает наименьшее значение, определяемое из зависимости:

$$V_{экстр} = \left[\frac{C_4 \cdot S_{час} \cdot k}{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1) \cdot S^p \cdot t^q}\right]^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.14)$$

Таким образом, при условии $V_0 = 0$ получено вполне однозначное аналитическое решение. В связи с этим, для упрощения расчетов следует определить себестоимость обработки C для случая $V_0 = 0$, который имеет место на практике, когда стойкость режущего инструмента T монотонно (кривая 1) уменьшается с увеличением скорости резания V (рис. 2.9) [23].

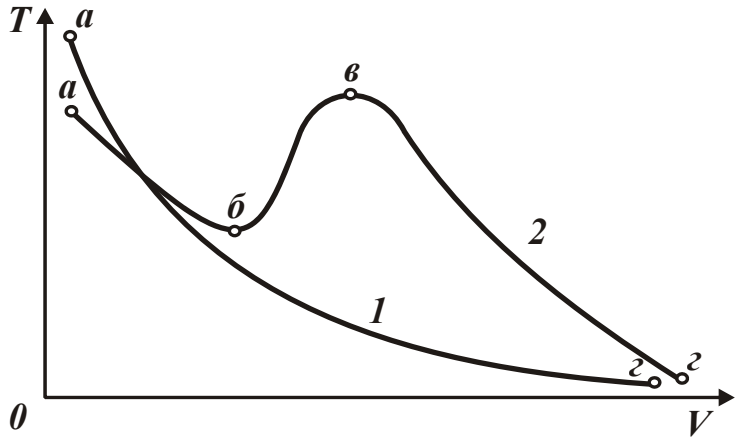


Рис. 2.9. Зависимость стойкости режущего инструмента T от скорости резания V для различных обрабатываемых и инструментальных материалов

Подставляя зависимость (2.9) в (2.8) с учетом принятых выше обозначений $\alpha_1 = N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k$; $\alpha_2 = N \cdot \dfrac{\vartheta \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)}{C_4}$; $\dfrac{\alpha_2}{\alpha_1} = \dfrac{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)}{C_4 \cdot S_{час} \cdot k}$, получено [46]:

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \alpha_2 \cdot \frac{Q^{m_1 - 1}}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}}. \qquad (2.15)$$

После преобразования зависимости (2.15) с учетом соотношения $Q = V \cdot t \cdot S$ в итоге получена зависимость (2.11) для случая V_0=0. Как видно, с увеличением скорости резания V первое слагаемое уменьшается, а второе – увеличивается, причем, тем интенсивнее, чем больше показатель степени m_1. Поэтому имеет место экстремум (минимум) себестоимости обработки C. Очевидно, с увеличением m_1 экстремум (минимум) себестоимости обработки C смещается в область меньших значений скорости резания V, при-

нимая большие значения C (рис. 2.10а). Следовательно, уменьшить себестоимость обработки C можно главным образом за счет уменьшения показателя степени $m_1 \to 1$.

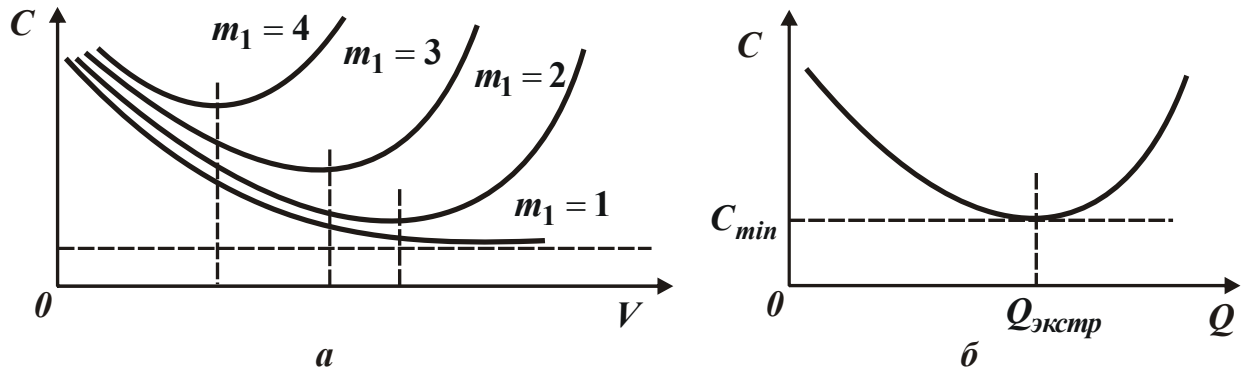


Рис. 2.10. Общий вид зависимости себестоимости обработки C от скорости резания V (а) и производительности обработки Q (б)

Необходимо провести анализ зависимости (2.15). Как видно, данная зависимость содержит три переменные величины: Q, S и t. С увеличением S и t себестоимость обработки C однозначно уменьшается. Следовательно, при продольном точении целесообразно съем припуска осуществлять за один проход инструмента, устанавливая глубину резания t равной величине снимаемого припуска. Подачу S необходимо устанавливать максимально возможной, исходя из прочности режущей части инструмента.

С увеличением производительности обработки Q себестоимость обработки C изменяется неоднозначно, т.к. первое слагаемое зависимости (2.15) уменьшается, а второе увеличивается. Вместе с тем, данная закономерность справедлива при условии $m_1 > 1$. При условии $m_1 = 1$ экстремум (минимум) функции себестоимости обработки C отсутствует и зависимость (2.15) принимает вид:

$$C = \frac{\alpha_1}{Q} + \frac{\alpha_2}{S^{1-p} \cdot t^{1-q}}. \qquad (2.16)$$

В этом случае с увеличением производительности обработки Q себестоимость обработки C будет непрерывно уменьшаться (рис. 2.1), асимптотически приближаясь к значению, равному второму слагаемому зависимости (2.16). Следовательно, реализуя

условие $m_1 = 1$, можно добиться более существенного уменьшения себестоимости обработки C, чем при $m_1 > 1$. В этом случае можно в широких пределах увеличивать производительность обработки Q без увеличения себестоимости C. Поэтому основным условием повышения производительности обработки при одновременном уменьшении себестоимости обработки является обеспечение условия $m_1 = 1$.

Исходя из зависимости (2.9), условие $m_1 = 1$ предполагает постоянство произведения параметров $V \cdot T$ с увеличением скорости резания V. Показатель степени m_1 определяет интенсивность износа инструмента и период его стойкости. При интенсивном тепловыделении в зоне резания, очевидно, показатель степени m_1 будет принимать достаточно большие значения, в несколько раз превышающие единицу. При небольшой температуре резания, когда температурный фактор не является определяющим в формировании стойкости режущего инструмента, показатель степени m_1 будет принимать значения, незначительно превышающие единицу. Как показано выше, это имеет место при резании алмазными лезвийными инструментами, характеризующимися низким коэффициентом трения и высокой остротой режущих кромок (рис. 2.2 [146]). При обработке титанового сплава ВТ6 резцом из твердого сплава ВК3М характер изменения длины пути резания L совершенно иной (кривые 1 и 2 на этом же рисунке). Следовательно, в данном случае стойкость алмазного инструмента T, определяемая в общем виде зависимостью (2.16), в меньшей степени зависит от скорости резания V, чем при обработке твердосплавным резцом. Если при обработке твердосплавным резцом показатель степени $m_1 > 1$, то при обработке алмазным резцом он равен единице.

Из сказанного следует, что наличие экстремума функции себестоимости обработки C всецело зависит от показателя степени m_1, обусловленного температурным фактором. Учитывая то, что стойкость инструментов из твердых сплавов и быстрорежущих сталей определяется главным образом температурным фактором, необходимо рассмотреть случай $m_1 > 1$. В этом случае, согласно зависимо-

сти (2.15), имеет место экстремум функции C от производительности обработки Q [44].

Для исследования себестоимости обработки на экстремум необходимо подчинить функцию C, определяемую зависимостью (2.15), необходимому условию экстремума: $C'_Q = 0$. Тогда

$$C'_Q = -\frac{\alpha_1}{Q^2} + \alpha_2 \cdot \frac{(m_1 - 1) \cdot Q^{m_1 - 2}}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} = 0 . \qquad (2.17)$$

Разрешая данное уравнение относительно экстремального значения производительности обработки $Q = Q_{экстр}$, получено:

$$Q_{экстр} = \left[\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}} \qquad (2.18)$$

или

$$Q_{экстр} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot C_4}{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}} . \qquad (2.19)$$

Как видно, экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$ тем больше, чем больше параметры C_4, S, t и меньше t_c, $Ц$. Следовательно, глубину резания t целесообразно устанавливать равной величине снимаемого припуска и обработку точением производить за один продольный ход инструмента. Подачу S также следует устанавливать максимально возможной исходя из условий прочности инструмента или мощности привода станка.

Увеличение параметра C_4 и соответственно стойкости инструмента может быть достигнуто за счет повышения его физико-механических свойств. Однако, очевидно, это предполагает увеличение цены инструмента $Ц$.

На первый взгляд может показаться, что если цена инструмента $Ц$ увеличивается примерно пропорционально увеличению параметра C_4 (определяющего физико-механические свойства инструментального материала), то исходя из зависимости (2.19), увеличе-

ния производительности обработки $Q_{экстр}$ не произойдет. Вместе с тем, повышение физико-механических свойств инструмента предполагает уменьшение параметра m_1 в зависимости (2.9), что ведет к увеличению показателя степени $1/m_1$ и уменьшению знаменателя в зависимости (2.19), а соответственно к повышению экстремального значения производительности обработки $Q_{экстр}$. Следовательно, за счет применения режущих инструментов, обладающих более высокими показателями прочности, твердости, красностойкости и т.д., можно увеличить $Q_{экстр}$. При этом допустимо увеличение цены инструмента $Ц$ при одновременном выполнении условия $(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)/C_4 = const$, т.е. чем эффективнее и соответственно дороже инструмент, тем выше производительность обработки $Q_{экстр}$. Это открывает новые технологические возможности применения прогрессивных инструментов, обладающих высокой стойкостью и режущей способностью.

Соответствующие экстремальному значению производительности обработки $Q_{экстр}$ экстремальные значения скорости резания $V_{экстр}$, стойкости инструмента $T_{экстр}$, основного технологического времени обработки $t_{0экстр}$, количества деталей, обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ и количества потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$ определяются зависимостями:

$$V_{экстр} = \frac{Q_{экстр}}{S \cdot t} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot C_4}{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)}\right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}}; \quad (2.20)$$

$$T_{экстр} = \frac{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)}{S_{час} \cdot k}; \quad (2.21)$$

$$t_{0экстр} = \frac{\vartheta}{Q_{экстр}} = \vartheta \cdot \left[\frac{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)}{S_{час} \cdot k \cdot C_4} \cdot \frac{1}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}}\right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (2.22)$$

$$n_{экстр} = \frac{T_{экстр}}{t_{0экстр}} = \frac{1}{\vartheta} \cdot \left[\frac{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)}{S_{час} \cdot k} \right]^{1-\frac{1}{m_1}} \times$$

$$\times \left(C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right)^{\frac{1}{m_1}}; \qquad (2.23)$$

$$N_{0экстр} = \frac{N}{n_{экстр}} = N \cdot \vartheta \cdot \left[\frac{S_{час} \cdot k}{(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) \cdot (m_1 - 1)} \right]^{1-\frac{1}{m_1}} \times$$

$$\times \left(\frac{1}{C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.24)$$

Зависимость (2.20) идентична зависимости (2.14), что свидетельствует о достоверности выполненных расчетов.

Из зависимости (2.20) следует, что $V_{экстр}$ тем больше, чем больше C_4 и меньше параметры m_1, t_c, $Ц$, S и t. Учитывая, что параметры S и t устанавливаются максимально возможными, увеличить скорость резания $V_{экстр}$ можно за счет увеличения C_4 и уменьшения параметров m_1, t_c, $Ц$. Поскольку $S_{час}$, k и $Ц$ – экономические параметры и ими сложно управлять, основным путем увеличения скорости резания $V_{экстр}$ является увеличение параметра C_4 и уменьшение m_1. Эти параметры обобщенно определяют режущие свойства инструмента. Чем больше твердость, прочность, красностойкость и теплопроводность инструментального материала, тем больше C_4 и меньше m_1. Нанесение на рабочие поверхности инструмента износостойких покрытий также способствует увеличению параметра C_4 и уменьшению m_1 и, соответственно, повышению стойкости инструмента и скорости резания.

Из зависимости (2.20) следует, что наибольшее влияние на $V_{экстр}$ оказывает параметр m_1. При условии $m_1 \to 1$ скорость резания $V_{экстр}$ неограниченно увеличивается, что позволяет реализовать высокоскоростное резания. Таким образом показано, что основным

путем перехода в область высокоскоростного резания необходимо рассматривать уменьшение параметра $m_1 \to 1$. Физически это достигается снижением влияния температурного фактора в процессе резания на стойкость инструмента, т.е. в условиях высокоскоростного резания инструментальный материал должен сохранять свои режущие свойства при действии высоких температур.

Экстремальное значение стойкости инструмента $T_{экстр}$, исходя из зависимости (2.21), тем больше, чем больше отношение $Ц/(S_{час} \cdot k)$ и параметр m_1. В данном случае $T_{экстр}$ не зависит от режимов резания, а определяется экономическими параметрами и характеристиками инструмента, обобщенно определяемыми параметром m_1. При $m_1 \to 1$, что характерно для алмазного инструмента, справедливо условие $T_{экстр} \to 0$. Подставляя зависимость (2.21) в (2.19), установлена связь между параметрами $T_{экстр}$ и $Q_{экстр}$:

$$Q_{экстр} = \left[\frac{C_4}{T_{экстр}} \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.25)$$

Как следует из зависимости (2.25), экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$ тем больше, чем меньше $T_{экстр}$ и, соответственно, цена инструмента $Ц$. При $m_1 \to 1$ (с учетом $T_{экстр} \to 0$) экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр} \to \infty$. В этом случае отсутствует экстремум себестоимости обработки C, имеет место лишь непрерывное уменьшение C с увеличением производительности обработки.

Основное технологическое время обработки $t_{0экстр}$, исходя из зависимости (2.22), обратно пропорционально производительности обработки $Q_{экстр}$ и тем меньше, чем больше подача S, глубина резания t и соотношение $C_4/(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)$. Как следует из зависимостей (2.23) и (2.24), количество деталей, обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ увеличивается, а количество потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$, наоборот, уменьшается с увеличе-

нием параметров S, t, C_4, $Ц$. Собственно этим и объясняется эффективность обработки с увеличенными значениями S, t и C_4.

Важно оценить характер экстремума функции C с точки зрения наличия минимума или максимума. Для этого определен знак второй производной C''_Q в точке экстремума:

$$C''_Q = \frac{2 \cdot \alpha_1}{Q^3} + \alpha_2 \cdot \frac{(m_1 - 1) \cdot (m_1 - 2) \cdot Q^{m_1 - 3}}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}}. \qquad (2.26)$$

Как видно, при условии $m_1 > 2$ однозначно вторая производная положительна ($C''_Q > 0$). Следовательно, имеет место минимум функции C от производительности обработки Q (рис. 2.10).

При условии $m_1 < 2$ знак второй производной C''_Q зависит от соотношения первого и второго слагаемых зависимости (2.26) в точке экстремума, т.е. имеет место неоднозначность решения. Поэтому для его уточнения необходимо подставить в зависимость (2.26) экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$, определяемое зависимостью (2.19). После несложных преобразований получено простое решение:

$$C''_Q = \frac{\alpha_1 \cdot m_1}{Q^3_{экстр}}. \qquad (2.27)$$

Как видно, вторая производная C''_Q в точке экстремума при условии $m_1 > 1$ всегда положительна. Следовательно, при $m_1 > 1$ всегда будет иметь минимум функции C от производительности обработки Q (рис. 2.10). Зная экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$, можно определить минимальное значение функции C, для чего в зависимость (2.15) необходимо подставить зависимость (2.18):

$$C_{min} = \frac{1}{S^{1-\frac{p}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}}} \cdot \left[\frac{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)}{\alpha_1}\right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[\alpha_1 + \frac{\alpha_1}{(m_1 - 1)}\right]. \qquad (2.28)$$

Как следует из зависимости (2.28), в точке экстремума первое слагаемое больше второго слагаемого при условии $m_1 > 1$.

После преобразования зависимость (2.28) примет вид:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \left[1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right] \qquad (2.29)$$

или

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot (t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)^{\frac{1}{m_1}} \cdot (S_{час} \cdot k)^{1-\frac{1}{m_1}}}{C_4^{\frac{1}{m_1}} \cdot S^{1-\frac{p}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}}} \cdot \frac{m_1}{(m_1 - 1)^{1-\frac{1}{m_1}}}. \qquad (2.30)$$

Исходя из зависимости (2.29), минимальное значение C_{min} однозначно определяется величиной $Q_{экстр}$. Между ними существует обратно пропорциональная связь, т.е. чем больше $Q_{экстр}$, тем меньше C_{min}. Следовательно, все выводы, сделанные относительно условий увеличения $Q_{экстр}$ остаются справедливыми и относительно условий уменьшения C_{min}. Исключение составляет лишь то, что с уменьшением параметра m_1 второе слагаемое зависимости (2.29) увеличивается, а это приводит к увеличению C_{min}. Однако, второе слагаемое зависимости меньше первого слагаемого. Поэтому его увеличение приведет к незначительному росту C_{min}, тогда как за счет уменьшения параметра m_1 в соответствии с зависимостью (2.19) можно добиться более существенного увеличения $Q_{экстр}$ и, следовательно, более существенного уменьшения C_{min}. Из этого вытекает целесообразность использования новых достаточно дорогих, но высокоресурсных инструментов, обеспечивающих выполнение условия $(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц) / C_4 = const$ и, соответственно, повышение производительности $Q_{экстр}$ и уменьшение себестоимости C_{min} обработки.

Таким образом показано, что основным путем уменьшения себестоимости обработки является увеличение производительности обработки за счет применения прогрессивных конструкций режущих инструментов, изготовленных из инструментальных материалов с по-

вышенными физико-механическими свойствами и обладающих высокой стойкостью и режущей способностью.

Из зависимости (2.30) вытекает, что минимальное значение C_{min} тем меньше, чем меньше параметры N, $Э$, $Ц$, t_c и больше C_4, S и t. Следовательно, необходимо добиваться снижения цены инструмента и увеличения его режущей способности (обобщенно определяемой параметром C_4), а также устанавливать максимально возможные значения подачи S и глубины резания t. Из приведенного теоретического решения вытекает следующий алгоритм определения оптимальных условий обработки:

1) устанавливаются максимально возможные значения глубины резания t и подачи S из условия, что снимаемый припуск целесообразно удалить за один проход инструмента, а величина подачи определяется прочностью и жесткостью инструмента или же прочностью элементов механизма подачи станка;

2) по зависимости (2.21) рассчитывается оптимальная стойкость инструмента $T_{экстр}$, реализующая минимум себестоимости;

3) с учетом известных значений t, S и $T_{экстр}$ по эмпирической зависимости (2.9) определяется оптимальная скорость резания $V_{экстр}$.

Данный алгоритм определения оптимальных условий обработки такой же, как и применяемый на практике и описанный в учебниках по теории резания металлов и технологии машиностроения [23; 35; 85; 88; 92; 96; 102; 161; 164; 165; 169; 172]. Заслуживает внимания тот факт, что оптимальная стойкость инструмента $T_{экстр}$, исходя из зависимости (2.21), определяется экономическими параметрами (за исключением параметра m_1, являющегося показателем степени эмпирической зависимости стойкости инструмента). Это позволяет довольно просто рассчитать $T_{экстр}$ и привести в соответствие теорию и практику при выборе оптимальных условий обработки по критерию наименьшей себестоимости обработки. Например, преобразуя зависимость (2.20) с учетом зависимости (2.21), приходим к исходной зависимости (2.9), разрешенной относительно скорости резания $V_{экстр}$:

$$V_{экстр} = \left[\frac{C_4}{T_{экстр}}\right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{S^{\frac{p}{m_1}} \cdot t^{\frac{q}{m_1}}}. \qquad (2.31)$$

Как видно, с уменьшением $T_{экстр}$ скорость резания $V_{экстр}$ увеличивается, вызывая увеличение производительности обработки $Q_{экстр} = V_{экстр} \cdot S \cdot t$, определяемой зависимостью (2.25), и уменьшение себестоимости обработки C_{min}, определяемой зависимостью (2.29). Следовательно, добиться уменьшения C_{min} можно уменьшением $T_{экстр}$ за счет перехода в область высокоскоростного резания.

Согласно зависимости (2.21), уменьшить $T_{экстр}$ можно уменьшением параметров m_1 и $Ц$. В первом случае необходимо использовать инструментальные материалы с повышенными физико-механическими свойствами и инструменты с износостойкими покрытиями с целью повышения их работоспособности. Во втором случае необходимо стремиться к уменьшению цены инструмента $Ц$. Это достигается различными путями. Весьма перспективным путем является применение сборных конструкций режущих инструментов. В этом случае, по сути, цену инструмента определяет стоимость неперетачиваемой режущей пластины, которая за счет своей многогранности допускает многократное использование. В результате стоимость одной “условной” режущей кромки пластины (соответствующей параметру $Ц$ в зависимостях) резко уменьшается, что позволяет существенно уменьшить $T_{экстр}$ и увеличить скорость резания $V_{экстр}$ и производительность обработки $Q_{экстр} = V_{экстр} \cdot S \cdot t$, т.е. обеспечить осуществление высокоскоростного резания.

На рис. 2.11 в обобщенном виде приведена структурная схема условий уменьшения себестоимости и повышения производительности механической обработки. Они состоят, во-первых, в увеличении параметра C_4 и уменьшении показателя степени m_1, а также в уменьшении цены инструмента $Ц$ или выполнении условия $(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц)/C_4 = const$ (что фактически равносильно условию

$Ц / C_4 = const$ из-за малости величины t_c). Это достигается путем применения инструментальных материалов с повышенными физико-механическими свойствами и инструментов с износостойкими покрытиями, а также создания сборных конструкций инструментов. Во-вторых, в увеличении подачи S, глубины резания t и скорости резания V (обеспечивая условие минимума себестоимости с учетом технико-экономических характеристик режущего инструмента C_4, m_1, t_c, $Ц$) и перехода в область высокоскоростного резания.

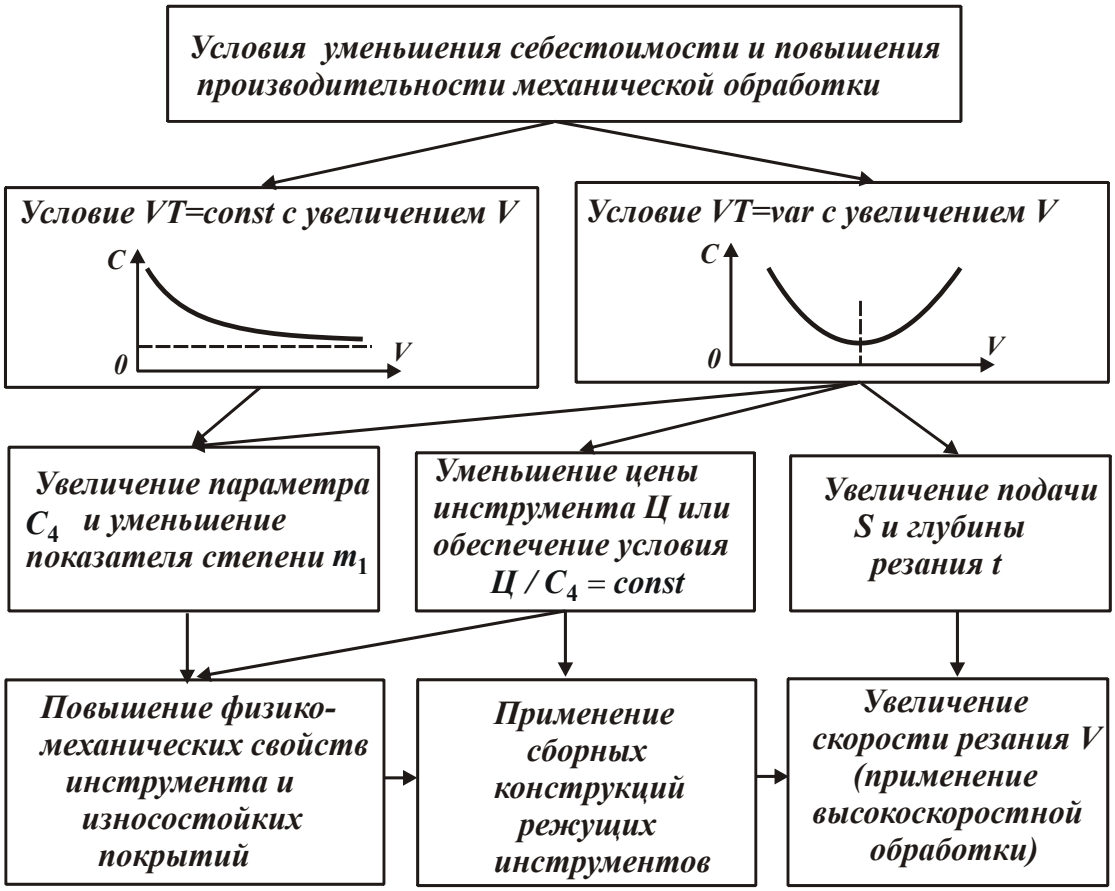


Рис. 2.11. Структурная схема условий уменьшения себестоимости и повышения производительности механической обработки

Зная экстремальное (оптимальное) значение стойкости режущего инструмента $T_{экстр}$, по зависимостям (2.22) – (2.24) можно определить основное технологическое время обработки $t_{0экстр}$, количество деталей, обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ и количество потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$. С учетом (2.21) данные зависимости принимают более простой вид:

$$t_{0экстр} = \vartheta \cdot \left[\frac{T_{экстр}}{C_4} \cdot \frac{1}{S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \qquad (2.32)$$

$$n_{экстр} = \frac{1}{\vartheta} \cdot \left(T_{экстр}\right)^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot \left(C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}\right)^{\frac{1}{m_1}}; \qquad (2.33)$$

$$N_{0экстр} = N \cdot \vartheta \cdot \left(\frac{1}{T_{экстр}} \right)^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot \left(\frac{1}{C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.34)$$

Из зависимостей (2.32) – (2.34) следует, что с уменьшением стойкости режущего инструмента $T_{экстр}$ основное технологическое время обработки $t_{0экстр}$ и количество деталей, обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ уменьшаются, а количество потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$, наоборот, увеличивается. В конечном итоге это ведет к снижению себестоимости обработки, что вытекает из зависимости (2.29), преобразованной с учетом зависимости (2.25), к виду:

$$C_{min} = N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k \cdot \left(\frac{T_{экстр}}{C_4 \cdot S^{m_1 - p} \cdot t^{m_1 - q}} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right].$$

В результате получена важная для анализа аналитическая зависимость определения минимума себестоимости обработки.

2.4. Количественная оценка минимума себестоимости и реализующих его условий обработки

Заслуживает внимания количественная оценка зависимости (2.15). Для этого следует представить производительность обработки в виде $Q = z \cdot Q_{экстр}$, где $z > 0$ − некоторая положительная величина. Для левой ветви графика $C - Q$ (рис. 2.10) величина z принимает значения $0 < z < 1$, а для правой ветви – значения $z > 1$. Тогда зависимость (2.15), аналогично зависимости (2.28), выразится:

$$C = \frac{1}{S^{1-\frac{p}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}}} \cdot \left[\frac{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)}{\alpha_1}\right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \alpha_1 \cdot \left[\frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)}\right]. \quad (2.35)$$

Относительная себестоимость обработки $\overline{C}$ (безразмерная величина) описывается:

$$\overline{C} = \overline{C}_1 + \overline{C}_2 = \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)}, \quad (2.36)$$

где $\overline{C}_1 = \frac{1}{z}$;

$$\overline{C}_2 = \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)}.$$

Как видно, первое слагаемое $\overline{C}_1 = 1/z$ определяется величиной $z = Q/Q_{экстр}$, а второе слагаемое $\overline{C}_2$ – величинами z и m_1. С увеличением z первое слагаемое уменьшается до нуля, а второе, наоборот, неограниченно увеличивается. Причем, тем интенсивнее, чем больше величина m_1.

Таблица 2.1

Расчетные значения величин

$\overline{C}_1 = 1/z$, $\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$, $\overline{C} = 1/z + 0{,}25 \cdot z^4$ и $\overline{C}_1/\overline{C}_2$ для m_1=5

z	0,1	0,5	1	2	3
$\overline{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$	$0{,}25 \cdot 10^{-4}$	0,015	0,25	4	20,25
$\overline{C} = 1/z + 0{,}25 \cdot z^4$	10	2,015	1,25	4,5	20,58
$\overline{C}_1/\overline{C}_2$	$40 \cdot 10^4$	133,3	4	0,0625	0,016

В работе [23] показано, что при точении углеродистой конструкционной стали твердосплавным резцом параметры $m_1 = 5$; $p = 1{,}75$; $q = 0{,}75$. Принимая $m_1 = 5$, по зависимости (2.36) можно определить в относительных величинах первое и второе слагаемые,

которые соответственно равны $\overline{C}_1 = 1/z$ и $\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$, а также определить их сумму $\overline{C} = 1/z + 0{,}25 \cdot z^4$, выражающую относительную себестоимость обработки $\overline{C}$ (табл. 2.1).

Как следует из табл. 2.1 и рис. 2.12а, при изменении величины z в пределах 0,1…1 первое слагаемое $\overline{C}_1 = 1/z$ больше второго $\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$. При значениях $z \geq 2$, наоборот, второе слагаемое больше первого, причем, второе слагаемое интенсивно увеличивается, вызывая увеличение суммы двух слагаемых (относительную себестоимость обработки $\overline{C}$). Следовательно, с увеличением величины z, что соответствует увеличению производительности обработки, относительная себестоимость обработки $\overline{C}$ первоначально интенсивно уменьшается (за счет уменьшения первого слагаемого), затем интенсивно увеличивается (за счет увеличения второго слагаемого). Поэтому при выборе оптимальных параметров обработки необходимо строго соблюдать условие минимума себестоимости обработки, т.к. незначительное отклонение величины z от значения $z = 1$ будет приводить к увеличению $\overline{C}$ (рис. 2.12а). Очевидно, в диапазоне $0 < z < 1$ роль второго слагаемого зависимости (2.36) незначительна, а при $z > 1$ становится определяющей. В результате отношение $\overline{C}_1 / \overline{C}_2 < 1$ (рис. 2.12б). При $z > 2$ это приводит к многократному увеличению $\overline{C}$ и делает обработку экономически нецелесообразной. Поэтому необходимо стремиться к реализации диапазона значений $0 < z < 1$, в котором роль второго слагаемого, обусловленного затратами на режущий инструмент, незначительна.

Поскольку при условии $z < 1$ первое слагаемое $\overline{C}_1 = 1/z$ многократно превышает второе слагаемое $\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$, то в этом случае в первом приближении второе слагаемое можно не учитывать при определении себестоимости обработки. Исходя из этого, по сути, лишен смысла выбор оптимальной скорости резания V по критериям максимальной стойкости инструмента T и максимальной длины пути $V \cdot T$, пройденного инструментом до затупления (рис. 2.13а [23]), т.к. точка минимума себестоимости обработки C будет смещена в область больших значений скорости резания V (до

значения $V_{экстр}$ на рис. 2.13б). Это связано с тем, что минимум себестоимости обработки C достигается на участке монотонно убывающей функции стойкости инструмента T (при m_1>1), т.е. при $V_{экстр} > V_2 > V_1$.

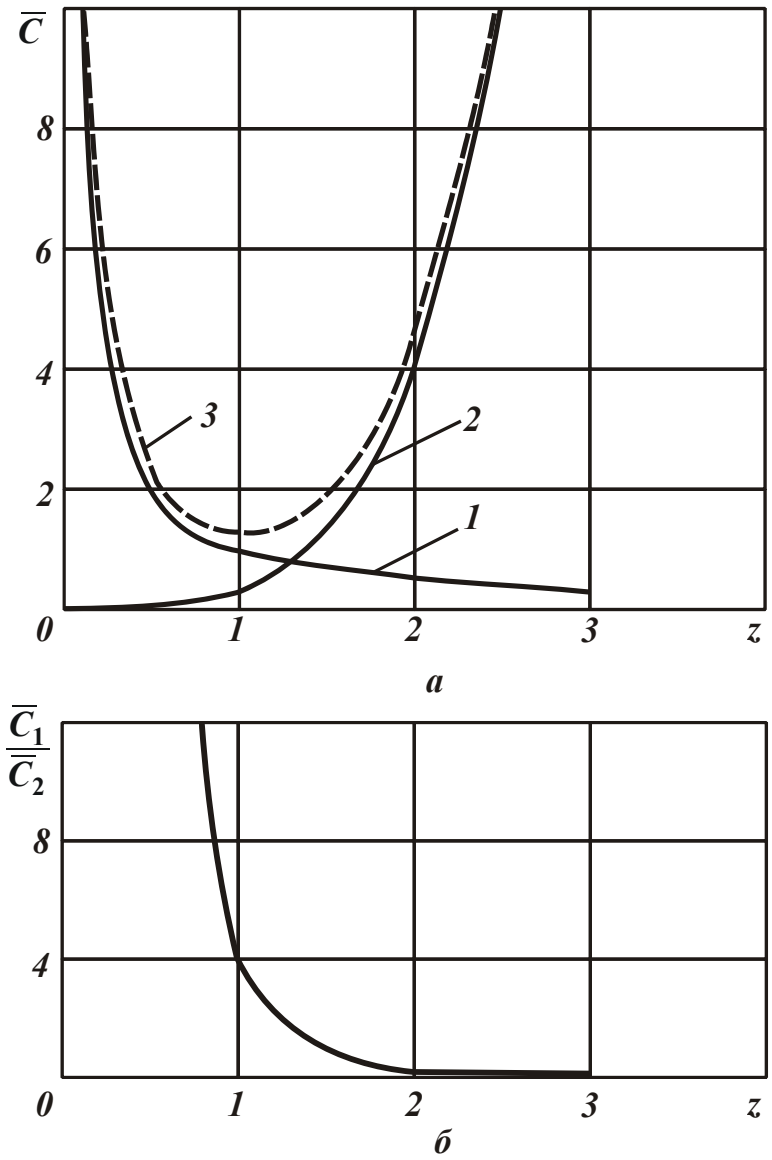


Рис. 2.12. Характер изменения функций $\overline{C}_1 = 1/z$ (1), $\overline{C}_2 = 0{,}25 \cdot z^4$ (2), $\overline{C} = 1/z + 0{,}25 \cdot z^4$ (3) (а) и $\overline{C}_1/\overline{C}_2$ (б) для случая $m_1 = 5$

Следовательно, выбор оптимальной скорости резания необходимо производить по критерию минимума себестоимости обработки C, что указывает на правильность предложенного в работе подхода к выбору оптимальных условий обработки и обоснованию путей интенсификации процесса резания.

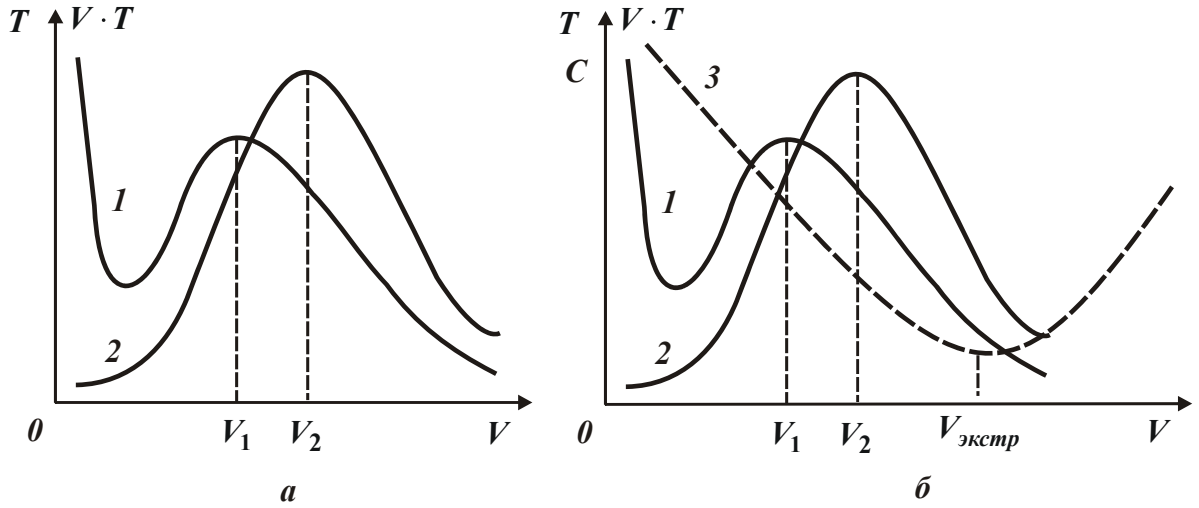


Рис. 2.13. Характер изменения периода стойкости инструмента T (1), длины пути $V \cdot T$ (2), пройденного инструментом до затупления, и себестоимости обработки C (3) от скорости резания V

Известно, что применение прогрессивных конструкций инструментов повышает их стойкость. Это выражается в уменьшении коэффициента m_1, например, до значения $m_1 = 3$ и ниже. Поэтому важно провести анализ относительной себестоимости обработки $\overline{C}$ по зависимости (2.36) для $m_1 = 3$. В этом случае первое слагаемое $\overline{C}_1 = 1/z$ зависимости (2.36) остается прежним, а второе принимает вид $\overline{C}_2 = 0{,}5 \cdot z^2$. Тогда их сумма равна $\overline{C} = 1/z + 0{,}5 \cdot z^2$.

В табл. 2.2 и на рис. 2.14 приведены результаты расчетов для случая $m_1 = 3$, которые показывают, что по сравнению со случаем $m_1 = 5$ второе слагаемое $\overline{C}_2 = 0{,}5 \cdot z^2$ и сумма двух слагаемых $\overline{C} = 1/z + 0{,}5 \cdot z^2$ уменьшаются, причем, для $z > 1$ – значительно. Это указывает на необходимость применения инструментальных материалов, способных сохранять свои режущие свойства при высоких температурах резания. Уменьшение себестоимости обеспечивает повышение производительности обработки.

В табл. 2.3 и на рис. 2.15а приведены результаты расчетов для случая $m_1 = 2$. При $z > 1$ относительная себестоимость обработки $\overline{C}$ увеличивается не столь существенно с увеличением z, что позволяет обработку вести в более широком диапазоне изменения величины z по сравнению со случаем $m_1 > 2$ (рис. 2.12а, рис. 2.14а).

Таблица 2.2

Расчетные значения величин

$\overline{C}_1 = 1/z$; $\overline{C}_2 = 0{,}5 \cdot z^2$, $\overline{C} = 1/z + 0{,}5 \cdot z^2$ и $\overline{C}_1 / \overline{C}_2$ для m_1=3

z	0,1	0,5	1	2	3
$\overline{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\overline{C}_2 = 0{,}5 \cdot z^2$	0,005	0,125	0,5	2	4,5
$\overline{C} = 1/z + 0{,}5 \cdot z^2$	10	2,125	1,5	2,5	4,83
$\overline{C}_1 / \overline{C}_2$	200	13,3	2	0,25	0,073

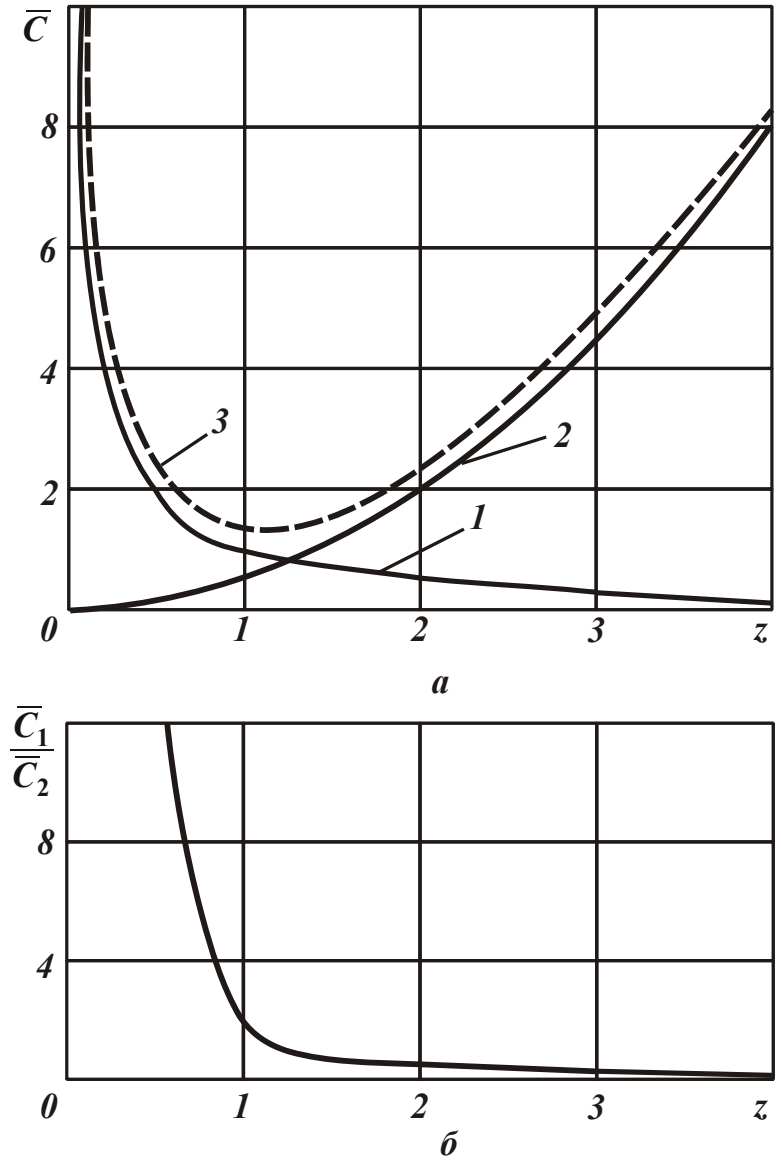


Рис. 2.14. Характер изменения функций $\overline{C}_1 = 1/z$ (1); $\overline{C}_2 = 0{,}5 \cdot z^2$ (2); $\overline{C} = 1/z + 0{,}5 \cdot z^2$ (3) (а) и $\overline{C}_1 / \overline{C}_2$ (б) для случая $m_1 = 3$

Отношение $\overline{C}_1 / \overline{C}_2$ (рис. 2.15б) в точке экстремума себестоимости обработки равно единице, тогда как при $m_1 > 2$ оно принимает большие значения (рис. 2.12а, рис. 2.14а). В этом случае усиливается роль второго слагаемого, входящего в зависимость (2.36).

Таблица 2.3

Расчетные значения величин

$\overline{C}_1 = 1/z$; $\overline{C}_2 = z$; $\overline{C} = 1/z + z$ и $\overline{C}_1 / \overline{C}_2$ для случая m_1=2

z	0,1	0,5	1	2	3
$\overline{C}_1 = 1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$\overline{C}_2 = z$	0,1	0,5	1	2	3
$\overline{C} = 1/z + z$	10,1	2,5	2	2,5	3,3
$\overline{C}_1 / \overline{C}_2$	100	4	1	0,25	0,11

При $m_1 = 1$, согласно зависимости (2.36), относительная себестоимость обработки $\overline{C}$ определяется лишь первым слагаемым. Экстремум функции $\overline{C}$ от z отсутствует: себестоимость обработки с увеличением z непрерывно уменьшается (рис. 2.15в). Производительность и скорость резания увеличиваются практически неограниченно, что указывает на перспективность применения высокоскоростного резания. Этим объясняется эффективность применения современных высокооборотных станков с ЧПУ, позволяющих в 10 раз и более повысить производительность обработки. Однако, для практического осуществления высокоскоростного резания необходимо применение прогрессивных конструкций инструментов, обеспечивающих реализацию условия $m_1 \to 1$, фактически исключающего влияние теплонапряженности процесса резания на стойкость инструмента. Например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов и твердосплавные инструменты с износостойкими покрытиями [4; 6; 32; 48; 50; 56; 59; 64; 71; 75; 147; 158; 159]. Таким образом, решена задача минимизации себестоимости обработки и показано, что выбор оптимальных режимов резания, обеспечивающих наименьшую себестоимость и наибольшую производительность обработки, всецело зависит от стойкости инструмента.

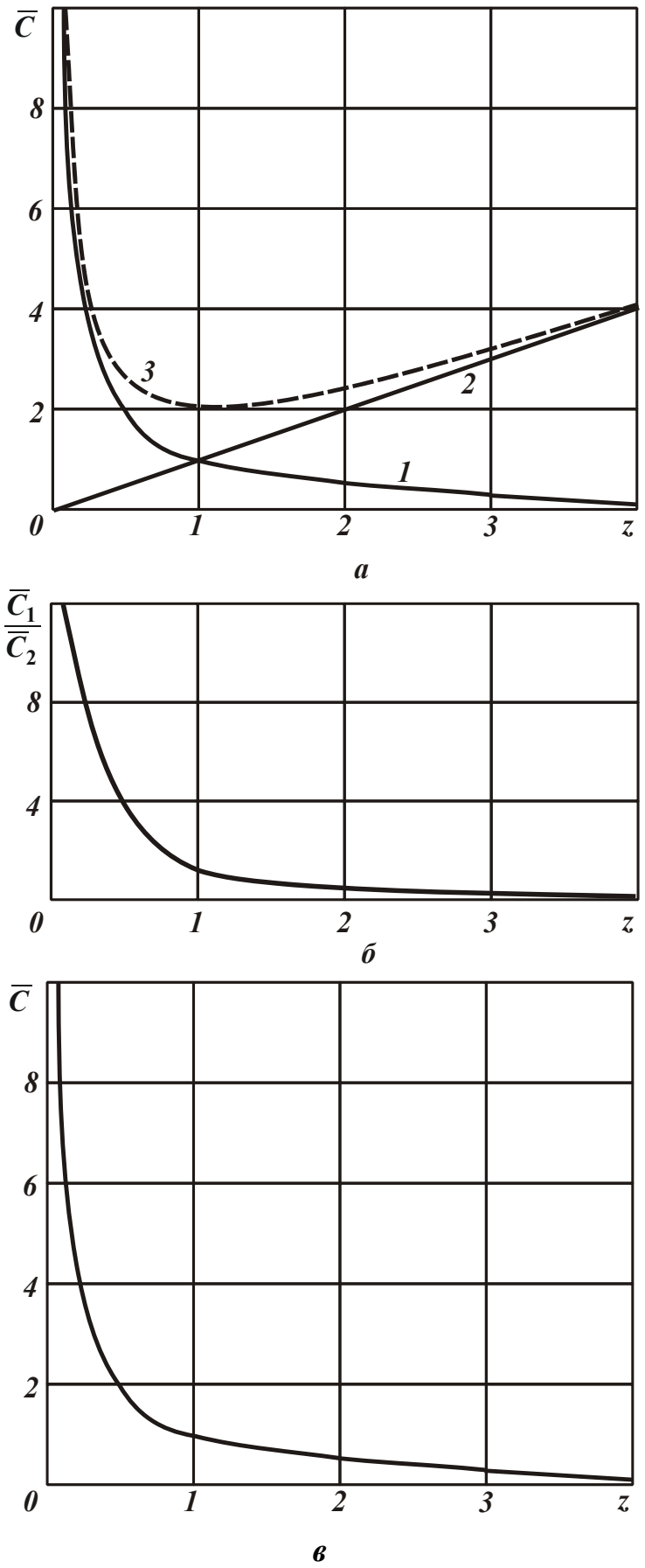


Рис. 2.15. Характер изменения функций $\overline{C}_1 = 1/z$ (1); $\overline{C}_2 = z$ (2); $\overline{C} = 1/z + z$ (3) (а), $\overline{C}_1 / \overline{C}_2$ (б) для $m_1 = 2$ и функции $\overline{C}$ для случая $m_1 = 1$ (в)

Исходя из этого, сформулированы практические рекомендации по повышению эффективности механической обработки на основе критерия наименьшей себестоимости. Они состоят, прежде всего, в применении инструментальных материалов, обладающих повышенной износостойкостью и способных сохранять свои режущие свойства при высоких температурах резания.

2.5. Оценка экономической эффективности применения на предприятиях Украины дорогостоящих режущих инструментов зарубежного производства

На рис. 2.10 показаны примерные графики изменения себестоимости обработки C, иллюстрирующие приведенное выше решение. Как видно, себестоимость обработки C с увеличением производительности обработки Q изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (рис. 2.10б). С уменьшением безразмерного параметра m_1, определяющего стойкость режущего инструмента, минимум себестоимости обработки C_{min} уменьшается и смещается в область больших значений скорости резания V (рис. 2.10а) и соответственно производительности обработки Q. Следовательно, применение импортных твердосплавных инструментов, характеризующихся меньшими значениями $m_1 = 2…3$ (для отечественных твердосплавных $m_1 = 5…8$), позволяет уменьшить C_{min} и увеличить экстремальное значение производительности обработки $Q_{экстр}$ (рис. 2.10б). Однако данная закономерность справедлива при одинаковой цене отечественного и импортного инструментов. В действительности, стоимость импортного инструмента значительно выше, чем отечественного инструмента, что приводит к увеличению C_{min} и уменьшению $Q_{экстр}$. Поэтому важно изыскать возможности повышения экономической эффективности обработки от применения дорогостоящих импортных инструментов. Для этого проведем более детальный анализ приведенного выше теоретического решения.

Из зависимости (2.21) следует, что экстремальное значение стойкости инструмента $T_{экстр}$ определяется экономическими ($Ц$, $S_{час}$) и технологическим (m_1) параметрами. Чем больше $Ц$ и меньше $S_{час}$, тем больше $T_{экстр}$ и, согласно зависимостям (2.19) и (2.20), меньше $Q_{экстр}$ и скорость резания $V_{экстр}$ (для заданных значений подачи S и глубины резания t). Исходя из зависимости (2.30), с уменьшением величин $Ц$ и $S_{час}$ значения C_{min} уменьшаются. Из этого вытекает, что в экономически развитых странах, характеризующихся увеличенными значениями тарифной ставки рабочего $S_{час}$, эффективно металлообработку вести с увеличенной скоростью резания V, реализуя условие высокоскоростного резания. В условиях отечественного производства с целью снижения себестоимости обработки C_{min} необходимо уменьшать скорость резания V, обеспечивая заданную производительность обработки за счет увеличения подачи S и глубины резания t. Этим показано, что в условиях машиностроительного производства Украины для увеличения стойкости инструмента $T_{экстр}$ необходимо в большей степени использовать его ресурс, обеспечивая повышенный износ и степень затупления инструмента. Однако, как известно, это ведет к повышению сил и температуры резания и снижению качества обрабатываемых деталей, что неэффективно. Поэтому в данных условиях важно изыскать возможности увеличения скорости резания V.

В связи с этим следует сравнить себестоимость обработки C для двух значений $S_{час1}$ и $S_{час2}$, отличающихся, например, в 10 раз для заданной производительности обработки $Q_{экстр2}$ (рис. 2.16). В точках экстремумов себестоимость обработки C_{min} описывается зависимостью (2.30), рассматривая в ней вместо параметра $S_{час}$ соответственно параметры $S_{час1}$ и $S_{час2}$, а вместо коэффициента k соответственно коэффициенты k_1 и k_2. Значение себестоимости обработки C в точке $Q_{экстр2}$, расположенной на правой ветви экстремальной зависимости $C-Q$ (позиция 1 на рис. 2.16), описывается преобразованной зависимостью (2.15):

$$C = \frac{N \cdot \vartheta}{Q_{экстр2}} \cdot \left[S_{час1} \cdot k_1 + \frac{S_{час2} \cdot k_2}{(m_1 - 1)} \right]. \qquad (2.37)$$

Из зависимости (2.37) следует, что с увеличением коэффициента k_1 первое слагаемое увеличивается, а это ведет к увеличению $C \to C_{min2}$, а также к выполнению условия $C_{min1} \to C_{min2}$. При этом уменьшается стойкость инструмента $T_{экстр}$ в соответствии с зависимостью (2.21) и увеличиваются скорость резания и производительность обработки $Q_{экстр1} \to Q_{экстр2}$. Естественно, это нивелирует эффект снижения себестоимости обработки C. Поэтому чем меньше коэффициент k_1, тем меньше C_{min1} и экономичнее технологический процесс обработки деталей.

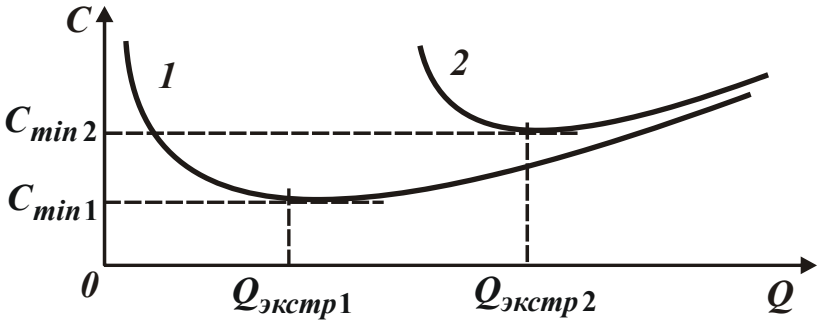


Рис. 2.16. Зависимость себестоимости C от производительности обработки Q

Для случая m_1=2 в точке $Q_{экстр2}$ отношение C_{min2} / C, определяемое с учетом зависимостей (2.30) и (2.37) при условии k_1=k_2, равно 1,8, а для случаев m_1=4 и m_1=7 соответственно равно 3,1 и 4,3. Таким образом, расчетные значения C в точке $Q_{экстр2}$ всегда меньше значения C_{min2}. Из этого вытекает, что с экономической точки зрения в условиях машиностроительного производства Украины, характеризующегося меньшими значениями $S_{час1} < S_{час2}$, можно металлообработку вести с той же производительностью $Q_{экстр2}$, что и в случае $S_{час1} = S_{час2}$. Это не приведет к превышению себестоимости обработки c значения C_{min2}. Однако при этом увеличится себестоимость обработки C по сравнению с экстре-

мальным значением C_{min1} (рис. 2.16), что для определенных условий обработки вполне допустимо.

С учетом различной цены инструмента в двух рассматриваемых случаях ($Ц_1$ и $Ц_2$) зависимость (2.37) выразится:

$$C = \frac{N \cdot \vartheta}{Q_{экстр2}} \cdot \left[S_{час1} \cdot k_1 + \frac{S_{час2} \cdot k_2}{(m_1 - 1)} \cdot \frac{Ц_1}{Ц_2} \right]. \qquad (2.38)$$

В случае $Ц_1 > Ц_2$ себестоимость обработки c в точке $Q_{экстр2}$ увеличится и при определенном значении $Ц_1$ может превысить значение C_{min2}. Поэтому в данном случае экономически неэффективно обработку вести с производительностью $Q_{экстр2}$. Она должна быть меньше и соответственно меньше скорость резания, т.е. необходимо “уходить” от высокоскоростной обработки в область традиционной обработки. Поэтому приобретать инструменты зарубежного производства необходимо по цене, близкой или равной цене фирмы-производителя. Приобретение же инструментов у фирм-посредников по завышенным ценам нивелирует экономический эффект от применения новых прогрессивных инструментов. Этим, собственно, и объясняется низкая эффективность применения на машиностроительных предприятиях Украины импортных весьма перспективных инструментов, которые из-за высокой стоимости приходится эксплуатировать на станке с меньшей скоростью резания и соответственно меньшей производительностью обработки, чем это предусмотрено рекомендациями фирмы-производителя инструмента. В результате не используются высокие технологические возможности указанных инструментов.

Таким образом показано, что применение на машиностроительных предприятиях Украины зарубежных высокопроизводительных режущих инструментов в связи с уменьшением часовой тарифной ставки рабочего позволяет снизить себестоимость обработки и тем самым повысить конкурентоспособность производимой в Украине машиностроительной продукции по сравнению с аналогичной продукцией, производимой за рубежом. Однако это возможно при условии, что цена приобретаемого инструмента будет такая

же, как и у зарубежной фирмы-производителя инструмента. Для этого необходимо инструменты приобретать непосредственно у фирмы-производителя, минуя посреднические структуры.

Приведенное выше теоретическое решение прошло практическую апробацию на ряде машиностроительных предприятий. Так, экспериментально установлено, что обработку деталей твердосплавными режущими инструментами с износостойкими покрытиями зарубежного производства (резцами, фрезами и т.д.) эффективно производить со скоростями резания, которые ниже рекомендуемых фирмами-изготовителями инструментов. Это связано, в первую очередь, с необходимостью снижения себестоимости обработки, т.к. в противном случае оказывается экономически необоснованным приобретение дорогостоящих импортных инструментов. Поэтому в дальнейших исследованиях важно на основе приведенных выше решений определить оптимальные режимы резания (с точки зрения наименьшей себестоимости обработки), а также оптимальные цены импортных режущих инструментов, при которых возможен экономический эффект от их применения на машиностроительных предприятиях Украины.

2.6. Определение оптимального количества потребляемых инструментов

Для более полного анализа полученного решения важно определить количество режущих инструментов N_0, необходимых для обработки партии из N деталей:

$$N_0 = \frac{N}{n} = N \cdot \frac{t_0}{T}. \qquad (2.39)$$

При продольном точении основное технологическое время обработки t_0 можно выразить зависимостью: $t_0 = l / S_{прод}$, где l – длина продольного хода инструмента, м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Скорость продольной подачи $S_{прод}$ определяется из условия:

$$\tau = \frac{S}{S_{прод}} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V}, \qquad (2.40)$$

где τ – время одного вращения обрабатываемой детали, с;

S – продольная подача, м/об.;

$D_{дет}$ – диаметр детали, м.

Откуда $S_{прод} = \frac{S}{\pi \cdot D_{дет}} \cdot V$. Тогда

$$t_0 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l}{S \cdot V}. \qquad (2.41)$$

С учетом зависимостей (2.9), (2.39) и (2.41) количество потребляемых режущих инструментов N_0 определяется:

$$N_0 = N \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot V^{m_1 - 1} \cdot S^{p-1} \cdot t^q}{C_4}. \qquad (2.42)$$

Соответственно, количество деталей, обрабатываемых одним инструментом, n выразится:

$$n = \frac{T}{t_0} = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot V^{m_1 - 1} \cdot S^{p-1} \cdot t^q}. \qquad (2.43)$$

Как видно, с увеличением скорости резания V количество потребляемых режущих инструментов N_0 увеличивается, а количества деталей, обрабатываемых одним инструментом, n уменьшается. На рис. 2.17 графически показано взаимное расположение зависимостей N_0 и себестоимости обработки C. Очевидно, при использовании одного режущего инструмента ($N_0 = 1$) себестоимость обработки C принимает наибольшее значение (на левой ветви графика). С увеличением N_0 себестоимость обработки C уменьшается и при достижении значения $N_{0экстр}$, описываемого зависимостью (2.24), принимает экстремум (минимум).

Таким образом, на основе графической интерпретации полученного теоретического решения показано, что для обработки партии из N деталей необходимо использовать не один инструмент, а

определенное (оптимальное) количество инструментов $N_{0экстр}$. Это обеспечивает достижение наименьшей себестоимость обработки C.

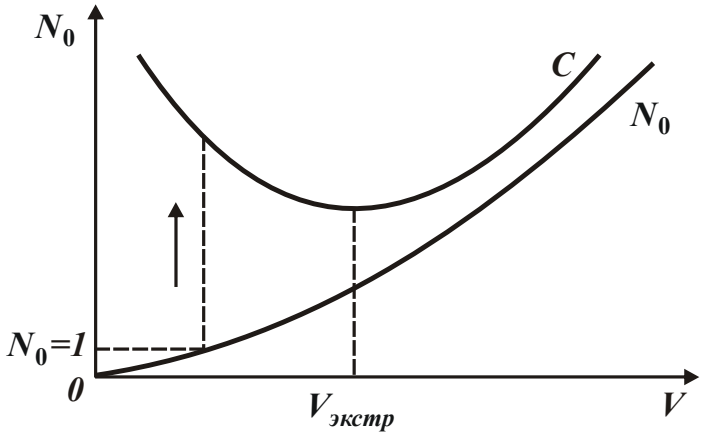


Рис. 2.17. Зависимости N_0 и C от скорости резания V

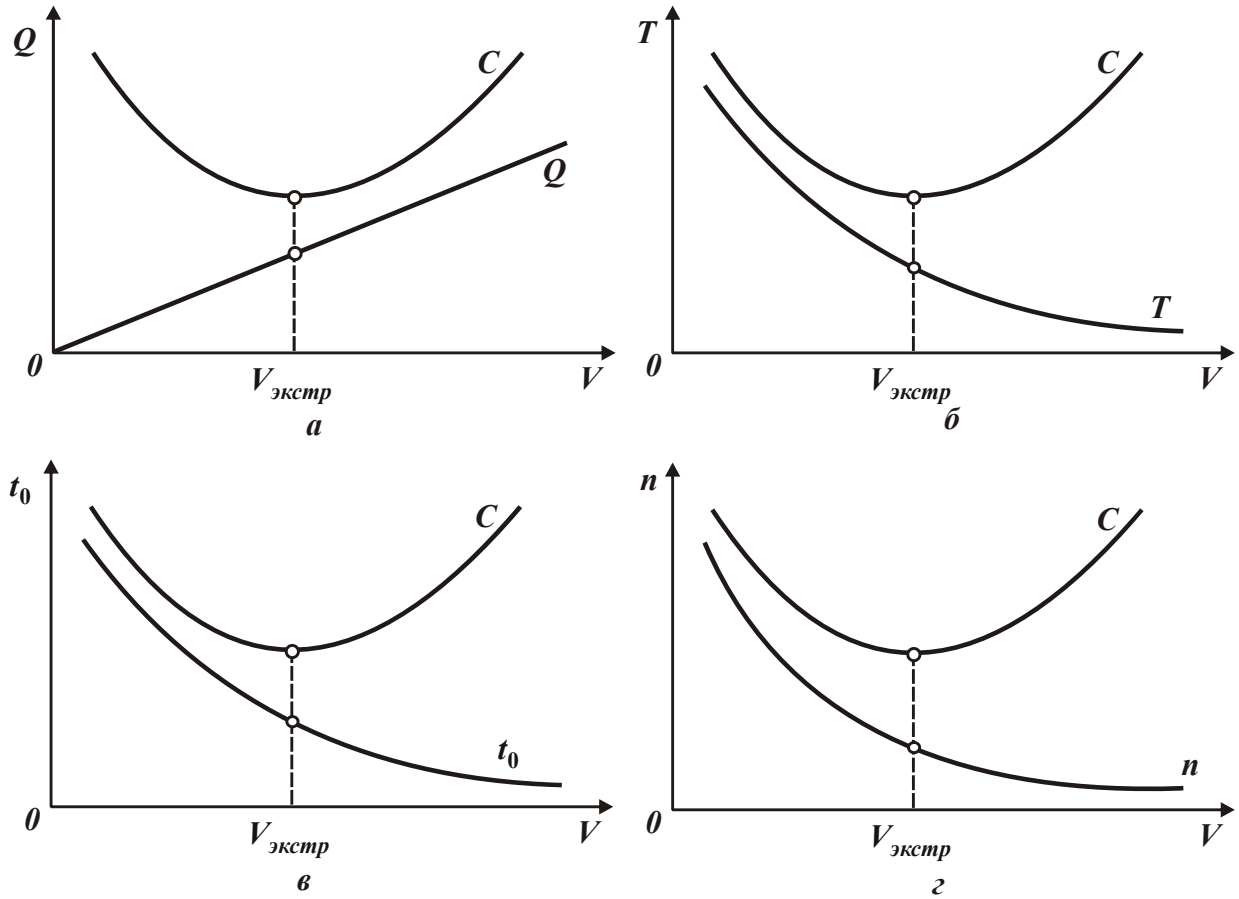


Рис. 2.18. Характер изменения себестоимости обработки C и параметров Q, T, t_0 и n от скорости резания V

На рис. 2.18 для наглядности полученного теоретического решения приведены графики изменения производительности обработ-

ки Q, стойкости режущего инструмента T, основного технологического времени обработки t_0 и количества деталей, обрабатываемых одним инструментом n, в зависимости от скорости резания V. Как видно, производительность обработки Q увеличивается, а параметры T, t_0 и n – уменьшаются с увеличением скорости резания V. Поскольку, как показано выше, с увеличением количества потребляемых режущих инструментов N_0 себестоимость C уменьшается до минимума (рис. 2.17), то, согласно приведенным графикам (рис. 2.18), производительность обработки Q будет увеличиваться, а параметры T, t_0 и n – уменьшаться с увеличением N_0.

2.7. Определение оптимальных параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости обработки

Из полученных теоретических решений вытекает, что для обеспечения минимально возможной себестоимости обработки необходимо подачу S и глубину резания t устанавливать максимально возможными, исходя из условий прочности инструмента и осуществления съема припуска за один проход инструмента. Эти условия позволяют упростить методику определения оптимальных параметров обработки в плане упрощения эмпирической зависимости стойкости инструмента, которую можно представить [23]:

$$T = \frac{C_1}{V^{m_1}}, \tag{2.44}$$

где C_1, m_1 – постоянные, устанавливаемые экспериментально для заданных условий обработки, исключая переменную величину – скорость резания V.

Подставляя зависимость (2.37) в (2.8) с учетом $Q = V \cdot S \cdot t$, имеем:

$$C = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{V \cdot S \cdot t} + \frac{N \cdot \vartheta \cdot \left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) \cdot V^{m_1 - 1}}{C_1 \cdot S \cdot t}. \tag{2.45}$$

В результате приходим к зависимости, аналогичной зависимости (2.15). Себестоимость обработки C изменяется по экстремальной зависимости с изменением скорости резания V, проходя точку минимума. Подчиняя зависимость (2.45) необходимому условию экстремума $C'_V = 0$, определяется экстремальное значение скорости резания V:

$$V_{экстр} = \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot C_1}{\left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) \cdot \left(m_1 - 1\right)} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.46)$$

Экстремальная производительность обработки определяется:

$$Q_{экстр} = S \cdot t \cdot \left[\frac{S_{час} \cdot k \cdot C_1}{\left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) \cdot \left(m_1 - 1\right)} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \qquad (2.47)$$

Соответственно зависимость для определения экстремального значения стойкости инструмента

$$T_{экстр} = \frac{\left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) \cdot \left(m_1 - 1\right)}{S_{час} \cdot k} \qquad (2.48)$$

принимает вид, идентичный зависимости (2.21).

Подставляя зависимость (2.46) в (2.45), определен минимум себестоимости обработки:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{S \cdot t} \cdot \left[\frac{\left(t_c \cdot S_{час} \cdot k + Ц\right) \cdot \left(m_1 - 1\right)}{S_{час} \cdot k \cdot C_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[1 + \frac{1}{\left(m_1 - 1\right)} \right]. \qquad (2.49)$$

С учетом зависимости (2.48) зависимость (2.49) принимает вид:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{S \cdot t} \cdot \left(\frac{T_{экстр}}{C_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \left[1 + \frac{1}{\left(m_1 - 1\right)} \right]. \qquad (2.50)$$

Из зависимости (2.50) следует, что с увеличением экстремального значения стойкости инструмента $T_{экстр}$ минимум себестоимости обработки C_{min} увеличивается. Следовательно, с точки зрения снижения себестоимости обработки необходимо $T_{экстр}$ уменьшать.

Нетрудно видеть, что зависимость (2.49) аналогична зависимости (2.28), в которой первое слагаемое больше второго. Окончательно зависимость (2.49) выражается:

$$C_{min} = \frac{N \cdot \vartheta \cdot S_{час} \cdot k}{Q_{экстр}} \cdot \left[1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right]. \qquad (2.51)$$

Как видно, зависимость (2.51) идентична зависимости (2.29). Исходя из зависимости (2.51), уменьшить C_{min} можно увеличением производительности обработки $Q_{экстр}$.

Необходимо отметить, что предложенный подход к определению оптимальных параметров обработки по критерию наименьшей себестоимости справедлив не только для процесса продольного точения, но и других процессов механической обработки, например, фрезерования цилиндрической фрезой (рис. 2.19). В этом случае производительность обработки определяется зависимостью

$$Q = B \cdot t \cdot S_{прод}, \qquad (2.52)$$

где B – ширина фрезерования, м;

$S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/мин.

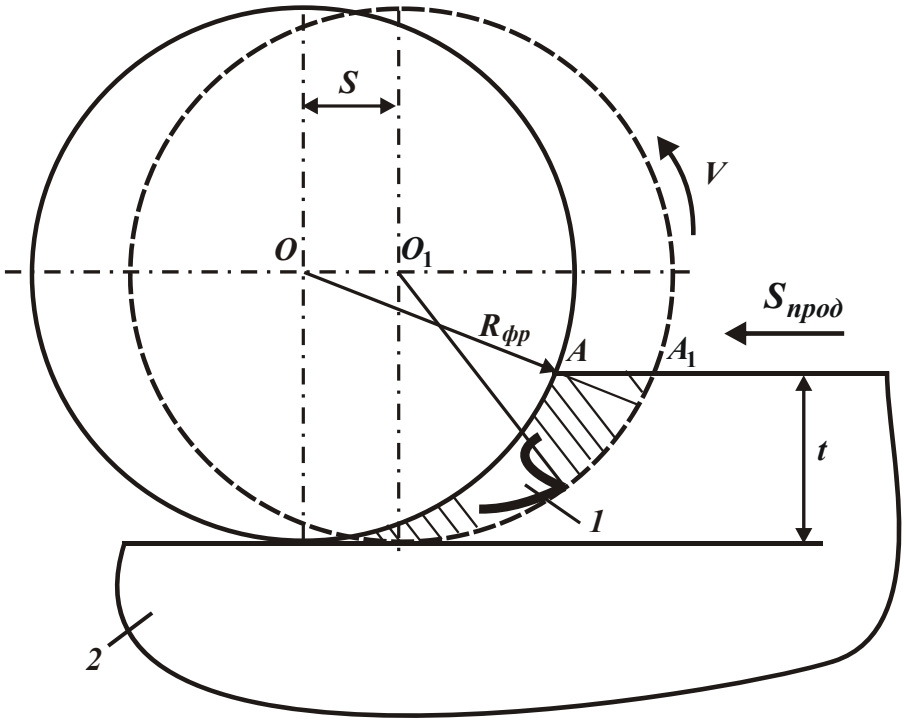


Рис. 2.19. Расчетная схема фрезерования цилиндрической фрезой:
1 – зуб фрезы; 2 – обрабатываемый материал

Для определения $S_{прод}$ следует воспользоваться условием:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{фр}}{V} = \frac{S}{S_{прод}}, \qquad (2.53)$$

где τ – время одного вращения фрезы, с;

$D_{фр} = 2R_{фр}$; $R_{фр}$ – диаметр и радиус фрезы, м (рис. 2.19);

S – подача, м/об.;

V – скорость вращения фрезы (скорость резания), м/с.

Разрешая зависимость (2.53) относительно $S_{прод}$, имеем:

$$S_{прод} = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{фр}}. \qquad (2.54)$$

Тогда производительность обработки выразится:

$$Q = \frac{B}{\pi \cdot D_{фр}} \cdot t \cdot S \cdot V = \frac{B \cdot z}{\pi \cdot D_{фр}} \cdot t \cdot S_z \cdot V, \qquad (2.55)$$

где z – количество зубьев фрезы;

S_z – подача на один зуб фрезы, м/зуб.

Данная зависимость отличается от аналогичной зависимости для определения производительности обработки при продольном точении $Q = S \cdot t \cdot V$ лишь постоянным множителем $B/(\pi \cdot D_{фр})$. Поскольку производительность обработки Q входит в знаменатель зависимости (2.7) и, соответственно, зависимости (2.45), то указанный множитель не влияет на характер изменения зависимости для определения себестоимости обработки C. Следовательно, все решения, полученные для процесса продольного точения, остаются справедливыми и для процесса фрезерования цилиндрической фрезой. Это относится к определению скорости резания $V_{экстр}$, стойкости инструмента $T_{экстр}$, основного технологического времени обработки $t_{0экстр}$, количества деталей, обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ и количества потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$ в соответствии с приведенными выше зависимостями (2.20) – (2.24).

Зависимость для определения стойкости инструмента $T_{экстр}$ в данном случае является универсальной, т.к. она справедлива для всех методов механической обработки при условии преобладания в процессе резания температурного фактора. В табл. 2.4 и на рис. 2.20 приведены рассчитанные по зависимости (2.48) значения оптимальной стойкости инструмента $T_{экстр}$ для следующих исходных данных: $t_c = 0{,}25$ час; $S_{час} = 12$ грн/час; $k = 2$.

Таблица 2.4

Расчетные значения оптимальной стойкости инструмента $T_{экстр}$ (час)

m_1	$Ц$, грн			
	5	10	15	20
2	0,46	0,67	0,875	1,08
3	0,92	1,34	1,75	2,16
4	1,38	2,01	2,625	3,24

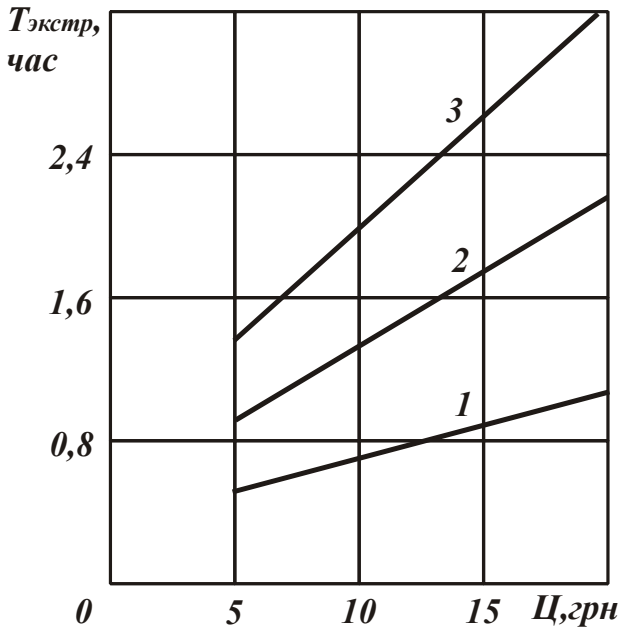


Рис. 2.20. Зависимость оптимальной стойкости инструмента $T_{экстр}$ от цены инструмента $Ц$: 1 – $m_1 = 2$; 2 – $m_1 = 3$; 3 – $m_1 = 4$

Теоретические результаты согласуются с известными экспериментальными данными по стойкости режущих инструментов (табл. 2.5, табл. 2.6 [164]).

Таблица 2.5

Значения средней стойкости резцов (в минутах)

Тип резца	Поперечное сечение	Быстрорежущие резцы		Твердосплавные резцы
		по стали	по чугуну	по стали и чугуну
Проходные и подрезные	10×16 16×25 20×30	30 – 50	40 – 60	25 – 40
	25×40 40×40	35 – 60	50 – 75	40 – 75
Отрезные и прорезные	10×16 30×40	15 – 25	25 – 45	25 – 50

Таблица 2.6

Значения средней стойкости цилиндрических, дисковых, торцовых и фасонных быстрорежущих фрез (в минутах)

Ширина фрезы, мм	Незатылованные фрезы (диаметр в мм)									
	30	40	50	60	80	100	130	160	210	290
	Затылованные фрезы (диаметр в мм)									
	–	30	40	50	60	80	100	130	160	210
6	40	50	60	70	80	95	115	130	160	225
10	50	60	70	80	95	115	130	160	190	265
20	60	70	80	95	115	130	160	190	225	315
40	70	80	95	115	130	160	190	225	265	–
80	80	95	115	130	160	190	225	265	315	–
160	95	115	130	160	190	225	265	315	400	–
320	115	130	160	190	225	265	315	–	–	–

При этом показатель степени m_1 [164] изменяется в пределах 2 … 5. Следовательно, используя зависимость (2.48), можно расчетным путем определить оптимальную (экономичную) стойкость инструмента $T_{экстр}$, и по ней на основе зависимостей (2.19), (2.20), (2.22), (2.23) и (2.24) рассчитать оптимальные значения: производительности обработки $Q_{экстр}$, скорости резания $V_{экстр}$, основного технологического времени обработки $t_{0экстр}$, количества деталей,

обрабатываемых одним инструментом, $n_{экстр}$ и потребляемых режущих инструментов $N_{0экстр}$. Необходимо отметить, что принятые в табл. 2.4 значения $Ц$ соответствуют стоимости твердосплавных режущих пластин, используемых в резцах и фрезах.

2.8. Определение себестоимости обработки партии деталей одним инструментом

Заслуживает внимания зависимость (2.5), полученная для случая, когда все N деталей обрабатываются одним инструментом ($N_0 = 1$), а стойкость инструмента равна $T = N \cdot t_0$. В этом случае отсутствует экстремальный характер зависимости себестоимости обработки C.

Как следует из зависимости (2.5), уменьшить себестоимость обработки C можно уменьшением параметров T и $Ц$. С использованием результатов многофакторного планирования эксперимента стойкость режущего инструмента (при продольном точении) определяется зависимостью $T = \dfrac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$ [23], где V – скорость резания; t – глубина резания; S – подача; C_4, m_1, q, p – постоянные для определенных условий обработки ($m_1 > p > q$).

Очевидно, чем больше параметры режима резания V, t и S, тем меньше стойкость инструмента T и, соответственно, себестоимость обработки C. Наибольшее влияние на T оказывает скорость резания V. Поскольку $m_1 > 1$, то даже незначительное увеличение скорости резания V приводит к существенному уменьшению стойкости инструмента T и, соответственно, себестоимость обработки C. Из этого вытекает целесообразность использования высокооборотных станков и инструментальных материалов, характеризующихся повышенными физико-механическими свойствами.

Необходимо отметить, что с учетом соотношения $\vartheta_{сум} = Q \cdot N \cdot \tau_0$ и условия $N_0 = 1$, зависимость (2.4) можно представить в виде [117]:

$$C = \frac{\vartheta_{сум}}{Q} \cdot S_{час} \cdot k + Ц, \qquad (2.56)$$

где $Q = V \cdot t \cdot S$ – производительность обработки, м^3/с.

Как видно, себестоимость обработки C вполне однозначно определяется производительностью обработки Q. Она тем меньше, чем больше Q при заданном значении $\vartheta_{сум}$. Естественно, производительность обработки Q изменяется не беспредельно. Существует ее конечное значение Q_* (рис. 2.21), которое может быть установлено из соотношения $\vartheta_{сум} = Q_* \cdot T$, откуда следует, что увеличение Q_* достигается за счет уменьшения стойкости инструмента T.

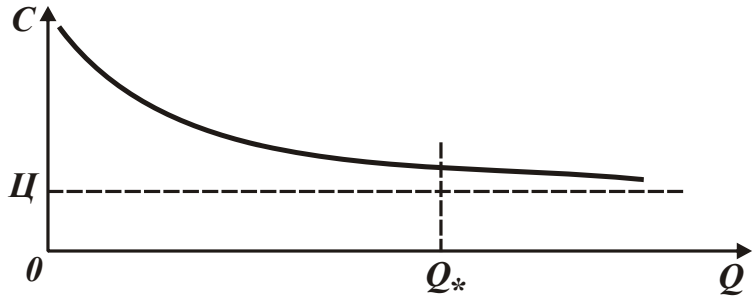


Рис. 2.21. Зависимость себестоимости C от производительности обработки Q

Представляя в данном соотношении $Q_* = V \cdot t \cdot S$ и выражая T зависимостью (2.9), определена скорость резания:

$$V = \left(\frac{C_4}{\vartheta_{сум}} \right)^{\frac{1}{m_1 - 1}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{q-1}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{p-1}{m_1-1}}}. \qquad (2.57)$$

Тогда параметры Q_* и T опишутся зависимостями:

$$Q_* = \left(\frac{C_4}{\vartheta_{сум}} \right)^{\frac{1}{m_1 - 1}} \cdot t^{\frac{m_1-q}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{m_1-p}{m_1-1}}; \qquad (2.58)$$

$$T = \frac{\vartheta_{сум}^{\frac{m_1}{m_1-1}}}{C_4^{\frac{1}{m_1-1}}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{m_1-q}{m_1-1}} \cdot S^{\frac{m_1-p}{m_1-1}}}. \qquad (2.59)$$

Из зависимости (2.58) следует, что производительность обработки Q_* тем больше, чем больше параметры режима резания t и S. Например, при точении углеродистой конструкционной стали твердосплавным резцом параметры $m_1 = 5$; $p = 1{,}75$; $q = 0{,}75$ [23]. Тогда зависимости (2.57), (2.58) и (2.59) выразятся:

$$V = \left(\frac{C_4}{\vartheta_{сум}}\right)^{0,25} \cdot \frac{t^{0,063}}{S^{0,188}}; \tag{2.60}$$

$$Q_* = \left(\frac{C_4}{\vartheta_{сум}}\right)^{0,25} \cdot t^{1,063} \cdot S^{0,812}; \tag{2.61}$$

$$T = \frac{\vartheta_{сум}^{1,25}}{C_4^{0,25}} \cdot \frac{1}{t^{1,063} \cdot S^{0,812}}. \tag{2.62}$$

Как видно, скорость резания V мало зависит от параметров t и S, а определяется отношением $C_4 / \vartheta_{сум}$: чем оно больше, тем больше скорость резания V.

Производительность обработки Q_* увеличивается с увеличением параметров t и S, а стойкость инструмента T, наоборот, уменьшается. Следовательно, с точки зрения увеличения производительности и снижения себестоимости обработки целесообразно глубину резания t устанавливать равной или кратной величине снимаемого припуска, а подачу S − максимально возможной. Это согласуется с аналогичным решением, приведенным в п. 2.1.

Вместе с тем, полученные зависимости (2.57), (2.58) и (2.59) для определения скорости резания V, производительности обработки Q_* и стойкости инструмента T отличаются от аналогичных зависимостей (2.20), (2.19) и (2.21). Это связано с тем, что зависимости (2.20), (2.19) и (2.21) получены для условия минимума себестоимости обработки C, а зависимости (2.57), (2.58) и (2.59), по сути, для левой ветви графика зависимости $C - Q$ (рис. 2.10). Поэтому данные зависимости совпадут лишь в случае $N_0 = 1$ и $N = n_{экстр}$. Таким образом, полученные зависимости (2.57), (2.58) и (2.59) для

случая $N_0 = 1$ являются частными по отношению к общим зависимостям (2.20), (2.19) и (2.21).

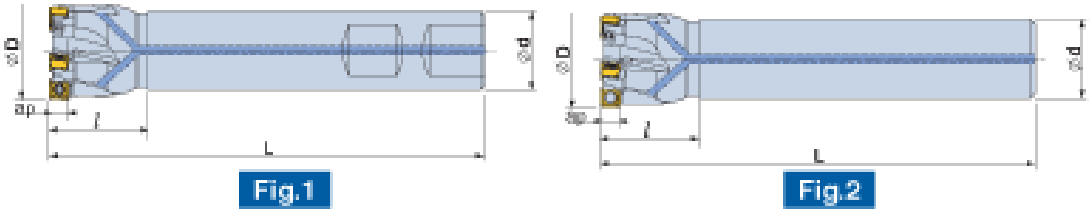
Расчетами установлено, что первое слагаемое зависимости (2.56) больше второго слагаемого. Следовательно, уменьшить себестоимость обработки C можно, прежде всего, за счет уменьшения первого слагаемого, увеличивая производительность обработки Q путем увеличения скорости резания V. Для реализации данного условия необходимо применение более дорогого производительного режущего инструмента, что приводит к увеличению второго слагаемого зависимости (2.56). Однако, как установлено расчетами, за счет увеличения производительности обработки Q уменьшение первого слагаемого с избытком компенсирует увеличение второго слагаемого зависимости (цены инструмента $Ц$), и себестоимость обработки C уменьшается. Кроме затрат на оплату труда рабочего уменьшаются также затраты, связанные с эксплуатацией оборудования, накладные и административные издержки на одну обрабатываемую деталь.

2.9. Экспериментальная оценка полученных теоретических решений

С целью оценки достоверности полученных теоретических решений были проведены экспериментальные исследования по определению себестоимости обработки и оптимальной стойкости инструментов на операции фрезерования деталей из труднообрабатываемого материала (стали Х2ГСНВМ-ВД).

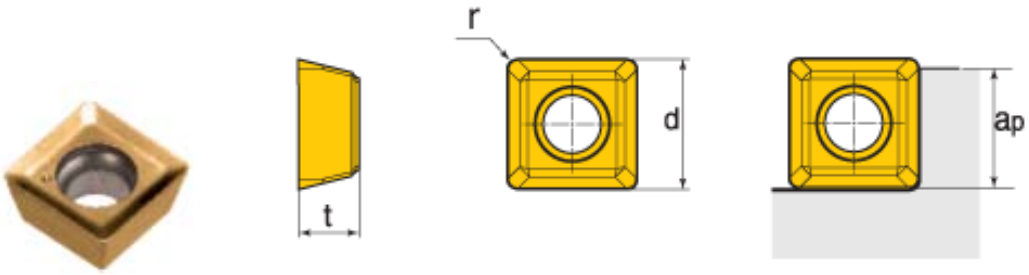
Сравнивались два варианта фрезерования: монолитной концевой фрезой $\varnothing 40$ мм (изготовленной из быстрорежущей стали Р18, рис. 2.22) отечественного производства и сборной концевой фрезой $\varnothing 32$ мм (оснащенной пластинами из твердого сплава ТТ9030 с износостойким покрытием, рис. 2.23, рис. 2.24) производства фирмы TaeguTec (Южная Корея). Количество зубьев у фрез – 5; глубина резания − 2,5 мм; ширина резания − 6 мм; количество проходов − 12.

Рис. 2.22. Концевые фрезы Ø40 мм из быстрорежущей стали Р18



Z	D	d	L	l	ap	Исп.
6	32.000	25.00	130.00	32.00	4.50	1

Рис. 2.23. Общий вид и характеристики
сборной концевой фрезы TE90SD 632-W25-05-C



d	t	r	ap
5.090	2.380	0.40	4.50

Рис. 2.24. Сменные многогранные пластины SDMT 050204-M
к сборной концевой фрезе TE90SD 632-W25-05-C

На рис. 2.25 приведены графики изменения себестоимости обработки C от скорости резания V при обработке сборной и монолитной концевыми фрезами с учетом двух статей затрат C_1 и C_2, связанных с заработной платой рабочего и затратами на инструмент. Обработка сборной фрезой производилась с подачей $S = 0{,}75$ мм/об., а монолитной фрезой – с подачей $S = 0{,}3$ мм/об. Как видно, с увеличением скорости резания V себестоимость обработки C изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума, что согласуется с полученными теоретическими решениями.

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

При обработке монолитной фрезой существует “узкий” диапазон изменения скорости резания, т.к. незначительное ее отклонение от оптимального значения приводит к значительному увеличению себестоимости обработки. Этим доказана эффективность применения, с точки зрения уменьшения себестоимости обработки, сборных концевых твердосплавных фрез с износостойким покрытием.

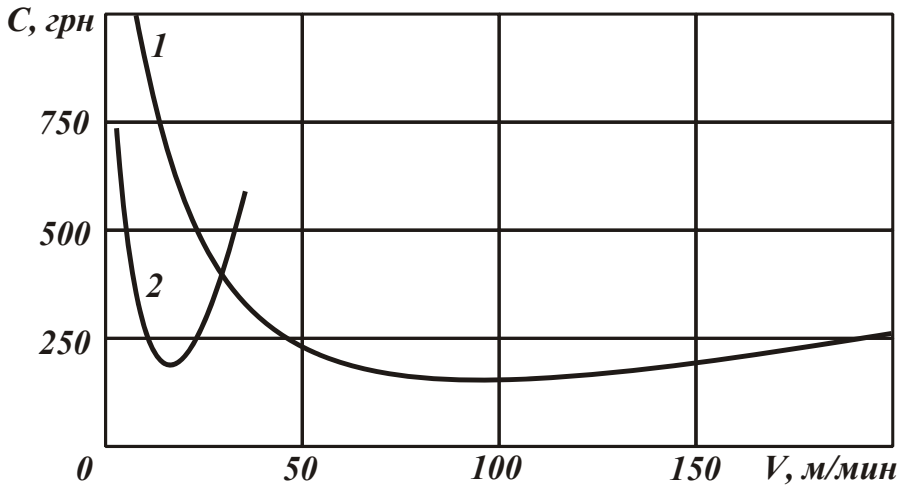


Рис. 2.25. Зависимость себестоимости обработки C от скорости резания V: 1 – сборная фреза; 2 – монолитная фреза

Экспериментально установлено, что оптимальная стойкость сборной концевой фрезы, соответствующая экстремуму (минимуму) себестоимости C, составляет $T = 256$ мин (4,26 час) при обработке со скоростью резания 99 м/мин и подачей 0,75 мм/об. (рис. 2.25). Оптимальная стойкость монолитной концевой фрезы, соответствующая экстремуму (минимуму) себестоимости C, составляет $T = 384$ мин (6,4 час). При этом обработка осуществлялась со скоростью резания 16 м/мин и подачей 0,3 мм/об. (рис. 2.25).

Важно произвести расчет оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$ по зависимости (2.48) с учетом исходных данных, приведенных в табл. 2.7 и табл. 2.8 для условий обработки, соответствующих экстремуму (минимуму) себестоимости обработки. Сборная фреза состоит из корпуса стоимостью 1200 грн и 5 режущих пластин стоимостью 40 грн. за каждую, количество режущих кромок у пластины – 4. Ресурс работы корпуса фрезы (количество циклов замены кромок) равен 400. В связи с этим, расчетную цену сборной фрезы можно рассматривать без учета стоимости его корпуса, тогда $Ц = \frac{5 \cdot 40 грн}{4} = 50$ грн. Как установлено экспериментально, фактическое время на смену инструмента (замену режущих кромок) равно $t_c = 5$ мин. Тарифная ставка рабочего составляет $S_{час} = 12$ грн/час, а коэффициент $k = 2$. Безразмерный параметр $m_1 = 3$. Подставляя эти данные в зависимость (2.48), получено: $T_{экстр} = 4{,}3$ час = 260 мин. Как видно, расхождение расчетного и экспериментального значений оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$ незначительно (находится в пределах 10 %). Это свидетельствует о достоверности полученных решений.

При расчете оптимальной стойкости монолитной концевой фрезы $\varnothing 40$ мм (изготовленной из быстрорежущей стали Р18) необходимо исходить из следующего. Стоимость фрезы составляет 138 грн. Однако она допускает 20 перезаточек (ресурс работы фрезы после перезаточки равен 100 %). Затраты на одну перезаточку составляют 20 грн.

Исходя из этого, в качестве расчетной цены инструмента следует рассматривать $Ц = 20$ грн. Время на замену инструмента составляет $t_c = 15$ мин. Экспериментально установлено, что безразмерный параметр $m_1 = 6$.

Таблица 2.7

Исходные данные для расчета затрат на выполнение операции фрезерования концевой фрезой

Сравнительные показатели	Ед. изм.	Вариант 1 (базовый)	Вариант 2 (новый)
			Фирма TaeguTec
Обрабатываемый материал		Х2ГСНВМ-ВД	
Диаметр фрезы D	мм	40	42
Скорость резания V	мм/мин	16	99
Обороты шпинделя n	об/мин	125	750
Количество зубьев z	шт.	5	5
Подача на зуб S_z	мм/зуб	0,06	0,15
Подача на оборот S_a	мм/об	0,3	0,75
Величина подачи $S_{мин}$	мм/мин	38	563
Глубина резания t	мм	2,5	2,5
Ширина резания B	мм	6	6
Количество проходов	шт.	12	12
Суммарное линейное перемещение инструмента на рабочей подаче при обработке одной детали $\sum L = (L_{ВХ} + L_{РАБ} + L_{ВЫХ})$	мм	1200	1200
Результат			
Машинное время обработки $T_{маш}$	мин	384,0	**25,6**
Время на смену детали $T_{дет}$	мин	15	15
Время на смену инструмента $T_{инстр}$ фактическое	мин	15	5
Трудоемкость операции $T = (T_{маш} + T_{дет} + T_{инстр.расч})/60$	час	6,90	**0,8**
Стойкость инструмента	дет	1	10

Таблица 2.8

Затраты на выполнение операции фрезерования концевой фрезой

Сравнительные показатели	Ед. изм.	Вариант 1 (базовый)	Вариант 2 (новый)
Изготовитель			Фирма TaeguTec
Вид инструмента		Фреза	Фреза
Тип инструмента (напайной, монолитный, сборный)		Монолитная	Сборная
Обозначение инструмента			TE90SD-632-W32-05-C
Обозначение пластины			SDMT 050204-M
Материал режущей части		P18	TT9030
Стоимость корпуса сборного инструмента (резца, фрезы, сверла)	грн.		1200
Стоимость пластины	грн.		40
Количество пластин в инструменте	шт.		5
Стоимость инструмента	грн	138	1400
Количество режущих кромок в пластине	шт.	1	4
Количество переточек инструмента (для монолитного)	шт.	20	
Ресурс корпуса инструмента (количество циклов замены кромок)	шт.		400
Ресурс инструмента после переточки	%	100	
Затраты на переточку в условиях потребителя	грн	20	
Расходы на 1 инструмент	грн	538	
Стоимость одной режущей кромки	грн	25,60	10,00
Стойкость инструмента	дет.	1	10
Количество деталей, обработанных одним инструментом (необходимый комплект пластин)	дет.	21	40
Относительные расходы на инструмент на 1 операцию (1 деталь)	грн	25,60	**5,30**
Затраты на дополнительную оснастку (патроны, цанги, переходники, оправки)	грн	0	1000

Окончание табл. 2.8

Ресурс дополнительной оснастки	лет	0	3
Расчетный фонд работы оборудования в год	час	4000	4000
Время обработки детали (трудоемкость операции) T	час	6,90	0,8
Максимальное количество деталей, обработанных в ресурсный срок	шт.		15824
Затраты на дополнительную оснастку на 1 деталь	грн		0,06
Относительные расходы на инструмент и дополнительную оснастку на 1 операцию (1 деталь)	грн	25,60	**5,36**
Минимальная партия поставки пластин	шт.		10
Затраты на 1 комплект инструмента	грн		2400
Затраты на 1 комплект пластин (10 шт.)	грн		400
Количество деталей, обработанных одним комплектом поставляемых пластин (10 шт.)	шт.		80

Подставляя эти данные в зависимость (2.48) с учетом $S_{час} = 12$ грн/час и $k = 2$, получено: $T_{экстр} = 5{,}42$ час = 325 мин. Как видно, отличие расчетного и экспериментального значений оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$ составляет приблизительно 15 %, что вполне допустимо для практического использования зависимости (2.48).

На рис. 2.26 приведена диаграмма распределения расчетного и экспериментального значений оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$ для двух сравниваемых вариантов обработки. Увеличенное значение $T_{экстр}$ при обработке монолитной фрезой, исходя из зависимости (2.50), свидетельствует о более высокой себестоимости обработки, так как в этом случае реализуется меньшая скорость резания.

Таким образом показано, что экспериментально установленные значения оптимальной (экономичной) стойкости сборной и монолитной концевых фрез примерно соответствуют минимуму себе-

стоимости обработки (установленного теоретически), т.е. обработка осуществляется на оптимальных режимах резания. В связи с этим, следует определить соотношение двух статей затрат, связанных с заработной платой рабочего и расходом инструментов за период их стойкости.

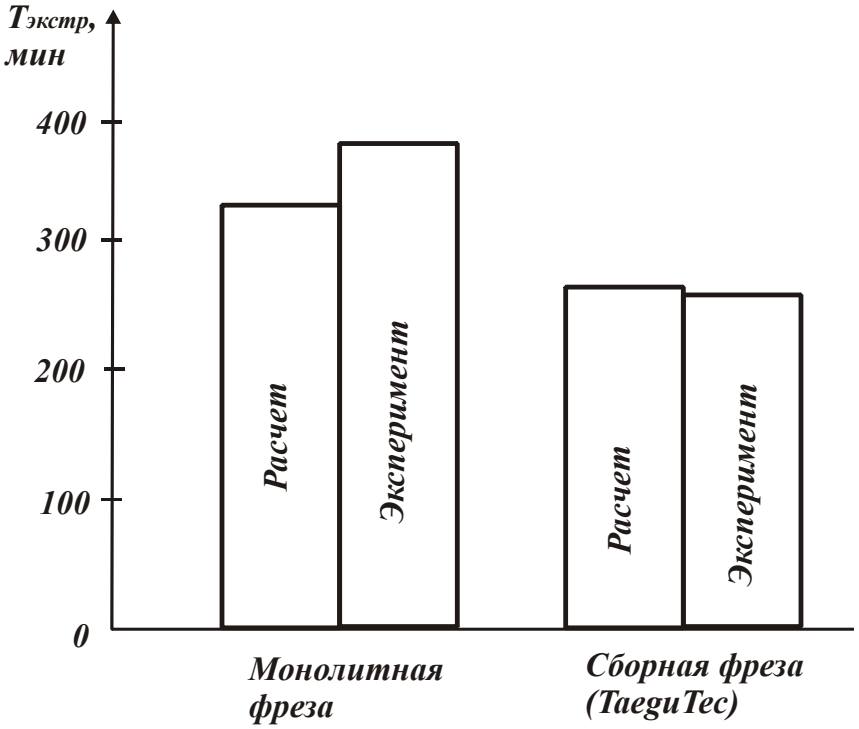


Рис. 2.26. Диаграмма распределения значений стойкости инструмента $T_{экстр}$ при фрезеровании монолитной фрезой и сборной фрезой

При обработке сборной фрезой производства фирмы TaeguTec (Южная Корея) затраты на заработную плату рабочего в точке экстремума (минимума) себестоимости обработки составляют $C_1 = T \cdot З_{час} \cdot k = 4{,}26 \cdot 12 \cdot 2 = 102{,}24$ грн, а затраты на инструмент – $C_2 = Ц = 50$ грн (рис. 2.27). Отношение затрат равно $C_1 / C_2 = 2$ (рис. 2.28). Исходя из зависимости (2.29), отношение затрат по двум рассматриваемым статьям для $m_1 = 3$ равно 2. Как видно, расчетное и экспериментальное значения совпадают. Это свидетельствует, во-первых, о достоверности полученного теоретического решения, во-вторых, о том, что минимум себестоимости обработки реализуется при условии 2-х кратного превышения затрат по заработной плате над затратами на режущий инструмент.

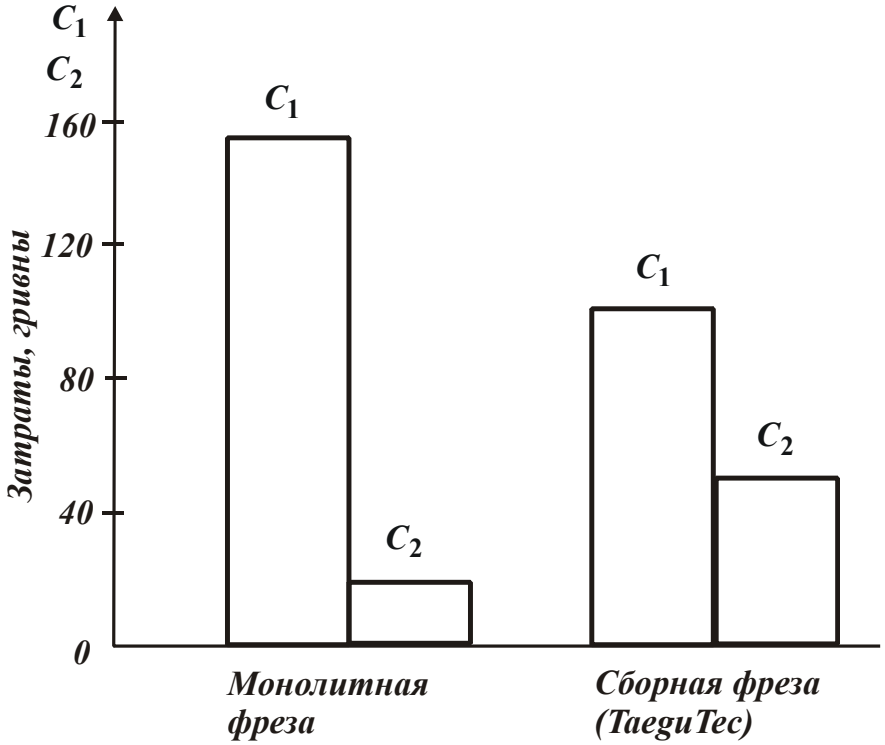


Рис. 2.27. Диаграмма распределения значений затрат C_1 и C_2 при фрезеровании монолитной фрезой и сборной фрезой

Такая же закономерность имеет место и при фрезеровании монолитной фрезой. Затраты на заработную плату рабочего в точке экстремума (минимума) себестоимости обработки составляют $C_1 = T \cdot З_{час} \cdot k = 6{,}4 \cdot 12 \cdot 2 = 153{,}60$ грн, а затраты на инструмент – $C_2 = Ц = 20$ грн (рис. 2.27). Отношение затрат равно $C_1 / C_2 = 5{,}69$ (рис. 2.28). Согласно зависимости (2.29), отношение этих двух рассматриваемых затрат для $m_1 = 6$ равно 5. Следовательно, расчетное и экспериментальное значения данного отношения отличаются незначительно (в пределах 15 %), что подтверждает достоверность полученного теоретического решения. Минимум себестоимости обработки в данном случае реализуется при условии примерно 5-кратного превышения затрат по заработной плате над затратами на режущий инструмент.

Таким образом показано, что полученная аналитическая зависимость (2.29) достаточно объективно отражает закономерности изменения двух изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего-станочника и затратами на режущий инструмент.

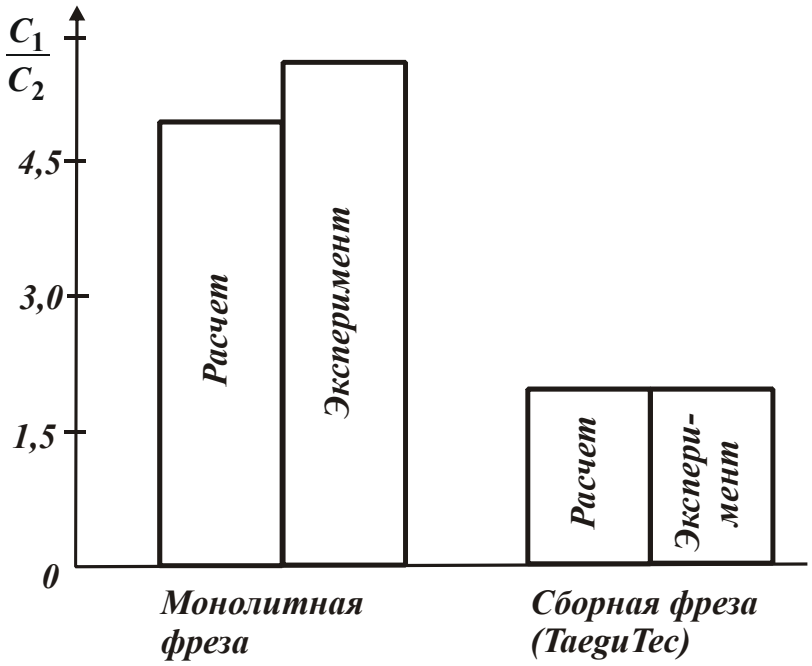


Рис. 2.28. Диаграмма распределения значений отношения C_1 / C_2

На рис. 2.29 приведены экспериментальные значения трудоемкости обработки одной детали при фрезеровании монолитной и сборной концевыми фрезами, достигаемые в точке экстремума (минимума) себестоимости обработки.

Как видно, значения отличаются почти на порядок, т.е. применение сборной концевой фрезы позволяет многократно увеличить производительность обработки. При этом стойкости фрезы достаточно для обработки 10 деталей, тогда как монолитная фреза (за период ее стойкости) позволяет обработать лишь 1 деталь. Этим показана эффективность применения с точки зрения снижения себестоимости обработки более производительного, хотя и дорогостоящего сборного твердосплавного инструмента производства фирмы TaeguTec (Южная Корея).

Подводя итоги проведенного анализа, можно отметить, что в работе получена чрезвычайно важная аналитическая зависимость для определения оптимальной (экономичной) стойкости инструмента, соответствующей минимуму себестоимости обработки, которая открывает новые возможности научно обоснованного выбора оптимальных условий обработки и проектирования эффективных технологических процессов механической обработки. В связи с этим от-

падает необходимость проведения сложных и трудоемких экспериментальных исследований по определению экстремума (минимума) себестоимости обработки. Достаточно по зависимости (2.48) определить оптимальную стойкость инструмента, а по зависимости (2.35) – оптимальную скорость резания, соответствующую заданной (оптимальной) стойкости инструмента. Подачу и глубину резания при этом следует устанавливать максимально возможными, как это показано в п. 2.3.

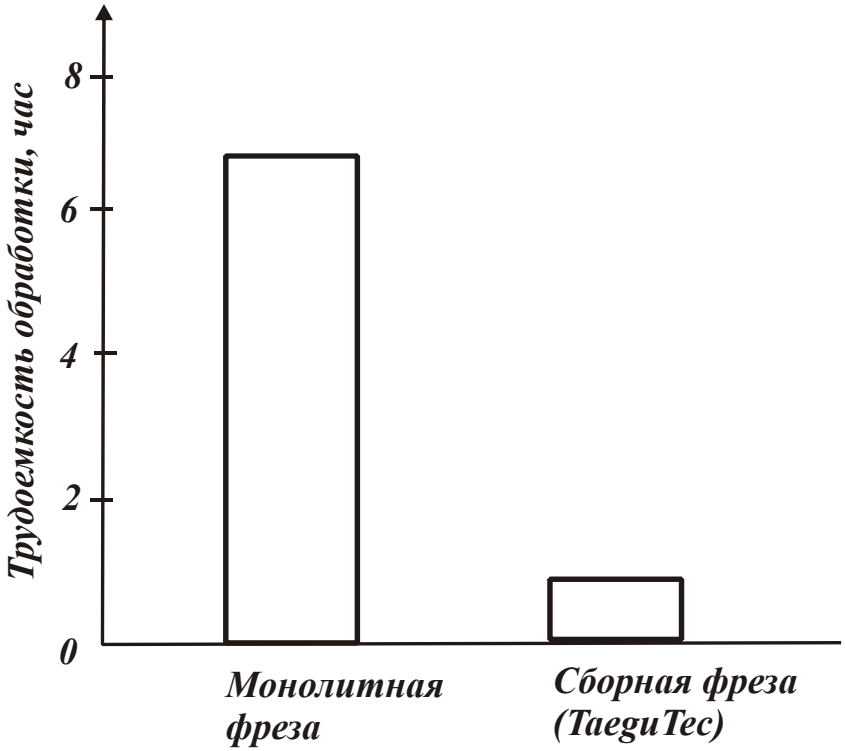


Рис. 2.29. Диаграмма распределения значений трудоемкости обработки одной детали

Необходимо отметить, что традиционно оптимальная стойкость инструмента устанавливается экспериментально. В настоящее время накоплено весьма большое количество экспериментальных данных по оптимальной стойкости инструмента для различных методов механической обработки [12; 35; 58; 59; 63; 91; 144; 164; 165]. Однако, с появлением новых обрабатываемых и инструментальных материалов, постоянно возникает потребность в определении оптимальных значений стойкости инструментов для конкретных пар “обрабатываемый – инструментальный материалы”, что требует проведения трудоемких экспериментальных исследований.

Благодаря полученной зависимости появляется возможность аналитического определения оптимальной стойкости инструмента для различных случаев обработки с учетом стоимости инструмента, физико-механических свойств инструментального материала, затрат, связанных с заработной платой рабочего и подготовкой инструмента и станка к работе. Это существенно упрощает методику выбора оптимальных параметров режима резания и характеристик режущих инструментов. Следовательно, используя полученные в настоящей работе новые теоретические решения, можно прогнозировать стойкость инструмента с учетом суммарных затрат на организацию производства, что в конечном итоге приводит к достижению наименьшей себестоимости обработки.

2.10. Оценка экономической эффективности применения сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями

В п. 2.9 произведена экспериментальная оценка достоверности полученных теоретических решений по определению себестоимости обработки на операции фрезерования деталей из труднообрабатываемого материала (стали Х2ГСНВМ-ВД) монолитной фрезой ∅40 мм (изготовленной из быстрорежущей стали Р18) и сборной фрезой ∅42 мм (оснащенной пластинами из твердого сплава ТТ9030 с износостойким покрытием) производства фирмы TaeguTec (Южная Корея).

Показано, что во втором случае обеспечивается существенное уменьшение себестоимости обработки. Однако результаты получены при учете лишь двух изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего и расходом режущих инструментов. Для более полного анализа себестоимости обработки необходимо учитывать также изменяющиеся статьи затрат, связанные с эксплуатацией оборудования (металлорежущих станков), и прочие расходы. В связи с этим, необходимо определить суммарные затраты (полную себестоимость обработки C) для условий обработки, описанных в п. 2.9 (табл. 2.7, табл. 2.8), по следующей зависимости:

$$C = C_1 + C_2 + C_3 + П_{расх}, \qquad (2.63)$$

где C_1 – затраты на заработную плату рабочих, грн;

C_2 – затраты на режущий инструмент, грн;

C_3 – затраты на оборудование, грн;

$П_{расх}$ – прочие расходы (дополнительные накладные расходы без учета расходов на оборудование и режущий инструмент), грн.

В табл. 2.9 – табл. 2.11 приведены результаты расчетов четырех рассматриваемых статей затрат, приходящихся на одну обрабатываемую деталь. Как видно, при фрезеровании монолитной фрезой из быстрорежущей стали Р18 затраты составляют: $C_1 = 120{,}33$ грн; $C_2 = 25{,}6$ грн; $C_3 = 171{,}26$ грн; $П_{расх} = 180{,}5$ грн, а себестоимость обработки $C = 497{,}69$ грн. Соответственно при фрезеровании сборной фрезой (оснащенной пластинами из твердого сплава ТТ9030 с износостойким покрытием) производства фирмы TaeguTec (Южная Корея) затраты составляют: $C_1 = 19{,}53$ грн; $C_2 = 5{,}36$ грн; $C_3 = 19{,}86$ грн; $П_{расх} = 29{,}30$ грн, а себестоимость обработки $C = 74{,}05$ грн. В итоге себестоимость обработки от применения сборной фрезы уменьшилась в 6,7 раза, а экономия затрат (на 1 деталь) составила 423,64 грн, тогда как ее цена равна 1400 грн, а цена монолитной фрезы – всего 138 грн, т.е. цена сборной фрезы больше цены монолитной фрезы. Таким образом, на основе проведенных исследований показана эффективность применения с точки зрения снижения себестоимости обработки более производительного, хотя и дорогостоящего инструмента производства фирмы TaeguTec (Южная Корея).

Как видно, себестоимость обработки во втором случае (т.е. при обработке сборной фрезой) существенно меньше (рис. 2.30). Это обусловлено повышенными физико-механическими свойствами инструментального материала сборной фрезы и ее более высокой режущей способностью и стойкостью. В результате достигается значительно большая производительность обработки (в 8,6 раз превышающая производительность фрезерования монолитной фрезой из быстрорежущей стали Р18), что, собственно, и является основным условием уменьшения себестоимости обработки.

Таблица 2.9

Расчет затрат на заработную плату рабочего C_1 на 1 операцию (на 1 деталь)

Статьи расходов на заработную плату рабочего	Обозначение	Ед. изм.	Вариант 1 (базовый)	Вариант 2 (новый)
Трудоемкость операции	T	час	6,90	0,8
Тарифная ставка рабочего	p	грн./час	12	12
Коэффициент повышения заработной платы рабочего за счет снижение трудоемкости	$K1$		1	1,4
Основная заработная плата рабочего $З_{осн} = T \cdot p \cdot K1$	$З_{осн}$	грн.	82,80	13,44
Дополнительная заработная плата рабочего	$K1$	%	8,33	8,33
	$З_{доп}$	грн.	6,89	1,12
Отчисления на социальное страхование	$K3$	%	37	37
	$О_{с/с}$	грн.	30,636	4,97
Затраты на заработную плату в расчете на 1 деталь (1 операцию)	C_1	грн.	120,33	19,53

Таблица 2.10

Расчет затрат на оборудование C_3 на 1 операцию (на 1 деталь)

		A	B	C
	Ед.изм.		%	грн
Затраты на оборудование (в год) $З_{со}$	SF80G/F2			
Стоимость оборудования со станочными приспособлениями				137000
Период амортизации (срок окупаемости)	лет	6		
Амортизационные отчисления			16,7	22879
Площадь под оборудование	$м^2$	25		
Стоимость аренды 1 $м^2$ площади в месяц	грн	108		
Арендная плата за произв. площади	грн			32400
Расчетный фонд работы оборудования в год	час	4000		
Затраты на оборудование (в год) $З_{со}$	грн			55279
Стоимость станко-часа содержания оборудования $C_{с-ч.со}$	грн/час			13,82

Затраты при эксплуатации оборудования (в год) $З_{эо}$				
Время эксплуатации оборудования в год	час	4000		
Потребляемая мощность станка	кВт	30		
Стоимость 1 кВт/часа электроэнергии	грн	0,28		
Расходы на электроэнергию	грн			33600
Затраты на инженерно-техническое обслуживание оборудования	грн			1200
Расходные материалы (масло, СОЖ и т.п.)	грн			2000
Затраты на станочную оснастку	грн			9000
Затраты при эксплуатации оборудования (в год) $З_{эо}$	грн			44000
Стоимость станко-часа эксплуатации оборудования $C_{с-ч.эо}$	грн/час			11,00
Стоимость станко-часа $C_{с-ч}$	грн/час			24,82
Время обработки детали (трудоемкость операции) T	час	6,90		0,8
Затраты на оборудование на 1 операцию (на1деталь)	час	171,26		19,86

Таблица 2.11

Расчет суммарных затрат (себестоимости) C
на выполнение операции фрезерования

Статьи расходов (показатели) на 1 деталь, операцию, переход	Ед. изм.	Вариант 1 (базовый)	Вариант 2 (новый)	Доля статей расходов, % (Фирма TaeguTec)	
Трудоемкость обработки T	час	6,9	0,8		
Затраты на режущий инструмент C_2	грн	25,60	5,36	5,14	7,24
Затраты на содержание оборудования C_3	грн	171,26	19,86	34,41	26,81
Затраты на заработную плату C_1	грн	120,33	19,53	24,18	26,37
Прочие расходы $П_{расх}$	грн	180,5	29,3	36,26	39,56
Суммарные затраты C	грн	497,69	74,05	100	100
Экономия затрат на 1 деталь	грн		423,64	или	85,12

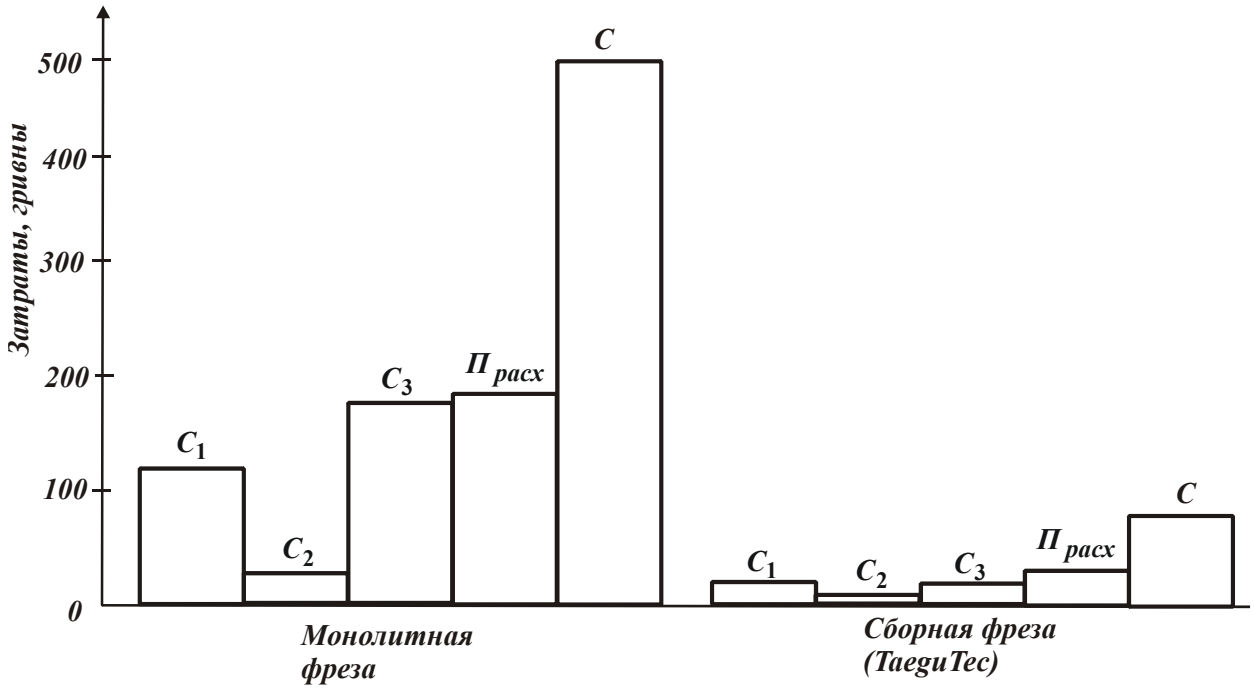


Рис. 2.30. Диаграмма распределения значений затрат C_1, C_2, C_3, $П_{расх}$ и C при фрезеровании монолитной концевой фрезой и сборной концевой фрезой

На рис. 2.31 приведены экспериментальные значения отношения производительностей обработки сборной и монолитной фрезами $\frac{Q_{сборн}}{Q_{монолит}}$, а также отношения $\frac{Ц_{сборн}}{Ц_{монолит}}$ стоимостей сборной и монолитной фрез.

Как видно, 10-кратное увеличение стоимости сборной фрезы приводит к увеличению производительности обработки в 8,6 раз, а это, в конечном итоге, создает эффект в снижении себестоимости обработки (как показано выше, в 7,6 раза).

Необходимо отметить, что доля затрат, связанных с расходом инструмента, в суммарных затратах небольшая и составляет всего 5 % для монолитной фрезы из быстрорежущей стали Р18 и 7 % для сборной фрезы. Следовательно, увеличение стоимости сборного твердосплавного инструмента с износостойким покрытием фактически не отразилось на увеличении суммарных затрат (себестоимости обработки C), тогда как достигнутое при этом увеличение производительности обработки позволило многократно снизить себестоимость обработки. Это, в конечном итоге, и определило экономический эффект обработки.

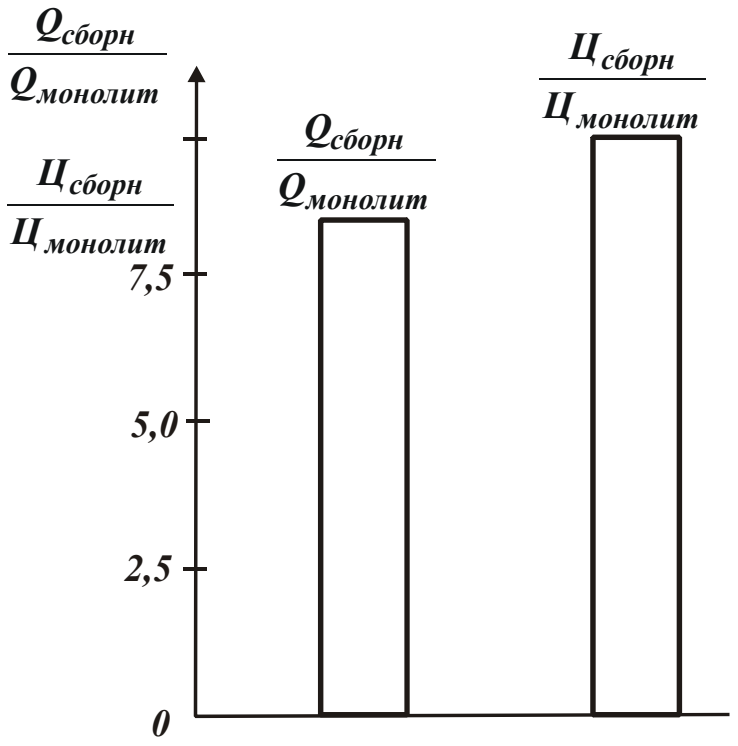


Рис. 2.31. Диаграмма распределения отношений $\frac{Q_{сборн}}{Q_{монолит}}$ и $\frac{Ц_{сборн}}{Ц_{монолит}}$

Из этого можно сделать важный вывод о том, что повысить эффективность механической обработки (уменьшить себестоимость обработки C) можно главным образом за счет увеличения производительности обработки, применяя для этого прогрессивные конструкции сборного твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями. Стоимость инструмента при этом не является определяющим ограничивающим фактором, т.к. доля затрат на режущий инструмент в суммарных затратах небольшая и не приводит к заметному увеличению себестоимости обработки C.

Такой же анализ себестоимости обработки проведен для различных случаев механической обработки с применением как обычных монолитных, так и сборных инструментов из твердых сплавов с износостойкими покрытиями [43]. В результате установлено, что доля затрат на режущий инструмент в суммарных затратах (средней себестоимости машиностроительной продукции) составляет всего 3 % (рис. 2.32). Однако фактическое влияние правильности выбора инструмента на снижение себестоимости готовой продукции гораздо больше, поскольку (как показано выше) при выборе инструмента

необходимо учитывать оптимальное соотношение его цены, стойкости и производительности обработки.

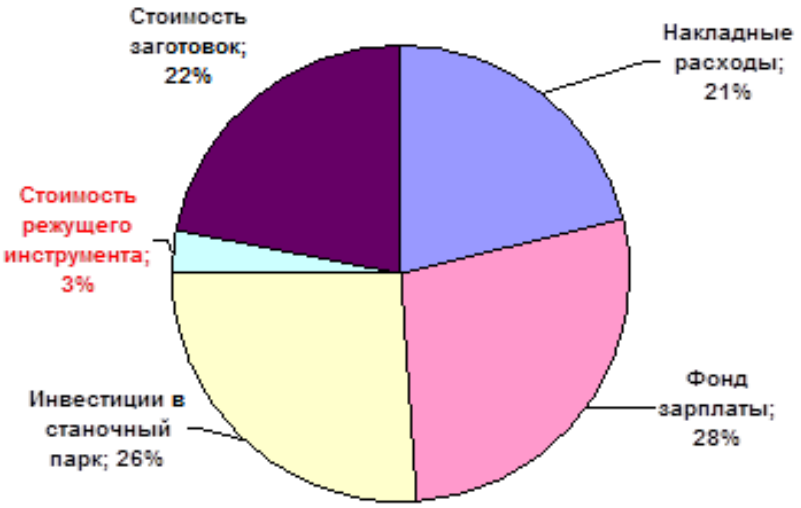


Рис. 2.32. Распределение затрат на металлообработку

Для анализа следует рассмотреть влияние каждого из этих показателей на себестоимость продукции.

Снижение цены режущего инструмента:

− снижение на 20 % соответствует снижению общей себестоимости изделия на (3 %·(−20%))=−0,6 %;

− дополнительное 33-процентное снижение стоимости на инструмент предыдущего поколения позволяет экономить (3 % · (−33 %))= −1,0 %.

Повышение стойкости режущего инструмента:

− увеличение в два раза стойкости режущего инструмента соответствует снижению себестоимости на (3 % : 2)=−1,5 %.

Увеличение производительности обработки:

− увеличение производительности обработки на 20 % соответствует снижению затрат на (накладные расходы + фонд зарплаты + инвестиции в станочный парк) × (−20 %)=(21 % + 28 % + 26 %) × (−20 %) = 75 % · (−20 %) = −15 %. Даже если при этом расходы на инструмент возрастают, например, в 1,5 раза, т.е. часть стоимости инструмента в себестоимости обработки увеличивается до 3 %+1,5 % = 4,5 %, то общее снижение себестоимости изделия составит −15 %+1,5 % = −13,5 %.

Из этого следует, что увеличение скорости обработки и усовершенствование технологического процесса способствуют значительному снижению себестоимости единицы готовой продукции (табл. 2.12, рис. 2.31).

Таблица 2.12

Влияние цены и стойкости режущего инструмента, а также скорости резания на снижение себестоимости продукции

Цена	Стойкость	Скорость резания и совершенствование технологического процесса
–1 %	–1,5 %	–15 %

2.11. Разработка методики выбора рациональных параметров операций механической обработки деталей машин

В основу выбора рациональных условий обработки следует положить методику определения оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$, соответствующей минимуму себестоимости обработки. Для этого первоначально (для заданных значений стоимости инструмента $Ц$, времени на смену инструмента (замену режущих кромок) t_c, тарифной ставки рабочего $S_{час}$, коэффициента k, учитывающего всевозможные начисления на тарифную ставку рабочего, безразмерного параметра m_1 (обобщенно определяющего физико-механические свойства инструментального материала) по зависимости (2.48)), рассчитывается оптимальная (экономичная) стойкость инструмента $T_{экстр}$. Затем, по зависимости (2.31) рассчитывается оптимальная скорость резания $V_{экстр}$, принимая глубину резания t равной величине снимаемого припуска и устанавливая подачу S максимально возможной исходя из условий прочности инструмента или мощности привода станка. Данный подход к определению оптимальных условий обработки является общим для различных методов механической обработки: точения, фрезерования,

сверления и т.д., так как в его основу положена универсальная аналитическая зависимость (2.48) для определения оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$. Для расчета $T_{экстр}$ достаточно знать лишь значения параметров $Ц$, t_c, $S_{час}$, k и m_1 для каждого из рассматриваемых случаев обработки.

Как показано в п. 2.9, такой подход отличается от применяемого на практике подхода, основанного на использовании экспериментальных данных стойкости инструмента, приведенных в справочной литературе [23; 35; 36; 58; 164; 165] и справедливых для частных условий обработки. Аналитическое определение стойкости инструмента по зависимости (2.48) позволяет получить более общие решения, учитывающие специфику обработки для каждого конкретного случая (цена инструмента $Ц$, безразмерный параметр m_1 и т.д.). Очевидно, экспериментальным путем учесть все эти особенности обработки весьма сложно, что ограничивает возможности научно-обоснованного подхода к выбору оптимальной стойкости инструмента и, соответственно, оптимальных режимов резания, в особенности при использовании новых современных сборных конструкций твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями.

Для определения показателя степени m_1 в эмпирической зависимости (2.9) были проведены экспериментальные исследования стойкости инструмента T при изменении скорости резания V в условиях точения стали 45 резцами, оснащенными режущими пластинами из твердых сплавов ТТ8115, ТТ8125 и ТТ8135 с износостойким покрытием (глубина резания $t = 2$ мм, подача $S = 0{,}3$ мм/об.) (рис. 2.33). Стойкость инструмента определялась при достижении на задней поверхности резца площадки износа длиной 0,25 мм.

Как следует из рис. 2.34а, для всех трех рассматриваемых твердых сплавов стойкость инструмента T с увеличением скорости резания V уменьшается и при $V = 500$ м/мин становится весьма малой величиной, в особенности для твердого сплава ТТ8135 (равной

всего 0,3 мин). Наибольшей стойкостью обладают инструменты, изготовленные из твердого сплава ТТ8115.

Рис. 2.33. Схема точения резцом с механическим креплением твердосплавной пластинки

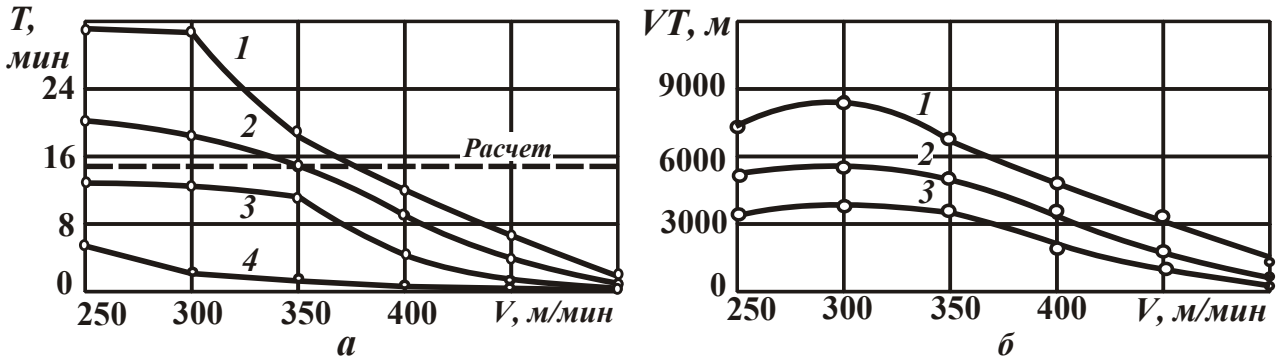


Рис. 2.34. Зависимость стойкости твердосплавного инструмента T (а) и произведения параметров $V \cdot T$ (б) от скорости резания V : 1 – твердый сплав ТТ8115; 2 – твердый сплав ТТ8125; 3 – твердый сплав ТТ8135

Произведение параметров $V \cdot T$ (т.е. длина пути резания) с увеличением скорости резания V изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку максимума при $V = 300$ м/мин (рис. 2.34б). С физической точки зрения это означает, что в диапазоне изменения скорости резания $V < 350$ м/мин в износе инструмента преобладает механический фактор, а при $V > 350$ м/мин – температурный фактор, в результате чего стойкость инструмента интенсивно уменьшается. В диапазоне изменения скорости резания $V < 350$ м/мин по-

казатель степени m_1 меньше единицы, а при $V > 350$ м/мин, наоборот, показатель степени m_1 принимает значения, больше единицы, и в зависимости от марки твердого сплава изменяется в пределах: $m_1 = 3 \ldots 6$.

Исходя из результатов теоретических исследований, приведенных во втором разделе, это указывает на то, что экстремум (минимум) себестоимости обработки C от скорости резания V в диапазоне $V < 350$ м/мин отсутствует, имеет место лишь непрерывное уменьшение C при увеличении скорости резания V (рис. 2.6а). В результате оптимальной скоростью резания можно считать значение, равное $V = 350$ м/мин.

При условии $V > 350$ м/мин достигается экстремум (минимум) себестоимости обработки C от скорости резания V, причем, при минимально возможной скорости резания $V = 350$ м/мин. Это вытекает из аналитической зависимости (2.31), согласно которой с увеличением показателя степени m_1 скорость резания V, соответствующая минимуму себестоимости обработки C, уменьшается. Следовательно, оптимальной скоростью резания для трех рассматриваемых твердых сплавов является скорость, равная примерно $V = 350$ м/мин.

Важно произвести расчет оптимальной (экономичной) стойкости инструмента $T_{экстр}$, оснащенного режущей пластинкой из твердого сплава ТТ8125, на основе зависимости (2.48). Для исходных данных: $Ц = 3$ грн (цена условной режущей кромки твердосплавной пластины); $t_c = 2$ мин; $S_{час} = 24$ грн/час; $k = 1{,}37$ и $m_1 = 3$, получено $T_{экстр} = 15$ мин (на рис. 2.34а показано пунктирной линией). Это приблизительно соответствует скорости резания $V = 350$ м/мин.

Из зависимости (2.30) вытекает, что минимум себестоимости обработки тем меньше, чем меньше параметр $S_{час}$. Поэтому, уменьшая $S_{час}$, например, в 1,5 раза (с 24 до 18 грн/час), оптимальная (экономичная) стойкость инструмента $T_{экстр}$ увеличится и примет значение $T_{экстр} = 18{,}6$ мин. Это приведет к уменьшению опти-

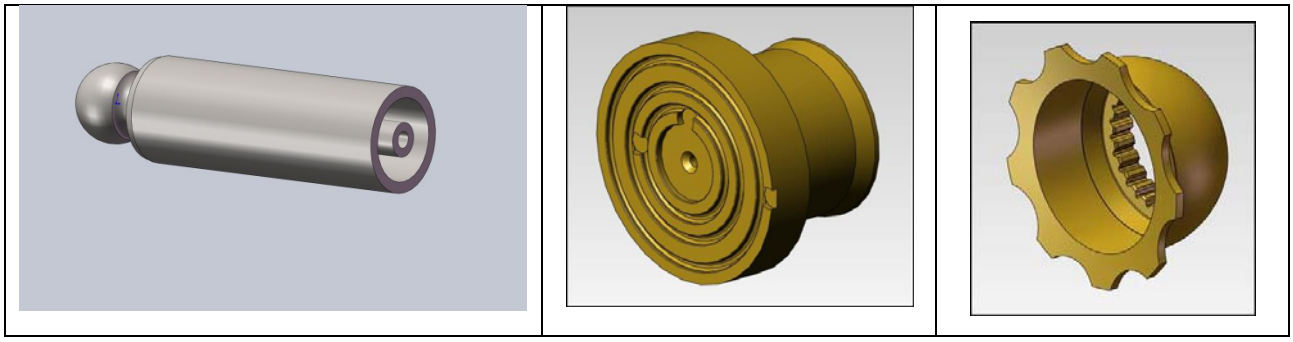
мальной скорости резания до значения, близкого к 300 м/мин, соответствующего максимуму произведения параметров $V \cdot T$ (рис. 2.34б). Таким образом показано, что за счет уменьшения параметра $S_{час}$ можно уменьшить скорость резания V, однако незначительно. Гораздо большего эффекта можно достичь от уменьшения времени t_c, которое при обработке обычным монолитным инструментом принимает достаточно большие значения (в связи с заточкой инструмента). Поэтому применение сборных конструкций инструментов, предполагающих всего лишь замену твердосплавной пластины, позволяет существенно уменьшить время t_c и, соответственно, оптимальную (экономичную) стойкость инструмента $T_{экстр}$, а это приводит к ощутимому изменению (увеличению) скорости резания V.

Для сравнения на рис. 2.34а приведены результаты исследований стойкости резца, оснащенного режущей пластиной из отечественного твердого сплава Т15К6. Как видно, стойкость этого резца значительно меньше стойкости резцов, оснащенных режущими пластинами из твердых сплавов ТТ8115, ТТ8125 и ТТ8135.

2.12. Применение полученных теоретических решений для решения задач повышения эффективности механической обработки деталей машин

Одними из наиболее массовых деталей, изготавливаемых на машиностроительных предприятиях, являются детали гидравлических систем, которые широко используются в различных машинах. Данные детали высокоточные и поэтому к качеству их изготовления предъявляются высокие требования. Это относится к обеспечению таких параметров как точность размера и формы обрабатываемых поверхностей, точность взаимного расположения поверхностей, шероховатость поверхности и состояние поверхностного слоя материала (отсутствие прижогов, микротрещин и других температурных и механических дефектов). Как правило, детали гидравлических систем изготавливаются из материалов повышенной твердости и

поэтому их обработка резанием затруднена. В результате снижаются производительность обработки и стойкость режущего инструмента, а трудоемкость и себестоимость обработки, наоборот, увеличиваются. В особой мере это относится к таким ответственным типовым деталям гидравлических систем как плунжер, пята и втулка сферическая (рис. 2.35), которые изготавливаются на Частном АО “Гидросила АПМ” из материалов с повышенными физико-механическими свойствами, например, деталь “плунжер” – из труднообрабатываемой высокопрочной стали 40ХФ2, а детали “пята” и “втулка сферическая” – из литейной латуни ЛМцСКА.



а б в

Рис. 2.35. Изготавливаемые детали гидравлических систем (3Dmodel):
а – плунжер; б – пята; в – втулка сферическая

Механическая обработка этих деталей включает операции точения, растачивания, сверления, фрезерования, шлифования, доводки и т.д. Практика показывает, что применение традиционных лезвийных инструментов из твердых сплавов и быстрорежущих сталей не всегда эффективно в связи с низкими показателями производительности и трудоемкости обработки. Оптимизация режимов резания также существенного эффекта не создает. Вместе с тем, накопленный практический опыт по использованию более прогрессивных сборных конструкций режущих инструментов, изготовленных из новых износостойких инструментальных материалов с покрытиями, указывает на существование резервов повышения эффективности механической обработки. Перспективным в этом направлении является высокоскоростное резание на высокооборотных современных станках типа “обрабатывающий центр” с ЧПУ, производимых ведущими зарубежными станкостроительными фирмами (рис. 2.36).

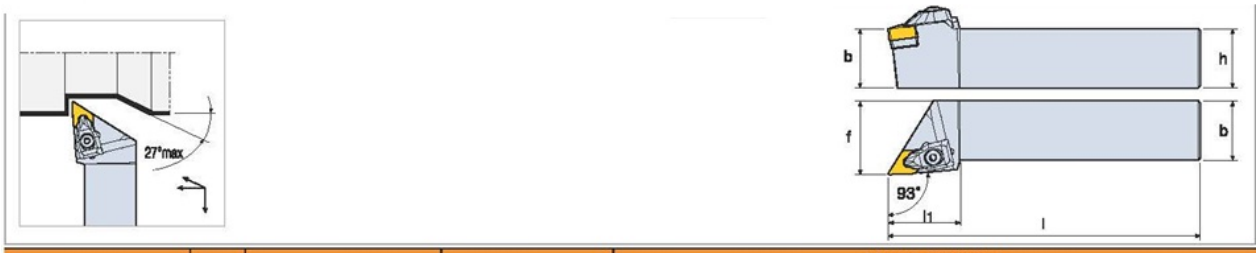
Применение данных станков позволяет обработку детали производить фактически с одного установа различными инструментами, что повышает точность и снижает трудоемкость обработки. Однако эти станки и используемые режущие инструменты значительно (на порядок и более) дороже отечественных, что требует значительных средств на их приобретение и приводит к повышению себестоимости обработки. В связи с этим актуальна задача снижения себестоимости и повышения производительности обработки, которая может быть решена на основе оптимизации параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости.

Рис. 2.36. Высокопроизводительный двухшпиндельный токарный обрабатывающий центр PUMA 2100MS с приводным фрезерным инструментом (ось С) и контр-шпинделем (“DOOSAN”)

Для обеспечения минимально возможной себестоимости обработки деталей гидравлических систем в соответствии с зависимостью (2.44) определялись оптимальные значения стойкости режущих инструментов, а по зависимости (2.31) – оптимальные значения скорости резания. При этом значения подачи и глубины резания устанавливались максимально возможными в соответствии с рекомендациями, приведенными в п. 2.3 на основе анализа зависимости (2.19) для определения производительности обработки. В результате установлено, что применение прогрессивных сборных твердосплавных резцов с износостойкими покрытиями (рис. 2.37 – рис. 2.41) на операциях точения деталей гидравлических систем

(плунжера, пяты, втулки сферической) взамен традиционно используемых резцов из быстрорежущей стали позволяет в 5 и более раз повысить производительность и примерно в такое же количество раз уменьшить себестоимость обработки.

TDJNR/L



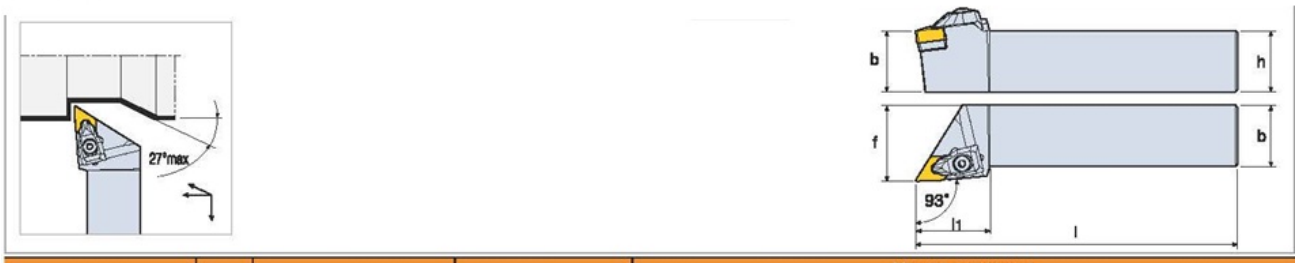
Обозначение			Размер (мм)					Пластина	Комплектующие					
									Прижим	Прижимной винт	Опорная пластина	Винт опорной пластины	Пружина	Ключ
	R	L	h	b	l	l1	f	55°						
TDJNR/L 2525 M15	●	●	25	25	150	39	32	DN□□ 1506 □□	DLM 4	DLS 4	TSD 43	SO 40050I	DSP 4	L-W 3

Рис. 2.37. Сборный токарный резец TDJNL 2525 M15
со сменной многогранной пластиной TT8125

Обозначение			Размер (мм)					Пластина	Комплектующие			
									Винт	Опорная пластина	Винт опорной пластины	Ключ
	R	L	h	b	l	l1	f	35°				
SVJNR/L 2525 M13	●	●	25	25	150	43	32	VN□□ 1304 □□	SO 35120I	SSVN 2.522	TS 5035062S	T 10

Рис. 2.38. Сборный токарный резец SVJNL 2525 M13
с углом в плане 93 градуса и со сменной многогранной пластиной TT8115

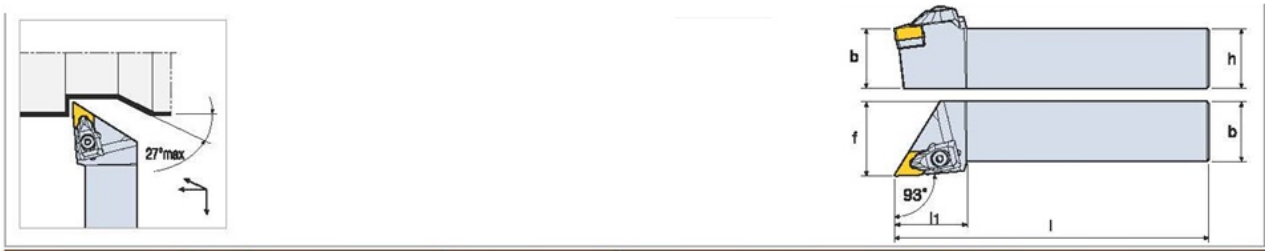
TDJNR/L



Обозначение			Размер (мм)					Пластина	Комплектующие					
									Прижим	Прижимной винт	Опорная пластина	Винт опорной пластины	Пружина	Ключ
	R	L	h	b	l	l1	f	55°						
TDJNR/L 2525 M15	●	●	25	25	150	39	32	DN□□ 1506 □□	DLM 4	DLS 4	TSD 43	SO 40050I	DSP 4	L-W 3

Рис. 2.39. Сборный токарный резец TDJNL 2525 M15
со сменной многогранной пластиной DNMG 150608 ML из сплава К10

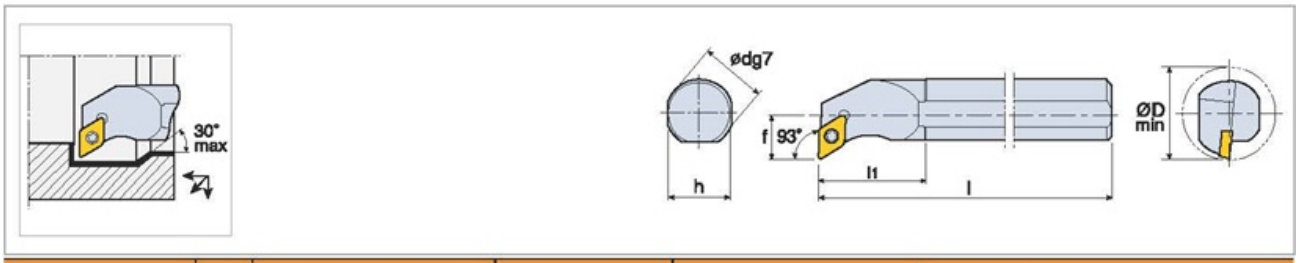
TDJNR/L



Обозначение			Размер (мм)					Пластина	Комплектующие					
									Прижим	Прижимной винт	Опорная пластина	Винт опорной пластины	Пружина	Ключ
	R	L	h	b	l	l1	f	55°						
TDJNR/L 2525 M15	●	●	25	25	150	39	32	DN□□ 1506 □□	DLM 4	DLS 4	TSD 43	SO 40050I	DSP 4	L-W 3

Рис. 2.40. Сборный токарный резец TDJNL 2525 M15
со сменной многогранной пластиной DNMG 150608 ML из сплава К10

S-SDUCR/L



Обозначение			Размер (мм)						Пластина	Комплектующие	
										Винт	Ключ
	R	L	d	h	l	l1	f	ØD min	55°		
S25T SDUCR/L 11	●	●	25	23	300	42	17	32	DC□T 11T3□□	SO 35080I	T 15

Рис. 2.41. Токарный резец S25T SDUCR 11 с углом в плане 93 градуса, оснащенный пластиной DCGT 11T304 FL из сплава К10

Необходимо отметить, что задача снижения себестоимости и повышения производительности обработки актуальна не только при обработке указанных выше деталей гидравлических систем, но и других самых разнообразных деталей, обработка которых с использованием традиционных технологий затруднена. Это, например, относится к обработке сложнопрофильных рабочих поверхностей сектора (элемента) пресс-формы для шины диаметром 2200 мм производства ПАО “Днепрполимермаш” (г. Днепр) (рис. 2.42).

Традиционно ее обработка производится методом объемного фрезерования на станке с ЧПУ и характеризуется высокой трудоемкостью (составляет 180 часов) в связи с относительно низкой производительностью обработки и стойкостью инструмента (твердосплавной фрезы). Как показывает практика, переход на высокоскоростное фрезерование с применением новых инструментальных материалов (марок твердых сплавов с износостойкими покрытиями) позволяет повысить производительность обработки и стойкость ин-

струмента. В частности, эффект обработки обусловлен применением новых режущих инструментов производства фирмы Taegutec (Южная Корея): торцовой фрезы Ø100 TaeguTec с механическим креплением пластин SCRM90TN 6100-32R-22 (рис. 2.43а); концевой фрезы Ø32 TaeguTec с механическим креплением пластин TE90AP 332-32-17-L (рис. 2.43б); сферической фрезы Ø25 TaeguTec с механическим креплением пластины TBN 250-32M (рис. 2.43в). При этом используются пластины с износостойкими покрытиями (сплав TT9080, рис. 2.43г), обеспечивающими высокую стойкость режущих инструментов.

Рис. 2.42. Сектор в сборе

Однако указанные инструменты и станки с ЧПУ типа “обрабатывающий центр” дорогостоящие, поэтому резко возрастает себестоимость обработки, что ограничивает их эффективное применение. Для эффективного ведения процесса обработки в этих условиях необходимо решить, прежде всего, задачу снижения себестоимости обработки за счет научно обоснованного выбора оптимальных режимов резания и характеристик инструментов по критерию наименьшей себестоимости обработки.

В связи с этим использованы приведенные выше теоретические решения для определения оптимальных условий обработки, реализующих минимум себестоимости обработки. В результате установлено, что черновую обработку целесообразно осуществлять

торцовой фрезой Ø100 мм с режимом резания: скорость резания $V = 140$ м/мин ($n = 440$ об./мин); подача на зуб $S_Z = 0{,}11$ мм/зуб; подача стола $S = 300$ мм/мин; глубина резания − 6 мм; ширина резания − 70 мм.

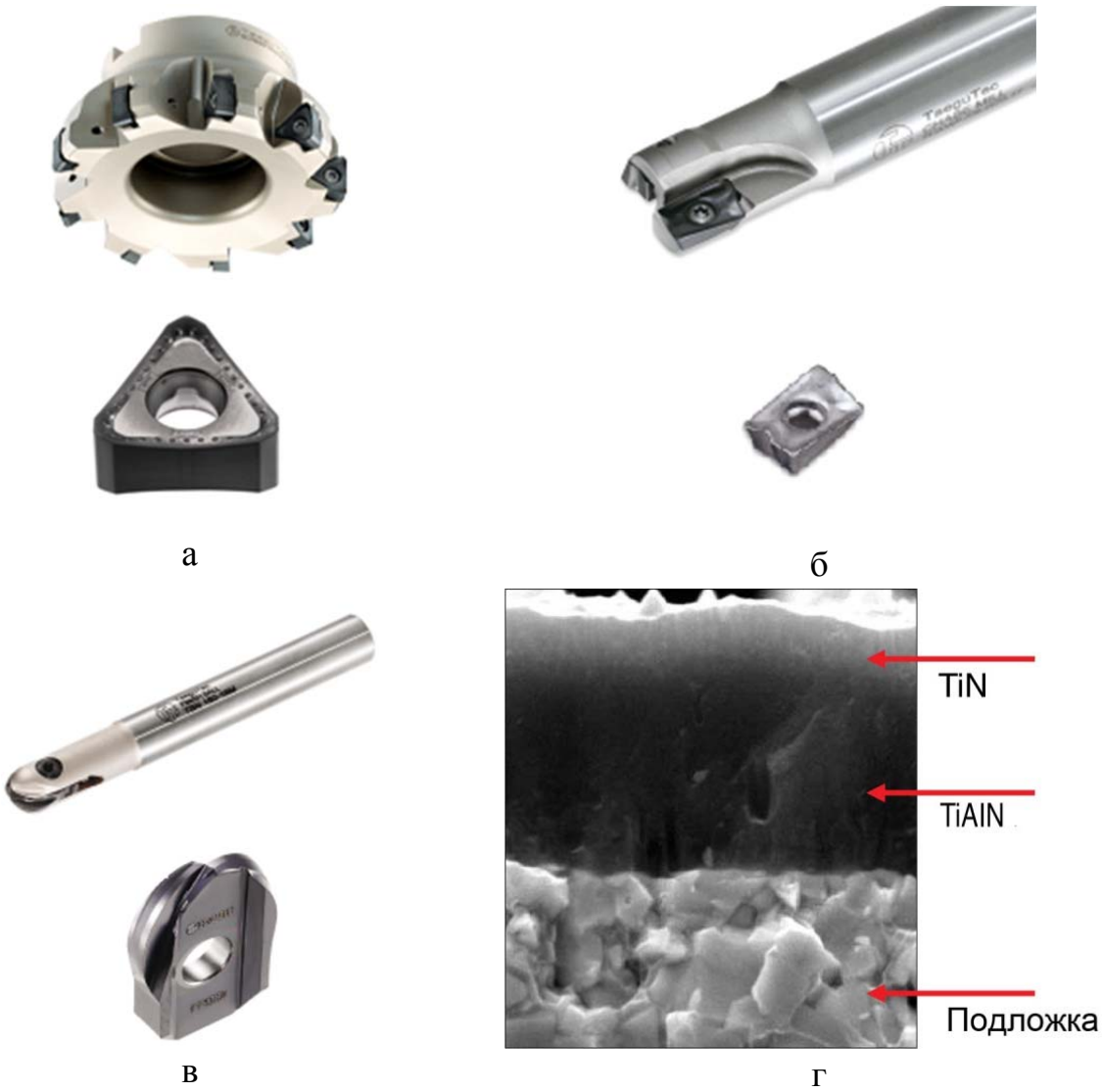


Рис. 2.43. Применяемые режущие инструменты (а, б, в) и структура сплава ТТ9080 с износостойким покрытием (г)

Получистовую обработку целесообразно осуществлять концевой фрезой Ø32 мм с режимом: скорость резания $V = 170$ м/мин ($n = 1700$ об./мин); подача на зуб $S_Z = 0{,}2$ мм/зуб; подача стола $S = 1000$ мм/мин; глубина резания − 1 мм; ширина резания − 23 мм.

Чистовую обработку целесообразно осуществлять концевой фрезой Ø21 мм с режимом резания: скорость резания $V = 330$ м/мин

($n = 5000$ об./мин); подача на зуб $S_Z = 0{,}4$ мм/зуб; подача стола $S = 3900$ мм/мин; глубина резания 0,3 мм; ширина резания − 0,5 мм.

Чистовую обработку также можно осуществлять и с применением сферической фрезы Ø25 мм с режимом резания: скорость резания $V = 390$ м/мин; подача на зуб $F_Z = 0{,}3$ мм/зуб; обороты шпинделя $S = 5000$ об./мин; подача стола $F = 3000$ мм/мин; глубина резания − 1 мм; ширина резания − 0,35 мм.

Внедрение новой технологии позволило исключительно за счет повышения режимов резания и уменьшения количества проходов сократить машинное время до 15,5 часов. По действующей технологии обработка производилась в течение 180 часов [43; 116]. В результате достигнуто уменьшение машинного времени в 11,5 раз, что позволило предприятию выиграть тендер на поставку изделий стоимостью в миллионы долларов. Таким образом показано, что применение современных технологий механической обработки, обеспечивающих повышение производительности и качества, требует новых решений, связанных, прежде всего, со снижением затрат на обработку, т.е. снижением себестоимости обработки.

Выводы

1. Теоретически установлено, что основным условием уменьшения себестоимости и повышения производительности обработки является обеспечение постоянства произведения скорости резания и стойкости инструмента (т.е. длины пути резания) с увеличением скорости резания. Это достигается повышением стойкости инструмента за счет применения новых инструментальных материалов и нанесения на них эффективных износостойких покрытий.

2. Теоретически установлено, что в случае уменьшения произведения скорости резания и стойкости инструмента с увеличением скорости резания себестоимость обработки изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. В этом случае экстремальные значения себестоимости и производительности обработки связаны между собой обратно пропорциональной зависимостью, поэтому увеличение производительности обработки ограничено условием дости-

жения минимума себестоимости обработки. Доказано, что обеспечить одновременное увеличение производительности и уменьшение себестоимости обработки можно за счет повышения физико-механических свойств инструментального материала, уменьшения стоимости инструмента и применения высокоскоростного резания.

3. Показано, что уменьшить стоимость инструмента можно за счет применения его сборных конструкций. В этом случае, по сути, цену инструмента определяет стоимость неперетачиваемой режущей пластины, которая за счет своей многогранности допускает многократное использование. В результате стоимость одной “условной” режущей кромки пластины резко уменьшается, что позволяет увеличить скорость резания и производительность и соответственно уменьшить себестоимость обработки.

4. Установлено, что минимальное значение себестоимости обработки обусловлено статьей затрат, связанной с заработной платой рабочего, т.к. она в несколько раз превышает статью затрат на режущий инструмент. Поэтому эффект уменьшения себестоимости обработки достигается главным образом за счет уменьшения данной статьи затрат путем обеспечения условий повышения производительности обработки.

5. Произведена экспериментальная оценка полученных теоретических решений и доказано, что уменьшение произведения скорости резания и стойкости инструмента с увеличением скорости резания (в связи с увеличением температуры резания) предопределяет экстремальный характер изменения себестоимости обработки. Это указывает на то, что температурный фактор является определяющим в формировании себестоимости обработки. Показано также, что произведение скорости резания и стойкости инструмента с увеличением скорости резания при резании алмазными инструментами, в связи с низким коэффициентом трения алмаза с обрабатываемым материалом, остается практически постоянной величиной. Поэтому в данном случае экстремум себестоимости обработки отсутствует и появляется возможность существенного увеличения скорости резания и, соответственно, производительности при одновременном уменьшении себестоимости обработки.

6. Экспериментально установлено, что применение сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями, обладающих повышенной стойкостью и режущей способностью, позволяет уменьшить себестоимость обработки в первую очередь за счет уменьшения статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего, которая больше статьи затрат на инструмент. Это полностью подтверждает полученные теоретические решения. Следовательно, статья затрат, связанная с затратами на инструмент, составляет незначительную долю в себестоимости обработки и не оказывает заметного влияния на ее изменение с увеличением цены инструмента. Поэтому эффективно использовать высокопроизводительные, хотя и дорогостоящие сборные твердосплавные инструменты с износостойкими покрытиями, поскольку в этом случае увеличение производительности обработки с избытком компенсирует затраты на их приобретение, а трудоемкость обработки уменьшается до 10 раз.

7. Произведена оценка экономической эффективности применения прогрессивных сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями при фрезеровании труднообрабатываемого материала (стали Х2ГСНВМ-ВД). Экспериментально установлено, что применение сборной концевой твердосплавной фрезы с износостойким покрытием взамен монолитной концевой фрезы позволяет в 6,7 раза уменьшить себестоимость и в 8,6 раза повысить производительность обработки, несмотря на ее более высокую стоимость (1400 грн., тогда как стоимость монолитной фрезы составляет всего 138 грн.). Это связано с тем, что доля затрат на инструмент в себестоимости обработки небольшая (5 – 7 %), а эффект снижения себестоимости обработки от применения сборной фрезы достигается за счет многократного увеличения производительности обработки и, соответственно, уменьшения статьи затрат, связанной с заработной платой рабочего.

8. Сравнение расчетных и экспериментальных значений стойкости инструмента, соответствующих минимуму себестоимости обработки, показали на их высокую сходимость (расхождение не превышает 15 %), что свидетельствует о достоверности полученных теоретических решений.

Раздел 3
Аналитическое описание и анализ теплового баланса и температуры при резании материалов

3.1. Определение теплового баланса и температуры резания, возникающей на передней поверхности режущего инструмента, в результате его трения с образующейся стружкой

3.1.1. Упрощенный расчет теплового баланса и температуры резания для нулевого переднего угла инструмента

В разделе 2 работы показано, что уменьшить себестоимость и повысить производительность обработки при резании можно, прежде всего, за счет увеличения безразмерного параметра C_4 и уменьшения $m_1 \to 1$. Эти параметры устанавливаются расчетно-экспериментальным путем и обобщенно определяют стойкость инструмента, математически описываемую эмпирической зависимостью (2.9). Как известно, такого рода зависимости справедливы лишь для частных условий обработки и охватывают “узкие” диапазоны изменения параметров режима резания и других условий обработки. Это не позволяет получить более общие теоретические решения, справедливые для широких диапазонов изменения параметров обработки. В связи с этим, представляется важным и актуальным проведение теоретического анализа стойкости инструмента на основе аналитического описания основных закономерностей механической обработки и, в первую очередь, теплового процесса при резании, поскольку, как известно, температурный фактор является определяющим в формировании стойкости режущего инструмента, и от него зависят количественные значения параметров C_4 и m_1. Такой анализ дополнит полученные в разделе 2 работы результаты исследований и расширит физические представления о возможностях повышения стойкости, производительности и качества обра-

ботки, позволит обосновать экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания и условия уменьшения себестоимости.

Многочисленными экспериментальными исследованиями установлено [23; 35; 36; 76; 91; 92; 115; 131; 145; 146; 155; 157; 161; 168; 170; 171; 172; 182], что основными источниками тепла при резании являются пластическое деформирование обрабатываемого материала и трение передней и задней поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом (рис. 3.1). В результате инструмент нагревается от этих трех источников тепла и теряет свои режущие свойства, проявляющиеся в снижении стойкости.

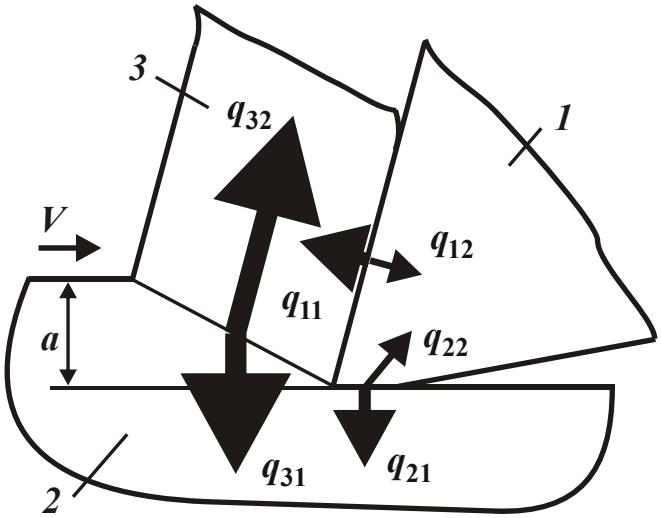


Рис. 3.1. Потоки тепла в режущий инструмент (1), деталь (2) и образующуюся стружку (3)

Как установлено на практике, важными условиями увеличения стойкости инструмента являются: повышение физико-механических свойств инструментального материала (твердости, прочности, износостойкости, красностойкости и т.д.), нанесение на рабочие поверхности инструмента износостойких покрытий, применение эффективных технологических сред, снижающих интенсивность трения в зоне резания и температуру резания [6; 7; 24; 28; 48; 74; 84; 98; 105; 134; 139; 157; 161; 162; 190]. Для оценки роли температурного фактора в процессе резания определим температуру, возникающую на передней и задней поверхностях инструмента в результате их трения с обрабатываемым материалом. Первоначально рассмотрим

процесс трения на передней поверхности инструмента [47]. Для этого получим зависимость плотности теплового потока q_1 (действующего на передней поверхности инструмента), которая определяет температуру резания. С целью упрощения расчетов рассмотрим режущий инструмент (резец) с нулевым передним углом γ.

Мощность теплового потока, действующего на передней поверхности резца, равна [41]:

$$W = P_y \cdot V_1, \tag{3.1}$$

где $P_y = \dfrac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg2\beta \cdot tg\beta}$ – радиальная составляющая силы резания, Н [181];

$\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие материала, Н/м^2;

a, $в$ – толщина и ширина среза, м;

β – условный угол сдвига обрабатываемого материала (для условия γ=0 получено: $tg2\beta = \dfrac{P_z}{P_y} = \dfrac{1}{f}$, рис. 3.2);

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

f – коэффициент трения стружки с передней поверхностью резца;

V_1 – скорость сходящей стружки, м/с.

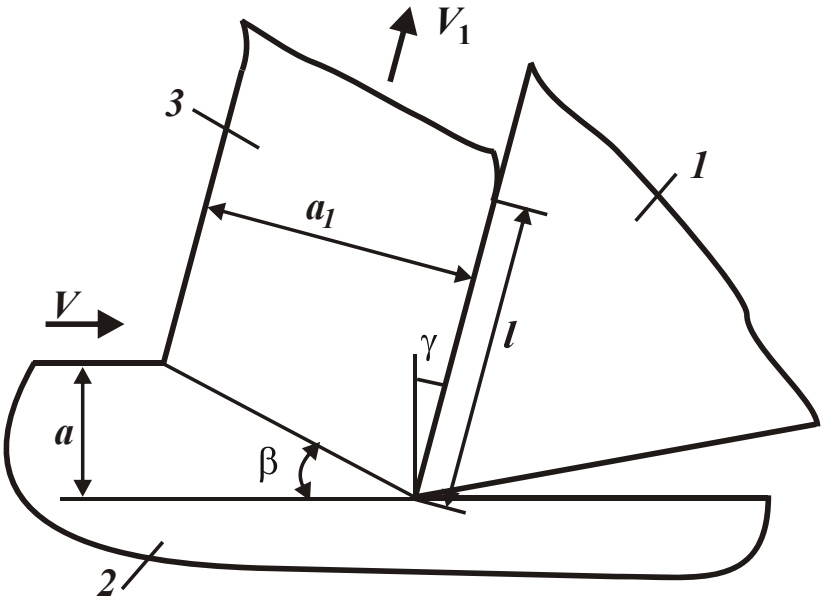


Рис. 3.2. Расчетная схема параметров процесса стружкообразования при резании: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка

Условный угол сдвига материала β можно определить на основе известной формулы проф. Зворыкина К. А. [54]:

$$\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}, \qquad (3.2)$$

где $\psi -$ условный угол трения на передней поверхности инструмента, град.

Из зависимости (3.2) вытекает, что чем больше передний угол инструмента γ и меньше угол ψ, тем больше угол β и меньше степень пластического деформирования обрабатываемого материала, а, соответственно, выше эффективность процесса резания.

Скорость V_1 определяется из условия неразрывности (сплошности) обрабатываемого материала, превращаемого в стружку: $V \cdot a = V_1 \cdot a_1$ (рис. 3.2), где $a_1 -$ толщина стружки, м; V – скорость резания, м/с. Откуда

$$V_1 = \frac{V}{\xi}, \qquad (3.3)$$

где $\xi = a_1 / a -$ коэффициент усадки стружки, определяется по формуле профессора Тиме:

$$tg\beta = \frac{cos\,\gamma}{\xi - sin\,\gamma}. \qquad (3.4)$$

После преобразований зависимости (3.4), имеем

$$\xi = \frac{cos\,\gamma}{tg\beta} + sin\,\gamma. \qquad (3.5)$$

Из зависимости (3.5) следует, что чем больше условный угол сдвига обрабатываемого материала β, тем меньше коэффициент усадки стружки ξ. Однако при этом имеет место сложная связь между параметрами γ и ξ. Для ее упрощения зависимость (3.5) преобразуем с учетом (3.2), рассматривая

$$tg\beta = tg\left[\frac{90^0 - (\psi - \gamma)}{2}\right] = \frac{1 - cos\left[90^0 - (\psi - \gamma)\right]}{sin\left[90^0 - (\psi - \gamma)\right]} = \frac{1 - sin(\psi - \gamma)}{cos(\psi - \gamma)}. \qquad (3.6)$$

Тогда

$$\xi = sin\,\gamma + \frac{cos\,\gamma}{tg\beta} = sin\,\gamma + \frac{cos\,\gamma \cdot cos(\psi - \gamma)}{1 - sin(\psi - \gamma)} =$$

$$= \frac{sin\,\gamma \cdot [1 - sin(\psi - \gamma)] + cos\,\gamma \cdot cos(\psi - \gamma)}{1 - sin(\psi - \gamma)} =$$

$$= \frac{sin\,\gamma + [cos\,\gamma \cdot cos(\psi - \gamma) - sin\,\gamma \cdot sin(\psi - \gamma)]}{1 - sin(\psi - \gamma)} =$$

$$= \frac{sin\,\gamma + cos\,\psi}{1 - sin(\psi - \gamma)} = \frac{sin\,\gamma + sin(90^0 - \psi)}{1 - cos[90^0 - (\psi - \gamma)]} =$$

$$= \frac{2 \cdot sin\left[\frac{90^0 + (\gamma - \psi)}{2}\right] \cdot cos\left[\frac{90^0 - (\gamma + \psi)}{2}\right]}{2 \cdot sin^2\left[\frac{90^0 + (\gamma - \psi)}{2}\right]} =$$

$$= \frac{sin\left[45^0 + \frac{(\gamma + \psi)}{2}\right]}{sin\left[45^0 + \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right]} = \frac{sin(\beta + \psi)}{sin\,\beta}. \qquad (3.7)$$

В итоге получена простая зависимость для определения коэффициента усадки стружки ξ, из которой следует, что $\xi \geq 1$. При отсутствии трения образующейся стружки с передней поверхностью инструмента (ψ=0) коэффициент усадки стружки ξ=1, т.е. толщина среза равна толщине стружки.

В табл. 3.1 приведены рассчитанные по зависимости (3.7) значения ξ. С увеличением угла ψ коэффициент усадки стружки ξ увеличивается, достигая больших значений.

Исходя из зависимости (3.5), для нулевого переднего угла инструмента ($\gamma = 0$), имеем

$$\xi = \frac{1}{tg\beta}. \qquad (3.8)$$

Тогда

$$V_1 = V \cdot tg\beta; \qquad (3.9)$$

$$W = \sigma_{сж} \cdot f \cdot Q, \qquad (3.10)$$

где $Q = a \cdot в \cdot V$ – производительность обработки, м^3/с.

Таблица 3.1

Расчетные значения коэффициента усадки стружки ξ

ψ^0	β^0				
	5	10	20	30	45
10	3	1,97	1,46	1,28	1,16
20	4,85	2,88	1,88	1,53	1,28
30	6,58	3,7	2,24	1,73	1,37
45	8,8	4,72	2,65	1,93	1,41

Как следует из зависимости (3.10), мощность теплового потока W вполне однозначно определяется производительностью обработки Q, а также параметрами $\sigma_{сж}$ и f, характеризующими физико-механические свойства обрабатываемого и инструментального материала. Следовательно, уменьшить W можно, прежде всего, уменьшением производительности обработки Q.

Плотность теплового потока, действующего на передней поверхности резца, равна

$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{сж} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \qquad (3.11)$$

где $F = l \cdot в$ − площадь контакта стружки с передней поверхностью резца, м^2;

l − длина контакта стружки с передней поверхностью резца, м.

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, а, соответственно, температуры резания.

Исходя из зависимости (3.11), увеличение скорости резания V также будет приводить к увеличению q_1 и, соответственно, темпе-

ратуры резания. Собственно этим и объясняется характер изменения произведения параметров $V \cdot T$, показанный на рис. 2.7.

Зная плотность теплового потока q_1, определим температуру резания, возникающую на передней поверхности резца, рассматривая его передний угол γ (для упрощения расчетов) равным нулю (рис. 3.3). Очевидно, часть тепла, образующегося в процессе трения стружки с передней поверхностью резца, будет уходить в тело резца, а остальная часть тепла – в стружку. Под действием постоянного теплового потока плотностью q_1, в теле резца будет формироваться 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) будет поддерживаться постоянная температура, равная температуре окружающей среды.

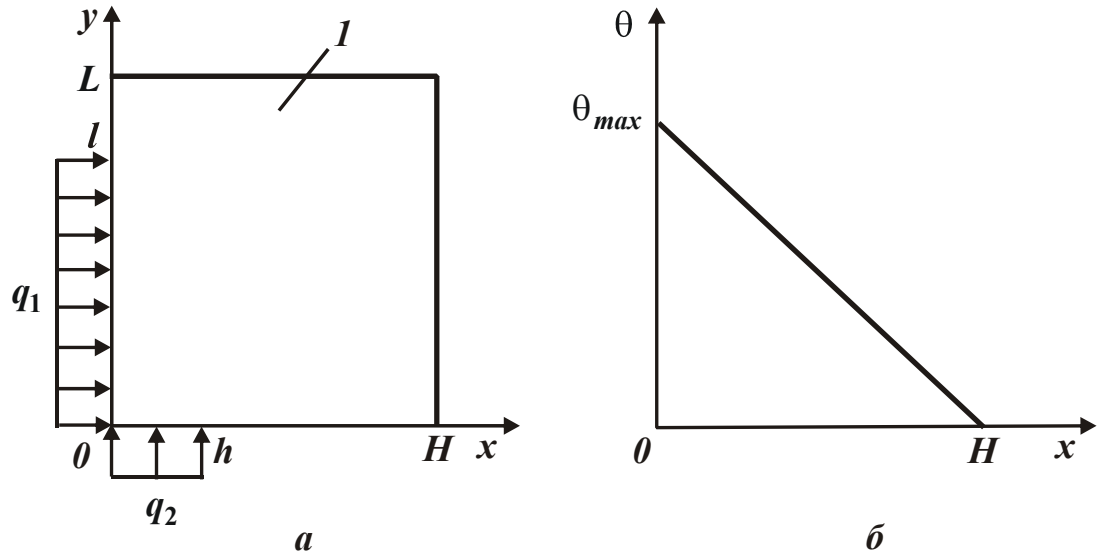


Рис. 3.3. Расчетная схема температуры резания, возникающей на передней и задней поверхностях режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры θ вдоль координаты x (б): 1 – пластина режущего инструмента

В работе [182] 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. 3.3а). Как установлено, температура по мере удаления от плоскости действия теплового потока вглубь рассмат-

риваемой пластины уменьшается по линейной зависимости, достигая нулевого значения на конце пластины (при заданном граничном условии $\theta(x = H) = 0$), где x – координата (рис. 3.3б).

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

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot H}{\lambda_u}, \tag{3.12}$$

где λ_u – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К).

Исходя из зависимости (3.12), уменьшить максимальную температуру θ_{max} можно уменьшением параметров q_1 и H.

Установим характер распределения температуры в образующейся стружке. Для этого условно разобьем ее на множество элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время τ контакта с передней поверхностью резца (рис. 3.4).

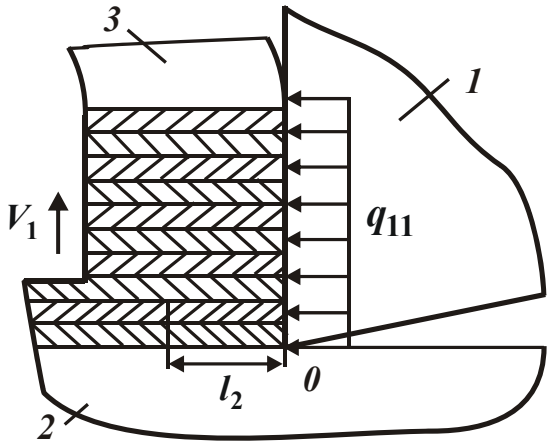


Рис. 3.4. Расчетная схема температуры в образующейся стружке:
1 − резец; 2 − обрабатываемый материал; 3 − образующаяся стружка

В работе [186] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени τ теплового потока с постоянной плотностью q_1 (рис. 3.4). Максимальная температура достигается на торце стержня и равна

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_м}; \tag{3.13}$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \tau}, \qquad (3.14)$$

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

$\lambda_м$ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);

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

$\rho_м$ – плотность обрабатываемого материала, кг/м^2.

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 (3.12) и (3.13), 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 (3.12) и (3.13) примут вид:

$$\theta_{max1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_и}; \qquad (3.15)$$

$$\theta_{max2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_м}. \qquad (3.16)$$

Из условия $\theta_{max1} = \theta_{max2}$, после несложных преобразований, получено:

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{H}{\lambda_и} \cdot \frac{1}{\left(\frac{H}{\lambda_и} + \frac{l_2}{\lambda_м}\right)} \qquad (3.17)$$

или

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_и}{\lambda_м}\right)} \approx q_1. \qquad (3.18)$$

Очевидно, $H > l_2$, поэтому плотность теплового потока q_{11} незначительно отличается от суммарной плотности теплового потока, действующего на передней поверхности резца. Из этого вытекает, что основная часть тепла, образующегося в результате трения стружки с передней поверхностью резца, уходит собственно в стружку, а в инструмент уходит весьма незначительная часть тепла. Это подтверждается известными экспериментальными данными [36], 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 (рис. 3.5). Как видно, с увеличением скорости резания V количество тепла, уходящего в стружку, существенно увеличивается, а количество тепла, уходящего в режущий инструмент, наоборот, уменьшается.

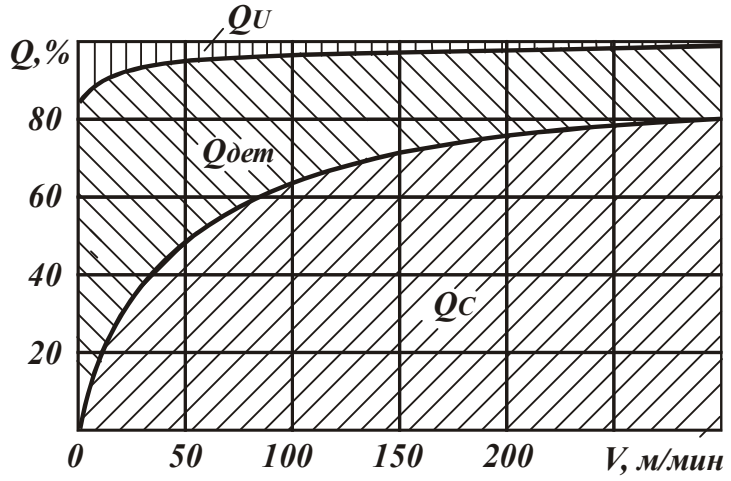


Рис. 3.5. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т10К6: $t = 1{,}5$ мм; $S = 0{,}12$ мм/об. [36]

Из табл. 3.2 [36] следует, что при обработке алюминия и чугуна количество тепла, уходящего в стружку, меньше, чем при обработке стали, а количество тепла, уходящего в деталь, наоборот, больше. Количество тепла, уходящего в резец, небольшое, составляет всего 1,5 … 2,2 % и почти одинаково для всех трех указанных выше обрабатываемых материалов. Это связано, во-первых, с особенностями процесса стружкообразования при резании, а во-вторых, с различной теплопроводностью обрабатываемых материалов.

Таблица 3.2

Общее количество выделяемого тепла, средняя температура стружки и распределение тепла между стружкой, деталью и инструментом при точении ($t = 1{,}5$ мм; $S = 0{,}12$ мм/об.; $V = 100$ м/мин) [36]

Материал обрабатываемой детали	Общее количество тепла в ккал/мин	Средняя температура стружки в °С	Количество тепла в %		
			в стружке	в детали	в резце
Сталь 40Х	12,9	420	71	29	1,9
Чугун (НВ 207)	13	290	42	50	1,5
Алюминий	8,7	140	21	73	2,2

На основе полученных решений определена температура резания, образующаяся на передней поверхности резца. Для этого воспользуемся зависимостями (3.15) или (3.16), например, зависимостью (3.16), подставляя в нее зависимость (3.17):

$$\theta_{max2} = \frac{q_1}{\lambda_м} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_м} \cdot \frac{\lambda_и}{H}\right)} = \frac{q_1}{\lambda_м} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_и}{\lambda_м}\right)}. \qquad (3.19)$$

Как видно, в общем случае температура резания θ_{max2} зависит от параметров H и l_2. Чем они больше, тем больше θ_{max2}. Поскольку $H > l_2$, то вторым слагаемым в знаменателе можно пренебречь, в результате зависимость (3.19) принимает вид:

$$\theta_{max2} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_м}. \qquad (3.20)$$

Величина l_2 определяется зависимостью (3.14). Входящее в нее время τ контакта стружки с передней поверхностью резца равно $\tau = l / V_1$.

В работе [181] установлено, что $tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}$, где σ – условное напряжение резания, Н/м^2.

Тогда с учетом зависимости (3.9), имеем:

$$V_1 = \frac{V}{\xi} = V \cdot tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}. \qquad (3.21)$$

Подставляя зависимость (3.21) в (3.14), получено:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{l}{V} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{сж}}}. \qquad (3.22)$$

Величина l_2 тем больше, чем больше условное напряжение резания σ, длина контакта стружки с передней поверхностью резца l и меньше скорость резания V.

Подставляя зависимость (3.22) в (3.20) с учетом зависимости (3.11) для определения плотности теплового потока q_1, имеем:

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{V}{l} \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}. \qquad (3.23)$$

Уменьшить температуру резания θ_{max2}, согласно зависимости (3.23), можно уменьшением толщины среза a, коэффициента трения стружки с передней поверхностью инструмента f, скорости резания V, условного напряжения резания σ и увеличением длины контакта стружки с передней поверхностью резца l. Однако, как отмечалось выше, длина l зависит от толщины среза a: чем больше a, тем больше l. В работах [68; 70] на основе расчетной схемы параметров стружкообразования при резании, представленной на рис. 3.6, получена аналитическая зависимость, увязывающая параметры $l = OC$ и a:

$$l = a \cdot \frac{tg\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{cos\psi}, \qquad (3.24)$$

где ψ – условный угол трения стружки с передней поверхностью инструмента ($tg\psi = f$ – коэффициент трения обрабатываемого и инструментального материалов).

В табл. 3.3 приведены рассчитанные по зависимости (3.24) значения l/a для различных значений условного угла трения материала с передней поверхностью инструмента ψ. Как видно, с уве-

личением угла ψ (соответственно, коэффициента трения f) отношение l/a увеличивается в достаточно широких пределах, превышая единичное значение, что согласуется с известными экспериментальными данными [23].

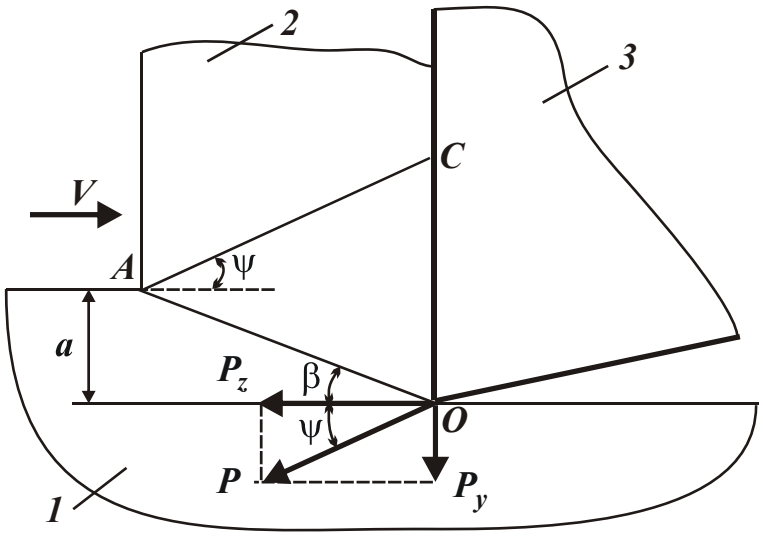


Рис. 3.6. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании:
1 − обрабатываемый материал; 2 − образующаяся стружка;
3 − режущий инструмент

Таблица 3.3

Расчетные значения l/a

ψ, град	0	10	20	30	40	50	60
l/a	1	1,21	1,52	2,0	2,8	4,3	7,4

В работе [68] также приведена аналитическая зависимость для определения условного напряжения резания σ:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{tg\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}, \qquad (3.25)$$

где $\tau_{сдв} = 0{,}5 \cdot \sigma_{сж}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м^2.

Подставляя зависимости (3.24) и (3.25) в (3.23), имеем:

$$\theta_{max2} = \sigma_{сж} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{a \cdot V \cdot cos\psi}{tg\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right) \cdot tg\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}}. \qquad (3.26)$$

С учетом тригонометрических преобразований:

$$\frac{1}{tg\left(45^0+\frac{\psi}{2}\right)\cdot tg\left(45^0-\frac{\psi}{2}\right)}=\frac{cos\left(45^0+\frac{\psi}{2}\right)\cdot cos\left(45^0-\frac{\psi}{2}\right)}{sin\left(45^0+\frac{\psi}{2}\right)\cdot sin\left(45^0-\frac{\psi}{2}\right)}=$$

$$=\frac{0{,}5\cdot\left[cos\,90^0+cos\,\psi\right]}{-0{,}5\cdot\left[cos\,90^0-cos\,\psi\right]}=1$$

зависимость (3.26) примет вид [109]:

$$\theta_{max\,2}=\sigma_{сж}\cdot f\cdot\sqrt{\frac{2\cdot a\cdot V\cdot cos\,\psi}{c_м\cdot\rho_м\cdot\lambda_м}}. \qquad (3.27)$$

Из зависимости (3.27) следует, что температура резания $\theta_{max\,2}$ тем больше, чем больше параметры a, V и σ.

Для оценки влияния коэффициента трения f стружки с передней поверхностью инструмента на температуру резания $\theta_{max\,2}$, установлена связь между f и $cos\,\psi$:

$$f=tg\,\psi=\frac{sin\,\psi}{cos\,\psi}=\frac{\sqrt{1-cos^2\psi}}{cos\,\psi}. \qquad (3.28)$$

После несложных преобразований, имеем:

$$cos\,\psi=\sqrt{\frac{1}{1+f^2}}. \qquad (3.29)$$

Тогда зависимость (3.27) после подстановки в нее (3.29) примет вид:

$$\theta_{max\,2}=\sigma_{сж}\cdot f\cdot\sqrt{\frac{2\cdot a\cdot V}{c_м\cdot\rho_м\cdot\lambda_м}\cdot\sqrt{\frac{1}{1+f^2}}}. \qquad (3.30)$$

Учитывая то, что при резании, как правило, справедливо условие $f\le 0{,}5$, в первом приближении множитель $\sqrt[4]{\frac{1}{1+f^2}}$ можно рассматривать приблизительно равным единице, зависимость (3.30) окончательно выразится:

$$\theta_{max2} = \sigma_{сж} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м}}. \qquad (3.31)$$

Следовательно, температура резания θ_{max2} на передней поверхности инструмента определяется параметрами режима резания a, V, коэффициентом трения f стружки с передней поверхностью инструмента и пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$. Чем больше эти параметры, тем больше температура резания θ_{max2}. Наибольшее влияние на температуру резания θ_{max2} оказывают коэффициент трения f стружки с передней поверхностью инструмента и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$, т.е., по сути, марка обрабатываемого материала.

Произведение параметров $a \cdot V$ определяет удельную производительность обработки. Увеличить ее для заданного значения θ_{max2} можно фактически одним путем: уменьшением коэффициента трения f стружки с передней поверхностью инструмента (при заданном значении $\sigma_{сж}$). Это подтверждается экспериментальными данными [146], полученными при резании алмазными инструментами, характеризующимися наименьшим коэффициентом трения с обрабатываемым материалом.

В общем случае производительность обработки определяется зависимостью $Q = a \cdot в \cdot V$, где $в$ – ширина среза, м. Поскольку произведение параметров $a \cdot V$ обусловлено температурой резания θ_{max2} в соответствии с зависимостью (3.31), то увеличить производительность обработки можно увеличением ширины среза $в$, которая, исходя из рис. 1.1, определяется тригонометрической зависимостью $в = t / sin\varphi$, где t – глубина резания, м; φ – угол резца в плане. Из данной зависимости вытекает, что увеличение ширины среза $в$ предполагает увеличение глубина резания t и уменьшение угла резца в плане φ.

Из зависимости (3.31) следует важный вывод, связанный с тем, что применение высокоскоростного резания возможно главным образом при условии уменьшения толщины среза a. Как известно, это

требует обеспечения высокой остроты режущей кромки инструмента, что достигается, в первую очередь, за счет использования инструментов из синтетических сверхтвердых материалов. Следовательно, для осуществления высокоскоростного резания необходимо применять в качестве инструментальных материалов синтетические сверхтвердые материалы.

Зависимость (3.22) для определения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень l_2 с учетом зависимости (3.24) и (3.25) принимает вид:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{a}{V \cdot cos\psi} \cdot \frac{tg\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{tg\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}}. \qquad (3.32)$$

После тригонометрических преобразований получено:

$$\frac{tg\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{tg\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{sin\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{cos\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)} \cdot \frac{cos\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}{sin\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)} =$$

$$= \frac{cos\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}{sin\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{sin\,90^0 + sin\,\psi}{sin\,90^0 - sin\,\psi} = \frac{1 + \sqrt{1 - cos^2\psi}}{1 - \sqrt{1 - cos^2\psi}}. \qquad (3.33)$$

После подставки зависимости (3.29) в (3.33) имеем:

$$\frac{tg\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{tg\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)} = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right)^2. \qquad (3.34)$$

Тогда зависимость (3.32) с учетом преобразований примет окончательный вид:

$$l_2 = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{a}{V} \cdot \sqrt{1 + f^2}}. \qquad (3.35)$$

Из зависимости (3.35) вытекает, что уменьшить глубину проникновения тепла в адиабатический стержень l_2 можно за счет уменьшения толщины среза a, коэффициента трения f на передней поверхности инструмента и увеличения скорости резания V. Исходя из зависимости (3.31), увеличение скорости резания V приводит к увеличению температуры резания θ_{max2} на передней поверхности инструмента и соответственно температуры на поверхности стружки. Следовательно, чем больше скорость резания V, тем больше нагревается трущаяся с режущим инструментом поверхность стружки, однако глубина проникновения тепла в стружку меньше.

В случае отсутствия однозначной связи между длиной контакта стружки с передней поверхностью резца l и толщиной среза a (что может иметь место при резании ряда обрабатываемых материалов), зависимость (3.23) выразится:

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{1}{\tau} \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}\ , \qquad (3.36)$$

где $\tau = l / V$ – время контакта фиксированной точки стружки с передней поверхностью инструмента, с.

В данном случае температура резания θ_{max2} зависит от времени τ: чем оно меньше, тем больше θ_{max2}. Уменьшить τ можно уменьшением длины контакта стружки с передней поверхностью резца l и увеличением скорости резания V. В данном случае эффективно использование высокоскоростного резания. Причем, с увеличением скорости резания V появляется возможность увеличения толщины среза a (при заданной температуре резания θ_{max2}) и, соответственно, производительности обработки, чего не достигалось по зависимости (3.31).

Кроме того, как установлено многочисленными экспериментальными исследованиями, с увеличением скорости резания V уменьшается условное напряжение резания σ, что является дополнительным условием уменьшения температуры резания θ_{max2} и повышения производительности обработки.

3.1.2. Уточненный расчет температуры резания для положительного переднего угла инструмента

Используя зависимость (3.20), произведем расчет температуры резания для положительного переднего угла инструмента ($\gamma > 0$), рассматривая плотность теплового потока q_1 и параметр l_2, описываемый зависимостью (3.14), в виде $q_1 = \frac{P_y \cdot V_1}{в \cdot l}$; $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{l}{V_1}}$.

После несложных преобразований зависимость (3.20) выразится:

$$\theta_{max2} = \frac{P_y}{в} \cdot \sqrt{\frac{2}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{V_1}{l}}. \qquad (3.37)$$

В данном случае скорость сходящей стружки V_1, определяемая зависимостью (3.3) с учетом зависимости (3.7), опишется:

$$V_1 = V \cdot \frac{sin\,\beta}{sin(\beta + \psi)}. \qquad (3.38)$$

Длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента l определяется видоизмененной для случая $\gamma > 0$ зависимостью (3.24) [68]:

$$l = a \cdot \frac{tg\left(45^0 + \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}{cos\,\psi}. \qquad (3.39)$$

Подставляя зависимости (3.38) и (3.39) в (3.37) с учетом $P_y = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg2\beta \cdot tg\beta}$ и тригонометрического преобразования

$$\frac{1}{tg\left(45^0 + \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right) \cdot tg\left(45^0 - \frac{(\gamma - \psi)}{2}\right)} = 1,$$

имеем:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{cos\beta \cdot cos\psi}{sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{сж}}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}} \qquad (3.40)$$

или с учетом $\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}$:

$$\theta_{max2} = \sigma_{сж} \cdot tg(\psi - \gamma) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}. \qquad (3.41)$$

При условии $\gamma = 0$ с учетом $\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}$ зависимость (3.41) принимает вид зависимости (3.31). Это обусловлено тем, что, согласно проведенным тригонометрическим преобразованиям $tg(\psi - \gamma) = \frac{tg\psi - tg\gamma}{1 + tg\psi \cdot tg\gamma} = \frac{f - tg\gamma}{1 + f \cdot tg\gamma}$. Тогда при условии $\gamma = 0$, имеем $tg(\psi - \gamma) = f$.

Отношение

$$\frac{cos\,\beta}{sin(\beta + \psi)} = \frac{cos\left(45^0 - \frac{\psi}{2}\right)}{sin\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)} = \frac{sin\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)}{sin\left(45^0 + \frac{\psi}{2}\right)} = 1. \qquad (3.42)$$

Следовательно, расчеты выполнены правильно.

Влияние параметров $\sigma_{сж}$, a, V на температуру резания θ_{max2} в зависимости (3.41) такое же, как и в зависимости (3.31). Однако, наличие в зависимости (3.41) переднего угла инструмента γ изменяет характер взаимосвязи θ_{max2} с условным углом трения на передней поверхности инструмента ψ и, соответственно, коэффициентом трения f. Поэтому проведем анализ данной взаимосвязи.

Как видно, с увеличением угла ψ величина $tg(\psi - \gamma)$ увеличивается, а подкоренное выражение зависимости (3.41) в связи с увеличением величины $tg\psi$ уменьшается. Вместе с тем, очевидно, влияние величины $tg(\psi - \gamma)$ на температуру резания θ_{max2} более существенно, чем величины $tg\psi$. Поэтому температура резания θ_{max2} будет увеличиваться с увеличением угла ψ, что согласуется с аналогичным решением, вытекающим из зависимости (3.31) для условия $\gamma = 0$.

С увеличением γ величина $tg(\psi-\gamma)$ уменьшается вплоть до нуля (при условии $\psi=\gamma$). Уменьшается также и подкоренное выражение зависимости (3.41) вследствие увеличения величины $tg\beta$, входящей в знаменатель. Поэтому с увеличением γ температура резания θ_{max2} будет однозначно уменьшаться. Причем, при относительно небольшом значении угла трения ψ за счет увеличения γ можно добиться существенного уменьшения температуры резания θ_{max2}. Следовательно, применяя режущие инструменты, изготовленные из материалов с низким коэффициентом трения и с положительным передним углом ($\gamma>0$), можно кардинально решить проблему снижения температуры резания θ_{max2}. В этом плане эффективно применение алмазных лезвийных инструментов, которые характеризуются наименьшим коэффициентом трения. При этом создание даже небольшого положительного переднего угла на инструменте (в пределах 5^0) позволит уменьшить температуру резания θ_{max2}, что согласуется с экспериментальными данными.

На основе сказанного можно заключить, что основным условием уменьшения температура резания, возникающая на передней поверхности инструмента, является выполнение условия $\psi-\gamma=0$, т.к. в этом случае $tg(\psi-\gamma)=0$, а величина $(tg\beta+tg\psi)=1+tg\psi$ (т.е. принимает конечное значение). В итоге, температура резания θ_{max2}, определяемая зависимостью (3.41), может принимать весьма малые значения. Поэтому появляется возможность увеличения скорости резания V и, соответственно, производительности обработки.

3.2. Определение теплового баланса и температуры резания, возникающей на задней поверхности инструмента, с учетом его трения с обрабатываемым материалом

Предположим, что в процессе резания на задней поверхности инструмента образовалась площадка износа длиной h (рис. 3.7). Очевидно, в результате ее трения с обрабатываемым материалом будет выделяться тепло, уходящее в обрабатываемый материал и

инструмент. Можно предположить, что на данной площадке износа действует установившийся тепловой поток с постоянной плотностью q_2, который определяет установившийся во времени тепловой процесс в режущей части инструмента. Если рассматривать в первом приближении режущую часть инструмента в виде прямоугольной пластинки шириной h и высотой L (рис. 3.7а), то, согласно известному решению [182], распространение тепла вдоль пластинки подчиняется линейному закону (при заданном граничном условии $\theta(y = L) = 0$, рис. 3.7б), где y – координата. Максимальная температура достигается при условии $y = 0$ и равна:

$$\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_u}. \tag{3.43}$$

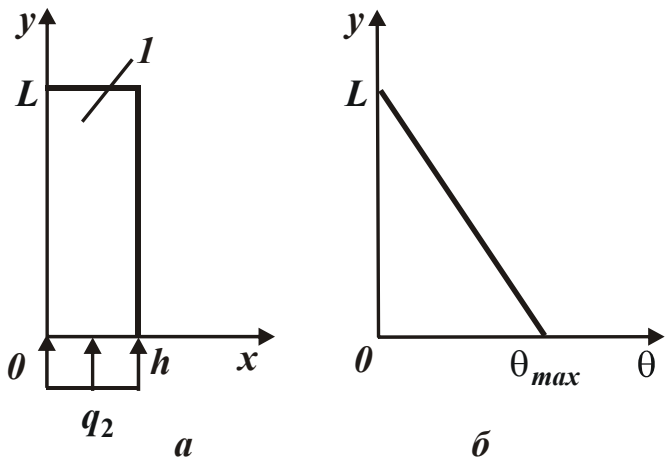


Рис. 3.7. Расчетная схема температуры резания, возникающей на задней поверхности режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры θ вдоль координаты y (б)

Плотность теплового потока q_2 равна:

$$q_2 = \frac{W_2}{h \cdot в}, \tag{3.44}$$

где $W_2 = P_{z.тр} \cdot V$ – мощность теплового потока, Вт;

$P_{z.тр} = f \cdot P_{y.тр}$;

$P_{z.тр}$, $P_{y.тр}$ – соответственно, тангенциальная и радиальная составляющие силы трения на задней поверхности инструмента, Н.

Для определения тангенциальной и радиальной составляющих силы трения на задней поверхности инструмента $P_{z.тр}$, $P_{y.тр}$ следует рассмотреть расчетную схему, показанную на рис. 3.8.

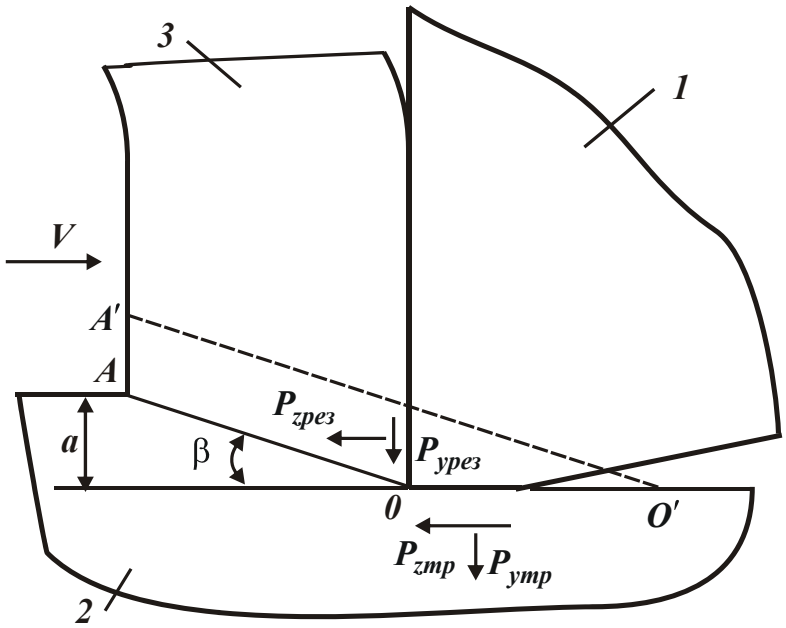


Рис. 3.8. Расчетная схема составляющих силы резания:
1 − резец; 2 − обрабатываемый материал; 3 − образующаяся стружка

Как известно, процесс стружкообразования происходит в результате периодических сдвигов элементарных объемов обрабатываемого материала вдоль условной плоскости сдвига OA, расположенной под углом β к направлению подачи. Сдвигу материала предшествует его пластическое деформирование (смятие на участке OO') до тех пор, пока составляющая сила резания $P_{z.рез}$ не достигнет предельного значения. Кроме силы $P_{z.рез}$, на режущий инструмент будут действовать также силы $P_{y.рез}$, $P_{z.тр}$, $P_{y.тр}$. Данные силы можно выразить через твердость обрабатываемого материала HV (по Виккерсу):

$$P_{z.рез} = l \cdot в \cdot HV; \quad (3.45)$$

$$P_{y.рез} = f \cdot l \cdot в \cdot HV; \quad (3.46)$$

$$P_{y.тр} = h \cdot в \cdot HV; \quad (3.47)$$

$$P_{z.тр} = f \cdot h \cdot в \cdot HV, \quad (3.48)$$

где l – длина контакта обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента, м.

Тогда суммарные составляющие силы резания P_z, P_y определятся:

$$P_z = P_{z.рез} + P_{z.тр} = в \cdot HV \cdot (l + f \cdot h) \; ; \tag{3.49}$$

$$P_y = P_{y.рез} + P_{y.тр} = в \cdot HV \cdot (f \cdot l + h). \tag{3.50}$$

Их отношение:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + f \cdot \frac{h}{l}\right)}{\left(f + \frac{h}{l}\right)}. \tag{3.51}$$

Как следует из табл. 3.4, с увеличением отношения h/l отношение P_z / P_y непрерывно уменьшается, принимая при h/l=1 единичное значение, независимо от коэффициента трения f инструментального и обрабатываемого материалов. Расчетные данные согласуются с аналогичными экспериментальными данными, приведенными в табл. 3.5 и полученными с использованием рис. 3.9 [23], рассматривая отношение P_z / P_y в виде $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$.

Таблица 3.4

Расчетные значения отношения P_z / P_y

h/l	0,05	0,1	0,5	1	2	5	10
P_z / P_y (для f=0,3)	3,3	2,5	1,44	1	0,7	0,47	0,39
P_z / P_y (для f=0,5)	2	1,75	1,25	1	0,8	0,66	0,57

Таблица 3.5

Расчетные значения отношения $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$

h, мм	0	0,2	0,4	0,6	0,8
$P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$	2,5	1,34	1,22	1,11	1,04

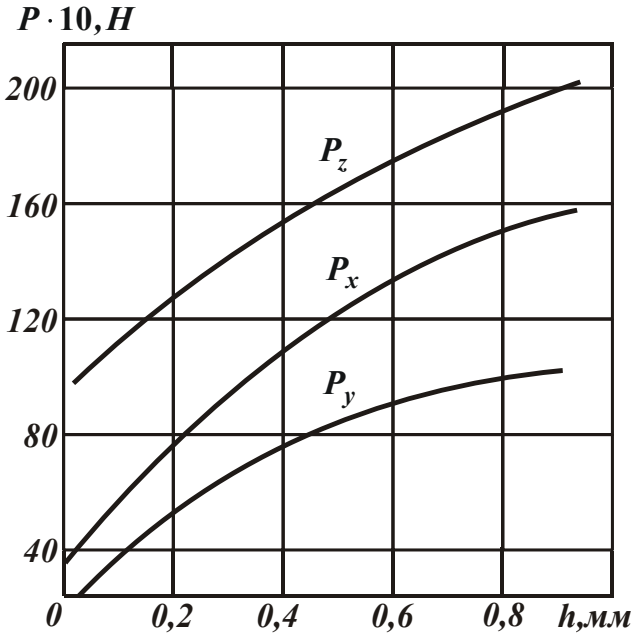


Рис. 3.9. Влияние длины площадки износа на задней поверхности резца h на составляющие силы резания P_z, P_x, P_y (при изнашивании резца только по задней поверхности):
точение стали 40; φ=60^0; t=4 мм; S=0,106 мм/об.; V=196 м/мин [23]

Как следует из табл. 3.5, с увеличением длины площадки износа на задней поверхности инструмента отношение $P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ уменьшается с 2,5 до 1,04. Это свидетельствует о том, что отношение h/l, исходя из табл. 3.4, для данных условий обработки изменяется в пределах 0 … 1. Таким образом, показана возможность аналитического представления в первом приближении составляющих силы резания в соответствии с приведенными выше зависимостями. Подставляя зависимость (3.47) в (3.44), получено

$$q_2 = \frac{f \cdot P_{yтт} \cdot V}{h \cdot в} = f \cdot HV \cdot V . \qquad (3.52)$$

Установим характер распределения температуры в обрабатываемом материале. С этой целью условно поверхностный слой обработанной детали представим набором множества элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней (рис. 3.10), каждый из которых нагревается до определенной температуры за время τ контакта с площадкой износа (длиной h) на задней поверхности резца (рис. 3.7а).

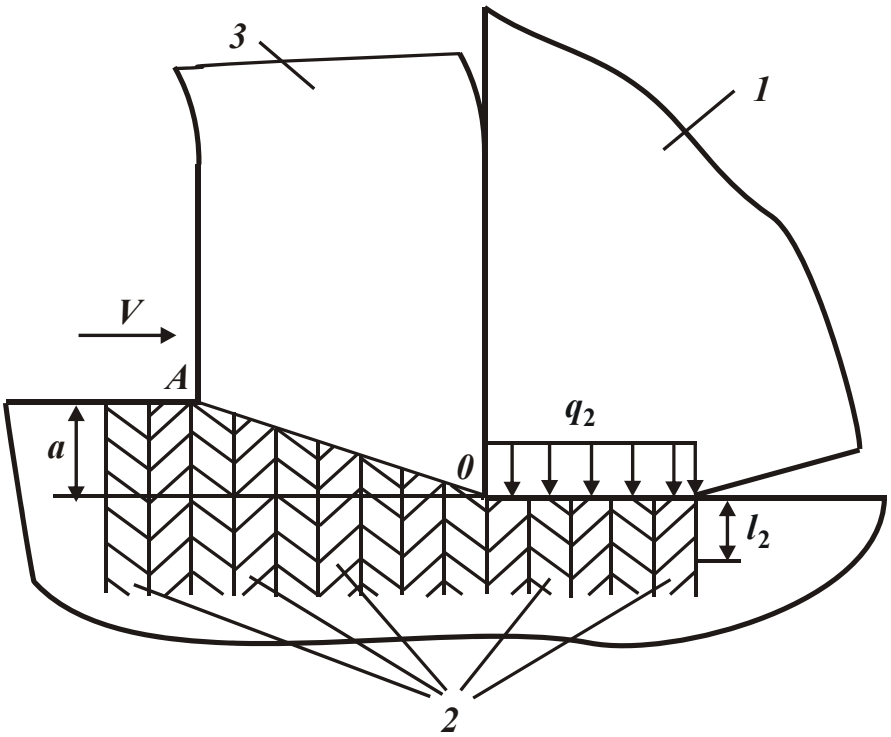


Рис. 3.10. Расчетная схема температуры, возникающей на задней поверхности инструмента: 1 – инструмент; 2 – адиабатические стержни; 3 – стружка

Выше показано, что в работе [169] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени τ теплового потока с постоянной плотностью q_2 (рис. 3.7б). Установлено также, что максимальная температура резания θ_{max} достигается на торце стержня:

$$\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_м}; \tag{3.53}$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \tau}, \tag{3.54}$$

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

Аналогично подходу, предложенному в п. 3.1, можно установить значения плотности теплового потока q_{21} и q_{22}, определяющие температуру обрабатываемого материала и режущей части резца (пластины). Для этого необходимо сравнить значения максимальной температуры θ_{max}, описываемой зависимостями (3.43) и (3.46), рассматривая в первом случае плотность теплового потока,

равной q_{22}, а во втором случае – равной q_{21}, где $q_{21} = q_2 - q_{22}$; q_2 – суммарная плотность теплового потока, действующего на задней поверхности резца. Тогда зависимости (3.43) и (3.46) окончательно примут вид:

$$\theta_{max1} = \frac{(q_2 - q_{21}) \cdot L}{\lambda_и}; \tag{3.55}$$

$$\theta_{max2} = \frac{q_{21} \cdot l_2}{\lambda_м}. \tag{3.56}$$

Из условия $\theta_{max1} = \theta_{max2}$, после несложных преобразований, получено:

$$q_{21} = q_2 \cdot \frac{L}{\lambda_и} \cdot \frac{1}{\left(\frac{L}{\lambda_и} + \frac{l_2}{\lambda_м}\right)} = q_2 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{L} \cdot \frac{\lambda_и}{\lambda_м}\right)} \approx q_2. \tag{3.57}$$

В данном случае $L > l_2$, поэтому плотность теплового потока q_{21} незначительно отличается от суммарной плотности теплового потока q_2, действующего на задней поверхности резца. Из этого вытекает, что основная часть тепла, образующегося в результате трения обрабатываемого материала с задней поверхностью резца, уходит в обрабатываемый материал, а в инструмент уходит небольшая часть тепла.

На основе полученных решений определена температура, образующаяся на задней поверхности резца. Для этого использована зависимость (3.56):

$$\theta_{max2} = \frac{q_2}{\lambda_м} \cdot \frac{l_2}{\left(1 + \frac{l_2}{\lambda_м} \cdot \frac{\lambda_и}{L}\right)} = \frac{q_2}{\lambda_м} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{L} \cdot \frac{\lambda_и}{\lambda_м}\right)}. \tag{3.58}$$

Как видно, температура зависит от параметров L и l_2. Поскольку справедливо условие $L > l_2$, то вторым слагаемым в знаменателе зависимости (3.58) можно пренебречь. В результате зависимость (3.58) принимает вид:

$$\theta_{max2} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_м}. \qquad (3.59)$$

Величина l_2 определяется зависимостью (3.54). Входящее в нее время τ контакта адиабатического стержня с площадкой износа (длиной h) на задней поверхности резца равно $\tau = h / V$. Тогда зависимость (3.54) примет вид:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{h}{V}}. \qquad (3.60)$$

Соответственно температура резания θ_{max2}, описываемая зависимостью (3.59), с учетом зависимостей (3.52) и (3.60), выразится:

$$\theta_{max2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м}}. \qquad (3.61)$$

Уменьшить температуру резания θ_{max2}, согласно зависимости (3.61), можно уменьшением параметров f, HV, h и скорости резания V. Основными изменяющимися параметрами в данном случае следует рассматривать h и V. Уменьшая h, появляется возможность существенного увеличения скорости резания V и производительности обработки при заданной температуре резания θ_{max2}. Этим доказана эффективность применения высокоскоростного резания при условии обеспечения высокой остроты режущего лезвия инструмента, используя инструментальные материалы с повышенными физико-механическими свойствами.

Зависимость (3.61) аналогична зависимости (3.31), рассматривая в ней вместо толщины среза a длину площадки износа на задней поверхности инструмента h. Поэтому количественное отличие значений температуры резания θ_{max2}, рассчитанных по зависимостям (3.31) и (3.61), будет определяться различием значений a и h, а также значений HV и $\sigma_{сж}$.

Как известно, для конструкционных закаленных сталей отношение $HV / \sigma_{сж} \approx 3$. Следовательно, при условии $a = h$ температура резания, возникающая на задней поверхности режущего инструмен-

та, превышает температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента. При условии $a > h$, наоборот, температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, меньше температуры резания, возникающей на передней поверхности режущего инструмента.

Очевидно, в начальный момент обработки, когда $h \approx 0$, температура резания, обусловленная трением задней поверхности инструмента с обработанной поверхностью, фактически равна нулю. По мере износа инструмента и увеличения длины площадки износа на задней поверхности инструмента h температура резания увеличивается и при достижении определенного значения может превысить температуру резания, возникающую на передней поверхности режущего инструмента.

Несомненно, увеличение температуры резания на задней поверхности инструмента интенсифицирует его износ и приводит к снижению стойкости инструмента. В связи с этим температуру резания на задней поверхности инструмента необходимо уменьшать. Исходя из зависимости (3.61), это достигается уменьшением коэффициента трения f и скорости резания V. Интенсивность износа инструмента на задней поверхности, очевидно, обусловлена толщиной среза a: чем она больше, тем больше величина h. Поэтому с целью уменьшения h и, соответственно, температуры резания θ_{max2} толщину среза a следует уменьшать. Это позволит повысить стойкость инструмента.

Необходимо отметить, что зависимость (3.31) справедлива для нулевого переднего угла инструмента ($\gamma = 0$). При условии $\gamma > 0$ справедлива зависимость (3.41), из которой вытекает, что при $(\psi - \gamma) \to 0$ температура резания, возникающая на передней поверхности инструмента, $\theta_{max2} \to 0$. При этом температура резания θ_{max2}, возникающая на задней поверхности инструмента и определяемая зависимостью (3.61), не зависит от разности углов $\psi - \gamma$. Следовательно, при условии $\gamma > 0$ температура резания θ_{max2}, возникающая на задней поверхности инструмента, может превышать температуру резания, возникающую на передней поверхности

инструмента. Этим, собственно, и объясняется преобладание износа инструмента по задней поверхности, который в конечном итоге определяет стойкость инструмента.

3.3. Определение температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала

Для определения температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, необходимо установить мощность теплового потока $W_{плоск}$, действующего в условной плоскости сдвига OA обрабатываемого материала (рис. 3.11):

$$W_{плоск} = P_{плоск} \cdot V_{плоск}, \qquad (3.62)$$

где $P_{плоск}$ – сила, действующая в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, Н;

$V_{плоск}$ – скорость сдвига материала в условной плоскости, м/с.

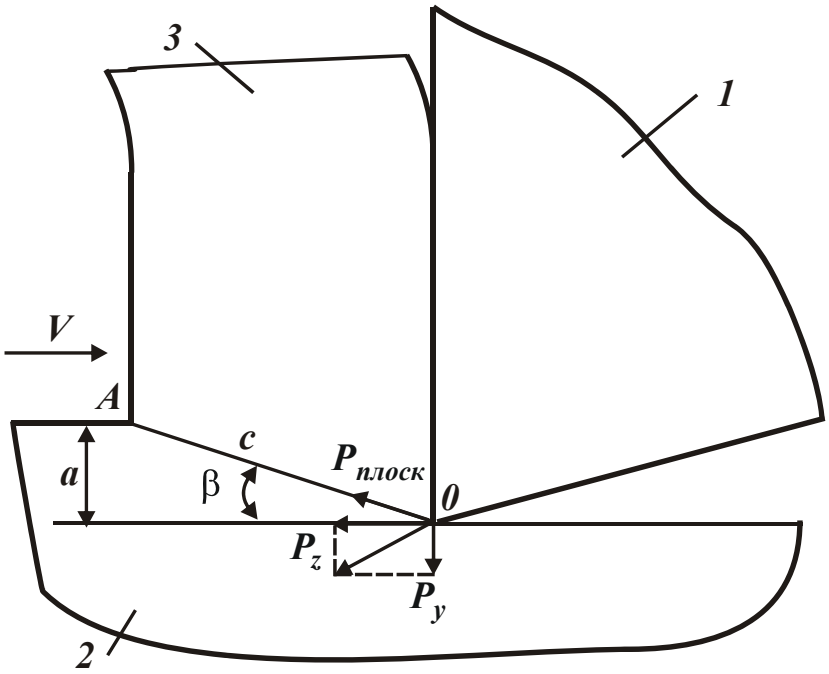


Рис. 3.11. Расчетная схема составляющих силы резания, действующих в условной плоскости сдвига материала: 1 − резец; 2 − обрабатываемый материал; 3 − образующаяся стружка

Исходя из расчетной схемы (рис. 3.11), определена сила, действующая в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала:

$$P_{плоск} = P_z \cdot cos\,\beta - P_y \cdot sin\,\beta = P_z \cdot \left(cos\,\beta - \frac{P_y}{P_z} \cdot sin\,\beta \right); \qquad (3.63)$$

$$V_{плоск} = V \cdot cos\,\beta \ . \qquad (3.64)$$

Как показано в п. 3.1, для нулевого переднего угла инструмента соотношение $\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$, а $P_y = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg2\beta \cdot tg\beta}$. Тогда зависимость (3.63) примет вид:

$$P_{плоск} = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg2\beta \cdot tg\beta \cdot f} \cdot \left(cos\,\beta - f \cdot sin\,\beta \right) . \qquad (3.65)$$

С учетом соотношения $tg2\beta = \frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{f}$ зависимость (3.65) упростится:

$$P_{плоск} = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg\beta} \cdot \left(cos\,\beta - f \cdot sin\,\beta \right). \qquad (3.66)$$

Подставляя в зависимость (3.62) зависимости (3.64) и (3.66), определена мощность теплового потока $W_{плоск}$:

$$W_{плоск} = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в \cdot V}{tg\beta} \cdot \left(cos\,\beta - f \cdot sin\,\beta \right) \cdot cos\,\beta . \qquad (3.67)$$

Соответственно плотность теплового потока q_3, действующего в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, выразится:

$$q_3 = \frac{W_{плоск}}{в \cdot c}, \qquad (3.68)$$

где $c = a / sin\,\beta$ – длина условной плоскости сдвига OA (рис. 3.11) обрабатываемого материала, м.

С учетом зависимости (3.67) получено:

$$q_3 = \frac{\sigma_{сж} \cdot V \cdot sin\,\beta}{tg\beta} \cdot \left(cos\,\beta - f \cdot sin\,\beta \right) \cdot cos\,\beta =$$

$$= \sigma_{сж} \cdot V \cdot \left(cos\,\beta - f \cdot sin\,\beta \right) \cdot cos^2\,\beta . \qquad (3.69)$$

Поскольку условный угол сдвига материала β изменяется в небольших пределах ($\beta = 5 \ldots 30^0$), а коэффициент трения f на передней поверхности инструмента f <0,5, то в первом приближении из-за малости второго слагаемого в зависимости (3.69) им можно пренебречь. Тогда зависимость (3.69) примет упрощенный вид:

$$q_3 = \sigma_{сж} \cdot V \cdot cos^3 \beta . \qquad (3.70)$$

При значениях $\beta = 5 \ldots 30^0$ функция $cos^3 \beta > 0{,}65$. Поэтому фактически q_3 мало отличается от величины $\sigma_{сж} \cdot V$. Сравнивая зависимость (3.70) с аналогичной зависимостью (3.11), видно, что плотность теплового потока q_3, возникающего в плоскости сдвига обрабатываемого материала, больше плотности теплового потока, возникающего на передней поверхности инструмента q_1.

Далее следует определить температуру резания, возникающую в плоскости сдвига обрабатываемого материала. Для этого можно воспользоваться расчетной схемой (рис. 3.12 [186]) и аналитической зависимостью для определения температуры резания, возникающей в плоскости сдвига обрабатываемого материала:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c_м \cdot \rho_м} , \qquad (3.71)$$

где z – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0…1 и определяется из уравнения:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot tg\beta = -ln(1 - z) - z ; \qquad (3.72)$$

h – длина зоны сдвига обрабатываемого материала, м.

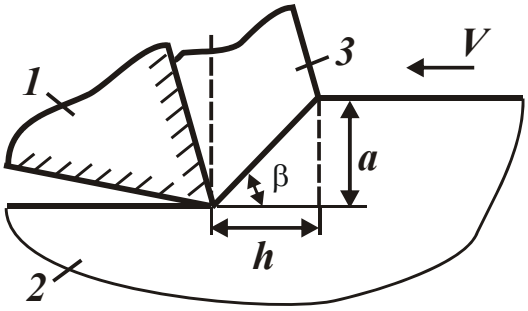


Рис. 3.12. Расчетная схема процесса резания:
1 – резец; 2 – обрабатываемый материал

Максимальное значение температуры резания достигается в точке контакта элементарного адиабатического стержня (набором которых условно представлен снимаемый припуск) с вершиной режущего инструмента.

Характер изменения температуры резания θ от времени $\tau = h/V$ показан на рис. 3.13. Как видно, с увеличением времени τ температура резания θ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению, определяемому тепловым насыщением поверхностного слоя обрабатываемого материала.

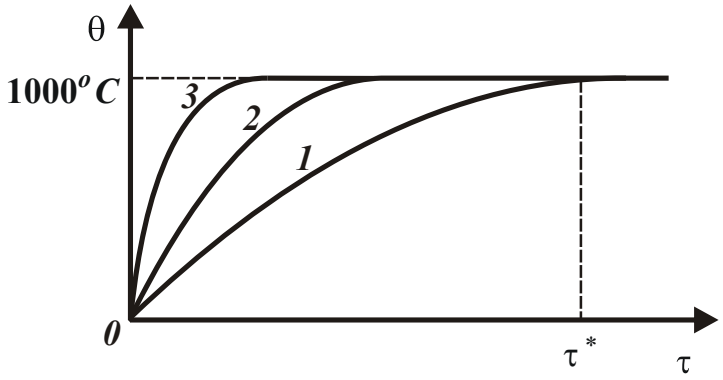


Рис. 3.13. Примерная зависимость температуры резания θ от времени $\tau = h/V$ для разных скоростей резания V $(V_1 < V_2 < V_3)$

Интересен случай $z = 1$, при котором температура принимает наибольшее значение. С учетом известной зависимости $\sigma = \sigma_{сж} / tg\beta$ зависимость (3.71) опишется:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta}. \qquad (3.73)$$

Максимальная температура резания θ_{max} однозначно зависит от условного угла сдвига материала β: чем он больше, тем меньше θ_{max}. Для сравнения значений температур резания, возникающих в плоскости сдвига материала и на передней поверхности инструмента (для $\gamma = 0$), зависимость (3.23), определяющую температуру резания на передней поверхности инструмента, с учетом известной зависимости $\sigma = \sigma_{сж} / tg\beta$, необходимо представить в виде:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} \cdot U, \qquad (3.74)$$

где

$$U = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_м}{\lambda_м} \cdot \frac{V}{l} \cdot tg\beta}. \qquad (3.75)$$

Как видно, зависимость (3.74) отличается от зависимости (3.73) наличием безразмерной функции U. Для ее количественной оценки примем следующие исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) – $\frac{\lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; толщина среза – $a = 0{,}1 \cdot 10^{-3}$ м; скорость резания – $V = 600$ м/мин = 10 м/с; коэффициент трения на передней поверхности инструмента – $f = 0{,}3$; условный угол сдвига обрабатываемого материала $\beta = 30^0$ (соответственно $tg\,30^0$ = 0,577); длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента $l = 0{,}4 \cdot 10^{-3}$ м. Расчетами установлено, что безразмерная функция $U = 3$. Это свидетельствует о том, что температура резания θ_{max}, образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала. Следовательно, основная часть тепла уносится стружкой, а в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит меньшая часть тепла.

Полученный результат справедлив и в случае сравнения зависимости (3.73) с обобщенной зависимостью (3.37), определяющей температуру резания на передней поверхности инструмента (для $\gamma = 0$). Для этого зависимость (3.37) с учетом зависимостей (3.38), (3.39) и $P_y = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot в}{tg2\beta \cdot tg\beta}$ представлена в виде:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_м \cdot \rho_м \cdot a \cdot V}{\lambda_м} \cdot \frac{cos\,\beta \cdot cos\,\psi}{sin(\beta + \psi)}} =$$

$$= \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} \cdot U, \qquad (3.76)$$

где U – безразмерная функция:

$$U = 0{,}5 \cdot \left(1 - tg^2\beta\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_м \cdot \rho_м \cdot a \cdot V}{\lambda_м} \cdot \frac{1}{\left(tg\beta + tg\psi\right)}}. \qquad (3.77)$$

Как видно, зависимость (3.76) отличается от зависимости (3.73) наличием безразмерной функции U. Для ее количественной оценки рассмотрим принятые выше исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) – $\frac{\lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с; толщина среза – $a = 0{,}1 \cdot 10^{-3}$ м; скорость резания – $V = 600$ м/мин = 10 м/с; условный угол трения на передней поверхности инструмента – $\psi = 30^0$. В табл. 3.6 приведены расчетные значения безразмерной функции U в зависимости от условного угла сдвига материала β.

Таблица 3.6

Расчетные значения безразмерной функции U

β, град	10	20	30	45
U	8,6	6,9	4,8	0

Из табл. 3.6 вытекает, что при условии $\beta \to 45^0$ безразмерная функция $U \to 0$. Это возможно при условии $\psi \to 0$. Однако в реальных условиях процесса резания угол ψ принимает значения 30^0 … 60^0. Поэтому условный угол сдвига материала β, как правило, значительно меньше 45^0 (т.е. $\beta = 10^0$ … 30^0) и безразмерная функция U принимает достаточно большие значения – $U = 8{,}6$ … 4,8. Следовательно, температура резания θ_{max}, образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, значительно превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала. Это согласуется с приведенным выше аналогичным решением, полученным на основе сравнения зависимостей (3.73) и (3.74).

Полученный результат является отчасти неожиданным, т.к. плотность теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала, больше плотности теплового потока, образующе-

гося на передней поверхности инструмента. Поэтому следовало ожидать и большую температуру резания, возникающую в условной плоскости сдвига материала. Однако в действительности все наоборот. С физической точки зрения это связано с тем, что продолжительность τ_* сдвига материала в условной плоскости сдвига весьма незначительна. Следовательно, незначительна глубина проникновения тепла в материал $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_м}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \tau_*}$ и, соответственно, незначительна температура резания $\theta_{max} = \frac{q_3 \cdot l_2}{\lambda_м}$, несмотря на относительно большую плотность теплового потока q_3, действующего в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала.

Продолжительность контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента $\tau >> \tau_*$. Соответственно, больше и величина l_2, которая, по сути, и является определяющим фактором в формировании температуры, возникающей на передней поверхности инструмента, поскольку плотность теплового потока, образующегося на передней поверхности инструмента, меньше плотности теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала. Поэтому важнейшим условием уменьшения температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента, является уменьшение длины контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента.

Следует отметить, что сделанный вывод справедлив при резании инструментом с нулевым передним углом ($\gamma = 0$). Заслуживает внимания случай $\gamma > 0$. Для этого зависимость (3.40) необходимо представить в виде:

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_м \cdot \rho_м \cdot a \cdot V}{\lambda_м} \cdot \frac{cos\,\beta \cdot cos\,\psi}{sin(\beta + \psi)}} =$$

$$= \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} \cdot U, \qquad (3.78)$$

где U – безразмерная функция:

$$U = 0{,}5 \cdot \left(1 - tg^2\beta\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_м \cdot \rho_м \cdot a \cdot V}{\lambda_м} \cdot \frac{1}{\left(tg\beta + tg\psi\right)}}. \qquad (3.79)$$

В итоге получена зависимость, аналогичная зависимостям (3.76) и (3.77), с учетом того, что в данном случае условный угол сдвига материала $\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}$. Следовательно, в этом случае можно выполнить условие $\beta \to 45^0$ и, соответственно, условие $U \to 0$ за счет существенного уменьшения разности углов $(\psi - \gamma) \to 0$ путем уменьшения угла трения на передней поверхности инструмента ψ и увеличения переднего угла инструмента γ. Это открывает возможности существенного уменьшения температуры резания, образующейся на передней поверхности инструмента. Температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, согласно зависимости (3.73), также будет уменьшаться с уменьшением разности углов $(\psi - \gamma)$ за счет увеличения условного угла сдвига материала $\beta = 45^0 + \frac{\gamma - \psi}{2}$, однако в меньших пределах. Поэтому при определенных условиях (при относительно небольшом значении $(\psi - \gamma)$) температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, может превышать температуру резания, образующуюся на передней поверхности инструмента. Данная закономерность действительно имеет место на практике. Об этом, в частности, отмечается в работе [157]. Этим можно объяснить низкие значения температуры при резании алмазным лезвийным инструментом, когда условный угол сдвига материала $\beta \to 45^0$ [146].

Согласно расчетным данным, приведенным в табл. 3.6, на рис. 3.14 показан характер изменения безразмерной функции U в зависимости от условного угла сдвига материала β и, соответственно, разности углов $(\psi - \gamma)$. Как видно, при $(\psi - \gamma) < 10^0$ безразмерная функция U принимает значения, меньшие единицы, т.е. в этом случае температура резания, образующаяся на передней поверхности инструмента, меньше температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала.

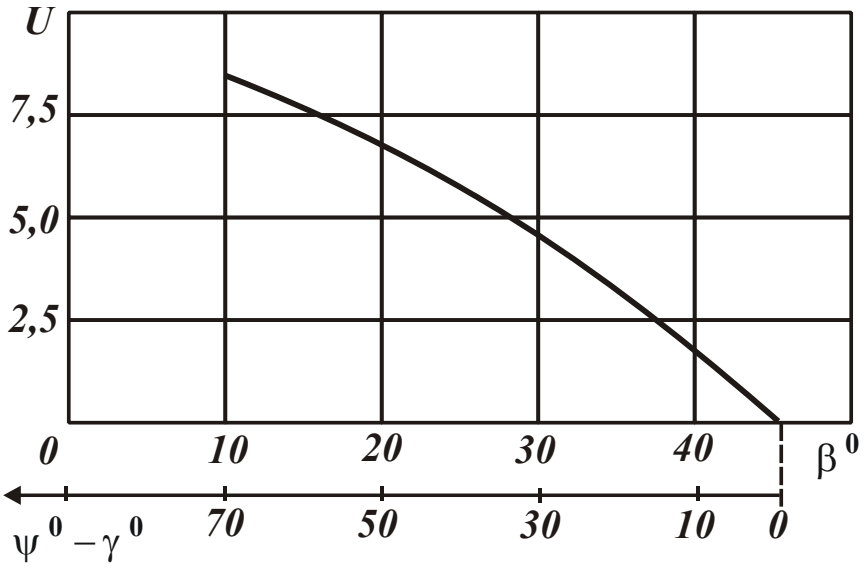


Рис. 3.14. Зависимость безразмерной функции U от условного угла сдвига материала β и, соответственно, разности углов $(\psi - \gamma)$

Необходимо также отметить, что данное решение справедливо при резании “острым” инструментом, когда длина площадки износа на задней поверхности небольшая ($h \approx 0$). По мере увеличения длины площадки износа, согласно зависимости (3.61), температура резания, образующаяся в результате трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, увеличивается и при определенных условиях достигает температуры резания, образующейся как в плоскости сдвига материала, так и на передней поверхности инструмента. Вследствие этого в обрабатываемую деталь уходит приблизительно такое же количество тепла, как и в образующуюся стружку, что приведет к образованию на обрабатываемой поверхности прижогов и других температурных дефектов. Кроме того, вследствие снижения механических свойств инструментального материала (главным образом его твердости) от действия температурного фактора будет происходить интенсивный износ инструмента, проявляющийся в снижении его стойкости.

Таким образом, теоретически установлено, что значения температур резания, образующихся на передней и задней поверхностях инструмента, как правило, выше температуры резания, образующейся в условной плоскости сдвига материала. Этим, собственно, и объясняется основная причина снижения стойкости режущего инструмента в процессе обработки.

На рис. 3.15 в обобщенном виде приведена структурная схема условий уменьшения значений температур резания, возникающих соответственно в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, на передней и задней поверхностях инструмента.

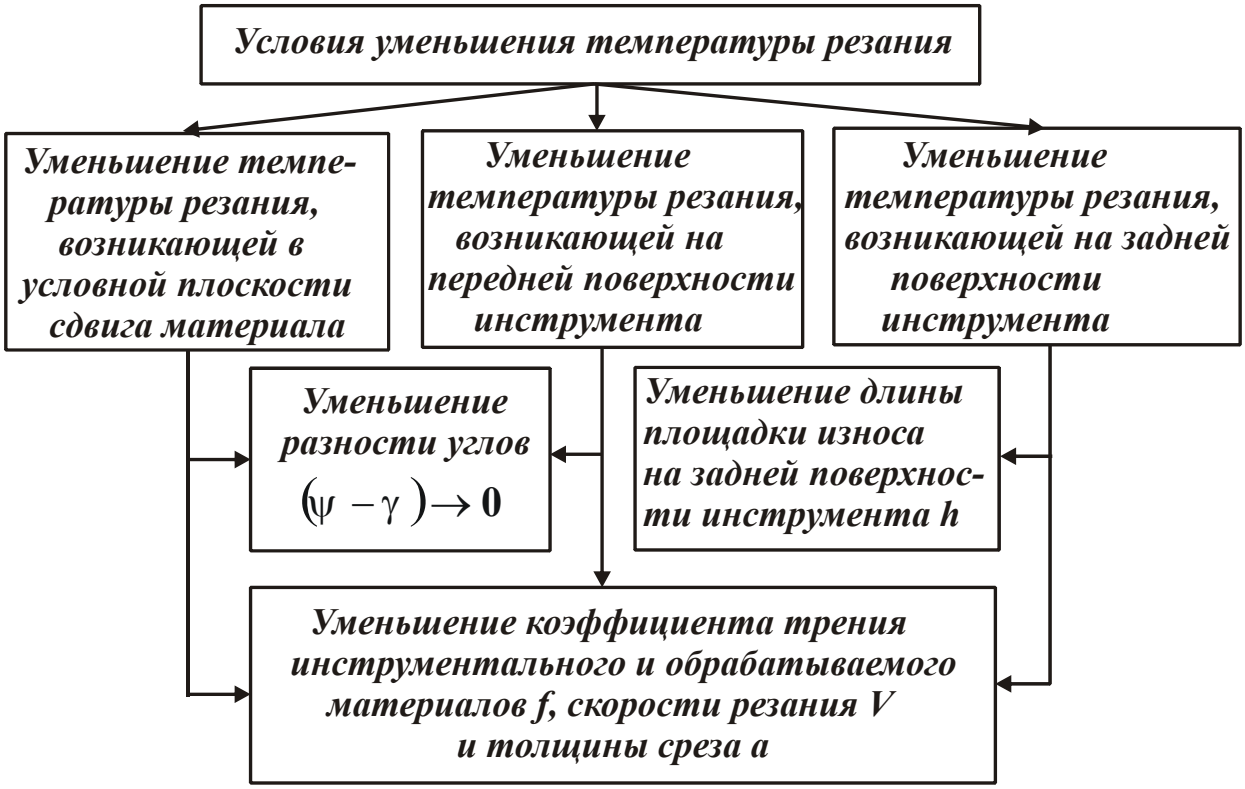


Рис. 3.15. Структурная схема условий уменьшения значений температур резания, возникающих соответственно в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, на передней и задней поверхностях инструмента

Как показано выше, основным условием уменьшения значений температур резания, возникающих в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала и на передней поверхности инструмента, является уменьшение разности углов $(\psi - \gamma) \to 0$ (соответственно, условного угла сдвига материала β).

Дополнительным условием следует рассматривать уменьшение скорости резания V и толщины среза a, однако это ведет к уменьшению производительности обработки, что малоэффективно. Поэтому уменьшая разность углов $(\psi - \gamma) \to 0$, появляется возможность увеличения скорости резания V и, соответственно, производительности обработки за счет осуществления высокопроизводительного резания.

Уменьшить температуру резания, возникающую на задней поверхности инструмента, можно главным образом за счет уменьшения параметров f, V и a, рассматривая длину площадки износа на задней поверхности h заданной, определяющей период стойкости режущего инструмента.

3.4. Определение суммарной температуры резания и условий ее уменьшения

Полученные аналитические зависимости (3.73), (3.78) и (3.61) для определения температур резания, возникающих в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента, позволяют установить суммарную температуру резания. На рис. 3.16а схематично (заштрихованным) показаны эпюры распределения температур резания, рассчитанных по данным зависимостям. Как видно, температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, по мере приближения к вершине инструмента увеличивается. Температуры резания, возникающие на передней и задней поверхностях инструмента, наоборот, увеличиваются по мере удаления от вершины инструмента и принимают максимальные значения в точках выхода обрабатываемого материала из контакта с инструментом.

Изменение температуры резания вдоль условной плоскости сдвига материала приводит к неравномерному нагреву образующейся стружки. Наиболее нагретой является сторона стружки, контактирующая с передней поверхностью инструмента. При этом ее максимальную температуру следует рассматривать как сумму максимальных температур, возникающих в условной плоскости сдвига материала и на передней поверхности инструмента, т.е. как сумму значений температур, определяемых зависимостями (3.73) и (3.78):

$$\theta_{сум} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} + \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \frac{1}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_м \cdot \rho_м \cdot a \cdot V}{\lambda_м} \cdot \frac{cos\beta \cdot cos\psi}{sin(\beta + \psi)}}. \quad (3.80)$$

Эпюра распределения температуры стружки вдоль передней поверхности инструмента показана на рис. 3.16б. Максимальная

температура $\theta_{сум}$ достигается в точке выхода стружки из контакта с режущим инструментом.

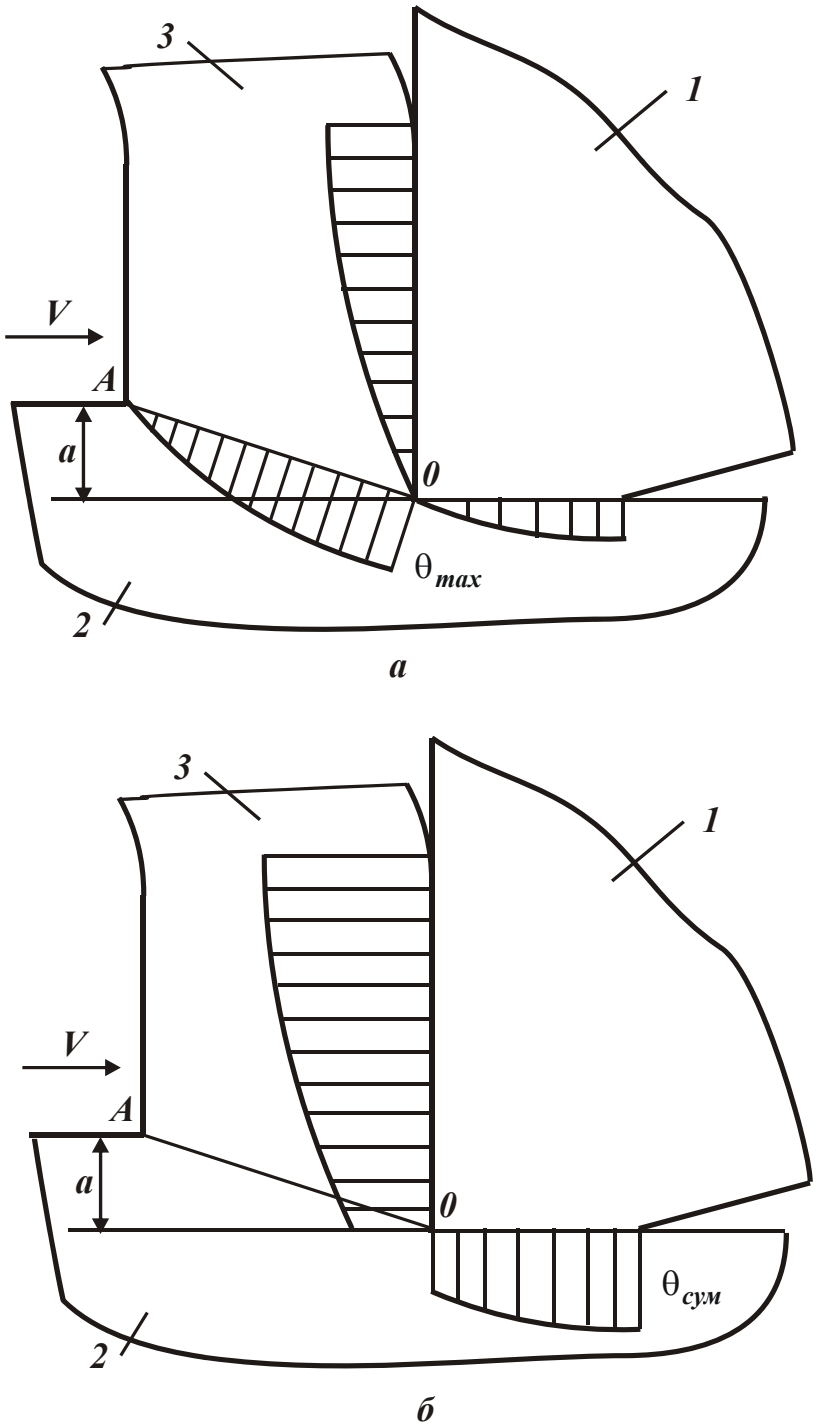


Рис. 3.16. Эпюры распределения температур, возникающих при резании в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента: 1 – инструмент; 2 − обрабатываемый материал; 3 − стружка

Аналогично определяется максимальная температура $\theta_{сум}$, возникающая на задней поверхности инструмента. Она равна сумме температур резания, определяемых (3.73) и (3.61):

$$\theta_{сум} = \frac{\sigma_{сж}}{c_м \cdot \rho_м \cdot tg\beta} + f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_м \cdot \rho_м \cdot \lambda_м}}. \qquad (3.81)$$

Таким образом показано, что в формировании температуры резания, возникающей на задней поверхности инструмента, участвует температура, образующаяся в условной плоскости сдвига материала и достигающая максимального значения у вершины инструмента.

Учитывая то, что при определенных условиях температура резания, образующаяся в условной плоскости сдвига материала, может превосходить значения температур резания, возникающих на передней и задней поверхностях инструмента, это приведет к значительному увеличению суммарной температуры резания и в конечном итоге может снизить качество обработки и стойкость инструмента. В особой мере это относится к тепловым процессам, происходящим на задней поверхности инструмента, которые главным образом формируют температуру поверхностного слоя обрабатываемого материала и соответственно качество обработки, а также интенсивность износа инструмента по задней поверхности и, соответственно, его стойкость. Поэтому важным условием уменьшения тепловой напряженности процесса резания следует рассматривать уменьшение температуры резания, образующейся в условной плоскости сдвига материала, которая, по сути, является первопричиной возникновения тепловых процессов на задней поверхности инструмента, т.к. при условии $h = 0$ температура резания, обусловленная трением на задней поверхности инструмента и определяемая зависимостью (3.61), равна нулю. Полученные теоретические решения согласуются с известными результатами экспериментальных исследований температуры резания. Так, в работе [88] экспериментально установлено, что с увеличением скорости резания температура резания непрерывно увеличивается (рис. 3.17).

Аналогичный результат вытекает из полученных зависимостей (3.41) и (3.61), согласно которым с увеличением скорости резания температура, возникающая на передней и задней поверхностях инструмента, увеличивается. Следовательно, с увеличением температуры будет уменьшаться стойкость инструмента, что соответствует

эмпирической зависимости (2.9). Таким образом, полученные аналитические зависимости позволяют физически обосновать основные закономерности изменения температуры резания и стойкости инструмента, чего нельзя было установить, используя лишь эмпирические (экспериментальные) зависимости. По сути, аналитические зависимости дополняют эмпирические зависимости и в совокупности с ними дают достаточно полное представление о физических и технологических закономерностях формирования тепловой напряженности процесса резания. Это позволяет научно обоснованно подойти к выбору оптимальных условий обработки, обеспечивающих снижение температуры резания и повышения стойкости инструмента.

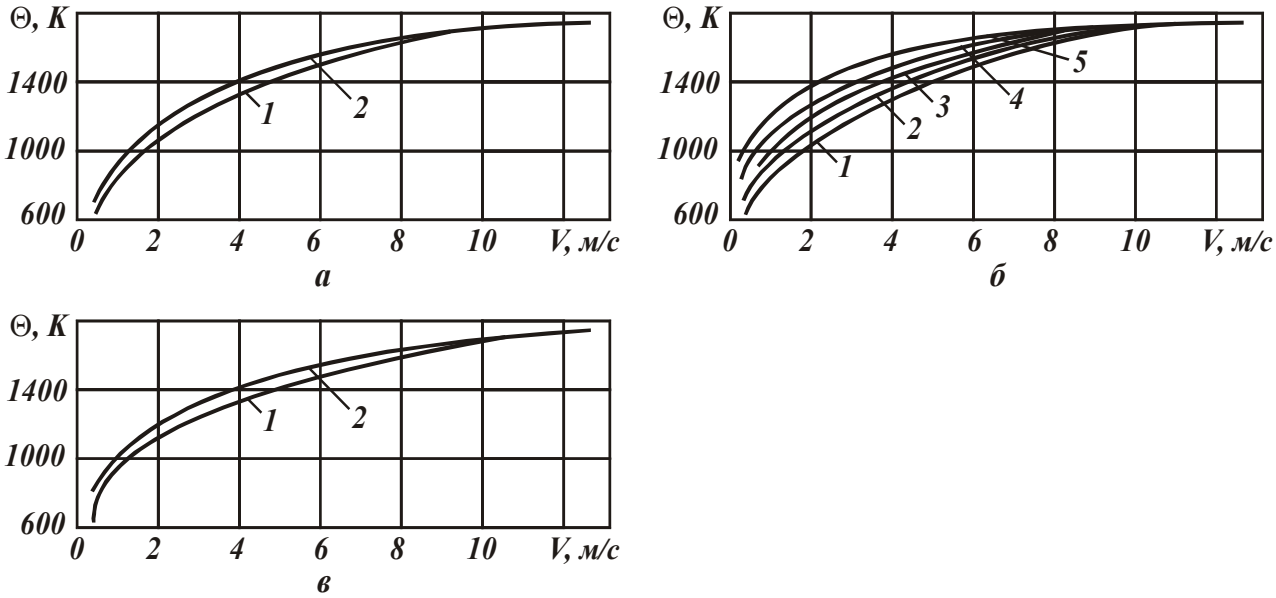


Рис. 3.17. Изменение температуры резания стали 40 в зависимости от скорости (σ_B=617 МПа; γ=–4^0; α=10^0; φ=45^0): а – Т5К10 – сталь 40; б – Т15К6 – сталь 40; в – Т30К4 – сталь 40; 1 – S = 0,21 мм/об.; 2 – S = 0,3 мм/об.; 3 – S = 0,42 мм/об.; 4 – S = 0,6 мм/об.; 5 – S = 0,84 мм/об.

Необходимо отметить, что полученные аналитические зависимости для определения температуры, возникающей в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента, согласуются с аналогичными зависимостями, приведенными в работе [157]. Однако полученные в настоящей работе аналитические зависимости имеют более простой вид, весьма удобный для анализа и выполнения оптимизационных расчетов. Кроме того, они получены без применения промежуточных эмпирических

зависимостей, что позволило установить более общие закономерности изменения температуры резания и условия ее уменьшения. Это значительно расширяет имеющиеся представления о технологических возможностях повышения производительности и качества обработки, снижения себестоимости при резании материалов.

3.5. Сравнение полученных решений с известными теоретическими решениями

Как показано выше, одним из основных путей уменьшения себестоимости обработки и повышения производительности является увеличение стойкости режущего инструмента. Это достигается в первую очередь за счет уменьшения температуры резания и соответственно теплового воздействия на режущий инструмент. Поэтому данный вопрос исследовался многими учеными [36; 55; 91; 164]. В итоге разработана формализованная теория теплофизики резания [131; 145; 160; 171; 172], позволяющая установить влияние различных факторов на температуру резания и стойкость инструмента. Так, на рис. 3.18 показан характер изменения температуры резания в зависимости от основного параметра режима резания – скорости резания [23].

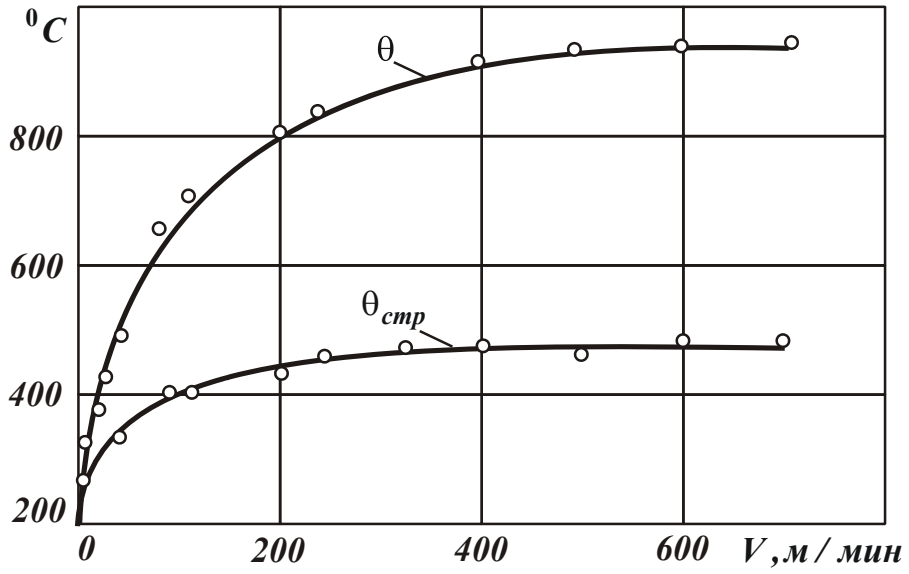


Рис. 3.18. Влияние скорости резания V на температуру резания θ и среднюю температуру стружки $\theta_{стр}$ при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т30К6: t = 1,5 мм; S = 0,12 мм/об. [23]

Как видно, с увеличением скорости резания температура непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному значению, обусловленному физико-механическими свойствами обрабатываемого материала.

В работе [157] приведены результаты комплексных теоретических исследований температуры при резании, возникающей в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, на передней и задней поверхностях режущего инструмента. Аналитическая зависимость для определения максимальной температуры в условной плоскости сдвига (в точке *A*, рис. 3.19) имеет вид:

$$\theta_A = \frac{\tau_p}{c_м \cdot \rho_м \cdot B} \cdot erf\sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}, \qquad (3.82)$$

где τ_p – сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, Н/м^2;

$B = tg\beta_1$ – величина, характеризующая степень пластических деформаций снимаемого припуска и поверхностного слоя обрабатываемой детали;

β_1 – угол наклона условной плоскости сдвига;

$Pe = V \cdot a / a_м$ – критерий Пекле, характеризующий степень влияния режимных условий процесса $V \cdot a$ по сравнению с влиянием теплофизических свойств обрабатываемого материала $a_м$;

a – толщина среза, м;

$a_м = \lambda / (c_м \cdot \rho_м)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м^2/с;

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

$erfx = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-x^2} \cdot dx$ – интеграл вероятности, функция, хорошо табулированная в литературе [172].

При условии $Pe \cdot B \geq 20$ функция $erf\sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}$ становится равной единице, значение максимальной температуры пластической деформации стабилизируется и определяется зависимостью (3.82):

$$\theta_{A_П} = \frac{\tau_p}{c_м \cdot \rho_м \cdot B_0}, \qquad (3.83)$$

где B_0 – тангенс угла наклона плоскости сдвига, соответствующего моменту стабилизации температуры θ_A.

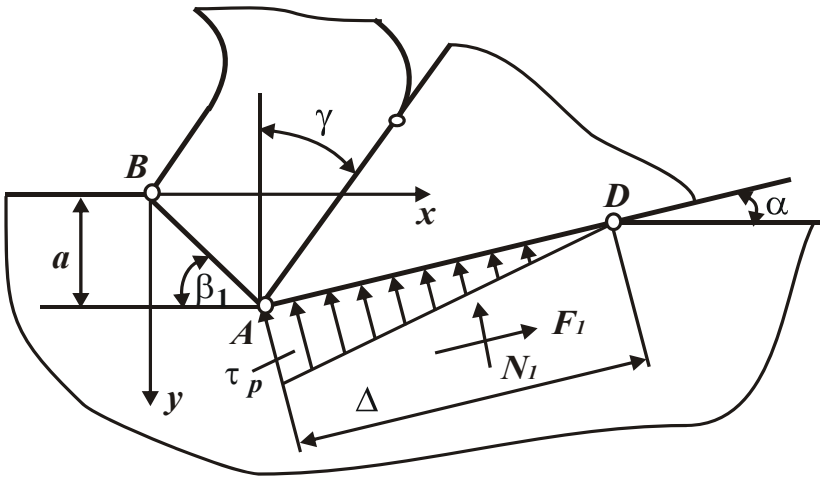


Рис. 3.19. Схема действия сил на задней поверхности инструмента

Экспериментально установлено [157], что для стабилизированного (предельного) значения $\theta_{A_П}$ справедлива зависимость

$$\theta_{A_П} = k \cdot \theta_{пл}\ , \qquad (3.84)$$

где k – коэффициент, имеющий постоянное значение для определенного материала (k =0,215 [157]);

$\theta_{пл}$ – температура плавления обрабатываемого материала, К.

Текущая температура, развивающаяся на условной плоскости сдвига AB (рис. 3.19), определяется:

$$\frac{\theta_{AB}}{\theta_A} = \frac{erf\sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4} \cdot \frac{y}{a}}}{erf\sqrt{\frac{Pe \cdot B}{4}}}, \qquad (3.85)$$

где y – переменная вертикальная координата (рис. 3.19).

Как следует из рис. 3.20, полученного на основе зависимости (3.85), температура условной плоскости сдвига AB является переменной и изменяется от 0 в точке B ($y = a$) до максимального значения θ_A в точке A (y=0). В этой же работе [157] приведена анали-

тическая зависимость для определения максимальной температуры на передней поверхности инструмента:

$$\theta'_M = 0{,}9675 \cdot \frac{n \cdot \tau_p \cdot \sqrt{Pe}}{c_м \cdot \rho_м} \cdot \sqrt{\frac{\cos\gamma + \sin\gamma - B \cdot (\cos\gamma - \sin\gamma)}{\cos\gamma + B \cdot \sin\gamma}}, \quad (3.86)$$

где $n = Q_{с.п.} / Q_n$;

$Q_{с.п.}$ – теплота трения, уходящая с контактной площадки на передней поверхности инструмента в образующуюся стружку, Дж/с;

Q_n – общая теплота трения на передней поверхности инструмента, Дж/с.

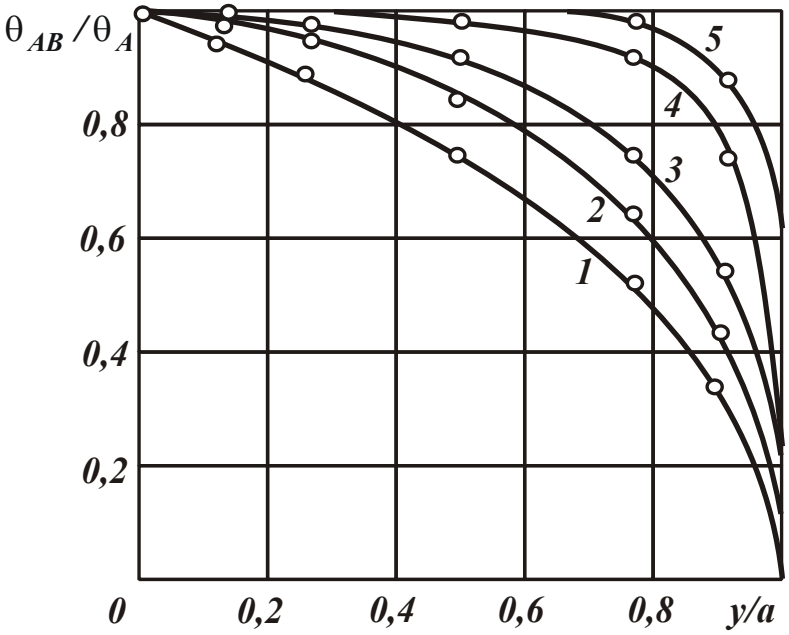


Рис. 3.20. Изменение относительной температуры θ_{AB} / θ_A в плоскости сдвига: 1 – $Pe \cdot B$=1; 2 – $Pe \cdot B$=5; 3 – $Pe \cdot B$=10; 4 – $Pe \cdot B$=25; 5 – $Pe \cdot B$=50

Из зависимости (3.86) следует, что θ'_M увеличивается с увеличением прочности обрабатываемого материала τ_p, режимов резания Pe и уменьшается при увеличении теплопроводности материала λ, тангенса угла наклона условной плоскости сдвига B, т.е. при снижении величины усадки стружки. Максимальная температура трения θ'_N на задней поверхности инструмента определяется:

$$\theta'_N = 0{,}6 n_1 \cdot \sqrt{Pe \cdot E} \cdot \frac{\tau_p \cdot B^{0,25} \cdot \cos\alpha}{c \cdot \rho \cdot \sin^{0,25}\alpha}, \quad (3.87)$$

где $n_1 = Q_{Д.З.} / Q_З$;

$Q_{Д.З.}$ – теплота трения, уходящая с контактной площадки задней поверхности инструмента в деталь, Дж/с;

$Q_З$ – теплота трения на задней поверхности инструмента, Дж/с;

$E = \rho_1 / a$;

ρ_1 – радиус округления режущей кромки резца, м;

α – задний угол резца.

Зависимость (3.87) показывает, что максимальная температура трения на задней поверхности инструмента увеличивается с увеличением прочности обрабатываемого материала τ_p, режимов резания Pe, радиуса округления режущей кромки резца ρ_1 и уменьшается при увеличении теплопроводности обрабатываемого материала λ.

На основе приведенных выше зависимостей расчетами установлено, что отношение максимальной контактной температуры на передней поверхности инструмента к температуре на задней поверхности при широком изменении условий резания (Pe) колеблется в пределах от 1,5 до 2,1 (при работе незатупленным резцом). Расчетами также установлено, что, несмотря на достаточно высокие скорости резания, максимальная температура условной плоскости сдвига θ_A при обработке стали 45 невелика и изменяется в пределах от 82 ^{0}С до 185 ^{0}С. Это значительно ниже максимальной температуры, возникающей на передней поверхности резца.

В табл. 3.7 [157] приведены расчетные значения количества тепла, уходящего при резании соответственно в стружку (Q_C), в деталь ($Q_Д$), в резец (Q_P), и общего количества тепла Q. Как видно, при резании стали 45 резцами из твердого сплава Т15К6 в стружку при расчетных условиях уходит от 37,9 до 87,2 % тепла, в деталь – от 47,4 до 11,9 % тепла и в резец – от 14,7 до 0,9 % тепла, т.е. в стружку уходит наибольшее количество тепла. Этим, собственно, и объясняется то, что наибольшая температура возникает на передней поверхности резца в связи с ее трением со сходящей стружкой. Однако данные результаты не учитывают влияния величины площадки износа, образующейся при резании на задней поверхности резца.

Очевидно, с увеличением длины площадки износа температура на задней поверхности будет непрерывно увеличиваться и при определенном значении превысит температуру, возникающую на передней поверхности резца. В результате стойкость режущего инструмента будет определяться интенсивностью его износа по задней поверхности под воздействием температурного фактора.

Таблица 3.7

Баланс тепла при обработке стали 45
резцами из твердого сплава Т15К6

V, м/с	Pe	Q_C, Дж/с	$\frac{Q_C}{Q}$,%	$Q_Д$, Дж/с	$\frac{Q_Д}{Q}$,%	Q_P, Дж/с	$\frac{Q_P}{Q}$,%	Q, Дж/с
0,06	1,1	18,1	37,9	22,6	47,4	7,0	14,7	47,8
0,12	2,18	48,8	49,8	39,4	40,2	9,8	10	98,0
0,24	4,2	104,5	57,6	64,2	35,4	12,8	7,0	181,5
0,49	8,65	239	66,8	102,7	28,7	16,3	4,5	358
0,95	16,8	462	73,0	150,5	23,8	19,7	3,2	632
1,9	33,5	1050	80,3	228,1	17,5	26,9	2,3	1305
3,92	70	2135	84,3	367	14,5	33,1	1,3	2536
6,17	109	3432	86,0	518	13	39,4	1,0	3990
8,85	156	4997	87,2	682	11,9	45,8	0,9	5725

Эти теоретические решения имеют практическое значение, т.к. позволяют научно обоснованно подойти к анализу закономерностей формирования температуры при резании и определению условий ее уменьшения. Вместе с тем, полученные зависимости имеют сложный вид и при анализе требуют численных расчетов. Кроме того, они получены с использованием ряда промежуточных эмпирических зависимостей, что требует их дальнейшего развития.

Поэтому предложенные в настоящей работе теоретические решения лишены указанных недостатков, поскольку аналитические зависимости имеют более простой вид, удобный для анализа и проведения оптимизационных расчетов. Кроме того, они получены без применения промежуточных эмпирических зависимостей, что позволило установить более общие закономерности изменения температуры резания и условий ее уменьшения. Это существенно расши-

ряет представление о технологических возможностях повышения производительности и качества обработки.

Необходимо отметить, что теоретическому определению температуры резания уделено внимание и в других работах. Так, в работах [23; 145] приведены теоретические решения о распределении тепла в зоне резания. Это позволило в первом приближении рассчитать температуру резания, возникающую на передней поверхности режущего инструмента, от его трения со стружкой. Однако решения носят расчетно-экспериментальный характер, т.к. в них отсутствует аналитическое представление силы резания. Она определяется экспериментальным путем. Это позволяет получить лишь частные решения для вполне конкретных условий обработки. Поэтому заслуживает особого внимания предложенный в настоящей работе расчет температуры резания и баланса тепла при резании с учетом аналитического представления силы резания без проведения дополнительных экспериментальных исследований по установлению недостающих параметров.

Выводы

1. Произведено аналитическое описание и анализ теплового баланса и значений температур резания, возникающих в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента. Установлено, что количество тепла, уходящего в режущий инструмент в процессе резания, значительно меньше количества тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь. Показано, что полученные теоретические результаты согласуются с известными экспериментальными данными.

2. Теоретически установлено, что температура резания, возникающая на передней поверхности инструмента с нулевым передним углом, всегда больше температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала. При этом плотность теплового потока, возникающего на передней поверхности инструмента, наоборот, меньше плотности теплового потока, возникающего в условной плоскости сдвига материала.

3. Доказано, что основным условием уменьшения температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента, до значений температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала, является уменьшение разности условного угла трения на передней поверхности инструмента и переднего угла инструмента. Дополнительным условием уменьшения температуры резания является уменьшение скорости резания и толщины среза, однако это не всегда целесообразно, т.к. приводит к снижению производительности обработки.

4. Установлено, что основным условием уменьшения температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала, также как и температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента, является уменьшение разности условного угла трения на передней поверхности инструмента и переднего угла инструмента. Однако при этом температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, уменьшается в значительно меньшей мере.

5. Теоретически доказано, что с увеличением площадки износа на задней поверхности инструмента температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, может превысить температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента, и в условной плоскости сдвига материала. В этом случае износ по задней поверхности инструмента определяет период стойкости инструмента, производительность и качество обработки. Установлено также, что основным условием уменьшения температуры резания, возникающей на задней поверхности инструмента, является уменьшение коэффициента трения инструментального и обрабатываемого материалов, скорости резания и толщины среза. При условии обеспечения высокой остроты режущего лезвия инструмента и уменьшения длины площадки износа на его задней поверхности появляется возможность существенного увеличения скорости резания и соответственно производительности обработки за счет применения высокоскоростного резания на современных металлорежущих станках с ЧПУ.

Раздел 4
Определение максимально возможной производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия

4.1. Общий теоретический подход к определению теплового баланса и температуры при механической обработке

При изготовлении ответственных деталей машин из материалов с повышенными физико-механическими свойствами постоянно возникают проблемы их высококачественной обработки, поскольку применяемые традиционные методы механической обработки в силу их высокой теплонапряженности, как правило, приводят к появлению на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. С точки зрения качества обработки это недопустимо и требует снижения режимов резания и соответственно производительности при обработке. В связи с этим актуальна проблема изыскания новых технологических возможностей повышения производительности при одновременном обеспечении высококачественной обработки, исключающей образование температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях деталей. Это предполагает решение оптимизационной задачи по определению условий повышения производительности обработки с учетом ограничения по температуре резания, т.е. по температурному фактору.

В настоящее время сформировалось достаточно полное представление о технологических возможностях процесса шлифования и лезвийной обработки в плане повышения качества и производительности [16; 38; 50; 65; 98; 139; 145; 160; 171; 182]. Разработаны нормативы режимов резания, позволяющие научно обоснованно выбирать оптимальные характеристики режущих инструментов и параметры режимов резания [52; 66; 67; 92; 164; 165]. Разработаны теоретические основы резания и шлифования материалов, в которых раскрыты технологические закономерности формирования параметров качества обработки [1; 4; 18; 27; 55; 59; 72; 73; 88; 95; 135; 140;

169; 181; 198]. Вместе с тем, все возрастающие требования к качеству обработки деталей машин и производительности предопределяют поиск новых более перспективных направлений повышения эффективности механической обработки, обеспечивающих в первую очередь снижение теплонапряженности процесса и температуры резания на основе уменьшения энергоемкости обработки.

Для установления условий повышения качества и производительности обработки важно с единых позиций провести теоретический анализ закономерностей изменения температуры резания и энергоемкости обработки и на основе сравнения различных вариантов механической обработки (включая процессы шлифования и резания лезвийными инструментами) по температурному критерию выбрать наиболее эффективный вариант.

В работах [145; 160; 197] приведены математические модели определения температурных полей, возникающих в поверхностном слое обрабатываемой детали в процессе резания, что позволяет произвести расчет температуры резания, установить условия ее уменьшения и научно обоснованно подойти к выбору оптимальных параметров режимов резания и характеристик инструмента. Вместе с тем, данные решения требуют сложных численных расчетов, причем, раздельно для процессов шлифования и резания лезвийными инструментами, что отчасти лишает преимуществ аналитического подхода по сравнению с традиционно применяемыми экспериментальными подходами. Это затрудняет установление общих технологических закономерностей формирования параметров качества обработки и определение условий повышения производительности с учетом ограничения по температуре резания. Фактически не возможно с единых позиций теоретически оценить технологические возможности различных методов механической обработки с точки зрения обеспечения качества и производительности обработки по температурному критерию. Следовательно, актуальны вопросы разработки новых упрощенных теоретических подходов к расчету и анализу температуры шлифования, позволяющих производить оптимизационные расчеты параметров режимов резания по критериям наибольшей производительности или наименьшего штучного вре-

мени обработки с учетом ограничения по температуре резания (температурному фактору).

В связи с этим, представляется важным решение задачи по разработке общего теоретического подхода к определению теплового баланса и температуры при механической обработке, включая методы абразивной и лезвийной обработки. Это позволит произвести сопоставимые сравнения различных методов механической обработки и оценить их технологические возможности в плане снижения температуры резания. В общем случае среднюю температуру резания θ лезвийным инструментом можно определить из условия равенства количества тепла $W = c \cdot m \cdot \theta$, образующегося при резании, и работы резания $A = P_z \cdot L$ (рис. 4.1а):

$$\theta = \frac{P_z \cdot L}{c \cdot m}, \tag{4.1}$$

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

$S_{срез}$ – площадь поперечного сечения среза (резцом), м^2;

L – длина резания, м;

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

$m = \rho \cdot \vartheta = \rho \cdot S_{срез} \cdot L$ – масса снятого материала (масса образующейся стружки), кг;

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м^3;

ϑ – объем снятого материала, м^3.

На рис. 4.1а приведена расчетная схема процесса резания лезвийным инструментом, на которой показано направление действия силы резания P и ее составляющих – тангенциальной P_z и радиальной P_y, а также угол сдвига материала β и толщина среза a.

После преобразования зависимости (4.1) имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \tag{4.2}$$

Средняя температура резания θ однозначно определяется условным напряжением резания σ: чем оно больше, тем больше θ.

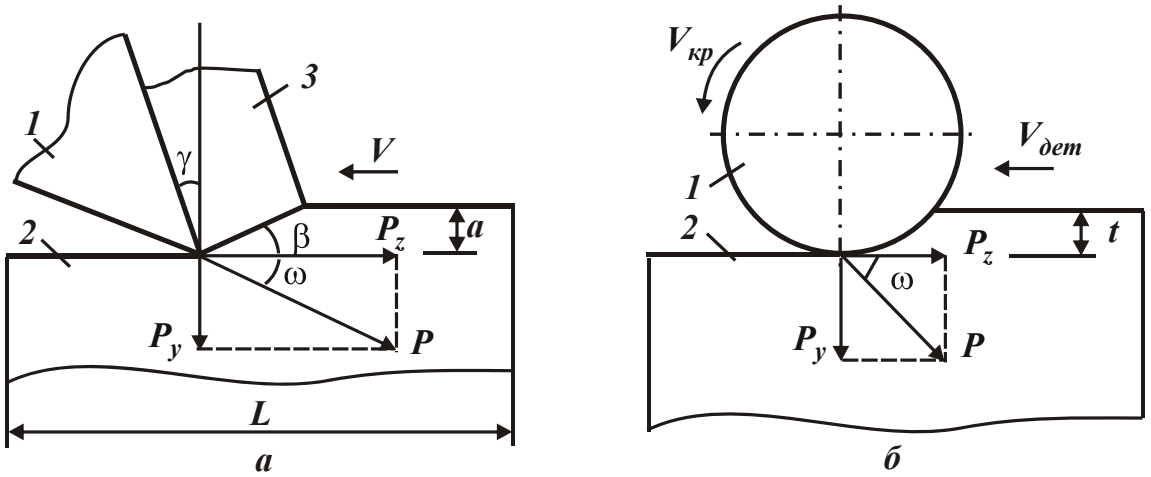


Рис. 4.1. Расчетные схемы процесса резания лезвийным инструментом (а) и процесса шлифования (б): 1 – инструмент; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка

В работе [181] получена аналитическая зависимость для определения σ при точении:

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg(\psi - \gamma) = 2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg\omega, \qquad (4.3)$$

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

ψ – условный угол трения на передней поверхности резца ($tg\psi = f$ – коэффициент трения);

γ – положительный передний угол резца;

$\omega = (\psi - \gamma)$ – угол действия (рис. 4.1а) [23].

Подставляя зависимость (4.3) в (4.2), получено:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg(\psi - \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg\omega}{c \cdot \rho}. \qquad (4.4)$$

Согласно зависимости (4.4), уменьшить температуру резания θ можно уменьшением угла действия $\omega = (\psi - \gamma)$. Очевидно, чем больше условный угол трения ψ, тем больше должен быть положительный передний угол резца γ.

В случае шлифования угол γ принимает отрицательные значения и зависимость (4.4) можно преобразовать к виду:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg(\psi + \gamma)}{c \cdot \rho} = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot tg\omega}{c \cdot \rho}. \qquad (4.5)$$

В данном случае угол действия $\omega = (\psi + \gamma)$ больше, чем при резании лезвийным инструментом (рис. 4.1).

Исходя из зависимости (4.5), уменьшить температуру резания θ можно однозначно уменьшением углов ψ и $\gamma \to 0$, т.е. уменьшением угла действия $\omega = (\psi + \gamma)$. Очевидно, при шлифовании условное напряжение резания σ и температура резания θ всегда больше, чем при точении. Этому также способствует присутствие при шлифовании трения связки круга с обрабатываемым материалом, которое не учтено в зависимости (4.5), но которое по интенсивности может превышать силовую напряженность процесса резания абразивными зернами круга, определяемую зависимостью (4.5). Поэтому уменьшить параметры σ и θ при шлифовании можно за счет поддержания высокой режущей способности круга, обеспечивая в первую очередь снижение трения связки круга с обрабатываемым материалом. Это достигается различными методами, например, применением эффективных технологических сред, применением высокопористых абразивных кругов, характеризующихся значительным объемом межзеренного пространства круга, достаточным для свободного вмещения образующихся при шлифовании стружек.

При шлифовании алмазными кругами на высокопрочных металлических связках эффективно использовать электроэрозионную или электрохимическую правку круга, обеспечивая интенсивное термическое разрушение (или химическое растворение) металлической связки и поддержание на круге развитого режущего рельефа, что способствует высокопроизводительной и высококачественной обработке без образования на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов.

Зависимости (4.1) и (4.2) получены на основе рассмотрения процесса резания лезвийным инструментом. Поэтому важно установить аналогичную зависимость для определения температуры резания на основе рассмотрения процесса шлифования (рис. 4.1б). Работу резания при шлифовании следует представить в виде $A = N \cdot \tau$, где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность шлифования, Вт; τ – время обработки, с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $P_z = \sigma \cdot S_{мгн}$; $S_{мгн} = Q / V_{кр}$ – мгновен-

ная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м^2; Q – производительность обработки, м^3/с. С учетом того, что $Q \cdot \tau = \vartheta$ работа резания A выразится зависимостью:

$$A = \sigma \cdot \vartheta. \tag{4.6}$$

В данном случае параметр σ по физической сущности определяет удельную работу резания, равную отношению работы резания A к объему материала, снимаемого при шлифовании ϑ. Размерность σ – Дж/м^3. Рассматривая Дж = Н·м, после преобразования размерность σ становится равной Н/м^2, т.е. равной размерности условного напряжения резания или энергоемкости обработки.

Количество тепла, выделяющегося при шлифовании, с учетом $m = \rho \cdot \vartheta$ определяется по известной из курса физики формуле:

$$W = c \cdot m \cdot \theta = c \cdot \rho \cdot \vartheta \cdot \theta. \tag{4.7}$$

Как известно [145], работа резания A при шлифовании фактически полностью переходит в тепло количеством W. Поэтому, сравнивая зависимости (4.6) и (4.7), имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \tag{4.8}$$

Таким образом, пришли к зависимости (4.2), полученной выше применительно к резанию лезвийным инструментом. Следовательно, независимо от вида обработки температура резания описывается одной и той же аналитической зависимостью.

Необходимо отметить, что при получении зависимостей (4.1) и (4.6) не учтен теплоотвод из зоны резания (шлифования) в поверхностный слой обрабатываемой детали. Поэтому для уточнения полученного решения применительно к процессу шлифования следует количество тепла, образующегося в процессе шлифования, представить в виде двух составляющих, обусловленных отводом тепла из зоны резания в поверхностный слой обрабатываемой детали (W_1) и нагреванием стружек (W_2):

$$W = W_1 + W_2. \tag{4.9}$$

В расчетной схеме процесса плоского шлифования периферией круга (рис. 4.2) [115] снимаемый припуск представлен пакетом бесконечно тонких прямолинейных адиабатических стержней, которые в процессе шлифования перерезаются шлифовальным кругом со скоростью $V_{рез}$.

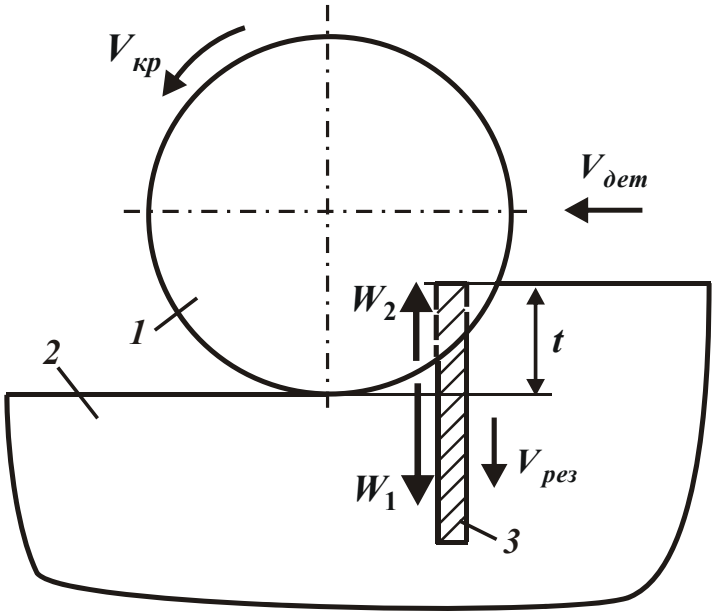


Рис. 4.2. Расчетная схема теплового баланса при шлифовании:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень

Из курса физики известно, что $W_1 = \lambda \cdot F \cdot \dfrac{\theta}{l_2} \cdot \tau$ и $W_2 = W - W_1 = c \cdot m \cdot \theta$, тогда из условия равенства температур на поверхности обрабатываемой детали, получено:

$$\theta = \frac{(W - W_1)}{c \cdot m} = \frac{W_1 \cdot l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}, \qquad (4.10)$$

где l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м;

F – площадь контакта режущего инструмента (шлифовального круга) с обрабатываемой поверхностью, м^2;

τ – время контакта фиксированной точки, расположенной на обрабатываемой поверхности, с режущим инструментом, с.

Параметр l_2 можно определить из условия, что тепло, уходящее в обрабатываемую деталь, полностью затрачивается на нагре-

вание адиабатического стержня длиной l_2 и площадью поперечного сечения F. Тогда справедливо равенство [197]:

$$W_1 = \lambda \cdot F \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau = 0{,}5 \cdot c \cdot m_1 \cdot \theta, \qquad (4.11)$$

где $m_1 = \rho \cdot l_2 \cdot F$ – масса адиабатического стержня длиной l_2 и площадью поперечного сечения F, кг.

После преобразований имеем:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}. \qquad (4.12)$$

Как видно, параметр l_2 однозначно определяется временем контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем τ: чем больше τ, тем больше параметр l_2.

По сути, время перерезания шлифовальным кругом бесконечно тонкого адиабатического стержня определяется зависимостью $\tau = t / V_{рез}$, где t – глубина шлифования, м.

Масса образующихся стружек m при шлифовании описывается зависимостью:

$$m = \rho \cdot t \cdot F. \qquad (4.13)$$

Разрешая уравнение (4.10) относительно неизвестной величины W_1 с учетом зависимостей (4.12) и (4.13), получено:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + t \cdot \sqrt{\frac{2}{a \cdot \tau}}\right)}, \qquad (4.14)$$

где $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м^2/с.

Как видно, количество тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, меньше общего количества тепла, образующегося при шлифовании, в $\left(1 + t \cdot \sqrt{\frac{2}{a \cdot \tau}}\right)$ раз. Для количественной оценки отношения W_1 / W в зависимости (4.14) можно

рассматривать отношение t/τ как скорость съема металла в радиальном направлении $V_{рез}$, т.е. $V_{рез} = t/\tau$. Тогда зависимость (4.14) выразится:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{рез}}{a}}\right)}. \qquad (4.15)$$

В работе [141] установлено, что при плоском шлифовании

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \frac{Q_{уд}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}, \qquad (4.16)$$

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

$Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ – удельная производительность обработки, м^2/с;

$R_{кр}$ – радиус круга, м.

Соответственно, зависимость (4.15) принимает вид:

$$W_1 = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{t \cdot V_{дет}}{a} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)} = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{Q_{уд}}{a} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}\right)}. \qquad (4.17)$$

Определим отношение W_1/W при плоском глубинном ($t_1 = 10^{-3}$ м) и многопроходном ($t_2 = 0{,}01 \cdot 10^{-3}$ м) шлифовании стали ШХ15 для исходных данных: $R_{кр} = 0{,}15$ м; $Q_{уд} = 600$ мм^2/мин = = 10^{-5} м^2/с; $a = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с.

Расчетами установлено, что при плоском глубинном шлифовании $V_{рез} = 0{,}58 \cdot 10^{-3}$ м/с. Тогда, рассчитанное по зависимости (4.15) отношение $W_1/W = 0{,}73$ (рис. 4.3). Следовательно, фактически все тепло, выделяющееся при шлифовании, уходит в обрабатываемую деталь. В образующиеся стружки уходит небольшая часть тепла.

Расчетами установлено, что при плоском многопроходном шлифовании $V_{рез} = 5{,}8 \cdot 10^{-3}$ м/с. Тогда, согласно зависимости (4.15), отношение $W_1/W = 0{,}9$ (рис. 4.3). Как видно, при многопроходном

шлифовании количество тепла, уходящее в образующиеся стружки, еще меньше, т.е. еще больше тепла уходит в обрабатываемую деталь. Поэтому при шлифовании с достаточной для практики точностью можно в первом приближении пренебречь количеством тепла, уходящим в образующиеся стружки (W_2), считая, что $W \approx W_1$. Из этого вытекает, что в данном случае расчет температуры резания можно производить по зависимости (4.10), рассматривая $W_1 = W$:

$$\theta = \frac{W \cdot l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}. \qquad (4.18)$$

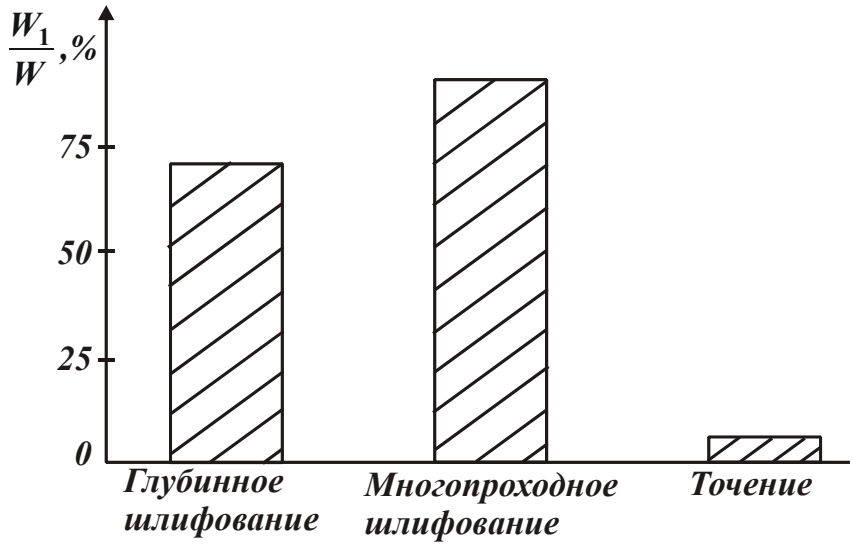


Рис. 4.3. Диаграмма изменения отношения W_1 / W при глубинном шлифовании, многопроходном шлифовании и точении

Общее количество тепла, образующегося при шлифовании, можно представить в виде: $W = N \cdot \tau$, где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность шлифования, Вт; $V_{кр}$ – скорость круга м/с. Тангенциальная составляющая силы резания $P_z = \sigma \cdot S_{мгн}$, где σ – условное напряжение резания (энергоемкость обработки), Н/м^2; $S_{мгн} = \dfrac{B \cdot V_{дет} \cdot t}{V_{кр}}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м^2; B – ширина шлифования, м. Тогда

$$W = \sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t \cdot \tau. \qquad (4.19)$$

Время контакта шлифовального круга с фиксированной точкой, расположенной на обрабатываемой поверхности, равно $\tau = l / V_{дет}$, где $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$ – длина контакта шлифовального круга с обрабатываемым материалом, м [181]. Площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью $F = B \cdot l$. После несложных преобразований зависимость (4.18) с учетом зависимостей (4.12) и (4.19) выразится:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot V_{дет}}{a} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}}. \quad (4.20)$$

В итоге получена приближенная зависимость для определения температуры плоского шлифования θ с учетом того, что все тепло, образующееся при резании, уходит в обрабатываемую деталь.

Для получения точной зависимости для определения температуры шлифования θ, учитывающей баланс тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки, необходимо в зависимости (4.10) количество тепла W_1 выразить зависимостью (4.15). Это эквивалентно умножению зависимости (4.20) на множитель

$$\frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{рез}}{a}}\right)} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{дет}}{a} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}}\right)}.$$

Тогда зависимость (4.20) выразится:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot V_{дет}}{a} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}}\right)} =$$

$$= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}}\right)}. \quad (4.21)$$

Как показано выше, при шлифовании значения температуры θ, рассчитанные по зависимости (4.20), будут незначительно отли-

чаться от значений температуры θ, рассчитанных по зависимости (4.21). Поэтому для приближенных расчетов температуры шлифования можно использовать зависимость (4.20), а для уточненных – зависимость (4.21). Из зависимости (4.21) следует, что с увеличением глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ температура шлифования θ однозначно увеличивается, причем, с увеличением t в большей степени.

Для удобства анализа зависимость (4.21) представлена в виде:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{Q_{уд}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}}\right)}. \qquad (4.22)$$

Как видно, для заданного значения $Q_{уд}$ температура шлифования θ тем больше, чем больше глубина шлифования t. Следовательно, уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением глубины шлифования t при соответствующем увеличении скорости детали $V_{дет}$, т.е. за счет многопроходного шлифования.

Произведем количественную оценку знаменателя зависимости (4.22) для глубинного и многопроходного плоского шлифования стали ШХ15, используя вышеприведенные исходные данные: $R_{кр} = 0{,}15$ м; $Q_{уд} = 600$ мм^2/мин = 10^{-5} м^2/с; $a = 8{,}4 \cdot 10^{-6}$ м^2/с. Для глубинного шлифования (при $t_1 = 10^{-3}$ м), имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{(1 + 2{,}7)} = 0{,}27 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \qquad (4.23)$$

Соответственно для многопроходного шлифования (при $t_2 = 0{,}01 \cdot 10^{-3}$ м) имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{(1 + 8{,}53)} = 0{,}1 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \qquad (4.24)$$

Полученные значения температуры шлифования θ существенно отличаются от максимальной температуры $\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$, рассчитан-

ной из условия, что все тепло уходит в образующиеся стружки. Следовательно, в этом случае можно пренебречь в знаменателе зависимости (4.21) единицей. Тогда, принимая знаменатель зависимости в виде $\left(1+\sqrt{\frac{a}{t\cdot V_{дет}}\cdot\sqrt{\frac{R_{кр}}{2\cdot t}}}\right)\approx\sqrt{\frac{a}{t\cdot V_{дет}}\cdot\sqrt{\frac{R_{кр}}{2\cdot t}}}$, получено:

$$\theta=\frac{\sigma}{c\cdot\rho}\cdot\sqrt{\frac{t\cdot V_{дет}}{a}\cdot\sqrt{\frac{2\cdot t}{R_{кр}}}}. \qquad (4.25)$$

В итоге пришли к упрощенной зависимости (4.20), которая не учитывает количество тепла, уходящего в образующиеся стружки. В данном случае все образующееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь.

Используя зависимость (4.15) для процесса точения, можно оценить отношение W_1/W. Скорость $V_{рез}$ в этом случае равна $V_{рез}=V\cdot tg\beta$ (рис. 3.12) [141], где V – скорость резания, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала. Вместо глубины шлифования t в зависимости (4.15) необходимо рассматривать толщину среза $П$. Тогда имеем:

$$W_1=\frac{W}{\left(1+\sqrt{\frac{2\cdot П\cdot V\cdot tg\beta}{a}}\right)}. \qquad (4.26)$$

Для исходных данных: $П=0{,}2\cdot10^{-3}$ м; $V=20$ м/с; $tg\beta=0{,}3$; $a=8{,}4\cdot10^{-6}$ м^2/с (обрабатываемый материал – сталь ШХ15) получено $W_1/W=0{,}059$ (рис. 4.3). Следовательно, в обрабатываемую деталь уходит всего 5,9 % тепла, а в образующуюся стружку – основная часть тепла, равная 94,1 %. Данные результаты противоположны результатам, полученным при шлифовании, где основная часть тепла уходит в обрабатываемую деталь.

На основе полученных результатов можно заключить, что расчет температуры при резании лезвийным инструментом с достаточной для практики точностью можно производить по упрощенной зависимости (4.2). Данная зависимость отличается от аналогичных

зависимостей (4.23) и (4.24) для определения температуры при шлифовании лишь цифровым коэффициентом, равным для глубинного шлифования 0,27, а для многопроходного шлифования 0,1. Следовательно, температура резания лезвийным инструментом должна быть больше примерно на порядок температуры при шлифовании вследствие того, что при шлифовании фактически все тепло по причине теплопроводности уходит в обрабатываемую деталь. Однако, в действительности такого не происходит. Как показывает практика, температура при шлифовании всегда больше температуры резания лезвийным инструментом. Объяснить данную закономерность можно на основе аналитической зависимости (4.3) для определения энергоемкости обработки σ. Применительно к процессу резания лезвийным инструментом эта зависимость содержит тригонометрическую функцию $tg(\psi - \gamma) = tg\omega$, а при шлифовании – $tg(\psi + \gamma) = tg\omega$. Следовательно, при резании лезвийным инструментом энергоемкость обработки σ принимает весьма малые значения, т.к. $\gamma \to \psi$ и $\omega = (\psi - \gamma) \to 0$, а при шлифовании, наоборот, весьма большие значения, т.к. $\omega = (\psi + \gamma) \to 90^0$ и $tg90^0 \to \infty$ (рис. 4.2). Из этого вытекает, что температура при шлифовании, рассчитанная по зависимостям (4.23) и (4.24), всегда будет больше температуры резания лезвийным инструментом, рассчитанной по зависимости (4.2).

Для количественной оценки температуры резания зависимость (4.4) представлена в виде:

$$\theta_{отн} = 2 \cdot tg\omega, \qquad (4.27)$$

где $\theta_{отн} = \theta \cdot \dfrac{c \cdot \rho}{\sigma_{сж}}$ – относительная температура резания (безразмерная величина).

В табл. 4.1 и на рис. 4.4 приведены рассчитанные по данной зависимости значения $\theta_{отн}$. На рис. 4.4 условно весь диапазон изменения угла действия ω разбит на два интервала. Первый интервал охватывает процессы резания лезвийными инструментами, а второй интервал – процесс шлифования, т.к. при резании угол действия ω больше, чем при шлифовании.

Как следует из табл. 4.1 и на рис. 4.4, при шлифовании относительная температура резания $\theta_{отн}$ больше, чем при резания лезвийными инструментами. При условии $\omega \to 90^0$ относительная температура резания $\theta_{отн}$ может принимать весьма большие значения, т.к. при условии $\omega = 90^0$ относительная температура резания $\theta_{отн}$ асимптотически стремится к бесконечности.

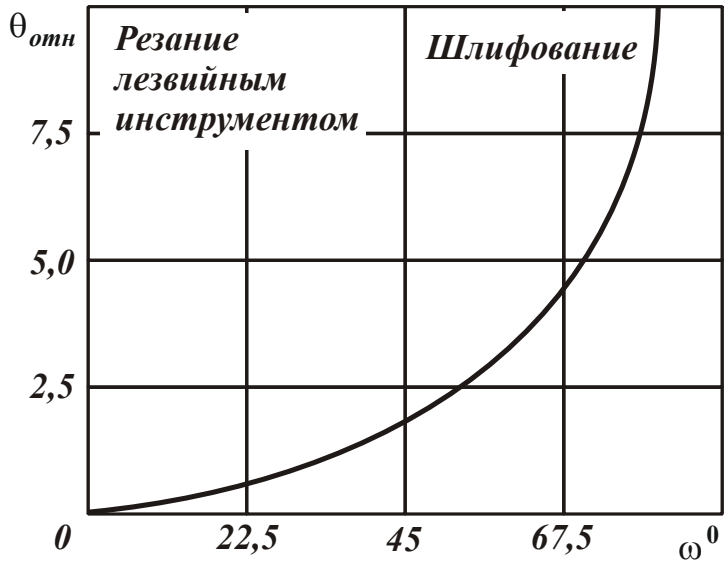


Рис. 4.4. Зависимость относительной температуры резания $\theta_{отн}$ от угла действия ω

Увеличению энергоемкости обработки σ при шлифовании также способствует интенсивное трение связки круга с обрабатываемым материалом. Причем, как показано в работе [183], доля трения в общей энергоемкости процесса шлифования во много раз может превышать долю процесса резания. Результатом этого является образование значительной температуры при шлифовании, превышающей предельные значения и вызывающей появление на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов. Основным путем уменьшения температуры в данном случае является обеспечение высокой режущей способности круга, существенно снижающей интенсивность трения связки круга с обрабатываемым материалом и соответственно энергоемкость обработки σ. Однако, реализовать данные условия на практике удается далеко не всегда. Поэтому, кардинальным путем решения проблемы снижения тем-

пературы резания и повышения качества обработки за счет исключения образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях следует рассматривать, например, применение процесса точения взамен процесса шлифования. Как показано выше, процесс точения характеризуется значительно меньшей энергоемкостью обработки σ, чем шлифования, что является основным условием уменьшения температуры резания и повышения качества обработки.

Полученные результаты согласуются с известными практическими данными, что свидетельствует о достоверности полученных теоретических решений. Расчет температуры резания при точении, в отличие от процесса шлифования, следует производить по упрощенной зависимости (4.4), поскольку $W_1 \to 0$, а $W_2 \to W$.

Зависимость (4.4) получена из условия, что все образующееся при резании тепло уходит в стружку, т.е. отсутствует теплоотвод в обрабатываемую деталь. Чтобы учесть количество тепла, уходящего в обрабатываемую деталь при резании, необходимо преобразовать зависимость (4.10) с учетом зависимости (4.15), рассматривая вместо глубины шлифования t толщину среза $a = П$ и представляя $V_{рез} = V \cdot tg\beta$. В результате получена следующая зависимость:

$$\theta = \frac{W}{\left(1 + \sqrt{\frac{2 \cdot П \cdot V \cdot tg\beta}{a}}\right)} \cdot \frac{l_2}{\lambda \cdot F \cdot \tau}. \qquad (4.28)$$

Общее количество тепла, образующегося при резании, равно $W = N \cdot \tau$, где $N = P_z \cdot V$ – мощность резания, Вт; $P_z = \sigma \cdot S$; S – площадь поперечного сечения среза, м^2. Тогда

$$W = \sigma \cdot S \cdot V \cdot \tau. \qquad (4.29)$$

Глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 определяется зависимостью (4.12). Площадь F может быть определена по следующей зависимости (рис. 4.3): $F = в \cdot h = в \cdot \frac{a}{tg\beta} = \frac{S}{tg\beta}$, где $в$ – ширина среза, м; $a = П$; $S = в \cdot П$.

Время обработки $\tau = \frac{h}{V} = \frac{П}{V \cdot tg\beta}$. После соответствующих преобразований зависимость (4.28) примет вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{2 \cdot П \cdot V \cdot tg\beta}}\right)}. \qquad (4.30)$$

С учетом соотношения [181]: $tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}$, зависимость (4.30) окончательно выразится:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a \cdot \sigma}{2 \cdot П \cdot V \cdot \sigma_{сж}}}\right)}. \qquad (4.31)$$

В полученной зависимости (4.31) первый множитель $\sigma/(c \cdot \rho)$ определяет температуру резания при условии, что все образующееся тепло уходит в стружку. Второй безразмерный множитель $\alpha = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a \cdot \sigma}{2 \cdot П \cdot V \cdot \sigma_{сж}}}\right)}$ определяет степень уменьшения температуры резания за счет отвода тепла в обрабатываемую деталь. Очевидно, с увеличением толщины среза $П$, скорости резания V и уменьшением условного напряжения резания σ безразмерный множитель α увеличивается от нуля до единицы (рис. 4.5).

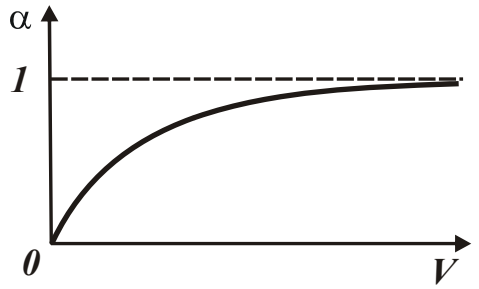


Рис. 4.5. Зависимость безразмерного множителя α от скорости резания V

Поэтому при относительно небольших значениях параметров $П$ и V доля тепла, уходящего в стружку, меньше доли тепла, уходящего в обрабатываемую деталь. В результате температура реза-

ния θ относительно небольшая. По мере увеличения параметров Π и V доля тепла, уходящего в стружку, увеличивается, что приводит к увеличению температуры резания $\theta \to \dfrac{\sigma}{c \cdot \rho}$.

Необходимо отметить, что такой характер изменения температуры резания θ соответствует экспериментальным данным, приведенным в научно-технической литературе [36; 88; 157]. Это свидетельствует о достоверности разработанной упрощенной математической модели определения температуры резания θ.

Из зависимости (4.31) также следует неоднозначный характер изменения температуры резания θ в связи с изменением условного напряжения резания σ. Однако, учитывая преобладающее влияние первого множителя в зависимости (4.31), очевидно, температура резания θ будет увеличиваться с увеличением условного напряжения резания σ. Это согласуется с известными экспериментальными данными, приведенными в научно-технической литературе.

При условии $\theta < \dfrac{\sigma}{c \cdot \rho}$ зависимость (4.31) упрощается:

$$\theta = \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi \cdot V \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \qquad (4.32)$$

Как видно, по мере увеличения параметров Π, V, σ температура резания θ увеличивается.

Таким образом, в работе предложен общий теоретический подход к определению теплового баланса и температуры при механической обработке. На его основе получены аналитические зависимости для определения количества тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и стружку при резании лезвийным инструментом (на примере процесса точения) и при шлифовании. Расчетами установлено, что при шлифовании образующееся тепло фактически все уходит в обрабатываемую деталь, а при точении, наоборот, фактически все тепло уходит в стружку. Теоретически установлено, что уменьшить температуру при шлифовании можно главным образом за счет уменьшения условного напряжения резания (энергоемкости обработки) путем повышения режущей способности круга и

уменьшения интенсивности трения в зоне шлифования. Основным условием уменьшения температуры при лезвийной обработке (при $\theta \to \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$), согласно зависимости (4.4), является уменьшение разности условного угла трения на передней поверхности инструмента и переднего угла инструмента.

Необходимо отметить, что полученная аналитическая зависимость (4.21) аналогична известной зависимости [115]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \tag{4.33}$$

рассматривая $z = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}}\right)}$, где z – относительная величина температуры при шлифовании (z=0…1).

4.2. Определение технологических возможностей уменьшения энергоемкости и температуры при механической обработке

Выше приведены важные теоретические решения об определении температуры резания, позволяющие на основе достаточно простых аналитических зависимостей, не прибегая к использованию сложного дифференциального уравнения Лапласа [184], обосновать условия ее уменьшения, и произвести расчет оптимальных параметров режимов резания и характеристик инструментов. Это открывает новые возможности повышения эффективности механической обработки. Поэтому в данном параграфе рассмотрены вопросы по установлению более общих теоретических решений определения оптимальных условий механической обработки с учетом ограничения по температуре резания. В связи с этим, первоначально проведен теоретический анализ температуры шлифования θ на основе аналитической зависимости (4.33). Входящая в зависимость относительная

величина температуры при шлифовании z (изменяющаяся в пределах 0 … 1) определяется из преобразованного уравнения [115]:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)} = -ln(1-z) - z, \qquad (4.34)$$

где $R_{дет}$ – радиус детали, м.

Как видно, с увеличением z температура шлифования θ непрерывно увеличивается. В свою очередь, относительная величина температуры z с увеличением параметров режима шлифования t и $V_{дет}$ также увеличивается. Следовательно, увеличение глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ ведет к увеличению температуры шлифования θ, асимптотически приближая ее к максимально возможному значению $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$. Аналогичные зависимости установлены экспериментально при микрорезании единичным зерном [158], а также при резании лезвийными инструментами [88], что свидетельствует о достоверности зависимости (4.34).

Из зависимости (4.33) вытекает, что температура шлифования θ, с одной стороны, определяется условным напряжением резания σ, а с другой стороны, – относительной величиной температуры z. Очевидно, условное напряжение резания σ зависит от режущей способности шлифовального круга, а z – главным образом, от параметров режима шлифования и соответственно производительности обработки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$, где B – ширина шлифования, м. Расчетами установлено, что относительная величина температуры z для применяемых на практике режимов шлифования (включая многопроходное и глубинное шлифование различных по физико-механическим свойствам обрабатываемых материалов) изменяется несущественно: в пределах 0 … 0,5. Причем, для традиционных процессов многопроходного шлифования, как правило, в пределах 0 … 0,1. Это свидетельствует о том, что в связи с наличием безразмерной величины z в зависимости (4.33), температура шлифования θ принимает относительно небольшие значения – приблизительно в 10 раз меньшие максимально возможной температуры шлифования $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$, которая в свою очередь может принимать весьма

большие значения – в несколько тысяч градусов. Следовательно, наличие безразмерной величины z в зависимости (4.33), по сути, приводит в соответствие теорию и практику шлифования и как бы ограничивает чрезмерное увеличение температуры шлифования θ. Это согласуется с экспериментальными данными, т.к. при шлифовании кругами с высокой режущей способностью отсутствуют прижоги и другие температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях фактически во всем возможном диапазоне изменения параметров режимов шлифования. В других случаях, наоборот, прижоги на обрабатываемых поверхностях начинают появляться при небольшой производительности обработки, что связано как с увеличением условного напряжения резания σ (вследствие низкой режущей способности круга и интенсивного трения в зоне резания), так и склонностью к образованию прижогов отдельных обрабатываемых материалов. В общем, несомненно, основной причиной увеличения температуры шлифования θ и образования прижогов на обрабатываемых поверхностях является увеличение условного напряжения резания σ, что требует применения других более эффективных шлифовальных кругов и смазочно-охлаждающей жидкости, снижающих интенсивность трения в зоне резания.

Для наглядности следует произвести расчет температуры шлифования θ по зависимости (4.33) для условия $z = 1$ применительно к шлифованию твердых сплавов. Экспериментально установлено, что в этом случае σ может изменяться в чрезвычайно широких пределах – 10^4 … 10^6 Н/мм^2. Тогда с учетом теплофизических характеристик твердого сплава ВК6 ($c = 175{,}9$ Дж/(кг·К); $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м^3), имеем $\theta = 3{,}5 \cdot 10^3$ … $376 \cdot 10^3$ К. Как видно, максимально возможная температура шлифования $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$ может многократно превышать температуру плавления материала (или компонентов сплава). Поэтому даже чрезмерное уменьшение относительной величиной температуры z, исходя из зависимости (4.33), не может обеспечить уменьшение θ до приемлемого значения.

В связи с этим, как отмечалось выше, наиболее эффективным путем уменьшения температуры шлифования θ согласно зависимости (4.33) является уменьшение условного напряжения резания σ.

Это достигается, прежде всего, снижением интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом, которое по данным разных источников составляет до 90 % энергоемкости процесса шлифования. Этим, собственно, объясняется тот факт, что энергоемкость лезвийной обработки, где отсутствует такой мощный источник трения в зоне резания как связка шлифовального круга, во много раз меньше энергоемкости процесса шлифования. Поэтому применение лезвийных инструментов, в особенности алмазных, характеризующихся низким коэффициентом трения с обрабатываемым материалом, позволяет существенно повысить производительность обработки при одновременном обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей за счет снижения температуры резания. В этом случае, в отличие от процесса шлифования, относительная величина температуры $z \to 1$ и температура шлифования θ принимает максимально возможное значение $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$. За счет увеличения $z \to 1$ производительность обработки также принимает максимально возможное значение. Однако, при этом параметр σ значительно меньше, чем при шлифовании. Поэтому температура шлифования θ, рассчитанная по зависимости (4.33), меньше температуры плавления обрабатываемого материала и поэтому на обрабатываемых поверхностях не образуются температурные дефекты.

Необходимо отметить, что энергоемкость обработки и условное напряжение резания σ по физической сути одна и та же величина, определяемая отношением мощности резания к производительности обработки. Поэтому уменьшение энергоемкости обработки соответствует уменьшению параметра σ в зависимости (4.33) и, следовательно, уменьшению температуры шлифования θ.

Уменьшить интенсивность трения связки круга с обрабатываемым материалом можно за счет обеспечения увеличенного выступания зерен в круге, что достигается, во-первых, поддержанием высокой режущей способности круга путем применения непрерывной или периодической правки круга, обеспечивающей своевременное удаление с рабочей поверхности круга затупившихся зерен. Во-вторых, применением крупнозернистых высокопористых абразивных кругов, обеспечивающих свободную вмещаемость образую-

щихся стружек и других продуктов обработки в межзеренном пространстве круга даже в условиях высокопроизводительного глубинного шлифования. В-третьих, применением шлифовальных кругов с прерывистой рабочей поверхностью. Установлено [197], что в этом случае уменьшаются силы и температура шлифования, исключается образование прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях. Эффект обработки достигается главным образом за счет ударно-циклического характера взаимодействия круга с деталью, в результате чего происходит своего рода постоянная правка рабочих выступов круга, что снижает энергоемкость обработки (параметр σ) и повышает качество обрабатываемых поверхностей. С другой стороны, периодическое прерывание процесса шлифования способствует хотя бы частичному охлаждению детали и таким образом дополнительно снижает температуру шлифования. Экспериментально установлено, что энергоемкость обработки при этом значительно ниже энергоемкости шлифования обычным кругом со сплошной режущей поверхностью.

Важным резервом уменьшения энергоемкости обработки (параметра σ) следует рассматривать применение алмазных кругов, обладающих повышенной твердостью и остротой режущих кромок и обеспечивающих увеличение стойкости. Алмазные круги на органических и керамических связках, как правило, работают в режиме самозатачивания и характеризуются высокой режущей способностью вплоть до их полного износа. При этом доля трения связки алмазного круга в общей энергоемкости процесса шлифования относительно небольшая, что приводит к уменьшению параметра σ и соответственно температуры шлифования.

Значительными технологическими возможностями в плане снижения энергоемкости обработки располагают алмазные круги на металлических связках, работающие в режиме непрерывной или периодической электроэрозионной или электрохимической правки [17]. Благодаря электроэрозионному (термическому) воздействию на металлическую связку алмазного круга, происходит непрерывное восстановление режущих свойств круга и на его рабочей поверхности поддерживается развитый режущий рельеф. В контакте с обра-

батываемым материалом находятся в основном режущие зерна, интенсивность трения связки круга с обрабатываемым материалом незначительна в связи с увеличенным выступанием алмазных зерен. Установлено, что чем интенсивнее электроэрозионное воздействие на алмазный круг в процессе его правки, тем значительнее выступание алмазных зерен и тем меньше энергоемкость обработки и температура шлифования. Таким образом показано, что в настоящее время имеется целый арсенал эффективных способов снижения интенсивности трения в зоне резания при шлифовании, что несомненно является важным фактором уменьшения энергоемкости обработки (параметра σ) и в соответствии с зависимостью (4.33) – уменьшения температуры шлифования θ.

4.3. Сравнение температуры при плоском и круглом наружном шлифовании

Для определения температуры шлифования θ следует использовать аналитическую зависимость:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} \tag{4.35}$$

применительно к схеме шлифования, показанной на рис. 4.2. Для упрощения расчетов необходимо принять, что все образующееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь. Тогда глубина l_2 проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали определяется зависимостью (4.12). В результате после несложных преобразований получена упрощенная аналитическая зависимость для определения температуры шлифования θ, которая позволяет с единых позиций оценить возможности уменьшения температуры для различных схем шлифования:

$$\theta = \sigma \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau}\,. \tag{4.36}$$

Из зависимости (4.36) следует, что уменьшить температуру шлифования θ можно за счет уменьшения условного напряжения

резания σ, скорости перерезания адиабатического стержня $V_{рез}$ и времени контакта круга с адиабатическим стержнем τ. Очевидно, уменьшение $V_{рез}$ приводит к уменьшению производительности обработки, что неэффективно. Поэтому основным условием уменьшения температуры шлифования θ необходимо рассматривать уменьшение условного напряжения резания σ (за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне резания) и времени контакта круга с адиабатическим стержнем τ (за счет периодического прерывания процесса шлифования с целью обеспечения охлаждения стержня – обрабатываемой детали). В этом плане более эффективно применение жесткой схемы шлифования с возвратно-поступательным перемещением обрабатываемой детали и периодическим выходом ее из контакта с кругом.

Шлифование по упругой схеме предполагает непрерывный контакт круга с обрабатываемой деталью (адиабатическим стержнем) и соответственно неограниченное увеличение времени обработки τ (при заданной скорости $V_{рез}$), что ведет к увеличению температуры шлифования θ. Поэтому в данном случае требуется достаточно интенсивное охлаждение обрабатываемой детали в процессе шлифования, чтобы поддерживать на заданном уровне температуру θ, т.е. за счет непрерывного охлаждения детали необходимо нивелировать рост θ с увеличением времени обработки τ в соответствии с зависимостью (4.36).

Скорость $V_{рез}$ при шлифовании по упругой схеме определяется из зависимости радиальной составляющей силы резания

$$P_y = \frac{P_z}{K_ш}, \tag{4.37}$$

где $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$Q = S \cdot V_{рез}$ – производительность обработки, м^3/с;

S – площадь поперечного сечения обрабатываемой детали (адиабатического стержня), м^2;

$K_ш = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования.

После преобразований получено:

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{рез}}{K_ш \cdot V_{кр}}, \qquad (4.38)$$

откуда

$$V_{рез} = \frac{K_ш \cdot P_y \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S}. \qquad (4.39)$$

Подставляя зависимость (4.39) в (4.36), имеем:

$$\theta = K_ш \cdot p \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho_м \cdot \lambda} \cdot \tau}, \qquad (4.40)$$

где $p = P_y / S$ – нормальное давление в зоне резания, Н/м^2.

Из зависимости (4.40) следует, что при шлифовании по упругой схеме температура θ тем больше, чем больше коэффициент шлифования $K_ш$, нормальное давление в зоне резания p, скорость круга $V_{кр}$ и время контакта круга с адиабатическим стержнем τ. При этом увеличение температуры θ с увеличением $K_ш$ связано с увеличением скорости $V_{рез}$ и производительности обработки Q.

Аналогично изменяется и тангенциальная составляющая силы резания $P_z = K_ш \cdot P_y$ с увеличением $K_ш$ при условии $P_y = const$. Следовательно, чем выше режущая способность шлифовального круга, тем больше P_z и температура шлифования θ, что обусловлено, как отмечалось выше, увеличением скорости $V_{рез}$ и, соответственно, производительности обработки Q. Из этого вытекает, что все факторы, способствующие увеличению коэффициента шлифования $K_ш$ при шлифовании по упругой схеме ($P_y = const$), приводят к увеличению P_z, т.к. $P_z = K_ш \cdot P_y$ зависит лишь от двух параметров – $K_ш$ и P_y. Ниже будут приведены результаты экспериментальных исследований тангенциальной составляющей силы резания P_z и температуры шлифования θ, подтверждающие достоверность полученного теоретического решения.

Следует провести анализ температуры, возникающей при шлифовании по жесткой схеме, для чего преобразуем зависимость (4.36) с учетом выражения $V_{рез} = t / \tau$:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho_м \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{\tau}}. \qquad (4.41)$$

Как видно, уменьшить температуру шлифования θ можно за счет уменьшения условного напряжения резания σ, глубины шлифования t и увеличения времени контакта круга с адиабатическим стержнем τ.

В общем случае $\tau = l / V_{дет}$, тогда

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho_м \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{l}}, \qquad (4.42)$$

где l – длина контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, м.

При плоском шлифовании периферией круга [121]: $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$, а при плоском шлифовании торцом круга $l = B$, где $R_{кр}$ – радиус круга, м; B – ширина рабочей части торцового круга, м. Очевидно, во втором случае (т.е. при плоском шлифовании торцом круга) величина l больше, поэтому будет меньше температура шлифования θ, определяемая зависимостью (4.42). Например, для исходных данных: $t = 0{,}01$ мм; $R_{кр} = 300$ мм, имеем $l = 2{,}45$ мм (рис. 4.6). Ширина рабочей части торцового круга изменяется в пределах $B = 10$ – 40 мм. Поэтому, применяя шлифование торцом круга, появляется возможность существенного уменьшения температуры шлифования θ. Этим можно объяснить, что заточка режущего инструмента осуществляется в основном торцом абразивного или алмазного круга. Это исключает образование на обрабатываемых поверхностях температурных дефектов и обеспечивает высококачественную обработку.

Учитывая эффективность шлифования торцом круга с точки зрения снижения температуры резания, далее произведен более подробный анализ данной схемы шлифования.

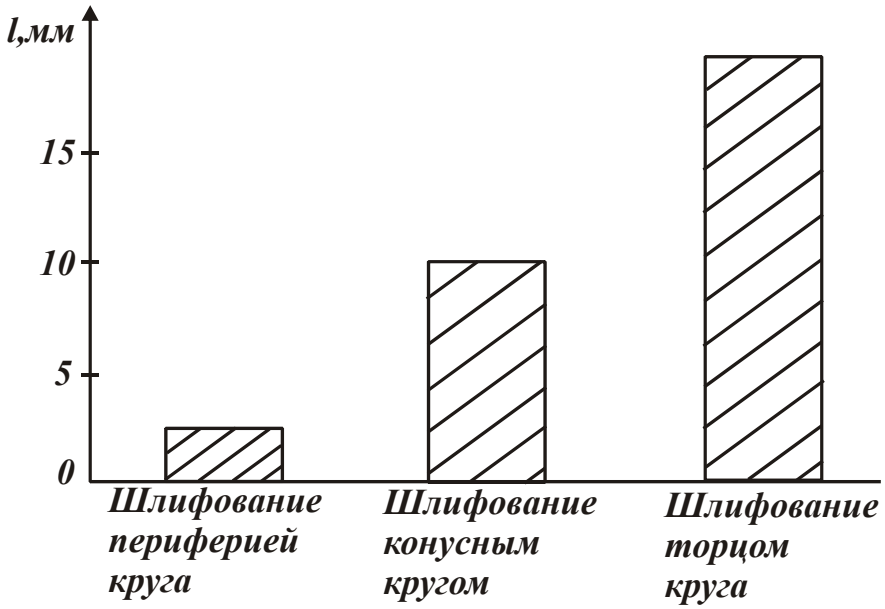


Рис. 4.6. Диаграмма изменения длины контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью l при плоском шлифовании конусным кругом, периферией и торцом круга

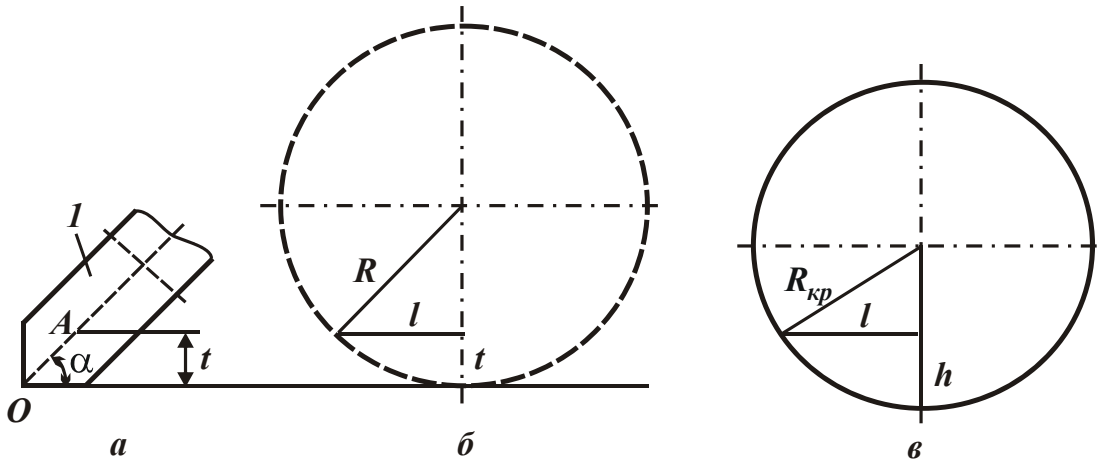


Рис. 4.7. Расчетные схемы шлифования конусным кругом 1

Как показывает практика, увеличить величину l при шлифовании периферией круга можно увеличением радиуса круга $R_{кр}$. Однако, как правило, габариты шлифовального круга ограничены и поэтому на практике этот вопрос решается путем создания на круге конусной части с углом при вершине 2α (рис. 4.7а). В этом случае приведенный (условный) радиус круга R в плоскости, проведенной перпендикулярно плоскости шлифования, будет отличаться от радиуса круга $R_{кр}$ в плоскости, проведенной под углом α к плоскости шлифования. В этом несложно убедиться, рассматривая расчетную

схему, приведенную на рис. 4.7б, откуда вытекает уравнение относительной неизвестной величины R:

$$(R-t)^2 = R^2 - t^2. \tag{4.43}$$

Разрешая уравнение (4.43) относительно R, имеем:

$$R = \frac{\left(t^2 + l^2\right)}{2 \cdot t}. \tag{4.44}$$

Очевидно, $l > t$, поэтому $l^2 >> t^2$. Тогда первым слагаемым в зависимости (4.44) можно пренебречь и приведенный (условный) радиус круга R приближенно определится:

$$R = \frac{l^2}{2 \cdot t}. \tag{4.45}$$

Умножим числитель и знаменатель зависимости (4.45) на величину h, равную “условной” глубине шлифования ОА в плоскости, проведенной под углом α к плоскости шлифования (рис. 4.7,а):

$$R = \frac{l^2}{2 \cdot t} \cdot \frac{h}{h} = \frac{l^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{h}{t}. \tag{4.46}$$

Очевидно, в этом случае расчетная схема, приведенная на рис. 4.7,б, трансформируется в расчетную схему, приведенную на рис. 4.7,в. Для нее справедлива преобразованная зависимость (4.45):

$$R = \frac{l^2}{2 \cdot h}. \tag{4.47}$$

Для обеих схем величина l остается постоянной. Тогда, подставляя зависимость (4.47) в (4.46) с учетом $t / h = sin\alpha$ (рис. 4.7а), получено:

$$R = R_{кр} \cdot \frac{1}{sin\alpha}. \tag{4.48}$$

В итоге получено решение, идентичное решению, полученному в работе [104] другим методом (рис. 4.8).

Приведенный (условный) радиус круга R всегда больше радиуса круга $R_{кр}$. При условии $\alpha \to 0$, имеем $R \to \infty$ (рис. 4.8).

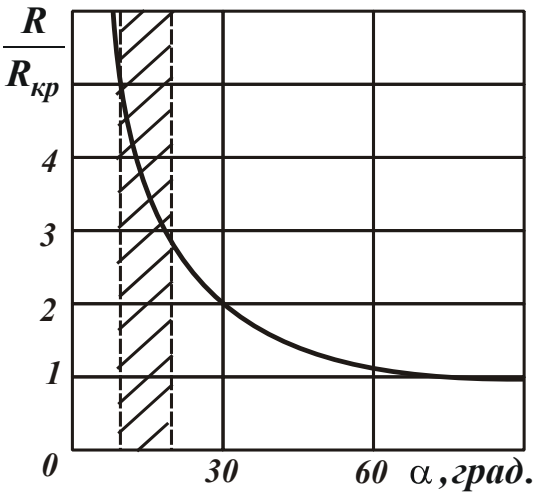


Рис. 4.8. Зависимость отношения $R/R_{кр}$ от угла α

Заштрихованная на рисунке область определяет реализуемые на практике значения угла α. Таким образом, аналитически доказано, что создание на периферии круга конуса с углом при вершине 2α приводит к увеличению R и, соответственно, величины l, что создает объективные предпосылки уменьшения температуры шлифования θ. В этом случае температура шлифования θ может быть меньше температуры при шлифовании торцом круга, т.к. $l > B$. Следовательно, шлифование конусным кругом является важным фактором снижения температуры шлифования θ. Полученное решение согласуется с известными экспериментальными данными, например, установленными при зубошлифовании конусным кругом [67]. В этом случае исключаются прижоги и микротрещины.

Необходимо отметить, что эффект от применения конусного круга имеет место в основном при плоском шлифовании. При круглом наружном шлифовании такой эффект фактически отсутствует. Это вытекает из зависимости для определения длины дуги контакта круга с обрабатываемой деталью [121]:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}}. \qquad (4.49)$$

При небольшом радиусе детали $R_{дет}$ увеличение радиуса круга $R_{кр} \to \infty$ фактически не приводит к увеличению величины l, т.к.

она определяется вторым слагаемым в знаменателе зависимости (4.49), которое многократно превышает первое слагаемое. По сути, $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{дет}}$.

4.4. Расчет температуры при плоском шлифовании торцом и периферией круга

Расчетную зависимость для определения температуры шлифования можно получить на основе приведенной выше зависимости $\theta = \dfrac{q \cdot l_2}{\lambda}$, рассматривая плотность теплового потока в виде $q = N / S$, где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность теплового источника, Вт; S – площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью, м^2; l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м [118].

После преобразования зависимость для определения температуры шлифования опишется:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \qquad (4.50)$$

Как видно, одинаковому значению P_z соответствуют различные значения θ. Этим объясняется неоднозначность связи между силовой и тепловой напряженностями процесса шлифования: чем больше τ и меньше S, тем больше температура шлифования θ при заданном значении P_z. Поэтому основным условием уменьшения температуры шлифования θ для $P_z = const$ является уменьшение τ и увеличение S. При шлифовании торцом круга (рис. 4.9) площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S равна:

$$S = b \cdot B, \qquad (4.51)$$

где b – ширина обрабатываемого прямолинейного образца, м;

B – ширина рабочей части торцового круга, м.

Время контакта фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом равно $\tau = B / V_{дет}$, а параметр l_2 определится:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{B}{V_{дет}}}. \qquad (4.52)$$

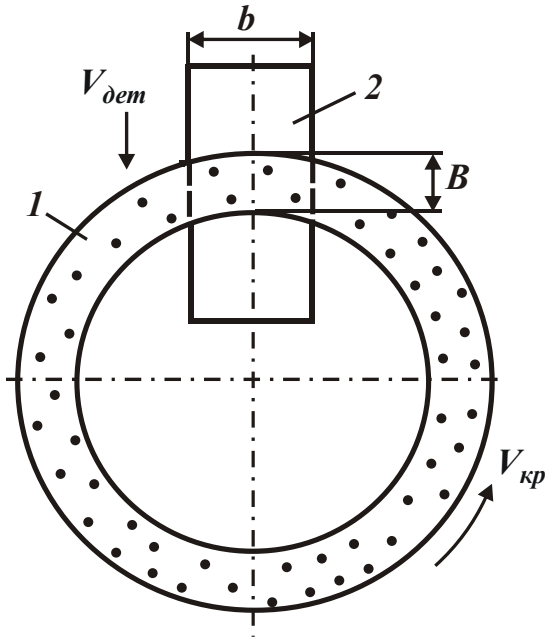


Рис. 4.9. Расчетная схема процесса шлифования торцом круга:
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

Тогда зависимость (4.50) выразится:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{B \cdot V_{дет}}}. \qquad (4.53)$$

Как видно, с увеличением B площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S увеличивается более интенсивно, чем параметр l_2. В результате температура шлифования θ уменьшается, т.е. с точки зрения уменьшения температуры шлифования θ целесообразно увеличивать контакта круга S. Эффект обработки достигается за счет уменьшения отношения P_z / S. Время τ влияет на температуру шлифования θ в меньшей мере, т.к. параметр τ входит в зависимость (4.50) с меньшим показателем степени (равным 0,5).

Тангенциальная составляющая силы резания P_z равна [181]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{мгн}, \qquad (4.54)$$

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

$Q = b \cdot t \cdot V_{дет}$ – производительность обработки, м^3/с.

Тогда зависимость (4.53) окончательно примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{B}} = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{\tau}}. \qquad (4.55)$$

В итоге пришли к зависимости (4.33). Исходя из полученной зависимости, уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением σ, t и увеличением τ (или уменьшением $V_{дет}$), т.е. за счет уменьшения производительности обработки Q.

Зависимость (4.55) можно представить в виде:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{t \cdot Q_{уд}}{B}}, \qquad (4.56)$$

где $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, м^3/(с·м).

При заданном значении $Q_{уд}$ уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением глубины шлифования t, т.е. применением многопроходного шлифования. При этом $Q_{уд}$ тем больше, чем больше B.

При шлифовании периферией круга справедливы соотношения: $S = b \cdot l$; $\tau = l / V_{дет}$, где $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho_1}$ – длина дуги контакта круга с деталью, м [181]; $\rho_1 = 1 / R_{кр} + 1 / R_{дет}$; $R_{кр}, R_{дет}$ – радиусы круга и детали, м. С учетом этих отношений зависимость (4.50) примет вид:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{l \cdot V_{дет}}}. \qquad (4.57)$$

В отличие от шлифования торцом круга, при шлифовании периферией круга параметр l является зависимым, определяемым глубиной шлифования t. Поэтому увеличение параметра l предполагает увеличение глубины шлифования t и, соответственно, тангенциальной составляющей силы резания $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$. В результате температура шлифования θ увеличивается, т.к. величина P_z входит в зависимость (4.57) с большей степенью, чем l, и увеличение t ведет к увеличению температуры шлифования θ. Следова-

тельно, при шлифовании периферией круга увеличение площади контакта круга с обрабатываемой деталью S (за счет увеличения глубины шлифования t) приводит к увеличению температуры шлифования θ, поэтому S надо уменьшать с целью снижения тепловой напряженности процесса шлифования.

Таким образом показано, что площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S при шлифовании периферией и торцом круга по-разному влияет на температуру шлифования θ. В первом случае она увеличивается, а во втором случае уменьшается. Это вытекает из преобразованной зависимости (4.57):

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{\frac{2t}{\rho_1}}}}. \qquad (4.58)$$

Сравнивая аналогичные зависимости (4.55) и (4.58), видно, что при шлифовании торцом круга за счет увеличения параметра B можно добиться существенного увеличения параметров режима шлифования $V_{дет}$, t и, соответственно, производительность обработки Q, тогда как при шлифовании периферией круга увеличение аналогичного параметра l ведет к увеличению t и, соответственно, температуры шлифования θ. Следовательно, с точки зрения уменьшения тепловой напряженности процесса шлифования (температуры шлифования θ) процесс шлифования торцом круга располагает значительно большими возможностями. При этом появляется возможность существенного увеличения производительности обработки Q. Этим объясняется широкое применение на практике схемы шлифования торцом круга со значительной шириной его рабочей части B. Однако, как показывает практика, применение торцового шлифования приводит в ряде случаев к более высоким значениям температуры шлифования θ, чем при шлифовании периферией круга. Объясняется данная закономерность худшими условиями охлаждения обрабатываемой поверхности, т.к. в связи с большой площадью контакта круга с обрабатываемой деталью S ухудшаются условия попадания охлаждающей жидкости в зону

шлифования. При плоском шлифовании периферией круга с учетом $R_{дет} \to \infty$ зависимость (4.58) видоизменится:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дет}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{1}{2t \cdot R_{кр}}}. \qquad (4.59)$$

В этом случае существенным фактором уменьшения температуры шлифования θ является увеличение радиуса круга $R_{кр}$. Поскольку $R_{кр}$ – ограниченная величина с точки зрения габаритов шлифовального станка, то эффективно шлифование производить кругом с конусной частью. В зависимости от величины угла конуса круга это позволяет фактически неограниченно увеличивать так называемый условный радиус круга и соответственно уменьшать температуру шлифования θ. Учитывая эффективность данного технического решения, шлифование конусным кругом получило применение на практике, например при зубошлифовании [67]. В результате уменьшается температура шлифования θ и появляется возможность увеличения производительности обработки (удельной производительности обработки $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$). Это вытекает из преобразованной зависимости (4.59):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}. \qquad (4.60)$$

Несомненно, более эффективно уменьшать глубину шлифования t, т.е. обработку вести по схеме многопроходного шлифования. Однако с целью сокращения количества проходов круга и соответственно вспомогательного времени обработки, при определенных условиях обработки целесообразно использовать глубинное шлифование, осуществляя съем припуска за один или несколько проходов круга. Таким образом, теоретически обоснованы основные направления уменьшения температуры шлифования θ и увеличения производительности обработки Q.

Представляет интерес сравнение температур, возникающих при плоском шлифовании торцом и периферией круга. Для этого,

используя зависимости (4.55) и (4.59), определено отношение температуры θ_T при плоском шлифовании торцом круга и температуры $\theta_П$ при плоском шлифовании периферией круга:

$$\frac{\theta_T}{\theta_П} = \sqrt{\frac{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}{B}}. \qquad (4.61)$$

В табл. 4.2 и на рис. 4.10 приведены рассчитанные по данной зависимости значения отношения $\theta_T / \theta_П$ для различных значений глубины шлифования t ($B = 20$ мм). Как видно, температура θ_T при плоском шлифовании торцом круга во всем диапазоне изменения глубины шлифования t меньше температуры $\theta_П$ при плоском шлифовании периферией круга. Причем, с уменьшением глубины шлифования t эффект от применения плоского шлифования торцом круга увеличивается, т.е. более эффективно применять схему многопроходного шлифования.

Таблица 4.2

Расчетные значения отношения $\theta_T / \theta_П$

t, мм	0	10	25	50	75	100
$\theta_T / \theta_П$ для $R_{кр}$=300 мм	0	0,355	0,445	0,523	0,58	0,623
$\theta_T / \theta_П$ для $R_{кр}$=600 мм	0	0,424	0,53	0,623	0,69	0,742

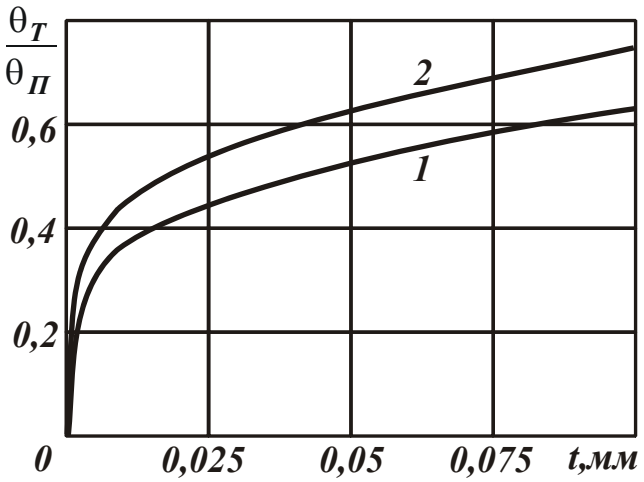


Рис. 4.10. Зависимость отношения $\theta_T / \theta_П$ от глубины шлифования t: 1 – $R_{кр} = 300$ мм; 2 – $R_{кр} = 600$ мм

4.5. Теоретический анализ условий уменьшения температуры при плоском шлифовании торцом круга

Для оценки технологических возможностей схемы шлифования торцом круга с точки зрения снижения температуры шлифования следует рассмотреть схему шлифования торцом круга прямолинейного тонкого образца (шириной b), который может принимать два положения по отношению к кругу (рис. 4.11). Очевидно, в первом положении длина контакта круга с обрабатываемым образцом будет больше и определится по следующей зависимости:

$$l = 2 \cdot R_{кр} \cdot sin\,\alpha, \qquad (4.62)$$

где $R_{кр}$ – радиус круга, м;

α – половина угла контакта обрабатываемого образца с кругом.

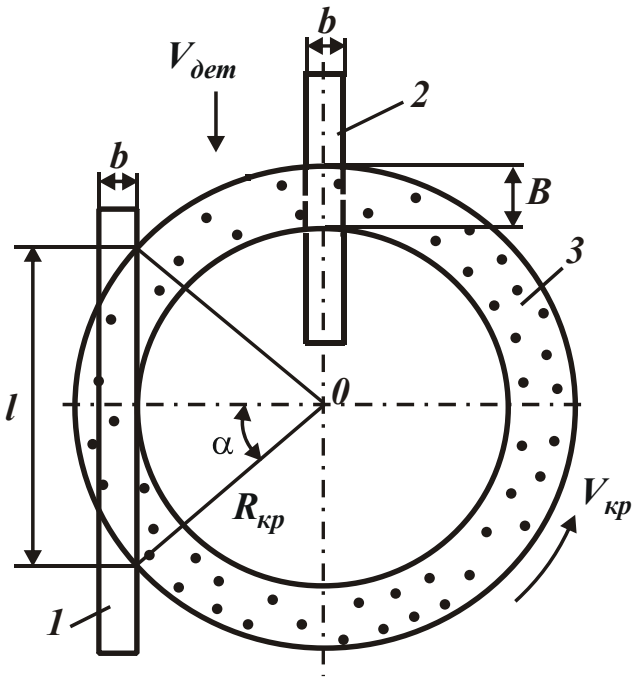


Рис. 4.11. Расчетная схема параметров торцового шлифования:
1 и 2 – положения обрабатываемого образца; 3 – круг

Для определения угла α следует использовать отношение:

$$cos\,\alpha = \frac{R_{кр} - B}{R_{кр}} = 1 - \frac{B}{R_{кр}}, \qquad (4.63)$$

где B – ширина рабочей части круга, м.

Тогда

$$l = 2 \cdot R_{кр} \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{B}{R_{кр}}\right)^2} \approx 2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot B}. \qquad (4.64)$$

Для определения температуры шлифования следует преобразовать зависимость

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \qquad (4.65)$$

с учетом соотношения: $q = N / S$, представляя площадь контакта круга с деталью в виде:

$$S = b \cdot l = 2 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot B}, \qquad (4.66)$$

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

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

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

$Q = b \cdot t \cdot V_{дет}$ – производительность обработки, м^3/с.

Время контакта фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом выражается зависимостью $\tau = l / V_{дет}$. Тогда зависимость (4.65) окончательно примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot B}}}. \qquad (4.67)$$

Как следует из зависимости (4.67), уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением условного напряжения резания σ, глубины шлифования t и скорости перемещения детали $V_{дет}$, увеличением радиуса круга $R_{кр}$ и ширины рабочей части круга B. При этом основным условием уменьшения θ является уменьшение параметров σ и t, которые входят в зависимость (4.67) с наибольшей степенью. Уменьшение σ предполагает главным образом повышение режущей способности круга и снижение интенсивности трения в зоне шлифования.

Рассмотрим второе положение обрабатываемого образца по отношению к шлифовальному кругу (рис. 4.11), когда он расположен симметрично к кругу. Площадь и длина контакта круга с обрабатываемым образцом определяются зависимостями: $S = b \cdot B$; $l = B$. С учетом этого зависимость (4.65) примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{B}}. \qquad (4.68)$$

Как видно, зависимости (4.67) и (4.68) отличаются лишь знаменателями. Поскольку $R_{кр} > B$, то температура шлифования θ, определяемая зависимостью (4.67), будет всегда меньше температуры, определяемой зависимостью (4.68). Этим показано, что чем больше длина контакта круга с обрабатываемым образцом, тем меньше температура θ при торцовом шлифовании. Следовательно, эффективно производить шлифование торцом круга с ассиметричным расположением обрабатываемой детали. В обобщенном виде условия уменьшения температуры плоского шлифования торцом круга показаны на рис. 4.12.

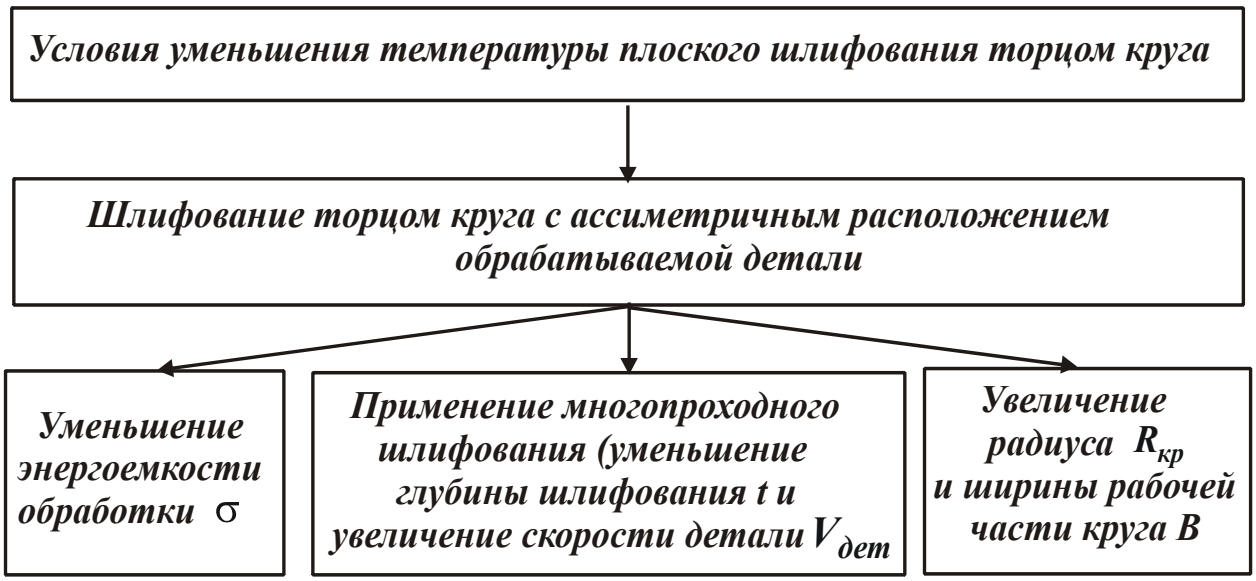


Рис. 4.12. Структурная схема условий уменьшения температуры плоского шлифования торцом круга

При плоском шлифовании периферией круга справедливо: $S = b \cdot l$; $l = \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ [181]. Тогда зависимость (4.65) примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}} . \qquad (4.69)$$

Данная зависимость аналогична зависимостям (4.67) и (4.68) и отличается лишь знаменателем. Поскольку $t << B$, то температура шлифования θ, определяемая зависимостью (4.69), всегда больше температуры шлифования, определяемой зависимостями (4.67) и (4.68). Следовательно, при торцовом шлифовании (при одинаковых значениях σ, t, $V_{дет}$) температура θ меньше, чем при шлифовании периферией круга. Эффект обработки обусловлен увеличенной длиной контакта круга с деталью. Однако практически реализовать данную закономерность можно лишь при условии обеспечения высокой режущей способности круга и снижении трения в зоне шлифования, поскольку с увеличением длины контакта круга с деталью увеличиваются длины образующихся стружек, и происходит засаливание круга, т.е. потеря режущей способности круга (увеличение энергоемкости обработки σ). А это ведет к увеличению температуры θ и снижению качества и производительности обработки.

4.6. Определение наименьшего штучного времени обработки при шлифовании периферией круга с учетом ограничения по температуре резания

При круглом шлифовании периферией круга скорость перерезания бесконечно тонкого адиабатического стержня, набором которых представлен снимаемый припуск (рис. 4.2), определяется:

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{0{,}5 \cdot t \cdot \rho_1} . \qquad (4.70)$$

Тогда зависимость (4.33) окончательно примет вид:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{2\rho_1}{t}}} . \qquad (4.71)$$

Как следует из зависимости (4.71), с увеличением глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ температура шлифования θ

увеличивается, однако с разной интенсивностью. Из этого вытекает, что за счет варьирования параметров режима шлифования t и $V_{дет}$ можно добиться увеличения производительности обработки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ при заданной температуре шлифования θ (где B – ширина шлифования, м) [108; 120]. Для оценки возможности увеличения производительности обработки разрешим зависимость (4.71) относительно скорости детали:

$$V_{дет} = \lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{2\rho_1}\right)^{0,5} \cdot \frac{1}{t^{1,5}}. \qquad (4.72)$$

Тогда производительность обработки определится:

$$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t = \lambda \cdot c \cdot \rho \cdot B \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{2 \cdot t \cdot \rho_1}\right)^{0,5}. \qquad (4.73)$$

Как видно, добиться увеличения производительности обработки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ при заданной температуре шлифования θ можно за счет применения многопроходного шлифования, предполагающего увеличение $V_{дет}$ и уменьшение t.

С учетом $t = П / n$ скорость детали $V_{дет}$ и, соответственно, производительность обработки выразятся:

$$V_{дет} = \lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{2\rho_1}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{n}{П}\right)^{1,5}; \qquad (4.74)$$

$$Q = \lambda \cdot c \cdot \rho \cdot B \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \left(\frac{n}{2 \cdot П \cdot \rho_1}\right)^{0,5}, \qquad (4.75)$$

где $П$ – величина снимаемого припуска, м;

n – количество проходов круга.

Следовательно, с точки зрения повышения производительности и качества обработки (при заданной температуре шлифования θ) необходимо увеличивать количество проходов круга n, уменьшая тем самым глубину шлифования t. Поэтому применение многопроходного шлифования более эффективно по сравнению с глубин-

ным (однопроходным) шлифованием. Однако при этом возникает задача определения предельной скорости детали $V_{дет}$, т.к., согласно зависимости (4.71), она может увеличиваться до бесконечности, а глубина шлифования t, соответственно, уменьшаться до нуля.

Наиболее существенным ограничением увеличения скорости детали $V_{дет}$ может быть количество проходов круга, поскольку с их увеличением возрастает вспомогательное время обработки, связанное с реверсированием стола станка [113], считая, что шлифование производится при прямом и обратном ходах стола станка. Исходя из этого, определим штучное время обработки $T_{шт}$, равное сумме основного $T_{осн}$ и вспомогательного $T_{всп}$ времени обработки на операции плоского шлифования. В этом случае $R_{дет} \to \infty$, соответственно, $\rho_1 = 1/R_{кр}$. Принимая $T_{осн} = n \cdot \tau_{осн}$ и $T_{всп} = n \cdot \tau_{всп}$, получена зависимость для определения штучного времени обработки:

$$T_{шт} = T_{осн} + T_{всп} = n \cdot \left(\tau_{осн} + \tau_{всп}\right), \qquad (4.76)$$

где $\tau_{осн} = L / V_{дет}$ – основное время обработки за 1 проход круга, с;

$\tau_{всп}$ – вспомогательное время обработки, затрачиваемое на реверсирование стола станка в пределах одного прохода круга, с;

L – длина хода круга (при плоском шлифовании), м.

Скорость детали $V_{дет}$ определяется из зависимости (4.74), представляя ее с учетом $\rho_1 = 1/R_{кр}$ в виде:

$$V_{дет} = A \cdot n^{1,5}, \qquad (4.77)$$

где $A = \lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \left(\frac{R_{кр}}{2}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{1}{П}\right)^{1,5}$.

Подставляя зависимость (4.77) в (4.76), имеем:

$$T_{шт} = \frac{L}{A \cdot n^{0,5}} + n \cdot \tau_{всп}. \qquad (4.78)$$

Как следует из зависимости (4.78), количество проходов n неоднозначно влияет на штучное время обработки $T_{шт}$, т.е. суще-

ствует экстремум функции $T_{шт}$ от n, для определения которого следует починить функцию $T_{шт}$ необходимому условию экстремума $\left(T_{шт}\right)'_n = 0$. После преобразований получены выражения для определения экстремальных значений количества проходов круга и штучного времени обработки:

$$n_{экстр} = \sqrt[3]{\left(\frac{L}{2 \cdot A \cdot \tau_{всп}}\right)^2} = \frac{\sigma \cdot П}{\theta} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{L}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot \tau_{всп}}\right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma}{\theta}\right) \cdot \frac{1}{2 \cdot R_{кр}}}; \quad (4.79)$$

$$T_{шт.экстр} = (2+1) \cdot n_{экстр} \cdot \tau_{всп} =$$

$$= 3 \cdot \frac{\sigma \cdot П}{\theta} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{L}{\lambda \cdot c \cdot \rho}\right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma \cdot \tau_{всп}}{2 \cdot \theta \cdot R_{кр}}\right)}. \quad (4.80)$$

При этом установлено, что вторая производная $\left(T_{шт}\right)''_n$ в точке экстремума положительна, следовательно, имеет место минимум функции $T_{шт}$ от n.

Из зависимости (4.80) следует, что с уменьшением вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ экстремум функции $T_{шт}$ смещается в область больших значений n, а значение $T_{шт.экстр}$ уменьшается. При $\tau_{всп} \to 0$ справедливо условие $n_{экстр} \to \infty$, т.е. экстремум функции $T_{шт}$ фактически вырождается, а скорость детали $V_{дет}$ и производительность обработки Q определяются исходными зависимостями (4.74) и (4.75). В этом случае, в связи с отсутствием потерь времени на реверсирование стола станка, в максимальной степени реализуются потенциальные возможности шлифования, определяемые исходными зависимостями (4.74) и (4.75).

Из зависимости (4.80) вытекает, что первое слагаемое (определяющее основное время обработки в точке экстремума функции $T_{шт}$) в 2 раза больше второго слагаемого (определяющего вспомогательное время обработки), т.е. $\tau_{всп} = 0{,}5 \cdot \tau_{осн}$. Уменьшить $T_{шт.экстр}$ можно уменьшением параметров σ, $П$, L и $\tau_{всп}$, а также увеличением заданной температуры шлифования θ. Параметры ре-

жима шлифования t и $V_{дет}$ не оказывают влияния на параметр $T_{шт.экстр}$, также как не оказывают влияния и на $n_{экстр}$.

Исходя из зависимости (4.80), между параметрами $T_{шт.экстр}$ и $n_{экстр}$ существует взаимосвязь:

$$T_{шт.экстр} = 3 \cdot \tau_{всп} \cdot n_{экстр}. \qquad (4.81)$$

Как видно, отношение $T_{шт.экстр} / n_{экстр}$ зависит лишь от величины $\tau_{всп}$. С учетом полученных выражений исходная зависимость для определения штучного времени обработки $T_{шт}$ может быть представлена в виде:

$$T_{шт} = \tau_{всп} \cdot \left(\frac{2 \cdot n_{экстр}^{1,5}}{n^{0,5}} + n \right). \qquad (4.82)$$

В табл. 4.3 и на рис. 4.13 приведены рассчитанные по зависимости (4.82) значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$. Как видно, с увеличением количества проходов круга n безразмерная величина $T_{шт} / \tau_{всп}$ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Экстремум отсутствует лишь в случае $n = 1$. С увеличением $n_{экстр}$ минимум безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$ увеличивается и смещается в область больших значений n.

Таблица 4.3

Расчетные значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$

n	$n_{экстр}$					
	1	2	3	4	5	10
1	3	3,42	4,15	5	5,9	10,6
2	6,66	5,98	6,27	6,83	7,53	11,79
3	11,4	9,32	9	9,2	9,65	13,3
4	17	13,26	12,23	12	12,15	15

Зависимость (4.82) удобно использовать для анализа штучного времени обработки $T_{шт}$ с учетом лишь основного времени обработки $\tau_{осн} = L / V_{дет}$, т.е. без учета вспомогательного времени обра-

ботки (второго слагаемого зависимости). Это позволяет с единых позиций оценить влияние вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ на изменение штучного времени обработки $T_{шт}$. В этом случае зависимость (4.82) упростится и примет вид:

$$T_{шт} = \frac{2 \cdot n_{экстр}^{1,5}}{n^{0,5}} \cdot \tau_{всп}. \qquad (4.83)$$

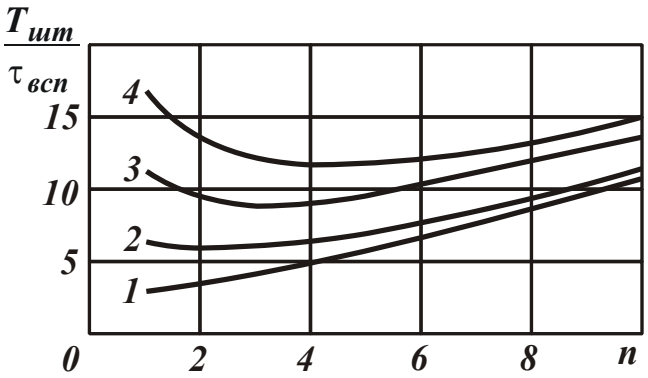


Рис. 4.13. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – $n_{экстр}$=1; 2 – $n_{экстр}$=2; 3 – $n_{экстр}$=3; 4 – $n_{экстр}$=4

Согласно зависимости (4.83), штучное время обработки $T_{шт}$ с увеличением количества проходов круга n уменьшается.

В табл. 4.4 и на рис. 4.14 приведены рассчитанные по зависимости (4.83) значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$. Как следует из табл. 4.3 и табл. 4.4, значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$, рассчитанные по зависимости (4.83) всегда меньше значений, рассчитанных по зависимости (4.82).

Таблица 4.4

Расчетные значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$

n	$n_{экстр}$					
	1	2	3	4	5	10
1	2	1,42	1,15	1	0,9	0,6
2	5,66	3,98	3,27	2,83	2,53	1,79
3	8,4	7,32	6	5,2	4,65	3,3
4	16	11,26	9,23	8	7,15	5

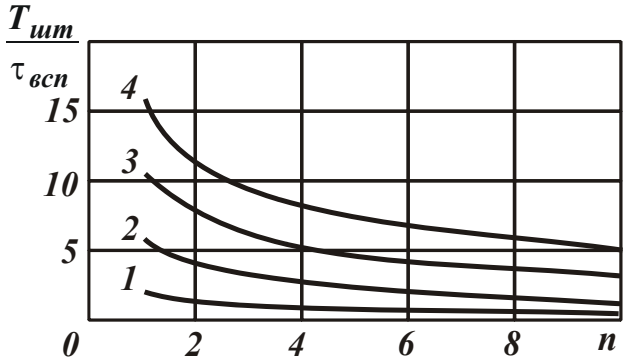


Рис. 4.14. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – $n_{экстр}$=1; 2 – $n_{экстр}$=2; 3 – $n_{экстр}$=3; 4 – $n_{экстр}$=4

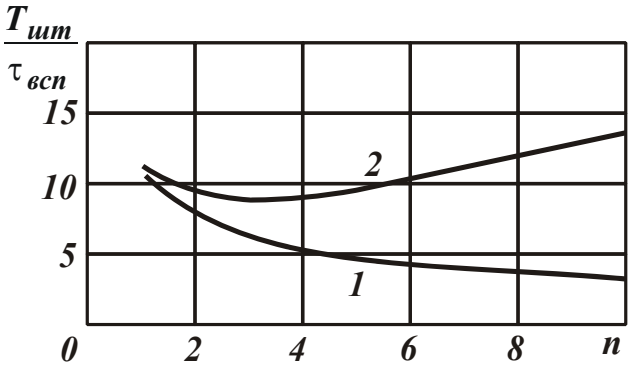


Рис. 4.15. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – расчет по зависимости (4.83); 2 – расчет по зависимости (4.82)

На рис. 4.15 приведены рассчитанные по зависимостям (4.82) и (4.83) значения безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ для случая $n_{экстр}=3$. В точке экстремума значение $T_{шт}/\tau_{всп}$, рассчитанное по зависимости (4.82), в 1,5 раза больше значения $T_{шт}/\tau_{всп}$, рассчитанного по зависимости (4.83). Это вытекает из (4.80), т.к. первое слагаемое, определяющее основное время обработки, в 2 раза больше второго слагаемого, определяющего вспомогательное время обработки. Такой же вывод вытекает из (4.81), рассматривая в ней $\tau_{всп}=0{,}5\cdot\tau_{осн}$. Тогда зависимость (4.81) примет вид:

$$T_{шт.экстр}=1{,}5\cdot\tau_{осн}\cdot n_{экстр}. \qquad (4.84)$$

Как видно, при условии $n=n_{экстр}$ параметр $T_{шт.экстр}$ в 1,5 раза больше $\tau_{осн}$, т.е. за счет реверсирования стола станка оптимальное значение штучного времени обработки увеличивается в 1,5 раза.

Произведем расчет параметра $n_{экстр}$ и соответствующих ему оптимальных параметров режима шлифования t и $V_{дет}$ для плоского шлифования пластины из закаленной стали 18ХГН2МФБ твердостью HRC 57 … 63 абразивным кругом 1А1 350×15×76 24А 40 СМ1 К6 со структурой 7 (без применения СОЖ), принимая следующие исходные данные: $L = 100$ мм; $П = 0{,}4$ мм; $R_{кр} = 0{,}15$ м; $R_{дет} \to 0$; $\rho_1 = 6{,}67$ м$^{-1}$; $\tau_{всп} = 0{,}5$ с; $\theta = 800$ °С; $\lambda = 42$ Вт/(м·град); $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м^3·град). Экспериментально установлено, что условное напряжение резания $\sigma = 15 \cdot 10^3$ Н/мм^2.

Подставляя исходные данные в зависимость (4.79), получено $A = 0{,}046$ м/с; $n_{экстр} = 1{,}7$ (принимаем $n_{экстр} = 2$), при этом $A = 0{,}046$ м/с. Тогда $t = П / n_{экстр} = 0{,}2$ мм. Скорость детали $V_{дет}$, определяемая зависимостью (4.77), равна $V_{дет} = 7{,}8$ м/мин.

Для меньшей длины хода круга $L = 50$ мм, эти параметры соответственно принимают значения: $n_{экстр} = 1$; $t = 0{,}4$ мм; $V_{дет} = 2{,}76$ м/мин. Как видно, с уменьшением L количество проходов круга $n_{экстр}$ и скорость детали $V_{дет}$ уменьшаются, а глубина шлифования t – увеличивается, т.е. наблюдается тенденция перехода от многопроходного шлифования к глубинному шлифованию. Так, расчетами установлено, что вспомогательное время обработки, связанное с реверсированием стола станка, является существенным ограничивающим фактором увеличения скорости детали $V_{дет}$ в условиях многопроходного шлифования. Этим объясняется, что на практике скорость детали изменяется в ограниченных пределах.

4.7. Обоснование условий уменьшения штучного времени обработки при шлифовании на основе температурного критерия

Шлифование является одним из основных методов формообразования поверхностей деталей машин, обеспечивающих высококачественную обработку. Однако, как показано выше, шлифование

характеризуется относительно высокой теплонапряженностью процесса, в результате чего температура может достигать предельного значения, при котором в поверхностном слое обрабатываемой детали происходят глубокие структурные превращения, а на поверхности появляются прижоги и микротрещины. В связи с этим, как установлено многочисленными экспериментальными исследованиями, температурный фактор при шлифовании является основным ограничением интенсификации параметров режима резания и производительности обработки. Поэтому съем припуска производится не за один, а за определенное количество проходов круга, чем исключается образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов. При выборе оптимального режима шлифования стремятся глубину шлифования уменьшать, а скорость детали, наоборот, увеличивать с целью повышения производительности обработки. Такая закономерность, в частности, вытекает из аналитической зависимости (4.71) для определения температуры шлифования.

Однако при этом значительно увеличивается количество проходов круга n, что приводит к потере времени из-за реверсирования стола станка и соответственно увеличению штучного времени обработки $T_{шт}$. Расчетами установлено, что с учетом ограничения по температуре шлифования θ, определяемой зависимостью (4.71), существует экстремальное (минимальное) значение штучного времени обработки $T_{шт.экстр}$, определяемое зависимостью (4.80).

Как видно, зависимость (4.80) не содержит параметров режима шлифования и при этом выполняется условие $\tau_{всп} = 0{,}5 \cdot \tau_{осн}$. Отсутствие в зависимости (4.80) глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ указывает на то, что вследствие потери времени на реверсирование стола станка, нивелируется эффект повышения производительности обработки при многопроходном шлифовании, связанный с увеличением $V_{дет}$ и уменьшением t в соответствии с зависимостью (4.71).

Как следует из зависимости (4.80), для каждого значения L, $П$ и $\tau_{всп}$, а также каждой марки обрабатываемого материала (отлича-

ющихся значениями теплофизических параметров λ, c, ρ) существует вполне конкретное значение экстремального (минимального) штучного времени обработки $T_{шт.экстр}$, не зависящее от режима шлифования. Это чрезвычайно важное практическое решение, которое свидетельствует о том, что процессы многопроходного и глубинного шлифования равносильны с точки зрения обеспечения штучного времени обработки (по сути, производительности обработки) для заданной температуры шлифования θ. Эффект уменьшения $T_{шт}$ и, соответственно, повышения производительности обработки зависит лишь от параметров L, $П$ и $\tau_{всп}$, тогда как в теории и практике шлифования принято считать многопроходное и глубинное шлифование различными по уровню достижения штучного времени обработки $T_{шт}$ (производительности обработки) для заданной температуры шлифования θ.

Полученное решение открывает новые технологические возможности эффективного использования процесса шлифования, правильного выбора рациональных параметров режима резания. Этим можно объяснить, что на практике не удалось добиться существенного эффекта (повышения производительности) от применения как многопроходного, так и глубинного шлифования, поскольку, исходя из полученного решения, эффект обработки обусловлен лишь правильным выбором параметров режима резания для заданных от параметров L, $П$ и $\tau_{всп}$. Поэтому глубинное (однопроходное) шлифование следует рассматривать лишь как частный случай многопроходного шлифования, реализуемый при обработке деталей небольшой длины L с небольшой скоростью детали $V_{дет}$.

Как отмечалось выше, экстремальное (минимальное) штучное время обработки $T_{шт.экстр}$ с учетом ограничения по температуре шлифования θ достигается при условии $\tau_{всп} = 0{,}5 \cdot \tau_{осн}$. Используя данное условие, можно определить оптимальные параметры режима шлифования, рассматривая $\tau_{осн} = L / V_{дет}$. Откуда

$$V_{дет} = \frac{L}{2 \cdot \tau_{всп}}. \qquad (4.85)$$

При плоском шлифовании параметр L определяет длину хода стола станка, а при круглом продольном шлифовании – длину развертки винтовой линии на цилиндрической детали. При плоском шлифовании параметр L изменяется в относительно небольших пределах, как правило, до 0,5 м. Тогда при условии $\tau_{всп} = 0{,}5$ секунд скорость детали $V_{дет} = 30$ м/мин. Если вспомогательное время обработки $\tau_{всп}$ больше, то скорость детали $V_{дет}$ уменьшится. На практике при плоском шлифовании она в основном не превышает 30 м/мин.

При обработке детали небольшой длины, например $L = 0{,}05$ м, скорость детали $V_{дет}$ при условии $\tau_{всп} = 0{,}5$ с равна $V_{дет} = 3$ м/мин, что фактически соответствует условиям глубинного шлифования. Глубина шлифования t при этом устанавливается на основе зависимости $t = \Pi / n_{экстр}$, а оптимальное количество проходов круга n при съеме припуска Π – на основе зависимости (4.79). Для этого необходимо располагать количественными значениями входящих в зависимость (4.79) параметров: λ, c, ρ, σ, Π, L, $R_{кр}$, θ, $\tau_{всп}$.

Исходя из проведенного анализа, можно сделать вывод о том, что поскольку скорость детали $V_{дет}$ устанавливается по зависимости (4.85), то она зависит лишь от двух параметров: L и $\tau_{всп}$. Глубина шлифования t, устанавливаемая по зависимости $t = \Pi / n_{экстр}$, определяется всеми остальными параметрами обработки: λ, c, ρ, σ, Π, L, $R_{кр}$, θ, $\tau_{всп}$. Поэтому, изменение указанных выше параметров (за исключением L и $\tau_{всп}$) предполагает лишь изменение глубины шлифования и, соответственно, количества проходов круга n. Скорость детали $V_{дет}$ при этом будет оставаться неизменной, зависящей лишь от L и $\tau_{всп}$.

Таким образом показано, что скорость детали $V_{дет}$ существенно ограничена величиной вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$. Для исключения этого ограничения, необходимо, например, плоское шлифование деталей осуществлять на плоскошлифовальном станке не с прямоугольным, а с вращающимся столом. Это поз-

волит существенно увеличить скорость детали $V_{дет}$ и количество проходов круга n, уменьшая глубину шлифования t и увеличивая производительность обработки при обеспечении заданной температуры шлифования θ.

Оценим возможности увеличения скорости детали $V_{дет}$ при круглом продольном многопроходном шлифовании. Тогда

$$L = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{l}{B}, \tag{4.86}$$

где $D_{дет}$ – диаметр детали, м;

l – длина детали, м;

B – ширина шлифования, м.

Как следует из зависимости (4.86), параметр L при круглом продольном многопроходном шлифовании может принимать значительно большие значения, чем при плоском шлифовании. Причем, с уменьшением параметра B (равного продольной подаче на оборот детали) длина L увеличивается, достигая нескольких метров, что согласно зависимости (4.85) предполагает существенное увеличение скорости детали $V_{дет}$, например, до значений 200 – 500 м/мин и более. В этом случае, очевидно, потери времени $\tau_{всп}$, связанные с реверсированием стола станка, мало влияют на скорость детали $V_{дет}$, которая может устанавливаться достаточно большой исходя из технических возможностей круглошлифовального станка. В большинстве случаев круглого продольного многопроходного шлифования, согласно зависимостям (4.85) и (4.86), скорость детали $V_{дет}$ принимает относительно небольшие значения и поэтому фактор потери времени из-за реверсирования стола станка существенно ограничивает увеличение $V_{дет}$. Для его исключения необходимо перейти от схемы продольного многопроходного шлифования к схеме шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами [67]. Так, при шлифовании одного уступа отсутствует необходимость реверсирования стола станка и поэтому отсутствует ограничение на увеличение скорости детали $V_{дет}$. Она может быть установлена максимально возможной для конкретного круглошли-

фовального станка, а глубина шлифования t, наоборот, – минимально возможной. В итоге достигается максимально возможная производительность обработки при условии обеспечения заданной температуры шлифования, исключающей образование температурных дефектов на обрабатываемой поверхности (рис. 4.16).

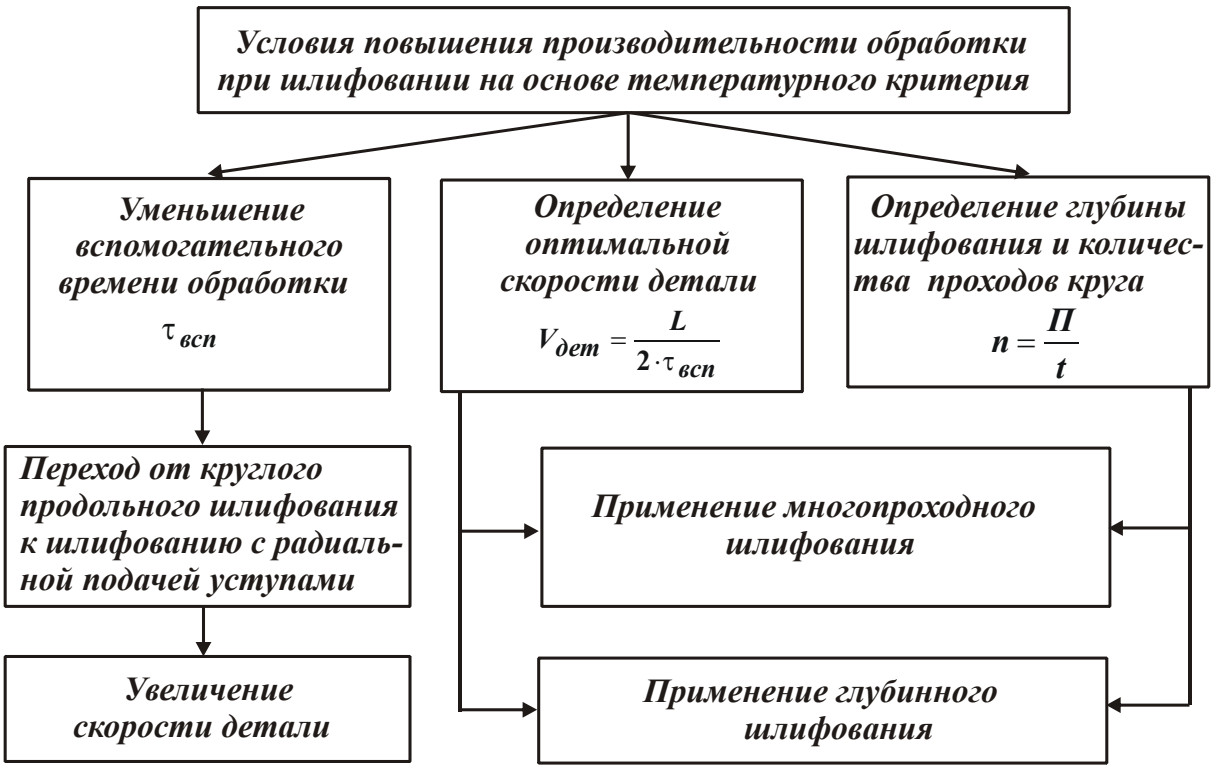


Рис. 4.16. Структурная схема условий повышения производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия

Таким образом, представлены в обобщенном виде условия повышения производительности обработки на основе полученных теоретических решений.

4.8. Определение наименьшего штучного времени обработки при шлифовании торцом круга с учетом ограничения по температуре резания

В работе [119] приведено теоретическое решение оптимизации параметров режимов резания при шлифовании торцом круга (рис. 4.17) по критерию наименьшего штучного времени с учетом ограничения по температуре шлифования. В этом случае скорость детали определяется следующей зависимостью:

$$V_{дет} = \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho}{2} \cdot \frac{B \cdot n^2}{П^2}, \qquad (4.87)$$

где B − длина рабочей части круга (длина контакта круга с деталью), м.

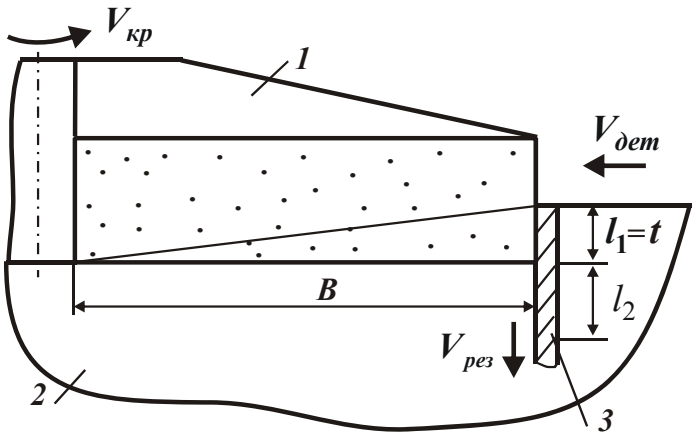


Рис. 4.17. Расчетная схема шлифования торцом круга: 1 − круг; 2 − обрабатываемый материал; 3 − адиабатический стержень

Зависимость (4.87) отличается от аналогичной зависимости (4.74). В нее количество проходов круга n входит с еще большей степенью, т.е. эффект от применения многопроходного шлифования еще выше.

Штучное время обработки $T_{шт}$ определяется на основе зависимостей (4.76) и (4.87):

$$T_{шт} = \left[\left(\frac{\sigma}{\theta}\right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{П^2 \cdot L}{n \cdot B} + \tau_{всп} \cdot n\right]. \qquad (4.88)$$

Как видно, количество проходов круга n неоднозначно влияет на штучное время обработки $T_{шт}$, поскольку первое слагаемое зависимости, определяющее основное время обработки $T_{осн}$ уменьшается, а второе слагаемое, определяющее вспомогательное время обработки $T_{всп}$, увеличивается (рис. 4.18а). В результате имеет место экстремум (минимум) функции $T_{шт}$ от n (рис. 4.18б). Подчиняя функцию $T_{шт}$ необходимому условию экстремума $T'_{шт_n} = 0$, установлены экстремальные значения количества проходов круга и штучного времени обработки:

$$n_{экстр} = \frac{\sigma}{\theta} \cdot П \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{L}{B \cdot \tau_{всп}}}; \qquad (4.89)$$

$$T_{шт.экстр} = n_{экстр} \cdot (\tau_{всп} + \tau_{всп}) = 2 \cdot \frac{\sigma}{\theta} \cdot П \cdot \sqrt{\frac{2}{\lambda \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{L}{B} \cdot \tau_{всп}}. \qquad (4.90)$$

В данном случае первое и второе слагаемые зависимости (4.90) равны между собой, т.е. равны основное $\tau_{осн}$ и вспомогательное $\tau_{всп}$ время обработки, тогда как в решении (4.80), полученном для шлифования периферией круга, они различны.

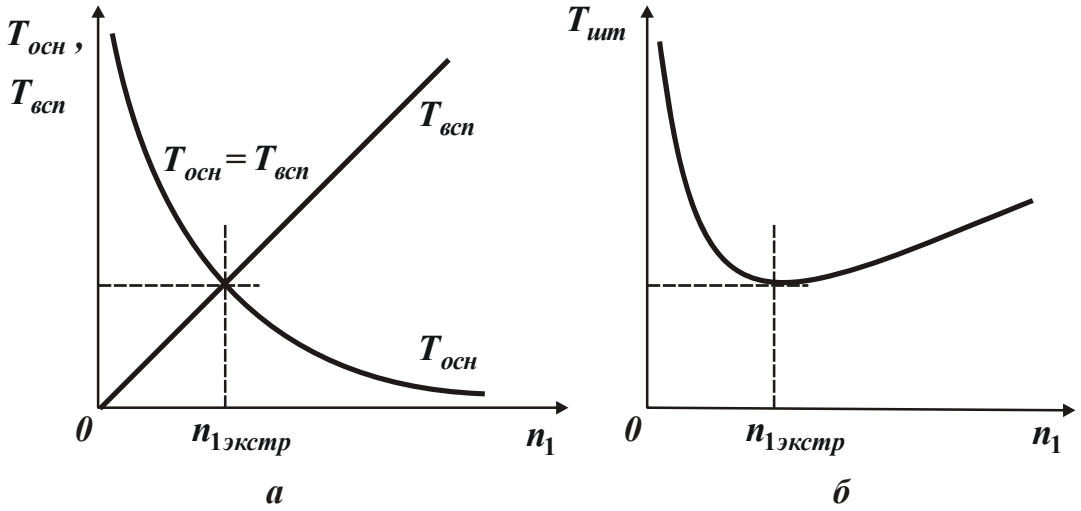


Рис. 4.18. Характер изменения функций $T_{осн}$, $T_{всп}$ (а) и $T_{шт}$ (б) от n

Так же как и в зависимости (4.80), штучное время $T_{шт.экстр}$ не зависит от параметров режима шлифования: t и $V_{дет}$. Следовательно, в связи с реверсированием стола станка нивелируется эффект обработки, связанный с возможностью увеличения производительности обработки (при заданной температуре шлифования θ) за счет уменьшения глубины шлифования t и увеличения количества проходов круга n и скорости детали $V_{дет}$.

Уменьшить $T_{шт.экстр}$ можно лишь путем уменьшения условного напряжения резания (энергоемкости обработки) σ и при возможности – увеличения температуры шлифования θ. Основными параметрами, влияющими на $T_{шт.экстр}$, как и в случае шлифования периферией круга, являются $П$, L и $\tau_{всп}$. Дополнительным факто-

ром уменьшения $T_{шт.экстр}$ в данном случае является увеличение длины рабочей части круга (длины контакта круга с деталью) B.

Исходя из зависимости (4.90), между параметрами $T_{шт.экстр}$ и $n_{экстр}$ существует вполне однозначная связь:

$$T_{шт.экстр} = 2 \cdot \tau_{всп} = 2 \cdot \tau_{осн} \cdot n_{экстр}. \qquad (4.91)$$

Экстремальное значение скорости детали $V_{дет}$ определяется из условия $\tau_{осн} = \tau_{всп}$, рассматривая $\tau_{осн} = L / V_{дет}$. Тогда

$$V_{дет} = \frac{L}{\tau_{всп}}. \qquad (4.92)$$

В случае шлифования торцом круга скорость детали $V_{дет}$ может быть в 2 раза больше, чем при шлифовании периферией круга (4.85). Зависимость (4.88) с учетом (4.89) можно преобразовать:

$$T_{шт} = \tau_{всп} \cdot \left(\frac{n_{экстр}^2}{n} + n \right). \qquad (4.93)$$

В табл. 4.5 и на рис. 4.19 приведены рассчитанные по зависимости (4.93) значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$ в зависимости от количества проходов круга n для различных $n_{экстр}$.

С увеличением n безразмерная величина $T_{шт} / \tau_{всп}$ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Чем больше $n_{экстр}$, тем больше $T_{шт} / \tau_{всп}$.

Таблица 4.5

Расчетные значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$

$n_{экстр}$	n											
	1	2	3	4	5	10	11	12	15	20	30	100
1	2	2,5	3,33	4,25	5,2	10,1	11,1	12,1	15,05	20,03	30,01	100,005
2	5	4	4,33	5	5,8	10,4	11,35	12,33	15,25	20,2	30,1	100,008
3	10	6,5	6	6,25	6,8	10,9	11,8	12,75	15,6	20,45	30,3	100,01
4	17	10	8,33	8	8,2	11,6	12,45	13,33	16	20,8	30,5	100,16
5	26	14,5	11,33	10,25	10	12,5	13,3	14	16,66	21,25	30,8	100,25
10	101	52	36,3	29	25	20	20,1	20,3	21,7	25	33,3	101

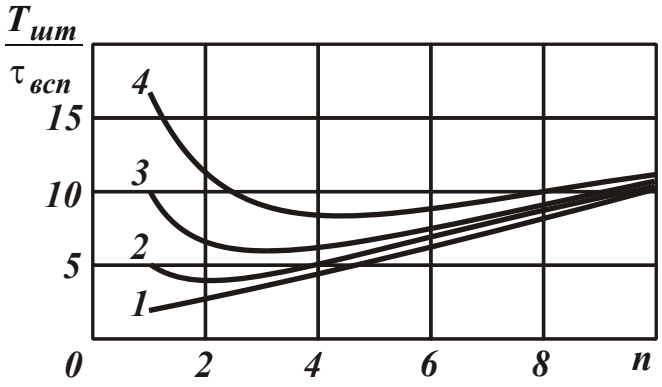


Рис. 4.19. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – $n_{экстр}$=1; 2 – $n_{экстр}$=2; 3 – $n_{экстр}$=3; 4 – $n_{экстр}$=4

Принимая в зависимости (4.93) второе слагаемое равным нулю, получим обобщенную зависимость для определения штучного времени обработки $T_{шт}$ без учета вспомогательного времени обработки:

$$T_{шт} = \tau_{всп} \cdot \frac{n_{экстр}^2}{n}. \qquad (4.94)$$

В табл. 4.6 и на рис. 4.20 приведены рассчитанные по зависимости (4.94) значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$ в зависимости от количества проходов круга n для различных значений $n_{экстр}$.

Таблица 4.6

Расчетные значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$

$n_{экстр}$	n											
	1	2	3	4	5	10	11	12	15	20	30	100
1	1	0,5	0,33	0,25	0,2	0,1	0,1	0,1	0,05	0,03	0,01	0,005
2	4	2	1,33	1	0,8	0,4	0,35	0,33	0,25	20,2	30,1	100,008
3	9	4,5	3	2,25	1,8	0,9	0,8	0,75	0,6	20,45	30,3	100,01
4	16	8	5,33	4	3,2	1,6	1,45	1,33	1	20,8	30,5	100,16
5	25	12,5	8,33	6,25	5	2,5	2,3	2	1,66	21,25	30,8	100,25
10	100	50	33,3	25	20	10	9,1	8,3	6,7	25	33,3	101

Для наглядности решения на рис. 4.21 приведены рассчитанные по зависимостям (4.93) и (4.94) значения безразмерной величины $T_{шт} / \tau_{всп}$ для $n_{экстр} = 3$. Как видно, в случае шлифования торцом круга экстремум функции $T_{шт}$ менее выражен, чем в случае шлифования периферией круга (рис. 4.13).

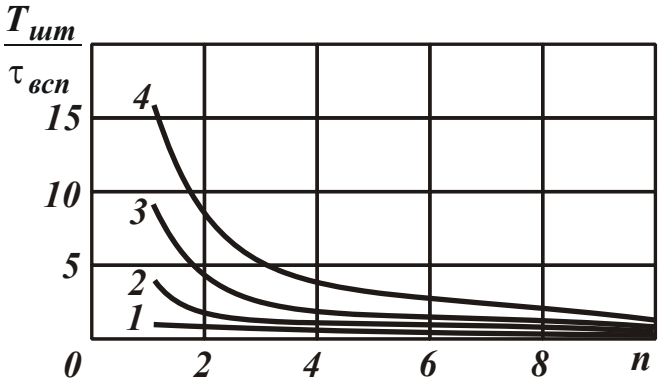


Рис. 4.20. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – $n_{экстр}$=1; 2 – $n_{экстр}$=2; 3 – $n_{экстр}$=3; 4 – $n_{экстр}$=4

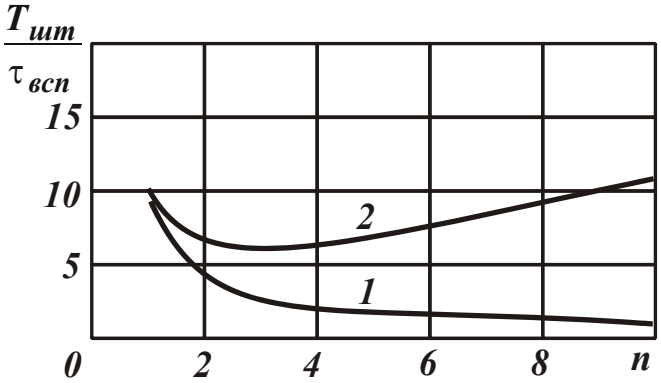


Рис. 4.21. Зависимость безразмерной величины $T_{шт}/\tau_{всп}$ от количества проходов круга n: 1 – расчет по зависимости (4.94); 2 – расчет по зависимости (4.93)

Исходя из рис. 4.21, в широком диапазоне изменения количества проходов круга n функция $T_{шт}$ остается почти постоянной. Следовательно, фактически с одинаковой эффективностью съем припуска можно производить как за 1 – 3 прохода круга, так и за большее количество проходов. Это обусловлено более интенсивным уменьшением первого слагаемого в зависимости (4.93) с увеличением n по сравнению с шлифованием периферией круга. Собственно этим можно объяснить широкое применение метода шлифования торцом круга на различных технологических операциях обработки самых разнообразных изделий из труднообрабатываемых металлических и неметаллических материалов, где фактор снижения температуры шлифования является определяющим в обеспечении качества обработки и интенсификации процесса съема припуска.

Значение $T_{шт.экстр}$ больше значения $T_{шт}$, определяемого зависимостью (4.94), в точке экстремума в 2 раза, тогда как при шлифовании торцом круга это соотношение равно 1,5. Следовательно, при шлифовании торцом круга реверсирование стола станка в большей степени нивелирует эффект обработки, связанный с увеличением производительности обработки при заданной температуре резания.

Выводы

1. На основе полученных аналитических зависимостей проведен теоретический системный анализ условий уменьшения температуры при механической обработке и показано, что наиболее перспективным в этом направлении является уменьшение энергоемкости обработки за счет снижения интенсивности трения в зоне резания. Установлено, что возможности уменьшения температуры резания (шлифования) за счет изменения режимов резания значительно ниже. Показано, что важнейшим условием уменьшения энергоемкости шлифования является выбор оптимальных характеристик круга, обеспечивающих снижение интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом.

2. Произведена оптимизация параметров режима шлифования по критерию наименьшего штучного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. На этой основе обоснованы условия повышения производительности и качества обработки, состоящие в применении многопроходного шлифования и выборе оптимального количества проходов круга, глубины шлифования и скорости детали в соответствии с полученными зависимостями.

3. Теоретически установлено, что применяя шлифование торцом круга взамен шлифования периферией круга, появляется возможность существенного уменьшения температуры резания. Установлено также, что температура при шлифовании конусным кругом (на операциях зубошлифования) может быть меньше температуры при шлифовании торцом круга.

4. Установлено, что штучное время обработки с изменением количества проходов круга изменяется по экстремальной зависимо-

сти, проходя точку минимума. Доказано, что в точке экстремума основное время обработки в 2 раза больше вспомогательного времени обработки, а отношение экстремальных значений штучного времени обработки и количества проходов круга в 3 раза больше вспомогательного времени обработки.

5. Теоретически установлено, что параметры режима многопроходного шлифования существенно ограничены величиной вспомогательного времени обработки, затрачиваемого на реверсирование стола станка, и поэтому его необходимо учитывать при выборе оптимальных условий шлифования.

6. Теоретически на основе учета затрат времени на реверсирование стола станка при шлифовании определена максимально возможная производительность обработки при условии обеспечения заданной температуры шлифования. Доказано, что она не зависит от параметров режима шлифования, а определяется геометрически параметрами обрабатываемой детали и снимаемого припуска. В этом плане по производительности многопроходное и глубинное шлифование равносильны и отличаются лишь параметрами режима резания. Причем, глубинное шлифование, по сути, является частным случаем многопроходного шлифования, осуществляемого с небольшой длиной продольного хода стола плоскошлифовального станка и соответственно небольшой скоростью детали при съеме припуска за один проход.

7. Установлено, что одним из основных условий повышения производительности шлифования является уменьшение вспомогательного времени обработки. Это, в частности, достигается переходом от обычного круглого продольного многопроходного шлифования к шлифованию последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами, а также переходом от плоского многопроходного шлифования на прямоугольном столе к шлифованию на вращающемся столе, когда фактически полностью исключаются затраты времени, связанные с реверсированием стола станка, и обеспечивается увеличение скорости детали и соответственно производительность обработки при сохранении заданной температуры шлифования.

Раздел 5
Технологические возможности прерывистого шлифования и шлифования изделий с прерывистыми поверхностями

5.1. Профессор Якимов Александр Васильевич – родоначальник прерывистого шлифования

Технология машиностроения является одной из самых масштабных и развитых технологий современности, которая сосредоточила в себе огромное количество технических достижений в виде открытий, изобретений и результативных технологических решений, направленных на повышение качества, производительности и экономичности изготовления деталей и машин. Большая заслуга в этом принадлежит выдающемуся ученому-технологу, теплофизику,

механику, материаловеду, доктору технических наук, профессору, Заслуженному деятелю науки Украины, Лауреату государственной премии Украины Якимову Александру Васильевичу, основателю научной школы технологов-машиностроителей в Одессе, получившей широкое признание в нашей стране и за рубежом. Полученные им решения по теплофизике и механике абразивной обработки признаны классическими, а разработанный метод прерывистого шлифования стал одним из основных методов высококачественной обработки изделий (изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами), исключающий прижоги, микротрещины и другие температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях и обеспечивающий одновременно увеличение производительности обработки. Предложенная им идея о пульсирующем нагревании обрабатываемой детали с микроскопическими интервалами охлаждения и о существовании периода теплового насыщения за счет прерывистости обработки стала основным условием снижения температуры резания при создании высокоэффективных методов абразивной и алмазно-абразивной обработки, включая шлифование прерывистыми кругами (в т.ч. отрезными) и шлифовальными лентами, нанесение “масляных карманов” на трущиеся поверхности и т.д. Особенно значительный эффект от применения прерывистого шлифования был достигнут на операциях обработки сложнопрофильных деталей авиационной техники – турбинных лопаток, зубчатых колес и т.д., где тепловые процессы проявлялись в наибольшей степени и определяли качество обрабатываемых поверхностей [172; 181; 195; 196; 197].

Александр Васильевич начал свою научную деятельность в Пермском политехническом институте после окончания Московского авиационного института, занимаясь проблемами разработки и изготовления авиационных двигателей на Пермском моторостроительном заводе. Здесь родились его первые идеи о методах управления процессом шлифования и создания прерывистого шлифования, которые, по истине, стали переломным моментом не только в жизни Александра Васильевича, но и всей технологической науки. На смену устаревшим знаниям пришли новые технологические зна-

ния, объединившие в себе фундаментальные законы механики, теплофизики, материаловедения, химии, математики и других наук, которыми в совершенстве владел Александр Васильевич. Несомненно, лишь благодаря этим знаниям и его могучему таланту могли родиться новые технологические решения, которые кардинально изменили наши представления о технологических возможностях обработки деталей машин. Подтверждением тому стала защищенная им в 1970 году докторская диссертация на тему “Технологические основы процесса шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью”. В ней отражены проблемы и перспективы технологической науки на многие годы. Работа написана ярким лаконичным, красочным научно-техническим языком, а монографии и учебные пособия, написанные в развитие докторской диссертации, стали настольными книгами для многих специалистов и ученых.

Благодаря научным разработкам Александра Васильевича, руководимая им кафедра технологии машиностроения Пермского политехнического института стала одним из Центров технологической науки, а Александр Васильевич получил всеобщее признание и занял достойное место в ряду ведущих ученых-технологов. Его разработки широко внедрялись на различных предприятиях – от производства современной авиационной техники до обработки твердых пород камня, где остро стояли проблемы качества и производительности обработки. На многих инструментальных заводах было организовано изготовление абразивных инструментов с прерывистыми поверхностями, что свидетельствовало о весомости и масштабности его научных исследований. Это стало итогом большой и скрупулёзной работы и учебы Александра Васильевича – одного из самых талантливых аспирантов Московского авиационного института.

Своими знаниями и большим опытом Александр Васильевич щедро делился с творческой молодежью. Еще до защиты своей докторской диссертации, он подготовил плеяду кандидатов технических наук, которая после защиты значительно расширилась и стала основой созданной им научной школы технологов-машиностроителей. Многие стали профессорами и докторами технических наук, руководителями предприятий, которые и в настоящее время продолжают

развивать его научные идеи и доводить их до практического применения в производстве, вносят большой вклад в развитие промышленности и являются достойными учениками своего Учителя.

Простота и скромность, внимательность, чувство юмора и огромный запас знаний Александра Васильевича постоянно притягивали к нему людей. Он с необыкновенной легкостью разбирался в самых сложных технологических вопросах и подсказывал, какое правильное решение необходимо принять в каждом конкретном случае: то ли при разработке нового заводского технологического процесса, то ли при подготовке кандидатской или докторской диссертации. За это его очень любили и уважали.

В 1974 году Александра Васильевича по рекомендации выдающегося ученого-технолога профессора Маталина А. А. пригласили возглавить кафедру технологии машиностроения Одесского политехнического института, которая являлась одним из технологических Центров страны. Александр Васильевич с интересом принял это приглашение, прошел конкурс и до последних дней своей жизни работал на этой кафедре. Ему очень нравилась прекрасная солнечная Одесса, творческий коллектив знаменитой кафедры технологии машиностроения. Здесь по-настоящему раскрылся его талант исследователя-ученого, и он сумел теоретически обобщить свои научные результаты, выйти на качественно новый уровень понимания физической сущности механической обработки и технологии машиностроения в целом, разработать важные практические предложения по развитию технологии машиностроения. В Одессе им написано много монографий, учебников, учебных пособий, статей, получено до 100 авторских свидетельств на изобретения. Как отмечает профессор Ларшин В. П., его ученик, благодаря настойчивости и целеустремленности Якимов А. В. смог заинтересовать и объединить вокруг себя большой коллектив научных сотрудников, нацелив их на решение единой комплексной проблемы – увеличение долговечности машин технологическими методами.

В Одесском политехническом институте его детище – прерывистое шлифование – получило “новое дыхание”: оно было признано основным научным направлением деятельности кафедры. По

этой тематике выполнялись бюджетные и хоздоговорные работы, аспирантами и соискателями усиленными темпами велась подготовка диссертационных работ. Многие его ученики защитили кандидатские диссертации в специализированном совете Одесского политехнического института, а всего им подготовлено 55 кандидатов и 5 докторов технических наук.

Александр Васильевич внес значительный вклад в создание в Одесском политехническом институте ведущего в стране научного Центра по проблемам разработки новых зубчатых передач – конструкций зубчатых колес и редукторов, что позволило объединить этапы их проектирования и изготовления в единое целое благодаря тесному сотрудничеству кафедр “Детали машин”, “Технология машиностроения” и других, а также благодаря разработкам Александра Васильевича в области зубошлифования с применением прерывистых кругов.

Длительное время профессор Якимов А. В. был председателем методической комиссии Министерства образования и науки Украины и к нему с большим удовольствием приезжали на совещания заведующие кафедрами технологии машиностроения и преподаватели, делились опытом и всегда уезжали с новыми знаниями и идеями, которые так нужны творческой интеллигенции. Он был избран почетным профессором Киевского политехнического университета и академиком Инженерной Академии Украины. С 1980 по 1985 гг. был членом Комитета по присуждению Государственных премий при Совете Министров УССР. С 1986 по 1989 гг. был членом экспертного совета Высшей аттестационной комиссии УССР, а с 1995 по 1998 гг. – председателем специализированного совета по присуждению научных степеней.

В 1986 году Александр Васильевич стал Лауреатом государственной премии Украины. Руководимая им кафедра тесно сотрудничала с различными предприятиями и организациями, занималась разработкой прогрессивных технологических процессов, оборудования и инструментов. Следует отметить, что Александра Васильевича постоянно буквально “атаковала” армия производственников с просьбой как можно быстрее разработать практические рекоменда-

ции по внедрению прерывистого шлифования и других технологических разработок в производство. Не менее многочисленной была армия аспирантов, докторантов и соискателей, которые приезжали в Одессу к профессору Якимову А. В. со всех уголков страны для получения консультаций по диссертационным работам. И он всегда для всех находил время, из всего многообразия идей, которые привозили аспиранты, мог найти “изюминку” и подсказать, как можно выстроить работу, а главное – как завершить ее и сделать привлекательной и полезной обществу. Его авторитет был безупречен. Без участия профессора Якимова А. В. в стране фактически не проходила ни одна защита докторской диссертации по тематике шлифования и абразивной обработке. Он считал, что прежде чем выходить на защиту докторской диссертации, докторанту необходимо ее доложить и получить признание на всех ведущих кафедрах страны. Этому принципу следовал он сам и требовал от своих учеников, за что мы ему очень благодарны. Для популяризации научных разработок по его предложению в г. Харькове на базе машиностроительного завода “ФЭД” – флагмана отечественного машиностроения – начиная с 2000 г. ежегодно проводятся международные научно-практические конференции “Физические и компьютерные технологии”. Всего под научным руководством профессора Якимова А. В. проведена 21 конференция, последняя из которых состоялась 24–25 декабря 2015 г. Они стали своего рода смотром научных и практических идей и достижений в различных отраслях промышленности, открыли для творческой молодежи новые направления научного поиска при решении практических задач. Каждый раз, выступая на конференции, Александр Васильевич много внимания уделял работе с молодыми исследователями, которым предстоит в будущем развивать научные идеи. В этом он видел основной смысл созданной им научной школы.

В декабре 2016 года в Харькове состоялась очередная 22 конференция, на которой присутствовали производственники, преподаватели, студенты. И хотя Александра Васильевича уже не было на конференции, но она продолжила намеченный им путь, основанный на соединении науки с производством, обобщении опыта разработ-

ки и внедрения в производство новых инновационных технологий, металлорежущего оборудования и инструментов, обмене научно-практической информацией, установлении деловых контактов, рекламе продукции, осуществлении презентаций новых фирм и компаний. Надеемся, что и в дальнейшем эти встречи помогут профессорско-преподавательскому составу учебных заведений улучшить качество обучения студентов, которым предстоит развивать науку, промышленное производство и нашу страну.

5.2. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования

Повышение качества и производительности обработки деталей машин является важнейшим условием создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. Это требует применения современных технологий металлообработки, в особенности на финишных операциях, где окончательно формируются параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей [38; 39; 145].

Перспективным направлением высококачественной обработки деталей машин и интенсификации процессов алмазно-абразивной обработки следует рассматривать прерывистое шлифование, идея создания которого состоит в периодическом прерывании контакта круга с деталью и исключении теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемого материала с целью уменьшения температуры резания [197]. Такой подход к управлению теплонапряженностью процесса позволяет повысить качество обработки при одновременном увеличении производительности шлифования. Причем, эффект от прерывания контакта круга с деталью в ряде случаев значительно выше, чем от оптимизации условий обычного шлифования и т.д.

Однако при этом не всегда удается обеспечить экономически приемлемый расход алмазного круга, что сдерживает широкое внедрение прерывистых алмазных кругов в производство. В связи с этим, на основе анализа и математического моделирования процес-

са прерывистого шлифования предложено новое решение, обеспечивающее снижение интенсивности износа круга при сохранении заданной производительности шлифования, раскрыты общие закономерности формирования температуры резания при прерывистом шлифовании и определены условия ее уменьшения. Приведены аналитические зависимости для определения оптимальных геометрических параметров рабочей поверхности прерывистого круга.

Характерной особенностью прерывистого шлифования является самооформление макропрофиля рабочих выступов круга. Схема съема материала в таких условиях отлична от обычного шлифования. Рассмотрим шлифование прямоугольного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга (рис. 5.1а). За период погружения впадины прерывистого круга образец переместится в радиальном направлении на величину h. Съем материала произведут зерна, расположенные на передней кромке рабочего выступа. Вследствие высокой нагруженности этих зерен и интенсивного выпадения из связки, на рабочем выступе круга образуется фронтальная поверхность протяженностью a, расположенная под “углом атаки” α к плоскости резания.

За период прохождения участка a скорость съема материала $V'_{дет}$ увеличится на величину $V_{кр} \cdot tg\alpha$ и определится:

$$V''_{дет} = V'_{дет} + V_{кр} \cdot tg\alpha, \tag{5.1}$$

где $tg\alpha = h / a$.

Набегающий припуск h пропорционален длине впадины круга l_2. Тогда $h = V'_{дет} \cdot \tau$, где $\tau = l_2 / V_{кр}$ – время погружения образца во впадину круга.

Окончательно параметры h и $V''_{дет}$ опишутся:

$$h = l_2 \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}; \tag{5.2}$$

$$V''_{дет} = V'_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right). \tag{5.3}$$

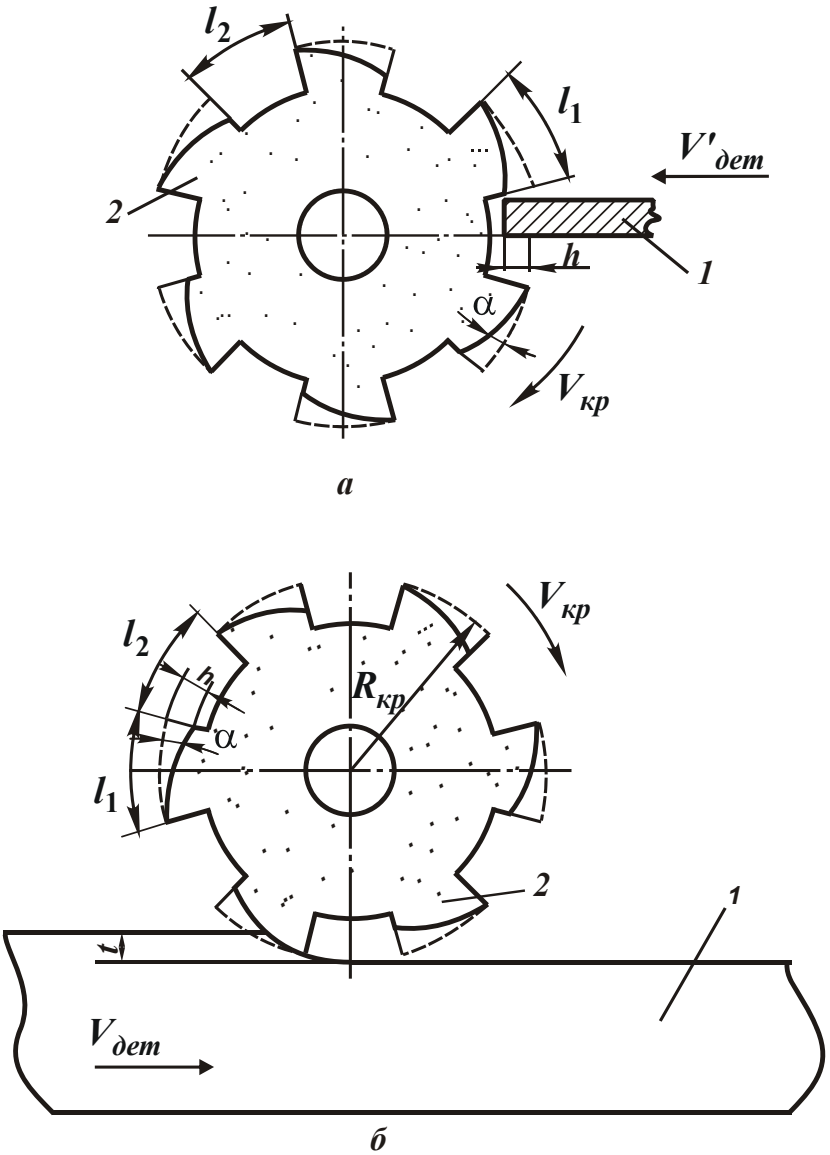


Рис. 5.1. Расчетная схема прерывистого шлифования: 1 – деталь; 2 – круг

Максимальная вероятностная (приведенная) толщина среза H_{max} определяется зависимостью [121]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3}{tg\gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right)}, \qquad (5.4)$$

где $\overline{X}$ – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен круга;

γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна.

При прерывистом шлифовании параметр H_{max} больше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом ($l_2 = 0$). С увеличени-

ем протяженности фронтального участка a множитель $(1+l_2/a)$ и, соответственно, параметр H_{max} уменьшатся (табл. 5.1). Наименьшее значение H_{max} достигается при условии $a=l_1$, т.е. при шлифовании установившейся формой профиля рабочего выступа круга, когда фронтальный участок охватывает весь рабочий выступ круга длиной l_1. Параметр H_{max} принимает вид:

$$H_{max}=\sqrt[3]{\frac{450\cdot\pi\cdot\overline{X}^3}{tg\gamma\cdot m}\cdot\frac{V'_{дет}}{V_{кр}}\cdot\left(1+\frac{l_2}{l_1}\right)}. \qquad (5.5)$$

Таблица 5.1

Расчетные значения $(1+l_2/l_1)^{1/3}$

l_2/l_1	0	1	2	5	10
$(1+l_2/l_1)^{1/3}$	1,0	1,26	1,45	1,82	2,23

Для плоского шлифования (рис. 5.1б) параметр H_{max} с учетом зависимости $V'_{дет}=V_{дет}\cdot\sqrt{2\cdot t\cdot\rho}$ описывается:

$$H_{max}=\sqrt[3]{\frac{630\cdot\pi\cdot\overline{X}^3\cdot V_{дет}\cdot\sqrt{t\cdot\rho}}{tg\gamma\cdot m\cdot V_{кр}}\cdot\left(1+\frac{l_2}{l_1}\right)}, \qquad (5.6)$$

где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с;

t – глубина шлифования, м;

$\rho=1/R_{кр}$;

$R_{кр}$ – радиус круга, м.

Представляя в зависимость (5.6) скорость детали $V_{дет}$ в виде $V_{дет}=Q/B\cdot t$, параметр H_{max} определится:

$$H_{max}=\sqrt[3]{\frac{630\cdot\pi\cdot\overline{X}^3}{tg\gamma\cdot m\cdot V_{кр}}\cdot\sqrt{\frac{Q\cdot V_{дет}\cdot\rho}{B}}\cdot\left(1+\frac{l_2}{l_1}\right)}, \qquad (5.7)$$

где B – ширина шлифования, м.

Для того чтобы производительность обработки Q оставалась постоянной при заданном значении H_{max}, скорость детали $V_{дет}$ необходимо уменьшить в $(1+l_2/l_1)^2$ раз. Следовательно, скорость детали $V_{дет}$ при прерывистом шлифовании должна быть связана со скоростью детали $V_{дет_0}$ при обычном шлифовании сплошным кругом зависимостью:

$$V_{дет} = \frac{V_{дет_0}}{\left(1+\frac{l_2}{l_1}\right)^2}. \qquad (5.8)$$

Как видно, скорость детали $V_{дет}$ при прерывистом шлифовании меньше скорости детали $V_{дет_0}$ при обычном шлифовании сплошным кругом. Это указывает на эффективность применения при прерывистом шлифовании схемы глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали. Глубина шлифования t при условии $Q = const$ должна быть связана с глубиной шлифования t_0 (для круга со сплошной рабочей поверхностью) зависимостью:

$$t = t_0 \cdot \left(1+\frac{l_2}{l_1}\right)^2. \qquad (5.9)$$

Из приведенной зависимости вытекает необходимость перехода в область глубинного шлифования при использовании прерывистого круга. Этим обеспечивается уменьшение износа прерывистого круга до уровня износа круга со сплошной рабочей поверхностью (без уменьшения производительности обработки). В результате полученное решение позволяет эффективно применять прерывистые круги с характеристикой $l_2/l_1 > 1{,}5$, которые в силу чрезвычайно интенсивного износа не получили распространения на практике, хотя обеспечивают существенное снижение температуры резания при шлифовании.

Рассмотрим общие закономерности формирования температуры резания при прерывистом шлифовании.

Нестационарный тепловой режим прерывистого шлифования, сопровождающийся периодическим прерыванием контакта круга с обрабатываемой деталью, открывает принципиально новые возможности управления теплонапряженностью процесса [195]. Если длительность процесса шлифования режущих выступов прерывистого круга сделать меньше времени теплового насыщения, то температура в зоне контакта круга с обрабатываемой деталью не достигнет своего максимального значения и будет ограничена [197].

На рис. 5.2 показан характер изменения температуры от времени воздействия теплового источника [195; 196; 197]. За период прохождения режущего выступа τ_1 обрабатываемая поверхность нагревается до температуры θ_2^0. За время прерывания процесса τ_2 температура поверхности понижается до θ_1^0.

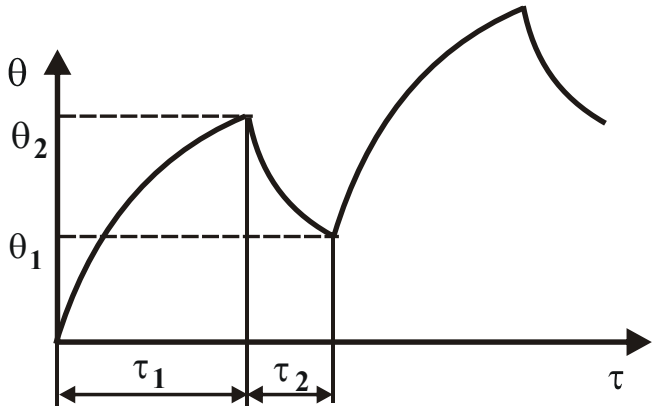


Рис. 5.2. Характер изменения температуры резания θ от времени обработки τ при прерывистом шлифовании

Количество тепла Q_1, необходимое для нагревания поверхности за время τ_1, можно приравнять к количеству тепла Q_2, поглощаемому при охлаждении поверхности от θ_2^0 до θ_1^0 за время τ_2. Параметры Q_1 и Q_2 определяются [182]:

$$Q_1 = q_1 \cdot \tau_1 = \sigma \cdot V_{дет} \cdot \tau_1; \qquad (5.10)$$

$$Q_2 = q_2 \cdot \tau_2, \qquad (5.11)$$

где $V_{дет}$ – скорость внедрения режущих зерен в обрабатываемый металл (скорость детали), м/с;

σ – условное напряжение резания, Н/м^2;

$q_2 = \alpha \cdot \dfrac{\theta_1^0 + \theta_2^0}{2}$;

α – коэффициент теплоотвода.

Время нагрева поверхности τ_1 определяется из выражения:

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}^2} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right], \qquad (5.12)$$

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

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

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м^3.

Время охлаждения определяется из условия $Q_1 = Q_2$ с учетом зависимостей (5.10) и (5.11):

$$\tau_2 = \frac{q_1}{q_2} \cdot \tau_1 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot \left(\theta_1^0 + \theta_2^0\right) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right]. \qquad (5.13)$$

Зная значения τ_1 и τ_2, можно оценить производительность обработки $Q_ц$ за время одного цикла $\left(\tau_1 + \tau_2\right)$:

$$Q_ц = \frac{B \cdot V_{дет} \cdot \tau_1}{\left(\tau_1 + \tau_2\right)} = \frac{B \cdot V_{дет}}{\left[\dfrac{1}{V_{дет}} + \dfrac{2 \cdot \sigma}{\alpha \cdot \left(\theta_1^0 + \theta_2^0\right)}\right]}. \qquad (5.14)$$

Из анализа зависимости (5.14) видно, что увеличить производительность цикла $Q_ц$ можно за счет увеличения скорости внедрения режущих зерен в металл $V_{дет}$ и коэффициента α, а также уменьшения условного напряжения резания σ.

При шлифовании кругом с прерывистой рабочей поверхностью скорость внедрения режущих зерен в металл $V_{дет}$ увеличивается на величину $K_{пр} = 1 - l_2 / l_1$ (где l_1 – длина режущего высту-

па, м; l_2 – длина выреза на круге, м). Тогда зависимости (5.12) и (5.13) примут вид:

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right]; \qquad (5.15)$$

$$\tau_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot \left(\theta_1^0 + \theta_2^0\right) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right]. \qquad (5.16)$$

Геометрический параметр прерывистого круга l_1 определяется:

$$l_1 = \frac{\lambda \cdot V_{кр}}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right]. \qquad (5.17)$$

После подстановки зависимостей (5.15) и (5.16) в (5.17) имеем:

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{\alpha \cdot \left(\theta_1^0 + \theta_2^0\right) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot ln\left[\frac{c \cdot \rho \cdot \left(\theta_2^0 - \theta_1^0\right)}{\sigma}\right]. \qquad (5.18)$$

Из условия целого четного числа n определяется количество режущих выступов: $n = \frac{\pi \cdot D_{кр}}{l_1 + l_2}$, где $D_{кр}$ – диаметр круга, м.

5.3. Динамическая модель процесса прерывистого шлифования

Динамическую модель процесса прерывистого шлифования представим в виде одномассовой системы m, связанной с неподвижной опорой посредством пружины жесткостью c. На массу m действует импульсивная нагрузка $P(\tau)$ (рис. 5.3), где τ_1 – период контакта рабочего выступа прерывистого круга с обрабатываемой

деталью, с; τ_2 – период прерывания процесса шлифования при прохождении впадины круга над зоной контакта, с.

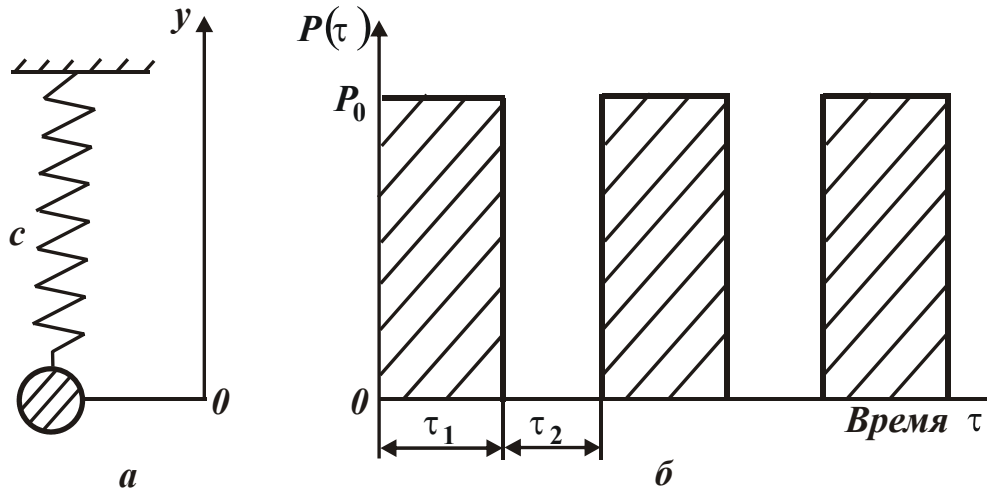


Рис. 5.3. Одномассовая колебательная система (а) и периодическое силовое воздействие шпиндельного узла (б) [4]

Колебательное движение массы m на участке (0, τ_1) описывается дифференциальным уравнением:

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_0, \tag{5.19}$$

на участке (τ_1, τ_2) – дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = 0, \tag{5.20}$$

где y – упругое перемещение массы m под действием импульсивной нагрузки $P(\tau)$ в радиальном к кругу направлении, м.

Решение дифференциального уравнения (5.19) имеет вид:

$$y_1 = A \cdot sin\, k\tau + B \cdot cos\, k\tau + y_{cm}, \tag{5.21}$$

где $k = \sqrt{c / m}$ – собственная частота системы, Гц;

$y_{cm} = P_0 / c$ – статическое перемещение массы m под действием силы P_0, м.

Решая дифференциальное уравнение (5.20), получено:

$$y_2 = C \cdot sin\, k\tau + D \cdot cos\, k\tau. \tag{5.22}$$

Неизвестные постоянные A, B, C, D определяются из четырех начальных условий:

$$\begin{cases} y_1(0) = y_2(\tau_2); \\ \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(\tau_2); \end{cases} \tag{5.23}$$

$$\begin{cases} y_1(\tau_1) = y_2(\tau_1); \\ \dot{y}_1(\tau_1) = \dot{y}_2(\tau_1). \end{cases} \tag{5.24}$$

Подчиняя решения (5.21) и (5.22) начальным условиям (5.23) и (5.24), получена система уравнений для определения постоянных A, B, C, D:

$$\begin{cases} y_{cm} + B = C \cdot sin\, k\tau_2 + D \cdot cos\, k\tau_2; \\ A \cdot k = C \cdot k \cdot cos\, k\tau_2 - D \cdot k \cdot sin\, k\tau_2; \\ y_{cm} + A \cdot sin\, k\tau_1 + B \cdot cos\, k\tau_1 = C \cdot sin\, k\tau_1 + D \cdot cos\, k\tau_1; \\ A \cdot k \cdot cos\, k\tau_1 - B \cdot k \cdot sin\, k\tau_1 = C \cdot k \cdot cos\, k\tau_1 - D \cdot k \cdot sin\, k\tau_1. \end{cases} \tag{5.25}$$

Разрешая первое и второе уравнения системы (5.25) относительно постоянных A, B, и подставляя полученные выражения для определения A и B в третье и четвертое уравнения системы (5.25), установлена система уравнений для определения постоянных C и D:

$$\begin{aligned} &C \cdot [sin\, k(\tau_1 + \tau_2) - sin\, k\tau_1] + D \cdot [cos\, k(\tau_1 + \tau_2) - cos\, k\tau_1] = \\ &= y_{cm} \cdot cos\, k\tau_1 - y_{cm}; \end{aligned} \tag{5.26}$$

$$C \cdot [cosk(\tau_1 + \tau_2) - cosk\tau_1] - D \cdot [sink(\tau_1 + \tau_2) - sink\tau_1] = -y_{cm} \cdot sink\tau_1. \tag{5.27}$$

После преобразований получено:

$$C = y_{cm} \cdot \frac{sin\, k\dfrac{\tau_1}{2} \cdot sin\, k\dfrac{(\tau_1 + \tau_2)}{2}}{sin\, k\dfrac{\tau_2}{2}}; \tag{5.28}$$

$$\begin{aligned} D = y_{cm} \cdot &\frac{sin\, k\dfrac{\tau_1}{2}}{cos\, k\dfrac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot sin\, k\dfrac{\tau_2}{2}} \times \\ &\times \left[cos\, k\frac{\tau_1}{2} - sin\, k\frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot sin\, k\frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} \right]. \end{aligned} \tag{5.29}$$

Постоянные A и B определяются из выражений:

$$A = C \cdot cos\, k\tau_2 + D \cdot sin\, k\tau_2; \qquad (5.30)$$

$$B = C \cdot sin\, k\tau_2 + D \cdot cos\, k\tau_2 - y_{cm}. \qquad (5.31)$$

Таким образом, получено полное решение дифференциальных уравнений (5.19) и (5.20).

Из зависимостей (5.28) и (5.29) следует, что при

$$sin\, k\frac{\tau_2}{2} = 0 \quad \text{и} \quad cos\, k\frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0$$

постоянные C и D, а, следовательно, постоянные A и B будут стремиться к бесконечности. Это означает, что при этих условиях в системе наступает ударный резонанс (параметры $y_1 \to \infty$, $y_2 \to \infty$).

Определим условия ударного резонанса:

1. Условие $sin\, k\frac{\tau_2}{2} = 0$ выполняется при $k\frac{\tau_2}{2} = \pi \cdot n$, где $n = 1,\ 2,\ ...,\ \infty$, откуда

$$\tau_2 = \frac{2\pi \cdot n}{k}. \qquad (5.32)$$

2. Условие $cos\, k\frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = 0$ выполняется при $k\frac{(2\tau_1 + \tau_2)}{2} = \frac{\pi}{2} + \pi \cdot n$, откуда

$$2\tau_1 + \tau_2 = \frac{\pi \cdot (1 + 2n)}{k}. \qquad (5.33)$$

Из полученных зависимостей (5.32) и (5.33) следует, что существует бесконечное множество резонансных состояний системы, которые определяются параметрами τ_1 и τ_2, т.е. зависят от продолжительности контакта режущего выступа круга и прерывания процесса шлифования за период прохождения впадины над зоной контакта.

Это указывает на то, что процесс прерывистого шлифования имеет множество неустойчивых областей и требует правильного выбора параметров τ_1 и τ_2, определяемых из условия обеспечения

оптимальной амплитуды колебаний. Регулировать устойчивость процесса прерывистого шлифования можно также за счет параметра $k = \sqrt{c / m}$ путем изменения конструкции шпиндельного узла.

Следует отметить, что решение получено без учета диссипативных сил. Поэтому значения параметров A, B, C, D, а также y_1 и y_2 будут одинаковы для всех значений $n = 0, 1, 2, ..., \infty$. В действительности, за счет диссипативных сил значения указанных параметров с увеличением n будут уменьшаться. Следовательно, с увеличением n амплитуда колебаний в резонансном режиме будет небольшой, и процесс шлифования будет протекать в достаточно устойчивом режиме. Опасными с точки зрения интенсивных колебаний будут режимы, характеризуемые небольшими значениями n. Исходя из этого, наиболее эффективным средством снижения колебаний в неустойчивых зонах следует рассматривать увеличение диссипативных сил с помощью различных гасителей колебаний.

5.4. Динамические особенности процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями

Из всего многообразия существующих процессов шлифования следует выделить процессы круглого наружного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями (многолезвийных режущих инструментов, буровых шарошек, шлицевых валов и др.), которые по характеру контакта круга с изделием значительно отличаются от обычного прерывистого шлифования. Основной их отличительной особенностью является периодическое ударное взаимодействие рабочей поверхности круга с выступами обрабатываемого изделия, которое по данным работы [89] положительно отражается на технологических показателях абразивного шлифования и позволяет интенсифицировать режим обработки. Такой эффект обусловлен тем, что обрабатываемое изделие в процессе шлифования выполняет, по сути, роль правящего инструмента и обеспечивает высокую режущую способность абразивного круга – фактически не требуется его дополнительная периодическая правка. Повышению режимов абра-

зивного шлифования способствует также тот факт, что вследствие прерывистости контакта круга с изделием, по аналогии с прерывистым шлифованием [195 – 197], уменьшаются температура в зоне резания и вероятность появления на обработанной поверхности прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. Однако такой эффект обработки достигается при шлифовании абразивными кругами. При шлифовании кругами из синтетических сверхтвердых материалов, как показывает практика, имеет место значительный (экономически неприемлемый) износ круга, что ограничивает его применение. В особой мере это проявляется на наиболее массовых операциях круглого шлифования твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов, удельный объем которых в инструментальном производстве составляет приблизительно 35 %. Как показывает практика, в основном эти операции осуществляются с применением обычных абразивных кругов, вызывающих глубокие структурные изменения в поверхностном слое обрабатываемого инструмента, которые не устраняются даже последующей алмазной и эльборовой обработкой [50; 53; 66; 90; 132; 158; 198]. По данным ряда инструментальных заводов потери от брака достигают 20 %.

Попытки эффективной замены на этих операциях абразивного шлифования алмазным с целью повышения качества обработки до настоящего времени успеха не имели, что обусловлено, прежде всего, низкой работоспособностью алмазных кругов в условиях их интенсивного взаимодействия с обрабатываемыми ножами многолезвийных инструментов. Производительность алмазного шлифования, как правило, не превышает $(2 – 5)\cdot10^3$ мм^3/мин, а удельный расход алмаза достигает чрезвычайно высокого уровня – (20 – 60) мг/г [50; 53; 60; 140; 193; 194], что не удовлетворяет требованиям производства и делает экономически нецелесообразным внедрение прогрессивных методов алмазного шлифования. В тоже время абразивное шлифование, по данным ряда инструментальных заводов, изготавливающих многолезвийные инструменты, позволяет осуществлять съем припуска с производительностью обработки $20\cdot10^3$ мм^3/мин, а при шлифовании шарошек с релитовыми наплавками для буровых

долот – до $3 \cdot 10^5$ мм^3/мин, что значительно выше производительности круглого абразивного шлифования сплошных поверхностей.

Поэтому для решения проблемы эффективного применения кругов из синтетических сверхтвердых материалов при круглом шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями (твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов) необходимо, прежде всего, изучить механику ударно-циклического взаимодействия круга с изделием в процессе шлифования. Для этого рассмотрим динамическую модель системы “изделия”, как наиболее податливого звена технологической системы, считая, что система “круга” значительно жестче. На рис. 5.4 система “изделия” представлена в виде консольно-закрепленного стержня со ступенчатым изменением поперечного сечения, нагруженного на конце переменным во времени импульсом силы, возникающим в момент контакта круга с изделием. Участки τ_1 и τ_3 импульса силы (рис. 5.4г) характеризуют время входа и выхода обрабатываемого выступа изделия из рабочей поверхности круга и определяются длиной дуги контакта и окружной скоростью изделия.

Под действием силы $P(\tau)$ система “изделие” совершает вынужденные изгибные колебания. Для принципиального решения динамической задачи можно упростить рассматриваемую систему “изделие”, представив ее одномассовой системой, нагруженной только одним импульсом силы $P(\tau)$, возникающим от одного касания круга с обрабатываемым элементом изделия (рис. 5.4б, в, г)

Вынужденные колебания, совершаемые массой m без учета диссипативных сил, возникающих в технологической системе, описываются дифференциальным уравнением [22]:

$$\ddot{x} + k^2 \cdot x = P(\tau), \qquad (5.34)$$

где $k = \sqrt{c / m}$ – собственная частота колебаний, 1/с;

c – приведенная изгибная жесткость системы “изделия”, Н/м.

Первоначально рассмотрим колебания массы m в момент входа обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга, т.е. на участке τ_1 (рис. 5.4г). Сила $P(\tau) = a \cdot \tau$, где $a = P_0 / \tau_1$.

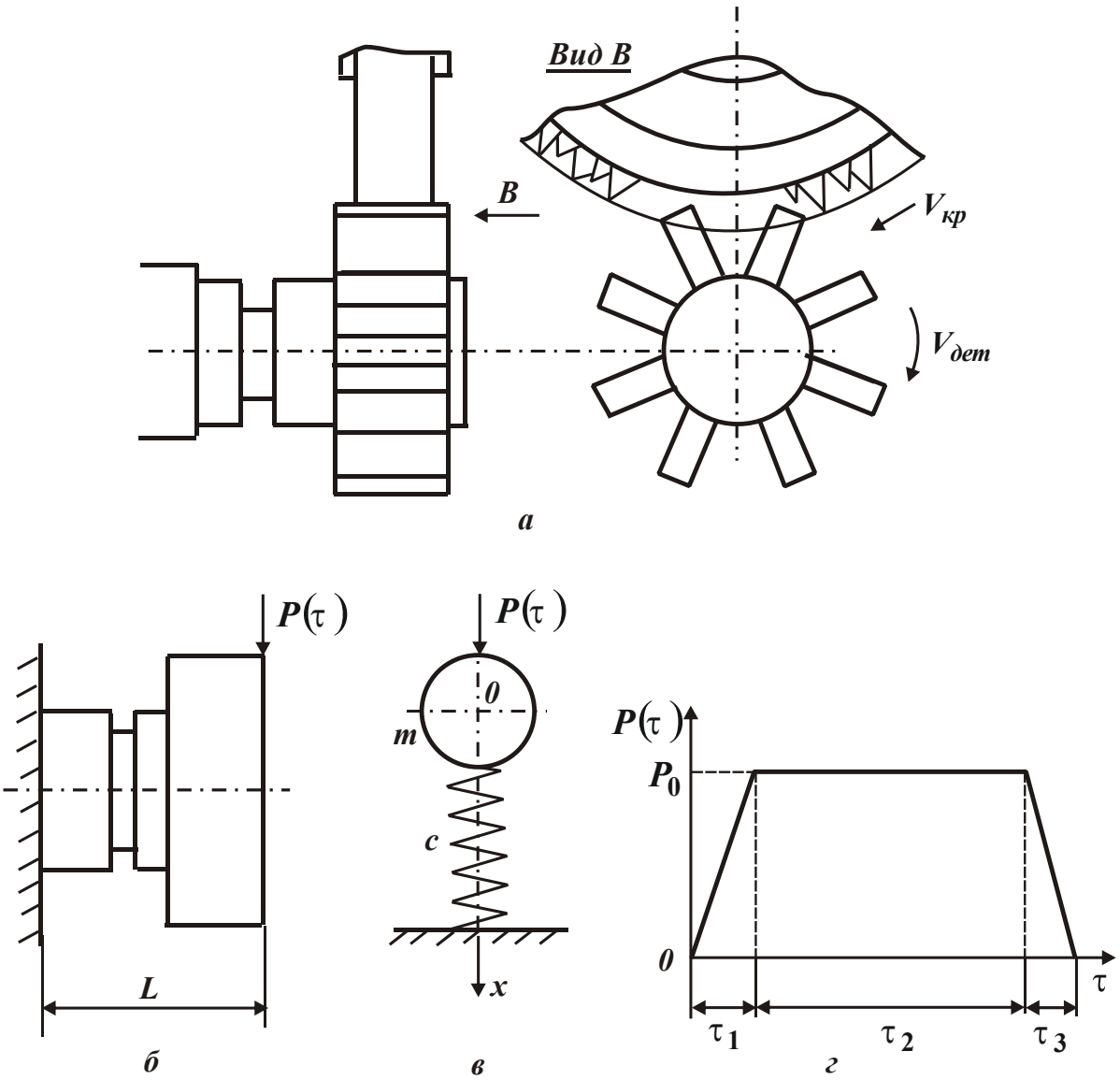


Рис. 5.4. Расчетные схемы параметров шлифования изделия с прерывистой поверхностью

Решая уравнение (5.34), получено:

$$x = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + \frac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2} \cdot \tau . \qquad (5.35)$$

Постоянные A и B определяются из начальных условий движения массы m:

$$\begin{cases} x(0) = 0; \\ \dot{x}(0) = 0. \end{cases} \qquad (5.36)$$

Подчиняя зависимость (5.35) начальным условиям (5.36), окончательно получено решение уравнения (5.34):

$$\begin{cases} x = \dfrac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2}\left(\tau - \dfrac{1}{k} \cdot \sin k\tau\right); \\ \dot{x} = \dfrac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2}\left(1 - \cos k\tau\right). \end{cases} \tag{5.37}$$

Как следует из зависимости (5.37), масса m под действием силы $P(\tau) = a \cdot \tau$ перемещается с постоянной скоростью $\dfrac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2}$, непрерывно сжимая пружину жесткостью c и одновременно совершая синусоидальные колебания.

Колебания массы m на участке τ_2 (рис. 5.4г) определяются с учетом $P(\tau) = P_0$ и начальных условий:

$$\begin{cases} x(\tau_1) = \dfrac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2} \cdot \left(\tau_1 - \dfrac{1}{k} \cdot \sin k\tau_1\right); \\ \dot{x}(\tau_1) = \dfrac{P_0}{\tau_1 \cdot k^2} \cdot \left(1 - \cos k\tau_1\right). \end{cases} \tag{5.38}$$

Решение уравнения (5.34) с учетом начальных условий (5.38):

$$\begin{cases} x(\tau) = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + \dfrac{P_0}{k^2}, \\ A = \left[x(\tau_1) - \dfrac{P_0}{k^2}\right] \cdot \sin k\tau_1 + \dfrac{\dot{x}(\tau_1)}{k \cdot \cos k\tau_1}, \\ B = \left[x(\tau_1) - \dfrac{P_0}{k^2}\right] \cdot \cos k\tau_1. \end{cases} \tag{5.39}$$

Движение массы m на участке τ_3 опишется аналогично движению на участке τ_2 с разницей в начальных условиях. После окончания действия импульса силы $P(\tau)$ масса m будет совершать только свободные колебания вплоть до их затухания.

На рис. 5.5 представлены графики изменения перемещения массы m в зависимости от продолжительности импульса силы τ_2 с учетом статического значения $x_{cm} = P_0 / c$ перемещения массы m.

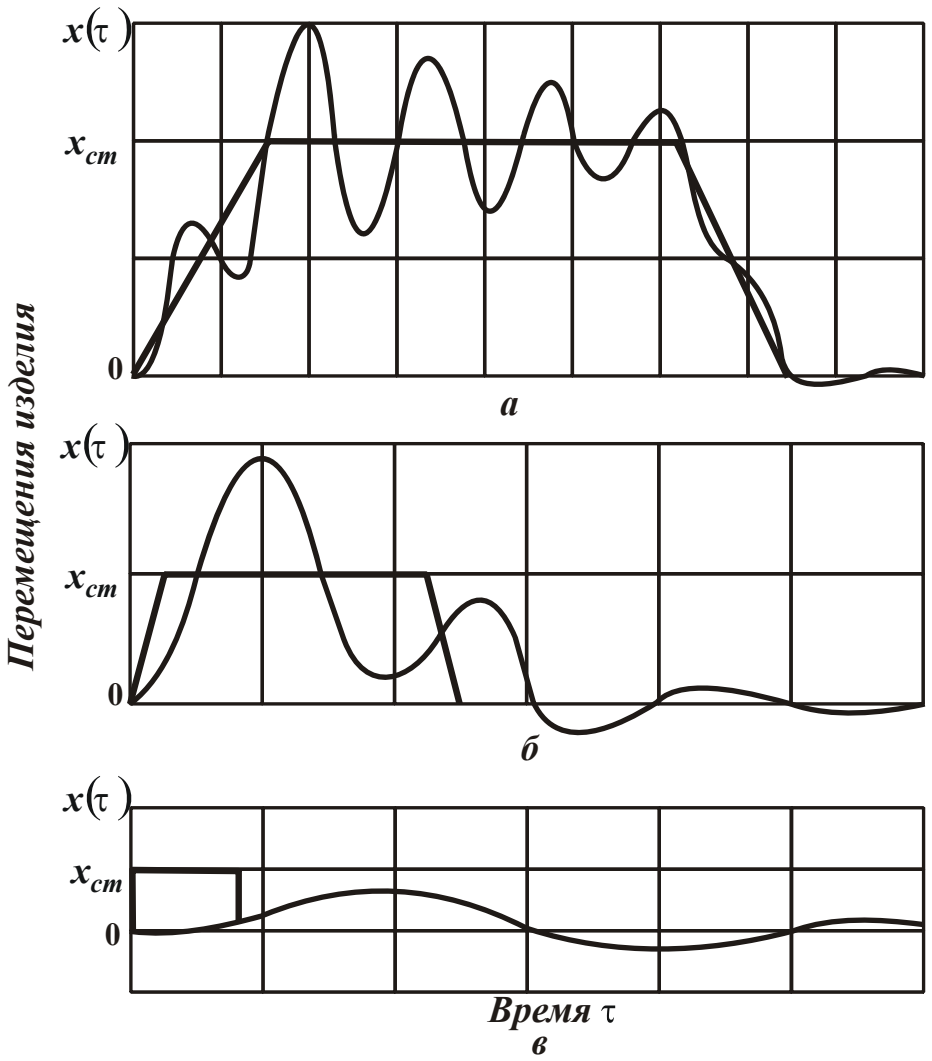


Рис. 5.5. Формы колебаний изделия от действия единичного импульса различной продолжительности τ

При небольшой окружности скорости изделия время контакта круга с обрабатываемым элементом изделия значительно больше периода собственных колебаний системы “изделия” и амплитуда колебаний вследствие диссипативных свойств технологической системы принимает максимальное значение в момент входа обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга. Как следует из графика, представленного на рис. 5.5а, в начальный момент контакта (участок τ_1) происходит запаздывание перемещения массы m от действия импульса силы τ_2. В силу инерционности технологической системы масса m не успевает реагировать на импульс силы и получить упругие перемещения (отжатия), соответствующие статическому значению этой силы, т.е. шлифование в начальный

момент происходит практически без отжатий. Технологическая система в этом случае приобретает свойства, эквивалентные большей приведенной контактной жесткости. Уменьшение динамических упругих перемещений круга и изделия приводит к более глубокому по сравнению с обычным круглым наружным шлифованием внедрению передней поверхности обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга, увеличению толщины единичного среза и контактных нагрузок в зоне резания. При достаточной остроте обрабатываемого элемента изделия (режущего клина ножа многолезвийного инструмента) и достижении металлом связки произойдет повышенный износ шлифовального круга.

Увеличение глубины внедрения обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга в начальный момент контакта способствует увеличению фактического съема металла в единицу времени и образованию завалов на обрабатываемом элементе изделия, т.е. передней (режущей) части ножа многолезвийного инструмента, что приведет к нарушению его цилиндрической формы.

С увеличением скорости изделия (детали) $V_{дет}$ и, соответственно, уменьшением продолжительности импульса силы $P(\tau)$, как показано на рис. 5.5б, увеличивается расхождение между динамическими и статическими упругими перемещениями в начальный момент контакта. Одновременно повышаются кинетическая энергия вращающегося изделия и интенсивность ударного взаимодействия изделия с кругом. Обрабатываемый элемент изделия с большей глубиной внедряется в рабочую поверхность круга и при условии пересечения траекторией его движения уровня связки (что имеет место при высокопроизводительном шлифовании) производит своего рода правку круга, срезая верхний слой связки. Такой характер контакта круга с изделием отсутствует при обычном круглом шлифовании сплошных поверхностей, где обрабатываемый металл может контактировать со связкой, не пересекая ее верхнего уровня.

При сопоставимых значениях продолжительности контакта и периода собственных колебаний системы “изделие” будет наблюдаться запаздывание упругих перемещений от действия импульса

силы $P(\tau)$ фактически на протяжении всего времени обработки элемента изделия (рис. 5.5в). Наибольшие динамические упругие перемещения будут иметь место в момент выхода обрабатываемого элемента изделия из контакта с кругом. По абсолютной величине динамические упругие перемещения всегда будут меньше статических упругих перемещений.

Для наглядности приведенного решения его следует упростить, принимая время $\tau_1 = 0$ (рис. 5.4г). Тогда, решая дифференциальное уравнение (5.34), получено:

$$x = 2 \cdot x_{cm} \cdot sin\, k(\tau_2 / 2) \cdot sin\, k(\tau - \tau_2 / 2).$$

Как видно, с уменьшением времени контакта круга с обрабатываемым элементом изделия τ_2 величина упругого перемещения x непрерывно уменьшается за счет уменьшения множителя $sin\, k(\tau_2 / 2)$. Это указывает на возможность более глубокого внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, что является положительным фактором при прерывистом шлифовании с точки зрения постоянного самооформления рабочего выступа прерывистого круга, не требующего его дополнительной правки. При шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями, наоборот, более глубокое внедрение обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга приводит к повышенному износу круга и снижению эффективности процесса шлифования. Поэтому время τ_2 необходимо увеличивать, регулируя при этом глубину внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга и не допуская повышенного износа круга.

Правомочность приведенного анализа механики ударного взаимодействия круга с изделием согласуется с результатами работы [82], в которой показано уменьшение в 2 – 3 раза упругих перемещений при круглом шлифовании прерывистых поверхностей (шлицевых валов) по сравнению с шлифованием сплошных поверхностей. Динамический эффект запаздывания упругих перемещений технологической системы от возникающего периодического импульса силы в ряде случаев играет положительную роль и широко

используется на операциях доводки и суперфиниширования дорожек качения колец подшипников для исправления геометрической неточности (волнистости поверхности) детали [61]. Управление инерционностью суперфинишной головки за счет конструктивных и кинематических параметров позволяет практически исключить ее колебания от взаимодействия с гребешками поверхности и таким образом обеспечивает требуемую волнистость поверхности.

В процессе шлифования изделий с прерывистыми поверхностями элементы технологической системы совершают установившиеся вынужденные колебания, обусловленные периодичностью контактов круга с обрабатываемыми элементами изделия. В рассмотренной выше динамической задаче не учитывалось влияние на колебания действия предшествующего импульса. Начальные условия принимались нулевыми, считая, что диссипативные свойства технологической системы достаточно большие для того, чтобы погасить к началу последующего контакта колебания от предшествующего контакта. В реальных условиях шлифования при определенных сочетаниях ширины обрабатываемого элемента изделия и расстояния между этими элементами, скоростью изделия и частотой собственных колебаний может оказаться, что колебания к началу последующего контакта не успели погаситься и начальные условия в этом случае следует принимать не нулевыми. В работе [49] предложено решение такой задачи. Выполненные численные расчеты показали, что периодичность ударов и “раскачка” системы вплоть до резонансного состояния при шлифовании многолезвийных инструментов начинает проявляться при скорости изделия приблизительно 500 м/мин, что значительно выше рабочего диапазона изменения скорости изделия (30 – 100 м/мин). Следовательно, технологическая система находится в динамически устойчивом состоянии и поэтому при шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями имеет место в основном динамика единичного удара.

Проведенный анализ динамики взаимодействия круга с прерывистой поверхностью изделия не противоречит основным закономерностям процесса прерывистого шлифования. В отличие от процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями при

прерывистом шлифовании технологическая система более склонна к потере динамической устойчивости, поскольку периодичность действия импульсов зависит от скорости круга, которая обычно в 10 … 60 раз превышает скорость изделия. Шлифование с большими амплитудами колебаний приводит к значительному уменьшению съема металла с обрабатываемого изделия и ухудшению качества обработки [198].

Вместе с тем, при правильном выборе числа режущих выступов круга и их протяженности применение прерывистого шлифования (рис. 5.6) позволяет наряду с уменьшением теплонапряженности процесса повысить производительность обработки и уменьшить удельный расход круга [85].

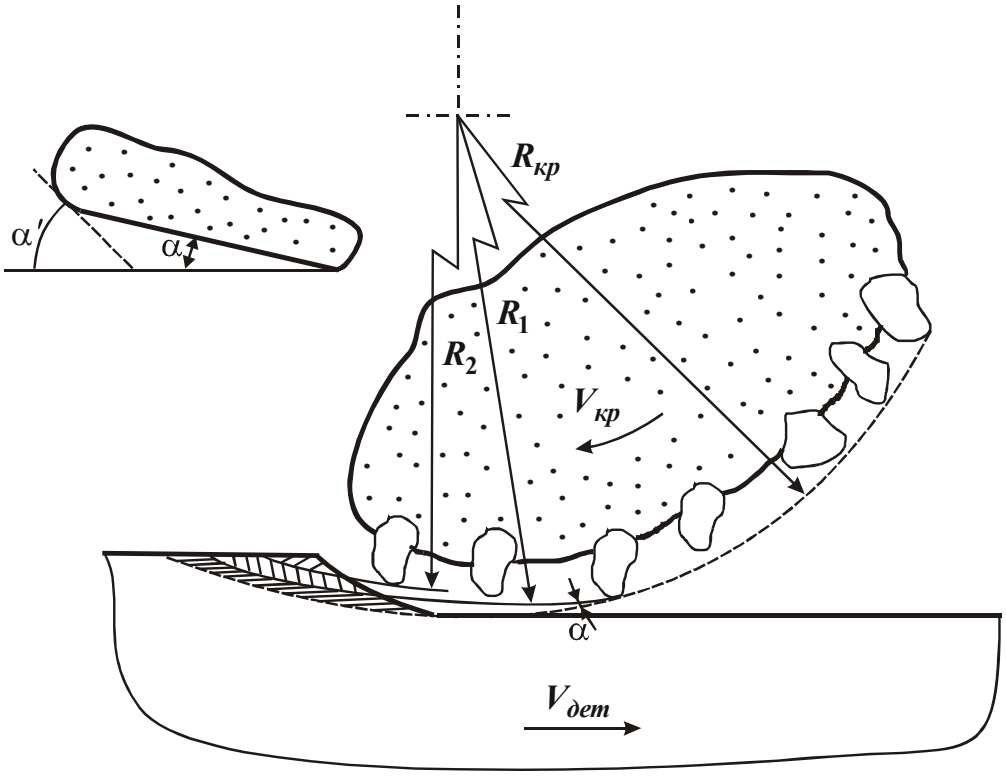


Рис. 5.6. Схема взаимодействия рабочего выступа прерывистого круга с обрабатываемым материалом [85]

Так, по данным исследований [52; 175; 197] удельный расход уменьшается на 15 – 20 %, общая стойкость круга между правками повышается в 2 – 3 раза по сравнению с обычным шлифованием. Эффективность обработки в данном случае достигается за счет ударного взаимодействия рабочего выступа круга с изделием, в ре-

зультате которого уменьшаются упругие перемещения технологической системы [31; 137] и существенно изменяются условия трения и износа в зоне резания, облегчающие процесс стружкообразования. Образующийся при шлифовании на профиле рабочего выступа угол атаки к плоскости резания (рис. 5.6) способствует более плавному входу зерен в обрабатываемый металл, послойному его удалению, рассеиванию энергии удара в момент врезания и исключает интенсивное выкрашивание зерен, прилегающих к передней кромке рабочего выступа круга. Следовательно, в условиях прерывистого шлифования происходит самоуправление интенсивностью ударного взаимодействия путем самооформления профиля рабочего выступа круга (или предварительным созданием профиля) и динамичность процесса, обусловленная прерывистостью контакта круга с изделием, благоприятно сказывается на выходных технологических показателях обработки. При шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями самоуправления процессом не происходит и поэтому задача повышения эффективности такого шлифования требует установления принципов управления динамикой взаимодействия круга с изделием.

5.5. Формулирование условий оптимального управления процессом шлифования изделий с прерывистыми поверхностями

Выполненные динамические исследования показали, что в первоначальный момент удара технологическая система, обладая определенной инерционностью, не успевает среагировать на импульс силы и получить упругие перемещения, соответствующие статическому значению силы резания. В результате вход обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга происходит фактически без образования упругих перемещений в технологической системе и поэтому фактическая глубина шлифования в начальный момент удара увеличивается по сравнению с обычным круглым шлифованием сплошных поверхностей. При дальнейшем

контакте круга с обрабатываемым элементом изделия технологическая система совершает свободные колебания относительно установившегося равновесия, обусловленного равенством силы резания и упруго-восстанавливающей силы, образующейся в технологической системе. Шлифование в таких условиях мало чем отличается от обычного шлифования сплошных поверхностей. Следовательно, наиболее неблагоприятным моментом во всем цикле обработки одного элемента изделия является первоначальный момент резания, когда упругие перемещения фактически отсутствуют, и обрабатываемый элемент изделия может с ударом входить в рабочую поверхность круга, интенсивно разрушая связку и удаляя из нее зерна, не успевшие отработать свой ресурс. Для эффективного ведения процесса шлифования в таких условиях необходимо строго регламентировать глубину внедрения обрабатываемого элемента изделия в рабочую поверхность круга, не допуская пересечения траекторией его движения уровня связки и ее интенсивного разрушения. Обрабатываемый металл должен быть полностью снят на определенном уровне высоты рельефа круга. По мнению Сагарды А. А. и Мишнаевского Л. Л. [100; 101; 152], такой уровень независимо от вида шлифования должен определяться устойчивостью режущих зерен связки. Сила резания, действующая на алмазное зерно, не должна превышать предельную (разрушающую) силу и одновременно силу удержания зерна в связке. Между ними должна существовать вполне однозначная связь, выраженная оптимальным соотношением толщины среза и глубины заделки зерна в связке. Несоблюдение такого условия приведет к перегрузке зерен круга или к недоиспользованию их режущих возможностей.

Такой же подход на эффективное ведение процесса шлифования предлагается в работах [20; 33; 34; 153], посвященных созданию на основе управления режущим рельефом алмазного круга методов комбинированного алмазного шлифования, позволяющих повысить технологические показатели обработки.

Особое внимание вопросам устойчивости зерен в связке круга уделено в работах Захаренко И. П. и других сотрудников Института сверхтвердых материалов имени Бакуля В. Н. НАН Украины [49;

50; 52; 53], которым удалось, используя принципы баланса износа зерен и связки, разработать ряд новых прогрессивных алмазных инструментов. Вопросы образования и стабилизации устойчивого режущего рельефа алмазного круга – как необходимое условие высокопроизводительного шлифования – нашли достаточное отражение в исследованиях Попова С. А. [140].

Следовательно, наиболее предпочтительным путем управления процессом шлифования является управление силовой нагруженностью режущих зерен и их устойчивостью в связке круга. Такой принцип управления приобретает особое значение применительно к круглому шлифованию изделий с прерывистыми поверхностями, где наряду с управлением силовой напряженностью зерен требуется исключить ударное врезание обрабатываемого элемента изделия в связку круга, распределить энергию удара между режущими зернами и таким образом перевести их работу в режим обычного круглого шлифования сплошных поверхностей. Вполне очевидно, что реализовать такое управление процессом шлифования можно путем строгого соблюдения определенных соотношений параметра режима шлифования, обеспечивающих полный съем подводимого в зону резания металла на уровне допустимой (прочностной) толщины среза, не нарушая при этом устойчивое равновесие зерен в связке.

Правомочность управления допустимой (прочностной) толщиной среза обусловлена тем, что из всех параметров взаимодействия круга с изделием (длины дуги контакта, формы единичного среза, числа работающих зерен и т.д.) толщина среза в наибольшей степени предопределяет характер стружкообразования, силы резания и контактную температуру, интенсивность съема металла и износ круга, т.е. все технологические и физические параметры обработки [187]. Так, на рис. 5.7 приведена зависимость работоспособности алмазного зерна R и условного напряжения резания при микрорезании [132; 154], которые подтверждают значительное влияние толщины среза на показатели процесса шлифования. Первоначально, с увеличением толщины среза наблюдается рост работоспособности зерна, что связано с уменьшением условного напряжением

резания и удельной нагрузки, действующей на единицу поверхности рабочей части зерна. При достижении толщиной среза предельных значений 0,3 – 0,7 мкм работоспособность зерна принимает максимальное значение, после чего уменьшается.

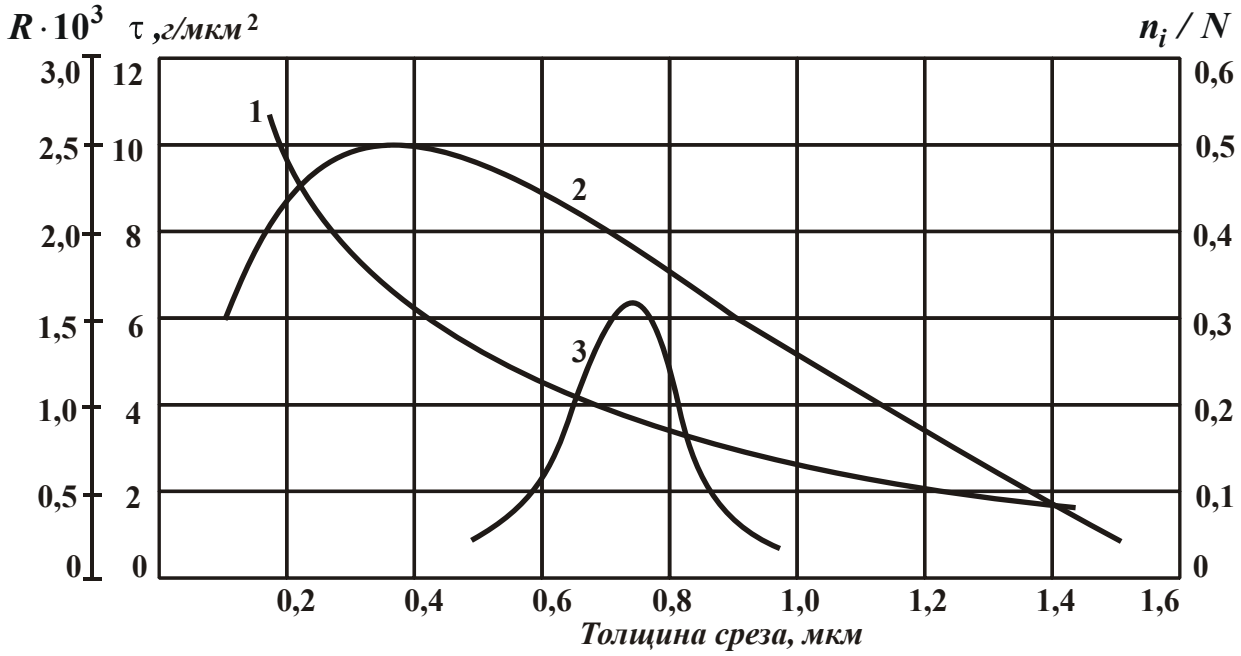


Рис. 5.7. Зависимость условного напряжения резания (1), работоспособности зерна (2) от толщины среза при микроцарапании единичным зерном АС6 250/200 и распределение разрушающих зерно толщин среза (3) [154]

Гораздо сложнее взаимосвязь толщины среза с износостойкостью алмазного круга в условиях реального шлифования.

Байкалов А. К. в работах [18; 19] показал, что изменение параметров режима шлифования фактически не оказывает влияния на характер распределения толщин срезов и их абсолютные значения. Так, увеличение поперечной подачи в 50 раз и продольной подачи в 6 раз не привело к изменению толщин стружек, тогда как удельный расход алмаза изменялся в широких пределах. Судя по результатам эксперимента, Байкалов А. К. пришел к выводу, что толщина среза не является параметром, определяющим износостойкость алмазного круга. Между тем, анализируя результаты Байкалова А. К., можно сделать и второй вывод: толщина среза, будучи малочувствительным параметром к изменению режима резания, является высокочувствительным к изменению интенсивности износа алмазного кру-

га, т.е. незначительное увеличение или уменьшение толщины среза вызывает интенсивное увеличение или снижение износостойкости алмазного круга.

Доказательством существования корреляционной взаимосвязи толщин срезов с параметрами режима шлифования являются работы Филимонова Л. Н. [187; 188], посвященные проблемам высокоскоростного шлифования. Путем измерения толщины стружек, а также высоты рельефа круга, участвующего в резании, им установлено, что увеличение скорости круга вызывает снижение толщин стружек (рис. 5.8), а износостойкость круга в основном определяется толщинами единичных срезов.

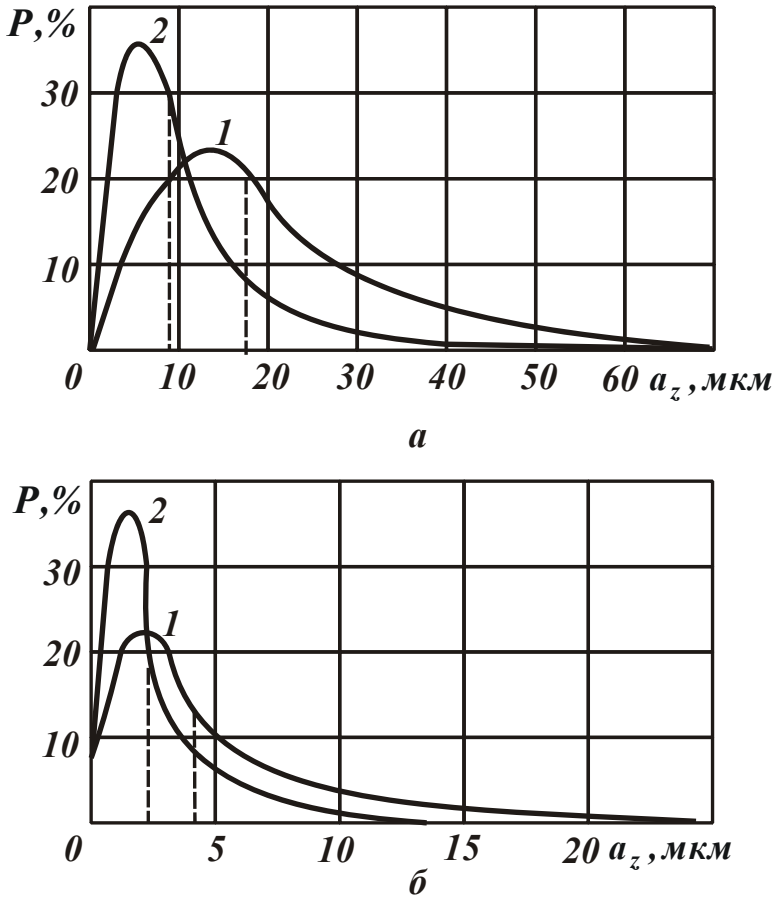


Рис. 5.8. Плотность распределения толщин шлифовальных стружек [187] при удельном съеме металла 500 мм^3/(мм·мин) (а) и 50 мм^3/(мм·мин) (б): 1 – $V_{кр}$ = 35 м/с; 2 – $V_{кр}$ = 120 м/с

В работе [18] также показано изменение усредненной толщины стружки в зависимости от поперечной подачи. Увеличение глубины шлифования в 3 раза с 0,01 до 0,03 мм/дв. ход привело к увеличе-

нию усредненной толщины стружки в 1,4 раза, что свидетельствует о незначительном влиянии глубины шлифования на толщину стружки. При таком же увеличении поперечной подачи по результатам работ Сагарды А. А. [152; 158] удельный расход увеличился для алмазов АС2 в 7 раз, для алмазов АС4 – в 5 раз, для алмазов АС15 и АС32 приблизительно в 4 раза (рис. 5.9).

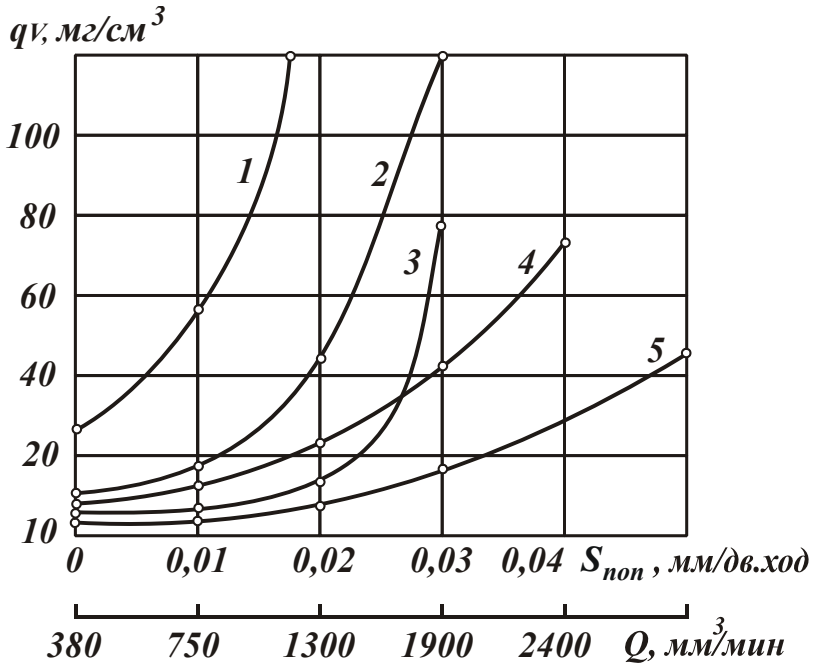


Рис. 5.9. Зависимость удельного расхода алмазов различных марок от производительности при круглом шлифовании стали ШХ15: 1 – АС2; 2 – АС4; 3 – АС6; 4 – АС32; 5 – АС15 [152]

Беззубенко Н. К. в работе [20], используя взаимосвязь толщины единичного среза с износом круга, предложил процесс “двойного скоростного” шлифования, суть которого состоит в возможности повышения износостойкости алмазного круга путем приближения скорости изделия к скорости круга. Как показали аналитические и экспериментальные исследования, такое сочетание скоростей круга и изделия позволяет значительно уменьшить толщину среза и соответственно снизить износ круга. Следовательно, основным связывающим звеном между параметрами режима резания и силовой напряженностью процесса шлифования является толщина единичного среза, которая позволяет регулировать в значительных пределах износостойкость круга и другие технологические показатели

обработки и поэтому в сочетании с условием устойчивости зерен может быть положена в основу управления и оптимизации процесса шлифования.

В связи с этим, важно разработать на основе управления допустимой (прочностной) толщиной среза и устойчивостью зерен в связке круга новый высокопроизводительный процесс алмазного шлифования твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов взамен существующего абразивного шлифования и научно обоснованную методику расчета оптимальных режимов шлифования. Для этого необходимо решить ряд научных и технических задач, основной из которых является задача определения условий оптимального управления процессом шлифования. Ее решение состоит в поиске оптимального устойчивого равновесного состояния “зерно – связка”, при котором полный съем подводимого в зону шлифования металла производится на уровне допустимой (прочностной) толщины среза и обработка осуществляется с максимально возможной производительностью (достигающей уровня существующего абразивного шлифования и выше) при экономически приемлемом расходе алмаза и требуемом качестве обработки. Очевидно, решить поставленную задачу общепринятыми экспериментальными методами довольно сложно, что вызвано, во-первых, большим числом переменных величин; во-вторых, тем, что эксперимент, как правило, не позволяет установить структуру и содержание передаточной функции шлифования, т.е. внутреннюю связь между различными факторами, которые в наибольшей степени ответственны за формирование выходных показателей обработки; в-третьих, невозможностью установления и правильного обоснования многопараметрического оптимума, поскольку эксперимент дает частный экстремум.

Поставленная задача многопараметрической оптимизации наиболее полно и достоверно может быть решена математическим моделированием с ограниченным привлечением эксперимента, принимая в качестве условия оптимизации устойчивое равновесие системы “зерно – связка”, которое соответствует наибольшему износу зерна до его разрушения. Необходимость привлечения экспе-

римента в основном связана с установлением ограничений при шлифовании, определении ряда физических характеристик процесса, проверки и корректировки результатов расчетов. Такой подход в последнее время является оправданным, т.к. по многочисленным исследованиям Резникова А. Н., Редько С. Г., Ящерицына П. И., Якимова А. В., Евсеева Д. Г., Королева А. В., Филимонова Л. Н., Новоселова Ю. К., Островского В. И., Федосеева О. Б. и других ученых процесс шлифования, несмотря на вероятностное участие зерен в резании и их хаотическое расположение на рабочей поверхности круга, подчиняется строгому математическому анализу и может быть оптимизирован аналитическим путем. Вместе с тем, проведенный анализ известных работ показал отсутствие единого взгляда на закономерности массового съема металла режущими зернами и формирование поверхностей при шлифовании. Расчет основных физических и технологических параметров шлифования производится без учета параметров установившегося (для каждого режима шлифования, характеристики круга, марки обрабатываемого материала и т.д.) режущего рельефа круга, который по данным Сагарды А. А., Семко М. Ф. и других исследователей [18; 53; 100; 132; 140; 152; 153; 193; 194] существенно отличается от исходного (после правки) и оказывает решающее значение на эффективность шлифования. Не полностью сформулированы условия стабилизации режущего рельефа круга при его работе в режиме самозатачивания и в режиме комбинированного шлифования.

В расчетах не учитывается также объем межзеренного пространства круга, необходимый для размещения стружки, физико-механические свойства связки и зерен, их износ до объемного разрушения или выпадения из связки круга. Несмотря на большое количество существующих расчетных схем шлифования, отсутствует единая система уравнений, описывающих все основные параметры с позиции теории случайных функций. Расчеты по-прежнему выполняются по усредненным формулам без учета разновысотного расположения зерен на рабочей поверхности круга и их различной нагруженности в процессе шлифования. Основные технологические показатели аналитически не выражены через толщину среза и пара-

метры устойчивого равновесия системы “зерно – связка”, что не позволяет назначить оптимальные режимы шлифования по допустимой (прочностной) толщине среза или другим параметрам, соответствующим условию энергетического равновесия системы “зерно – связка”. Нагруженность режущих зерен и износ круга исследователи, как правило, связывают со средней толщиной среза, хотя вполне очевидно, что в процессе шлифования распределение съема металла по длине дуги контакта круга с изделием и высоте рельефа круга происходит неравномерно и для оценки степени взаимного проникновения металла в рабочую поверхность круга, интенсивности износа круга и других показателей необходима иная, более надежная характеристика. Не решен окончательно вопрос расчета износа круга.

Перечень нерешенных вопросов и недостатков математических моделей шлифования можно значительно расширить, однако и сказанного достаточно для того, чтобы сделать вывод о более сложном характере съема металла при шлифовании и износе круга, чем это обычно принимается в математических моделях. Решить поставленную задачу многопараметрической оптимизации шлифования существующими расчетными методами затруднено и поэтому возникает необходимость разработки новой модели шлифования, базирующейся на последних достижениях в области алмазного шлифования и являющейся логическим продолжением существующих моделей. Очевидно, учесть в математической модели всю совокупность явлений, сопровождающих процесс шлифования, из-за сложности аналитического представления невозможно и поэтому наиболее эффективным путем математического анализа и оптимизации шлифования, по мнению Новоселова Ю. К. и Островского В. И. [127; 135], является структурное разбиение процесса шлифования на отдельные подпроцессы, отражающие характерные стороны его функционирования, затем их моделирование и установление взаимосвязи между ними.

Исходя из этого, разработана математическая модель определения оптимальных режимов алмазного шлифования с учетом вероятностного участия зерен в резании, которая позволяет получить

основные зависимости, необходимые для расчета, проектирования и оптимизации высокопроизводительного процесса круглого алмазного шлифования твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов. При этом решены следующие задачи:

– с позиций теории случайных функций аналитически описана рабочая поверхность круга, закономерности съема металла в зоне резания и формообразования поверхностей при шлифовании;

– установлены аналитические взаимосвязи производительности шлифования, относительного расхода алмаза, параметров точности и шероховатости обработки с максимальной толщиной среза;

– проведена многопараметрическая оптимизация режимов шлифования, характеристик круга и других условий обработки;

– разработаны наиболее предпочтительные варианты круглого алмазного шлифования твердосплавных многолезвийных инструментов;

– разработана научная методика расчета, проектирования и оптимизации процессов шлифования.

5.6. Разработка математической модели определения оптимальных режимов алмазного шлифования с учетом вероятностного участия зерен в резании

5.6.1. Статическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга

Наиболее полно рабочая поверхность круга может быть описана аналитической функцией, учитывающей вероятностное расположение зерен, их форму, размеры и концентрацию в круге. С этой целью следует спроектировать все зерна круга, выступающие над уровнем связки, на диаметральную плоскость круга. В результате наложения проекций зерен на плоскости образуется область сплошного перекрытия, характеризующая приведенный режущий профиль рабочей поверхности круга. Для математического описания этой области необходимо ввести новую характеристику – стати-

ческую относительную полноту профиля рабочей поверхности круга, которая выражает функцию распределения суммарной длины перекрытия участков по высоте выступания зерен над связкой круга (рис. 5.10):

$$\varepsilon = \frac{\sum_{i=1}^{n} a_i}{B}, \qquad (5.40)$$

где B – ширина круга, м.

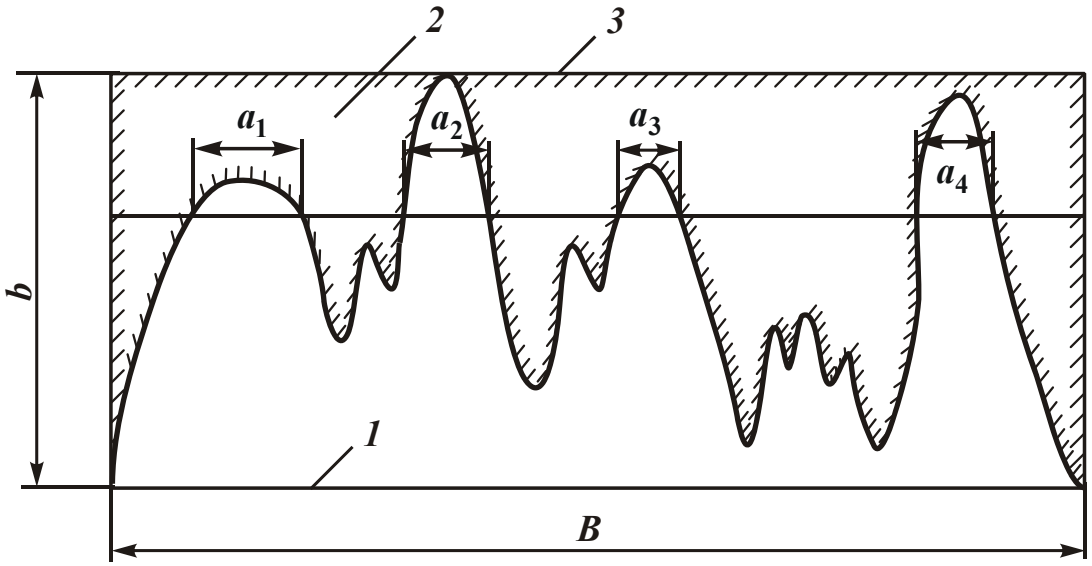


Рис. 5.10. Профиль от экранирования режущих зерен на диаметральную плоскость круга: 1 – уровень связки круга; 2 – неснятый металл; 3 – уровень максимально выступающих зерен круга

Основное отличие этой характеристики от стандартного параметра шероховатости “относительной опорной длины микропрофиля” состоит в том, что “статическая относительная полнота профиля” описывает шероховатую поверхность на диаметральной плоскости круга, а “относительная опорная длина микропрофиля” – на обработанной поверхности детали.

Расчетную схему рабочей поверхности круга следует представить в виде наложения на диаметральную плоскость круга бесконечного множества независимых элементарных профилей, каждый из которых состоит из dn зерен и имеет различную высоту выступания над уровнем связки – от 0 до b (рис. 5.11б). При этом каждый

элементарный профиль образован зернами с практически одинаковой высотой выступания над связкой круга.

Для упрощения расчетов необходимо принять допущения: 1) режущая часть зерна имеет форму конуса с углом при вершине 2γ [179]; 2) размеры и форма зерен постоянны во времени; 3) высоты выступания вершин зерен над уровнем связки подчинены равномерному закону распределения с плотностью $f(y_i) = 1/b$.

С учетом принятых допущений элементарный профиль круга будет образован от зерен dn, вершины которых находятся в слое бесконечно малой толщины dy_i (рис. 5.11):

$$dn = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i, \tag{5.41}$$

где $n = k \cdot B \cdot l$ – число зерен на рабочей поверхности круга;

k – поверхностная концентрация зерен, шт./м^2;

l – длина развертки рабочей поверхности круга, м.

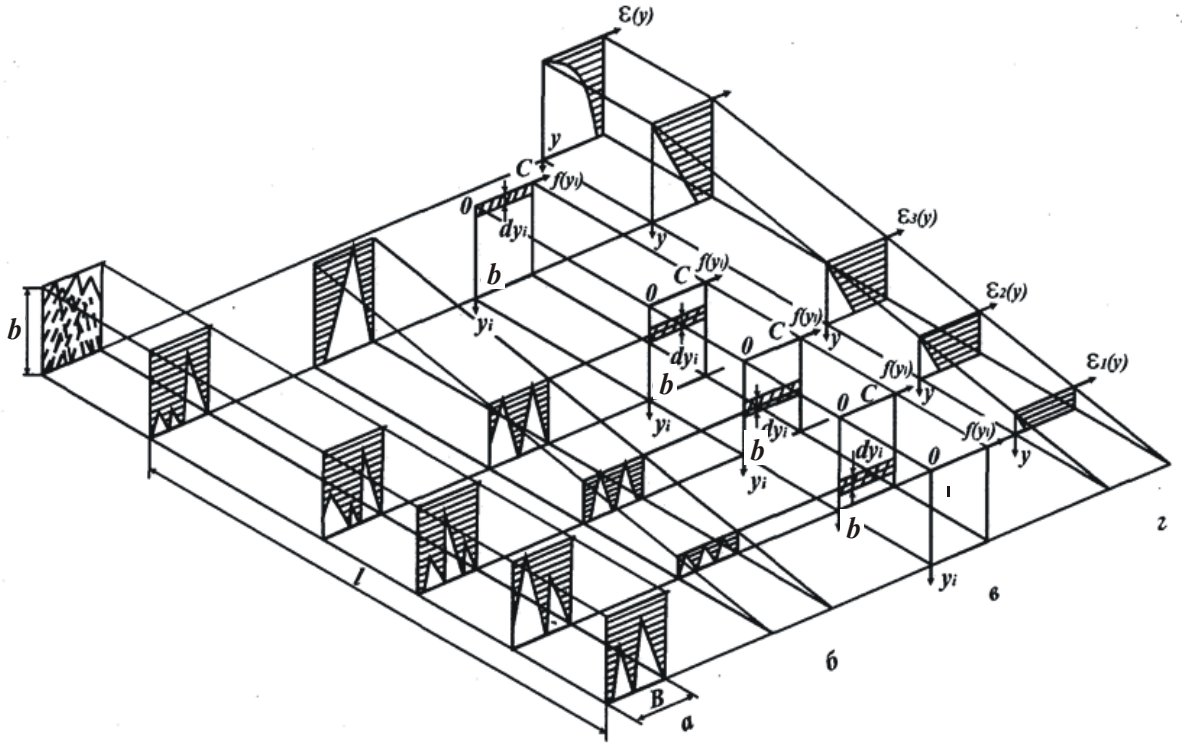


Рис. 5.11. Расчетная схема микрогеометрии рабочей поверхности круга: а) представление рабочей поверхности круга в виде бесконечного множества элементарных профилей; б) приведение зерен с одинаковой высотой выступания над связкой к элементарным профилем; в) равномерный закон распределения вершин зерен над связкой $f(y_i)$; г) образование статической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга $\varepsilon(y)$

Относительная полнота элементарного профиля с учетом отсутствия взаимного перекрытия зерен dn описывается:

$$\varepsilon(y_i)=\frac{dn\cdot 2\cdot tg\gamma\cdot(y-y_i)}{B}=\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n\cdot f(y_i)\cdot(y-y_i)\cdot dy_i}{B}, \qquad (5.42)$$

где y_i – координата графика плотности распределения вершин зерен над уровнем связки $f(y_i)$;

y – координата высоты рельефа круга, отсчитываемая от вершины максимально выступающего над связкой зерна.

Аналогично определяется функция $\varepsilon_k(y)$ для k-го слоя, где $k=1, 2, 3,\ldots, i, \ldots, \infty$. Наложение независимых элементарных профилей следует произвести по теореме умножения вероятностей независимых случайных величин [26], выполняя переход от вероятности события $\varepsilon(y)$ к противоположному событию $\Phi(y)=1-\varepsilon(y)$. Тогда

$$\Phi(y)=\prod_{k=1}^{\infty}[1-\varepsilon_k(y)]. \qquad (5.43)$$

После умножения и приведения подобных слагаемых, имеем:

$$\Phi(y)=1-\sum_{k=1}^{\infty}\varepsilon_k(y)+\sum_{k=1}^{\infty}\sum_{i=1}^{k}\varepsilon_k(y)\varepsilon_i(y)-\sum_{k=1}^{\infty}\sum_{i=1}^{k}\sum_{j=1}^{i}\varepsilon_k(y)\varepsilon_i(y)\varepsilon_j(y)+$$

$$+\sum_{k=1}^{\infty}\sum_{i=1}^{k}\sum_{j=1}^{i}\sum_{z=1}^{j}\varepsilon_k(y)\varepsilon_i(y)\varepsilon_j(y)\varepsilon_z(y)-\ldots \qquad (5.44)$$

Осуществляя замену суммирования бесконечно малых величин интегрированием, имеем:

$$\Phi(y)=1-\int_0^y\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_k)\cdot(y-y_k)\cdot dy_k+$$

$$+\int_0^y\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_k)\cdot(y-y_k)\cdot dy_k\cdot\int_0^y\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_i)\cdot(y_k-y_i)\cdot dy_i-$$

$$-\int_0^y \frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_k)\cdot(y-y_k)\cdot dy_k\cdot\int_{y_k}^y \frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_i)\cdot(y_k-y_i)\cdot dy_i\times$$

$$\times\int_{y_i}^y \frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot f(y_i)\cdot(y_i-y_j)\cdot dy_j+\ldots \qquad (5.45)$$

После интегрирования и несложных преобразований получено:

$$\Phi(y)=1-\frac{tg\gamma\cdot n}{b\cdot B}\cdot\frac{y^2}{1!}+\left(\frac{tg\gamma\cdot n}{b\cdot B}\right)^2\cdot\frac{y^4}{2!}-\left(\frac{tg\gamma\cdot n}{b\cdot B}\right)^3\cdot\frac{y^6}{3!}+\ldots=e^{-\frac{tg\gamma\cdot n}{b\cdot B}\cdot y^2}. \qquad (5.46)$$

Следует перейти к противоположной функции:

$$\varepsilon(y)=1-\Phi(y)=1-e^{-\frac{tg\gamma\cdot n}{b\cdot B}\cdot y^2}. \qquad (5.47)$$

В работе [181] получены аналитические зависимости статической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга для эллипсоидной и сферической форм режущей части зерен (рис. 5.12).

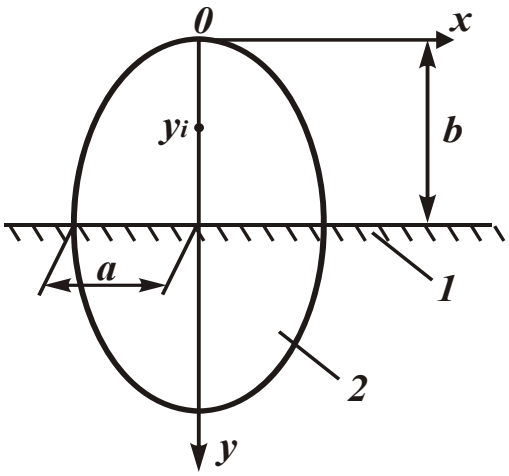


Рис. 5.12. Расчетная схема рабочей поверхности круга, образованной эллипсоидными зернами: 1 – связка круга; 2 – зерно

На рис. 5.13 приведены графики изменения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга в зависимости от формы режущей части зерна: конусообразной, эллипсоидной и сферической. Во всех случаях функция $\varepsilon(y)$ изменяется от 0 до 1, не пересекая линию $\varepsilon(y)$=1.

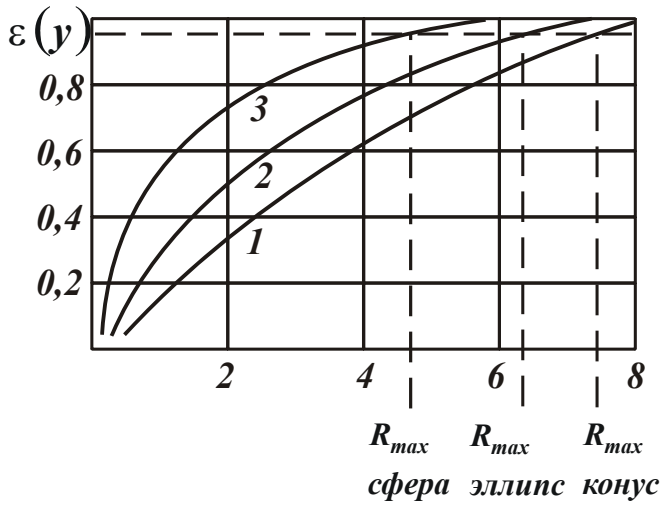


Рис. 5.13. Изменение относительной полноты профиля рабочей поверхности круга в зависимости от формы режущей части зерна: 1 – конус; 2 – эллипс; 3 – сфера

Поэтому уровень y образованного полного профиля можно установить лишь с наперед заданной степенью точности, например, 0,9; 0,955 и т.д. Анализ графиков показывает, что наиболее полный профиль имеет рабочая поверхность со сферической режущей частью зерна, затем в порядке убывания – эллипсоидной и конусообразной.

Разработанная математическая модель определения статической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга позволяет перейти к определению зависимости кинематической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга, учитывающей кинематику наложения проекций зерен на движущееся сечение обрабатываемой детали.

5.6.2. Кинематическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга

Процесс шлифования характеризуется взаимным горизонтальным перемещением круга и радиальным перемещением сечения детали. Поэтому более правильно режущие возможности рабочей поверхности круга описываются характеристикой, аналогичной функции $\varepsilon(y)$, но отражающей кинематику наложения проекцией зерен

на сечение детали, движущейся по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дет}$. Для определения кинематической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга необходимо рассмотреть расчетную схему, представленную на рис. 5.14а.

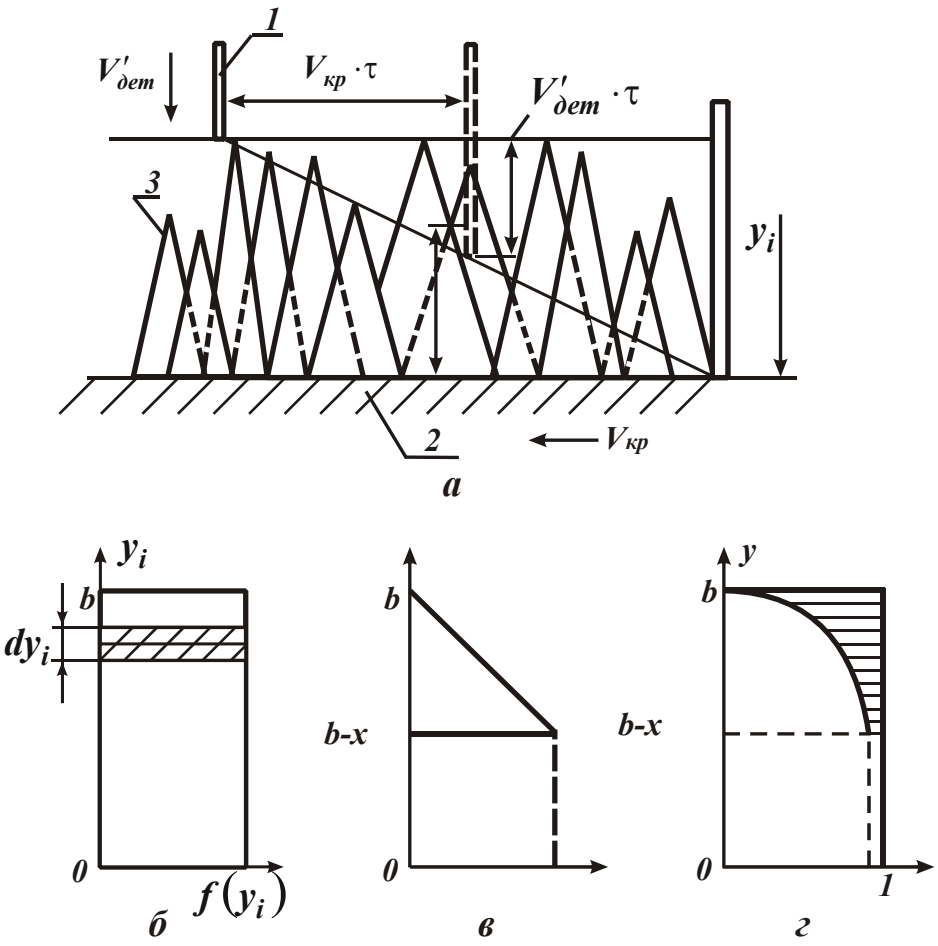


Рис. 5.14. Расчетная схема кинематической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга: 1 – сечение детали; 2 – уровень связки; 3 – режущие зерна:
а) кинематика взаимного перемещения круга и сечения детали;
б) исходный равномерный закон распределения вершин зерен над связкой;
в) кинематический треугольный закон распределения вершин зерен;
г) кинематическая относительная полнота профиля круга

При взаимном перемещении круга и детали не все зерна, расположенные на фиксированном участке $V_{кр} \cdot \tau$ (где τ – время прохождения точки детали в слое зерен), проконтактируют с обрабатываемым металлом. Оставят свой след на сечении детали те зерна,

вершины которых находятся выше траектории движения нижней точки детали. Следовательно, образованный от наложения проекций зерен профиль будет соответствовать новому кинематическому закону распределения вершин зерен, который зависит от скоростей взаимного перемещения круга и детали. В работе [121] получено выражение такого закона распределения:

$$\varphi(y_k) = \frac{2}{x^2} \cdot (x - y_k), \tag{5.48}$$

где x – текущая глубина внедрения металла в рабочую поверхность круга, м;

y_k – текущая координата, м.

Как следует из зависимости (5.48), кинематический закон распределения вершин зерен отличается от исходного статического закона. В данном случае принятый равномерный закон распределения трансформировался в кинематический треугольный (рис. 5.14в).

Для определения кинематической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга необходимо воспользоваться алгоритмом расчета статической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга.

В зависимости (5.45) следует заменить плотности $f(y_k)$, $f(y_i)$, $f(y_j)$ … плотностями кинематического закона распределения вершин зерен $\varphi(y_k) = \frac{2}{x^2} \cdot (x - y_k)$; $\varphi(y_i) = \frac{2}{x^2} \cdot (x - y_i)$; $\varphi(y_j) = \frac{2}{x^2} \cdot (x - y_j)$, ... и т.д.

Согласно расчетной схеме (рис. 5.14в), интегрирование по внешнему контуру необходимо произвести в пределах от y до x, а по внутренним контурам – в пределах $y...y_k$, $y...y_i$, $y...y_j$ и т. д.

С учетом сказанного зависимость (5.45) примет вид:

$$\Phi(y) = 1 - \int_y^x \frac{2 \cdot tg\gamma \cdot n}{B} \cdot f(y_k) \cdot (y - y_k) \cdot dy_k +$$

$$+\int_{y}^{x}\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\varphi(y_k)\cdot(y-y_k)\cdot dy_k\cdot\int_{y}^{y_k}\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\varphi(y_i)\cdot(y_k-y_i)\cdot dy_i-$$

$$-\int_{y}^{y_k}\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\varphi(y_k)\cdot(y-y_k)\cdot dy_k\cdot\int_{y}^{y_k}\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\varphi(y_i)\cdot(y_k-y_i)\cdot dy_i\times$$

$$\times\int_{y}^{y_i}\frac{2\cdot tg\gamma\cdot n}{B}\cdot\varphi(y_i)\cdot\left(y_i-y_j\right)\cdot dy_j+\ldots \qquad (5.49)$$

После интегрирования и несложных преобразований, принимая $n=\dfrac{k\cdot B\cdot V_{кр}}{2\cdot V'_{дет}\cdot b}\cdot x^2$ и $x=V'_{дет}\cdot\tau$, получено:

$$\Phi(y)=1-\frac{tg\gamma\cdot k}{3\cdot b\cdot V_{кр}}\cdot\frac{\left(V'_{дет}\cdot\tau-y\right)^3}{1!}+\left(\frac{tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3\cdot b\cdot V'_{дет}}\right)^2\cdot\frac{\left(V'_{дет}\cdot\tau-y\right)^6}{2!}-\ldots=$$

$$=e^{-\frac{tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3\cdot b\cdot V'_{дет}}\cdot\left(V'_{дет}\cdot\tau-y\right)^3}. \qquad (5.50)$$

Кинематическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга принимает вид:

$$\varepsilon(y)=1-\Phi(y)=1-e^{-\frac{tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3\cdot b\cdot V'_{дет}}\cdot\left(V'_{дет}\cdot\tau-y\right)^3}. \qquad (5.51)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость функции $\varepsilon(y)$, выраженная в подвижной системе координат. Как видно из зависимости (5.51) и графика (рис. 5.14г), кинематическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга зависит от состояния взаимного перемещения круга и детали и изменяется по мере продвижения сечения детали в рабочую поверхность круга. Она связывает параметры рабочей поверхности круга с режимом шлифования и позволяет определить радиальную скорость внедрения детали в рабочую поверхность круга, обеспечивающую полный съем металла на уровне предельной толщины среза H_{max} (для упрощения расчетов принято $H_{max}=b$).

5.6.3. Условие полного съема материала рабочей поверхностью круга

Для осуществления беспрепятственного перемещения рассматриваемого сечения детали в рабочую поверхность круга и, следовательно, поддержания нормального процесса резания, необходимо обеспечить полное удаление подводимого в зону резания материала на уровне допустимой (прочностной) толщины среза. Выполнение такого условия возможно при $\varepsilon(y) \cong 1$. Учитывая вероятностный характер функции $\varepsilon(y)$, с достаточной для практики точностью значение $\varepsilon(y)$можно принять равным 0,95, тогда $V'_{дет} \cdot \tau = b$, $y = 0$. Граничное условие примет вид: $\varepsilon(y = 0) = 0{,}95$.

Разрешая зависимость (5.51) с учетом граничного условия, получено:

$$V'_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{9}. \qquad (5.52)$$

Кинематическая относительная полнота профиля, описываемая зависимостью (5.51), при достижении скоростью детали значения, определяемого зависимостью (5.52), примет вид:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{3}{b^3} \cdot (b-y)^3}. \qquad (5.53)$$

Графически зависимость (5.53) представлена на рис. 5.15, из которого следует принципиальное соответствие $\varepsilon(y)$ классической относительной опорной длине профиля обработанной поверхности шлифованием [77; 148].

В случае образования полного профиля в сечении детали, не доходя до уровня, определяемого предельной толщиной среза, принятое граничное условие остается прежним, однако $V'_{дет} \cdot \tau = \mu \cdot b$, где μ – коэффициент использования высоты рельефа круга, $\mu = 0 \ldots 1$.

Проводя аналогичные преобразования, определена скорость внедрения детали в рабочую поверхность круга:

$$V'_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \mu^3 \cdot b^2}{9}. \qquad (5.54)$$

Из зависимости (5.54) следует значительное влияние коэффициента μ на радиальную скорость внедрения детали в рабочую поверхность круга $V'_{дет}$, что подтверждает целесообразность выбора максимальной глубины внедрения металла в рабочую поверхность круга в качестве основного параметра управления процессом шлифования.

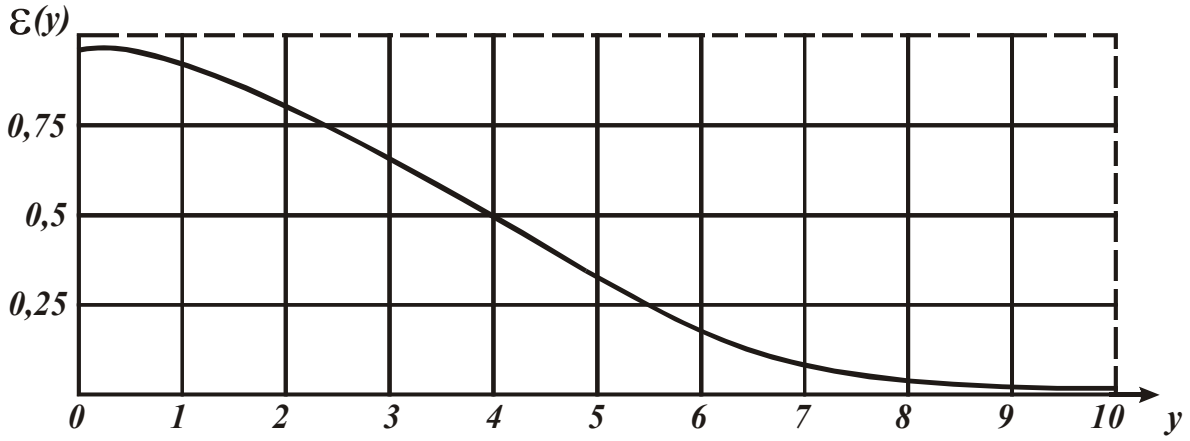


Рис. 5.15. Зависимость изменения кинематической относительной полноты профиля рабочей поверхности круга по высоте рельефа круга

Таким образом, получена зависимость для определения радиальной скорости внедрения детали в рабочую поверхность круга $V'_{дет}$, при которой полный съем подводимого в зону резания материала происходит на уровне, определяемом предельной толщиной среза. Полученное решение справедливо для случая шлифования прямолинейной детали, движущейся по нормали к рабочей поверхности круга. Применительно к круглому наружному продольному шлифованию решение значительно усложнится, т. к. снимаемый слой металла детали входит под некоторым углом в рабочую поверхность круга и полный профиль не всегда образуется за один контакт фиксированного сечения детали с кругом. Для определения оптимальных условий шлифования, необходимо, прежде всего, знать распределение съема металла вдоль дуги контакта круга с деталью.

5.6.4. Закономерности распределения съема материала по длине дуги контакта круга с деталью

Учитывая вероятностное расположение зерен круга и переменность угла входа различных слоев припуска в рабочую поверхность круга, снимаемый припуск целесообразно представить в виде пакета цилиндрических оболочек бесконечно малой толщины dz_T, входящих в рабочую поверхность круга с переменным углом α_T (рис. 5.16). По мере перемещения элементарной цилиндрической оболочки в рабочем слое круга, на ее поверхности, в результате наложения единичных срезов от проработавших зерен, образуется кинематическая относительная полнота профиля $\varepsilon(y)$.

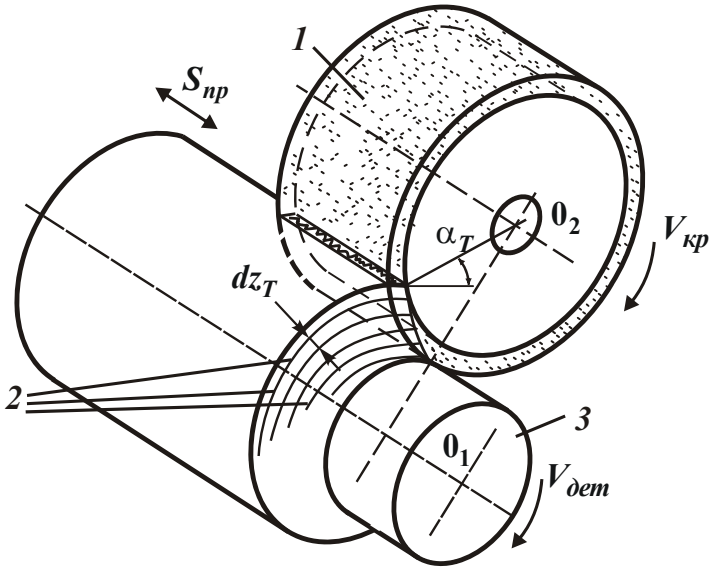


Рис. 5.16. Схема взаимодействия круга с деталью при круглом продольном шлифовании: 1 – круг; 2 – элементарные цилиндрические оболочки припуска; 3 – деталь

Для исследования закономерностей образования кинематической относительной полноты профиля из всей совокупности оболочек, контактирующих с рабочей поверхностью круга при первом проходе, необходимо выделить элементарную оболочку dz_T, имеющую максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга, равную $t_T < b$ (рис. 5.17). Для упрощения аналитического описания текущей кинематической относительной полноты профи-

ля $\varepsilon(y)$, образующейся на поверхности элементарной оболочки, следует заменить цилиндрическую траекторию движения dz_T в рабочем слое круга на прямолинейную, а термин “элементарная оболочка” – заменить термином “элементарный слой”.

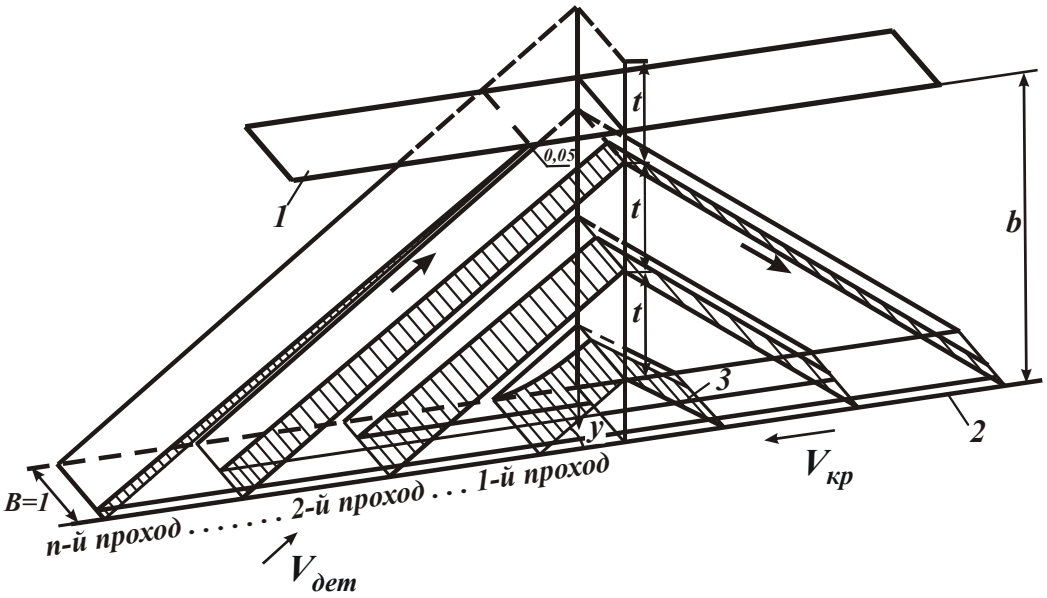


Рис. 5.17. Кинематика образования относительной полноты профиля на элементарном слое припуска при многократном прохождении им рабочей поверхности круга: 1 – уровень связки; 2 – уровень максимального выступания зерен над уровнем связки; 3 – неснятый металл

При первом проходе на поверхности элементарного слоя образуется полнота профиля, проекция которой на ось y описывается зависимостью (5.51), представленной в виде:

$$\varepsilon_1(y) = 1 - e^{-\frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b} \cdot \frac{\tau_1}{t_1}(t_1 - y)^3}, \qquad (5.55)$$

где t_1 – текущее значение глубины внедрения элементарного слоя dz_T в рабочую поверхность круга при первом проходе;

τ_1 – текущее время внедрения слоя dz_T в рабочую поверхность круга $\tau_1 = t_1 / V'_{дет}$.

В расчетах продольная подача (на оборот детали, м/об.), принимается постоянной, равной ширине круга. Время τ_1 необходимо выразить через окружную скорость детали (рис. 5.17):

$$\tau_1 = \frac{t_1}{V'_{дет} \cdot cos\,\alpha_T}. \qquad (5.56)$$

Для определения $cos\,\alpha_T$ рассмотрим расчетную схему продольного шлифования (рис. 5.18), откуда следует, что $cos\,\alpha_T = cos(\psi_0 - \varphi_0)$.

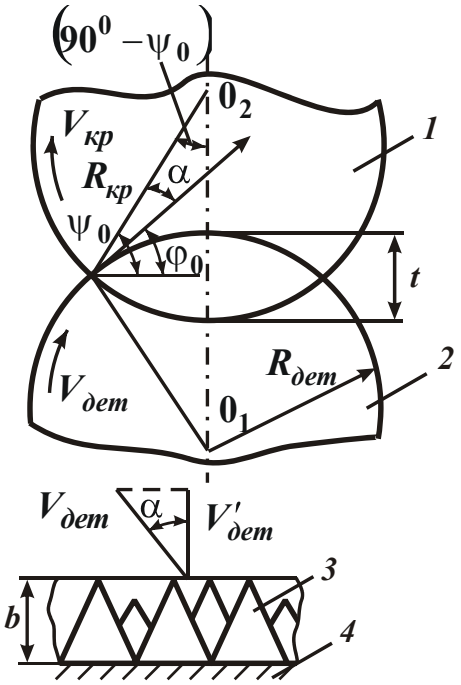


Рис. 5.18. Расчетная схема круглого продольного шлифования:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – зерна круга; 4 – связка круга

Из системы уравнений:

$$\begin{cases} R \cdot sin\,\varphi_0 = R_{кр} \cdot sin(90^0 - \psi_0) \\ R \cdot cos\,\varphi_0 + R_{кр} \cdot cos(90^0 - \psi_0) = R_{дет} + R_{кр} - t_T \end{cases} \qquad (5.57)$$

получено:

$$cos(\psi_0 - \varphi_0) =$$

$$= \sqrt{-\frac{3t_T^2}{R_{дет} \cdot R_{кр}} - \frac{t_T^4}{4 \cdot R_{дет}^2 \cdot R_{кр}^2} + \frac{2t_T}{R_{кр}} + \frac{t_T^3}{R_{дет} \cdot R_{кр}^2} + \frac{2t_T}{R_{дет}} + \frac{t_T^3}{R_{дет}^2 \cdot R_{кр}}}, \qquad (5.58)$$

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

t_T – максимальная глубина внедрения элементарного слоя в рабочую поверхность круга при 1-м проходе.

С учетом условий $R_{дет} >> t_T$ и $R_{кр} >> t_T$ зависимость (5.58) можно упростить:

$$cos\,\alpha_T = cos(\psi_0 - \varphi_0) = \sqrt{2t_T} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}\,. \qquad (5.59)$$

Подставляя зависимости (5.56) и (5.59) в (5.55), получено:

$$\varepsilon_1(y) = 1 - e^{-\frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{\sqrt{2} \cdot 3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t_T} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot (t_1 - y)^3}\,. \qquad (5.60)$$

За первый проход начальная точка элементарного слоя в вертикальном направлении, перемещаясь вверх и вниз, проходит путь, равный $2t_T$. Поэтому в расчетах можно ограничиться рассмотрением образования полноты профиля при движении элементарного слоя только вверх, уменьшив скорость его перемещения в два раза, что соответствует всем зернам, прошедшим через элементарный слой. При достижении элементарным слоем уровня $y = 0$ (при условии $t_1 = t_T$) на его поверхности образуется относительная полнота профиля, описываемая зависимостью:

$$\varepsilon_1(0) = 1 - e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot t_T^{5/2}}\,. \qquad (5.61)$$

После выхода элементарного слоя из контакта с кругом на его поверхности могут оставаться участки, с которыми не контактировали зерна (рис. 5.17). Следовательно, при втором проходе этого же элементарного слоя в рабочей поверхности круга будут образовываться срезы только на оставшихся участках.

Для определения полноты профиля, который образуется при втором проходе, следует выразить вероятностную функцию $\varepsilon_2(y)$ через противоположную функцию $\varepsilon_2(y) = 1 - \Phi_2(y)$. Функ-

ция $\Phi_2(y)$, выражающая относительную величину неснятого металла при втором проходе, определяется по теореме умножения независимых величин:

$$\Phi_2(y) = \Phi_1(0) \cdot \Phi_2^*(y), \tag{5.62}$$

где $\Phi_1(0) = 1 - \varepsilon_1(0)$– вероятность неснятого металла после первого прохода;

$\Phi_2^*(y)$ – вероятность неснятого металла при втором проходе без учета работы зерен за первый проход.

Функция $\Phi_2(y)$выражается зависимостью:

$$\Phi_2^*(y) = e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b} \cdot \left[\frac{\tau_2 \cdot (t_2 - y)^3}{t_2} \right]}. \tag{5.63}$$

С учетом зависимости (5.63) и выражения для τ_2, имеем:

$$\Phi_2^*(y) = e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{(t_2 - y)^3}{2\sqrt{t_{2T}}} + t_T^{5/2} \right]}, \tag{5.64}$$

где $t_{2T} = t_1 + t$.

Кинематическая относительная полнота профиля примет вид:

$$\varepsilon_2(y) = 1 - e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{(t_2 - y)^3}{2\sqrt{t_{2T}}} + t_T^{5/2} \right]}. \tag{5.65}$$

Аналогично определяется относительная полнота профиля элементарного слоя для последующих проходов:

$$\varepsilon_n(y) = 1 - e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{(t_{nT} - y)^3}{2\sqrt{t_{nT}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right]}. \tag{5.66}$$

где $t_{iT} = t_T + i \cdot t$;

$t_{nT} = t_T + (n-1) \cdot t$;

n – число проходов.

Последовательность образования полноты профиля элементарного слоя dz_T показана графически на рис. 5.19, где D – диаметр цилиндрической оболочки, м; d – длина дуги контакта круга с цилиндрической оболочкой, м. Зависимость (5.66) справедлива для всех элементарных слоев снимаемого припуска.

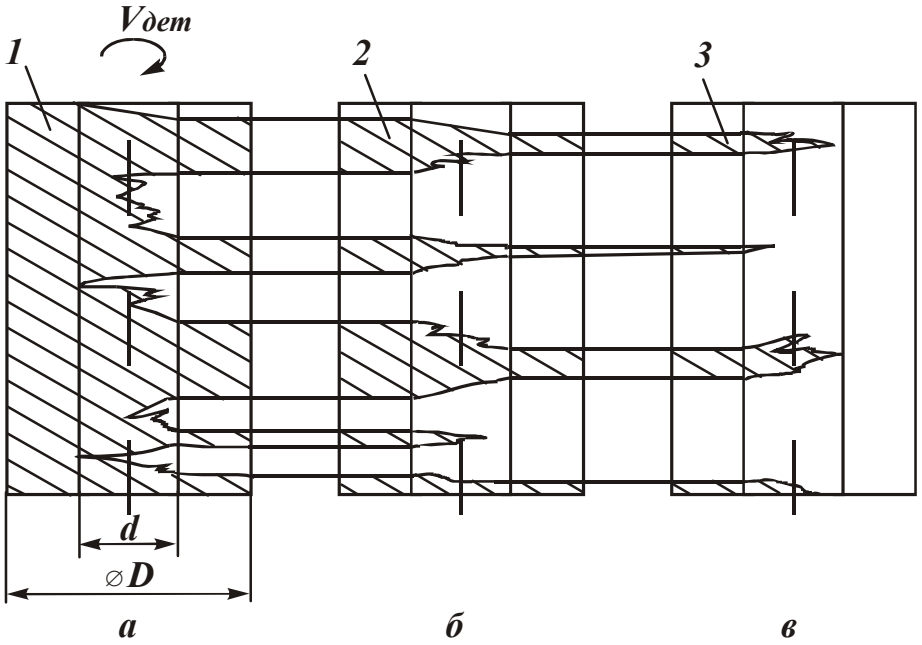


Рис. 5.19. Характер изменения съема металла на цилиндрической оболочке в зависимости от числа проходов: а) 1-й проход; б) 2-й проход; в) 3-й проход; 1 – неснятый металл при первом проходе; 2 – неснятый металл при втором проходе; 3 – неснятый металл при третьем проходе

При прохождении элементарным слоем рабочей поверхности круга в определенный момент времени на его поверхности произойдет образование полного профиля. Глубину внедрения элементарного слоя в рабочую поверхность круга H, при которой наступит полный съем металла, можно получить из зависимости (5.66) с учетом условий: $\varepsilon(y) = 0{,}95$; $t_{nT} = H + y$.

Логарифмируя обе части зависимости (5.66) и произведя несложные преобразования, имеем:

$$H = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_{nT}} \cdot \sqrt{\frac{1}{A - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}}}, \qquad (5.67)$$

где $\dfrac{1}{A} = \dfrac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\dfrac{1}{R_{дет}} + \dfrac{1}{R_{кр}}}}{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}$.

Анализ полученной зависимости (5.67) с учетом условий $t_{nT} = t_T + (n-1) \cdot t$ и $t_{nT} = t_T + i \cdot t$ показывает экстремальную зависимость H от t_T, т.е. всегда имеется такой элементарный слой dz_T, полный профиль у которого будет образовываться на уровне максимальной глубины внедрения в рабочую поверхность круга H_{max}.

Для определения экстремального значения t_T необходимо параметр H подчинить необходимому условию экстремума: $H'_{t_T} = 0$, тогда

$$\left(\frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right) = 5 \cdot t_{nT} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} . \qquad (5.68)$$

Заменив левую часть уравнения (5.68) зависимостью (5.67) для определения параметра H, получено:

$$H_{max}^3 = 10 \cdot t_{nT_{экстр}}^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}}^{5/2} . \qquad (5.69)$$

Значение t_T, содержащееся в параметрах t_{nT} и t_{iT} зависимости (5.69), можно определить только численным расчетом, задавая значения t, H_{max} и $n = H_{max} / t$ (n округляется с избытком до целого числа и принимает значения $n \geq 2$):

$$H_{max}^3 = 10 \cdot [t_T + (n-1) \cdot t]^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} [t_T + it]^{5/2} . \qquad (5.70)$$

Как следует из зависимости (5.70), координаты экстремального элементарного слоя определяются только двумя параметрами: H_{max} и t, остальные параметры режима шлифования и геометрические параметры выражаются через H_{max}. Для нормального протекания процесса шлифования, обеспечивающего максимальное использование прочностных возможностей рабочей поверхности круга, мак-

симальная глубина внедрения элементарного слоя в рабочую поверхность круга может быть принята равной $H_{max} = b$. Подставив условие $H_{max} = b$ в зависимость (5.69), можно определить значение экстремального слоя, у которого глубина внедрения в рабочую поверхность круга H максимальна.

Необходимо отметить, что уравнение (5.69) справедливо для диапазона $t \in \lfloor t^*, +\infty \rfloor$, где t^* определяется зависимостью:

$$t^* = b - \left(\frac{b}{10}\right)^{2/5}. \qquad (5.71)$$

При условии $t < t^*$ уравнение (5.69) не выполняется, что связано с отсутствием в зависимости (5.67) при условии $t \in \lfloor 0,\ t^* \rfloor$ экстремальной зависимости H от t_T. В этом случае значение $H_{max} = b$ принимает экстремальный слой, для которого выполняется условие $t_{nT} = b$. Правильность такого утверждения обоснована тем, что все вышележащие слои, исходя из зависимости (5.67), принимают значения $H < H_{max}$ и поэтому не являются определяющими. Нижележащие слои, в связи с изменением направления их движения в осевой плоскости шлифования, не могут достигать глубины внедрения, равной b. Таким образом, справедливы условия: $t_{nT} = H_{max}$ и $t_{T_{экстр}} = H_{max} - (n-1) \cdot b$.

Таблица 5.2

Значения параметров экстремального слоя
в зависимости от t для b=10 мкм (t, t_T, $t_{nT.экстр}$ – в мкм)

t	n	t_T	$t_{nT.экстр}$
2	6	0	10
5	3	0	10
8,4	2	1,6	10
9	2	1,5	10,5
10	2	1,0	21,0
100	2	0,4	100,4

Таблица 5.3

Значения параметров экстремального слоя
в зависимости от t для b=5 мкм (t, t_T, $t_{nT.экстр}$ – в мкм)

t	n	t_T	$t_{nT.экстр}$
2	3	1	5
3,95	2	1,05	5
5	2	0,95	5,95
10	2	0,68	10,68
100	2	0,18	100,18

В табл. 5.2 и табл. 5.3 приведены результаты расчетов параметров экстремального элементарного слоя для разных значений b, из которых следует уменьшение t^* с уменьшением b. Для b=10 мкм параметр t^*=8,4 мкм, а для b =5 мкм – t^*=3,95 мкм. Из приведенных результатов следует, что с достаточной для практики точностью при условии $t \geq b$ число проходов n может быть принято единице, т.к. различие между параметрами t и $t_{nT_{экстр}}$ незначительно и составляет для условия $t = b$ – 10 … 15%, а для условия $t >> b$ – 0,1 … 1%.

Зная значения t_T экстремального слоя, можно определить глубину внедрения H остальных элементарных слоев, что позволяет провести анализ распределения съема металла по длине дуги контакта круга с деталью и установить зависимости между параметрами режима шлифования и максимальной глубиной внедрения металла в рабочую поверхность круга.

5.6.5. Уравнение линии полного съема металла рабочей поверхностью круга

Для установления закономерностей съема припуска по всей длине дуги контакта круга с деталью введено понятие линии полного съема металла [121], представляющей собой последовательную совокупность точек, при достижении которых на элементарных

слоях припуска, входящих в рабочую поверхность круга, образуется полный профиль (рис. 5.20). По аналогии с обработкой лезвийным инструментом линия полного съема металла характеризует положение поверхности резания – границы завершения диспергирования режущими зернами металла, подводимого в зону резания.

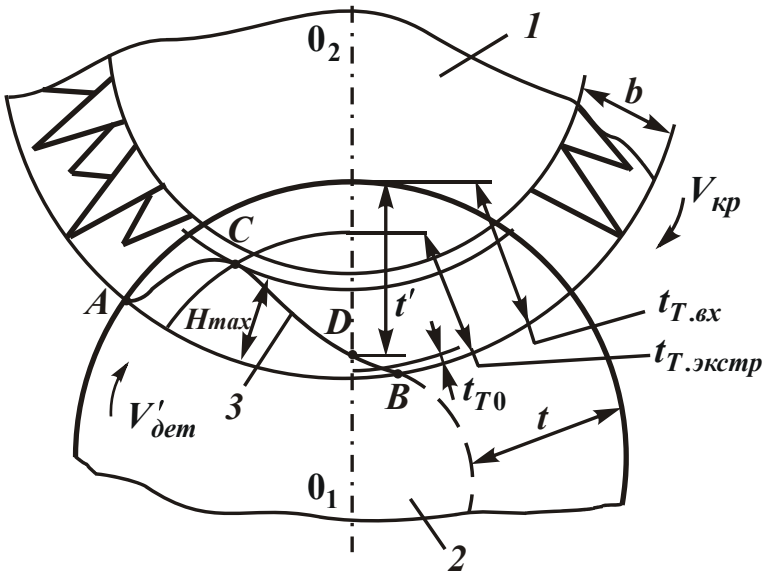


Рис. 5.20. Характер изменения линии полного съема металла рабочей поверхностью круга: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – линия полного съема металла

Несмотря на дискретность съема металла отдельными зернами, поверхность резания при шлифовании удалось представить вероятностной сплошной поверхностью, соединяющей обрабатываемую поверхность детали с обработанной поверхностью. Как следует из рис. 5.20, поверхность резания имеет сложную конфигурацию в слое зерен и отражает истинный характер контакта круга с деталью. Зная форму поверхности резания, можно установить закономерности распределения съема припуска по всей длине дуги контакта круга с деталью, которые обычно принимаются равномерными в расчетах и при анализе процесса шлифования.

Уравнение линии полного съема металла можно получить из зависимости (5.67), предварительно определив величину $1/A$. Подчиняя зависимость (5.67) условиям $H = H_{max} = b$, $t_T = t_{T.экстр}$ и разрешая ее относительно $1/A$, имеем:

$$\frac{1}{A}=\frac{b^3}{2\cdot\sqrt{t_{nT_{экстр}}}}+\sum_{i=0}^{n-2}t_{iT_{экстр}}^{5/2}\,, \qquad (5.72)$$

где $t_{nT.экстр}=t_{T.экстр}+(n-1)\cdot t$;

$t_{iT.экстр}=t_{T.экстр}+it$.

После подстановки зависимости (5.72) в (5.67) получено уравнение линии полного съема металла, которое справедливо для участка I (первой половины угла контакта круга с деталью, *OH* – осевая плоскость шлифования) (рис. 5.21а):

$$H=\sqrt[3]{2}\cdot\sqrt[6]{t_{nT}}\cdot\sqrt[3]{\frac{b^3}{2\cdot\sqrt{t_{nT_{экстр}}}}+\sum_{i=0}^{n-2}t_{iT_{экстр}}^{5/2}-\sum_{i=0}^{n-2}t_{iT}^{5/2}}\,. \qquad (5.73)$$

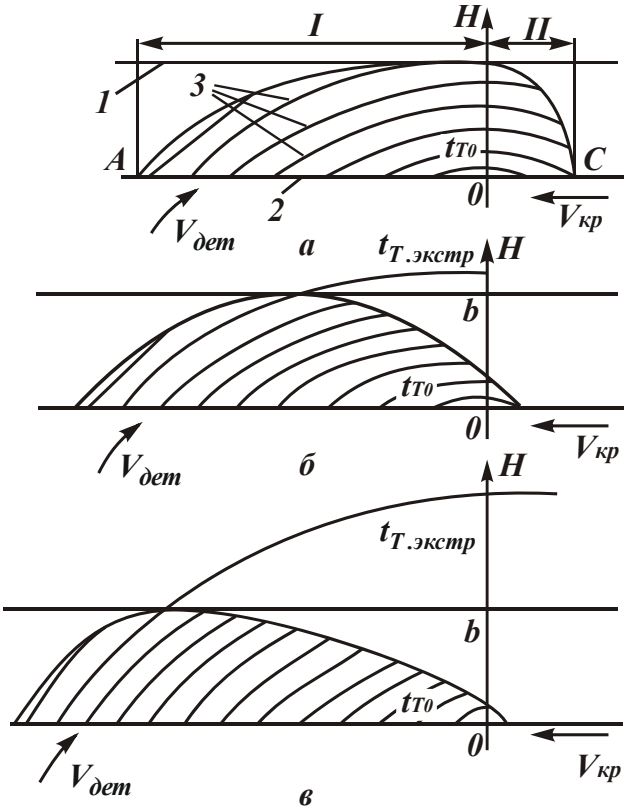


Рис. 5.21. Линия полного съема металла при различных глубинах шлифования: 1 – уровень связки; 2 – уровень максимально выступающих зерен; 3 – элементарные цилиндрические оболочки припуска

Для описания линии полного съема металла на участке II достаточно знать значение t_{T0} элементарного слоя, полный про-

филь у которого образуется в момент его выхода из слоя зерен (точка C, рис. 5.21а). С физической точки зрения значение t_{T0} характеризует максимальную высоту остаточных микронеровностей обработанной поверхности.

При установившемся процессе круглого продольного шлифования за каждый проход снимается припуск толщиной, равной глубине шлифования. Поэтому значение t_{T0} следует определить из условия

$$t_{T.вх} = t_{T0} + t, \tag{5.74}$$

где $t_{T.вх}$ – координата элементарного слоя припуска, полный профиль у которого образуется в точке его входа в рабочую поверхность круга, т.е. $H(t_{T.вх}) = 0$.

Подчинив зависимость (5.73) условию $H(t_{T.вх}) = 0$, получено равенство для определения величин $t_{T.вх}$ и t_{T0}:

$$\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{вх}}^{5/2} = \frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT_{экстр}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}}^{5/2}. \tag{5.75}$$

Определение величины $t_{T.вх}$ на основе уравнения (5.75) возможно только численным путем. На рис. 5.22 приведены графики изменения линии полного съема металла в зависимости от скорости детали $V_{дет}$. Как видно, увеличение скорости детали $V_{дет}$ приводит к увеличению максимальной глубины внедрения H_{max} и, следовательно, кинематической нагруженности режущих зерен.

На рис. 5.22 показано также распределение съема металла по элементарным оболочкам $\Delta\varepsilon$ за один проход для различных значений скорости детали $V_{дет}$.

При условии $t > b$ значение $\Delta\varepsilon$ равно единице, а при условии $t < b$ значение $\Delta\varepsilon$ меньше единицы. Причем, с увеличением $t >> b$ больше элементарных оболочек принимают значение $\Delta\varepsilon = 1$.

С увеличением скорости детали $V_{дет}$ при условии $t = const$ увеличивается параметр H (рис. 5.22) и уменьшается число элемен-

тарных оболочек, одновременно достигающих значения $\Delta\varepsilon$=1. На рис. 5.22 показаны значения основных координат линии полного съема металла в зависимости от скорости детали $V_{дет}$.

Зависимости (5.73) и (5.75) получены в самом общем виде и справедливы для всего диапазона изменения глубины шлифования t. При условии $t > b$ решение можно упростить, если принять, исходя из рис. 5.21, в качестве определяющего периферийный элементарный слой $t_{T.экстр} = t$. В этом случае $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT.экстр}^{5/2} = 0$ и $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} = 0$, т.к. полный профиль образуется за один проход $t_{nT} = t_T$, $t_{nT.экстр} = t_{T.экстр} = t$. С учетом этих допущений уравнение линии полного съема металла в первой половине угла контакта круга с деталью примет вид:

$$H = b \cdot \sqrt[5]{\frac{t_T}{t}}. \qquad (5.76)$$

Значение t_T, как следует из рис. 5.22, может изменяться в пределах от t_{T_1} до t_T. При условии $t_T = t$ полный профиль на поверхности элементарного слоя образуется на уровне связки b. При условии $t_T = t_{T1}$ полный профиль образуется в точке пересечения элементарного слоя с осевой плоскостью шлифования. Для определения t_{T1} необходимо в зависимости (5.76) принять $H = t_{T1}$; $t_T = t_{T1}$ и разрешить полученное уравнение относительно t_{T_1}:

$$t_{T_1} = b \cdot \sqrt[5]{\frac{b}{t}}. \qquad (5.77)$$

Принимая в зависимости (5.75) условие $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT.вх}^{5/2} = t_{T0}^{5/2}$, получено значение максимальной высоты микронеровностей обработанной поверхности

$$t_{T0} = b \cdot \sqrt[5]{\frac{b}{4t}}; \qquad (5.78)$$

$$t_{T0} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4t}} \,. \qquad (5.79)$$

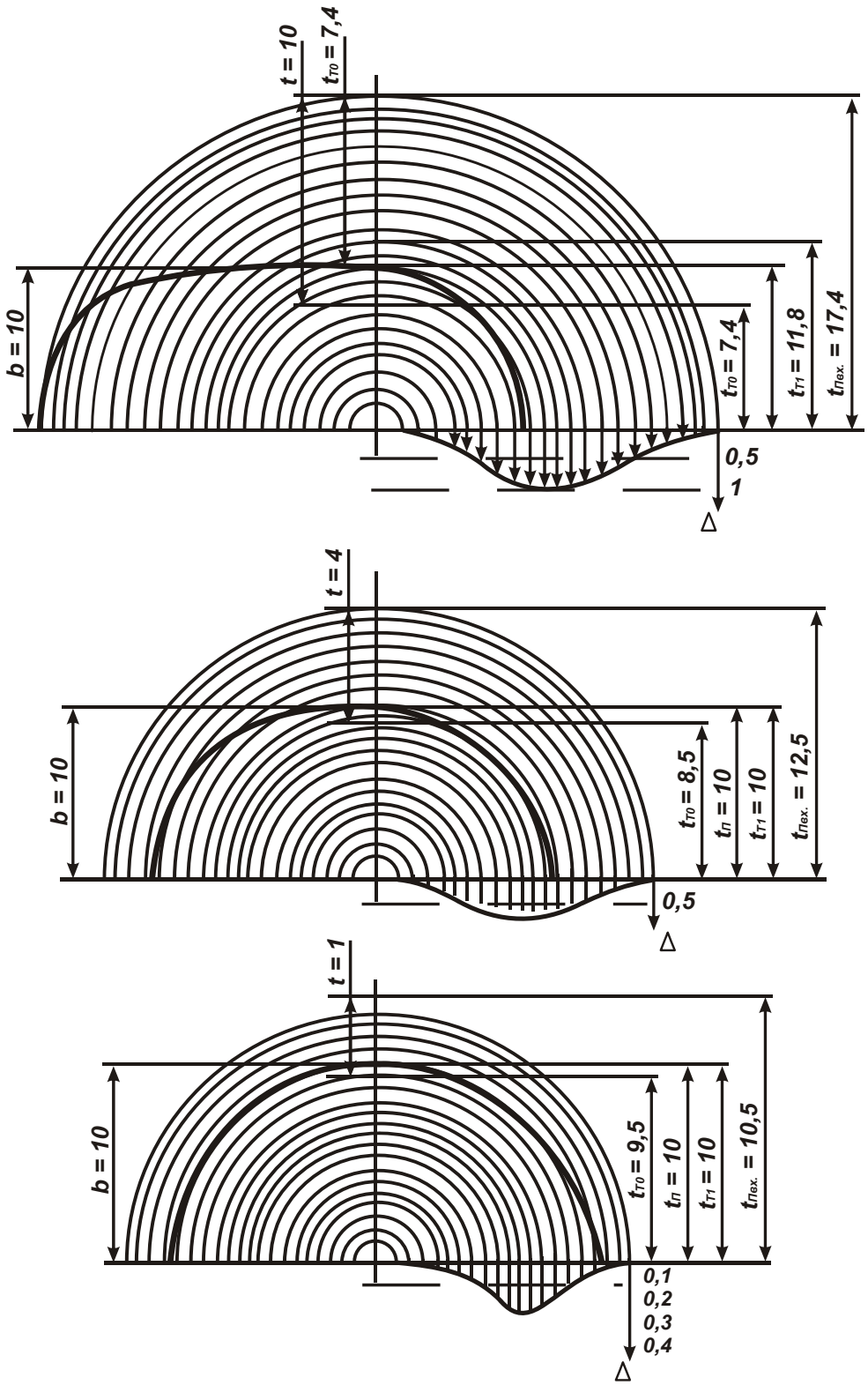


Рис. 5.22. Изменение линии полного съема металла и распределение съема металла по цилиндрическим оболочкам припуска в зависимости от скорости детали $V_{дет}$

Анализ зависимости (5.79) показывает, что шероховатость обработанной поверхности $t_{T0} = R_{max}$ при глубинном шлифовании может быть описана двумя параметрами: максимальной глубиной внедрения металла в рабочую поверхность круга H_{max} и глубиной шлифования t.

Остальные параметры режима шлифования и геометрические параметры выражаются через параметр H_{max}, который, являясь характеристикой линии полного съема металла, одновременно определяет и максимальную (вероятностную) толщину среза при шлифовании. В связи с различными функциями этого параметра, в настоящей работе он обозначен через H_{max}, а не через $a_{z.max}$, как это обычно принимается в исследованиях. Таким образом установлено, что, зная основные параметры (координаты) линии полного съема металла, по ним несложно определить ряд физических и технологических параметров шлифования, в том числе кинематические соотношения между параметрами режима шлифования, характеристиками круга и максимальной толщиной среза, что необходимо для нахождения оптимальных условий обработки.

5.6.6. Вероятностный расчет максимальной глубины внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга

Приведенные выше результаты аналитических исследований закономерностей съема металла и формирования шероховатости на обрабатываемой поверхности детали справедливы для шлифования с продольной подачей, равной ширине круга.

На практике в основном используется схема круглого шлифования с продольной подачей, которая меньше ширины круга. Удаление металла с детали и образование микропрофиля обработанной поверхности детали в этом случае происходит за несколько касаний круга с деталью в связи с продольным движением стола, что вносит определенные изменения в рассмотренную выше кинематическую схему шлифования.

Для установления взаимосвязи H_{max} с основными кинематическими и геометрическими параметрами процесса шлифования первоначально следует изучить закономерности шлифования алмазным кругом формы 1А1 с продольной подачей $S_{пр}$, м/об., которая в p раз меньше его ширины B. При такой обработке шлифовальный круг за один продольный ход стола p раз контактирует с фиксированным осевым сечением детали, увеличивая с каждым последующим контактом вероятность удаления металла с его поверхности.

Съем металла при первом контакте опишется относительной полнотой профиля $\varepsilon_1(y)$, представленной зависимостью (5.66). При втором контакте – относительной полнотой профиля $\varepsilon_2(y)$, полученной вероятностным умножением независимых случайных функций $\Phi_1(y)$ и $\Phi_2(y)$, первая из которых характеризует вероятность неснятого металла при первом контакте и равна $\Phi_1(y)=1-\varepsilon_1(y)$; вторая функция – вероятность неснятого металла при втором контакте без учета съема металла при первом контакте; $\Phi_2(y)=1-\varepsilon^*(y)=1-\varepsilon_1(y)$:

$$\varepsilon_2(y)=1-\Phi_1(y)\cdot\Phi_2(y)=1-e^{-\frac{2\sqrt{2}\cdot tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3b\cdot V_{дет}\sqrt{\frac{1}{R_{дет}}+\frac{1}{R_{кр}}}}\left[\frac{(t_{nT}-y)^3}{2\sqrt{t_{nT}}}+\sum_{i=0}^{n-2}t_{iT}^{5/2}\right]}. \quad (5.80)$$

Относительная полнота профиля при 3-м контакте определится аналогично:

$$\varepsilon_3(y)=1-\Phi_1(y)\cdot\Phi_2(y)\cdot\Phi_3(y), \quad (5.81)$$

где $\Phi_3(y)=1-\varepsilon_3^*(y)=1-\varepsilon_1(y)$.

После преобразований, имеем:

$$\varepsilon_3(y)=1-e^{-\frac{3\sqrt{2}\cdot tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3\cdot b\cdot V_{дет}\cdot\sqrt{\frac{1}{R_{дет}}+\frac{1}{R_{кр}}}}\cdot\left[\frac{(t_{nT}-y)^3}{2\sqrt{t_{nT}}}+\sum_{i=0}^{n-2}t_{iT}^{5/2}\right]}. \quad (5.82)$$

Относительная полнота профиля круга при p-ом контакте выразится:

$$\varepsilon_P(y) = 1 - e^{-\frac{P\sqrt{2}\cdot tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}}{3\cdot b\cdot V_{дет}\cdot\sqrt{\frac{1}{R_{дет}}+\frac{1}{R_{кр}}}}\cdot\left[\frac{(t_{nT}-y)^3}{2\sqrt{t_{nT}}}+\sum\limits_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}\right]} . \quad (5.83)$$

Глубина внедрения элементарного слоя в рабочую поверхность круга, при которой произойдет полный съем металла с его поверхности, определится по методике, изложенной в п. 5.6.4. Выражая параметр k и b через зернистость и концентрацию круга $k = \frac{3m\cdot(1-\varepsilon)}{200\pi\cdot\overline{X}^2}$ и $b = (1-\varepsilon)\cdot\overline{X}$ [1], величина $1/A$ примет вид:

$$\frac{1}{A} = \frac{600\pi\cdot\overline{X}^3\cdot V_{дет}\sqrt{\frac{1}{R_{дет}}+\frac{1}{R_{кр}}}}{\sqrt{2}\cdot p\cdot tg\gamma\cdot m\cdot V_{кр}}, \quad (5.84)$$

где $(1-\varepsilon)$ – коэффициент, учитывающий высоту выступания зерна над связкой;

m – объемная концентрация круга;

$\overline{X}$ – зернистость круга, м.

Максимальное значение H_{max}, соответствующее максимальной толщине среза, определяется из условия $t_{nT} = H_{max}$; $t_{T_{экстр}} = H_{max} - (n-1)\cdot t$, разрешая равенство, полученное из зависимости (5.67):

$$H_{max} = \sqrt[3]{2}\cdot\sqrt[6]{H_{max}}\cdot\sqrt[3]{\frac{1}{A}-\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}}} . \quad (5.85)$$

Расчет производится численным методом, путем перебора H_{max} до значения, обеспечивающего выполнение равенства (5.85). В случае невыполнения равенства (5.85), необходимо изменить значение H_{max} и расчет повторить. При расчетах возможен также случай отсутствия значения H_{max}, обеспечивающего выполнение равенства (5.85), что может иметь место при стабилизации $\varepsilon(y)$ за два прохода. В этом случае расчет H_{max} следует производить по друго-

му равенству, полученному из зависимости (5.68), перебирая координаты элементарных слоев в пределах: $0 < t_1 < t$ и $0 < i < n-2$:

$$\frac{1}{A} - \left(1 + 5 \cdot t_{nT_{экстр}}\right) \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}} = 0. \qquad (5.86)$$

Таблица 5.4

Значения H_{max} ($\overline{X}$=100 мкм; m=100; $V_{кр}$=30 м/с; $V_{дет}$=30 м/мин; t=4 мкм; $R_{дет}$=100 мм; $R_{кр}$=150 мм)

p	1	2	3	4	10
$S_{пр}$, м/мин	8	4	2,6	2	0,8
H_{max}, мкм	14	11,2	9,8	9,3	7

В табл. 5.4 приведены результаты расчетов максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании H_{max} в зависимости от p, из которой следует уменьшение значений H_{max} с увеличением p, что совпадает с результатами геометрической теории шлифования, разработанной профессором Масловым Е. Н. [95]. Однако, несмотря на одинаковый характер изменения параметра H_{max}, процесс формообразования поверхностей при многопроходном продольном шлифовании, описанном вероятностными методами, подчиняется более сложным закономерностям, чем это принято в работах [30; 37; 89]. Так, согласно известной формулы профессора Маслова Е. Н. [95], между параметрами a_z и $S_{пр}$ существует вполне однозначный характер связи, не зависящий от остальных параметров шлифования, тогда как согласно зависимости (5.85) все входящие параметры взаимозависимы между собой.

Многопроходность шлифования, неучтенная в геометрической модели, как показывают вероятностные расчеты, оказывает значительное влияние на характер съема металла и участие зерен в резании. Следовательно, известная формула профессора Маслова Е. Н. [95] так же, как и другие зависимости для определения параметра a_z, полученные из геометрических соображений, могут быть обос-

нованно применимы для расчета параметров шлифования с повышенными глубинами шлифования, когда шероховатость обработанной поверхности в основном формируется за один ход стола.

Неравномерность нагруженности отдельных участков круга, как следует из табл. 5.4, приведет к неравномерному его износу по высоте. В начальный момент обработки в резании будет участвовать только передний “рабочий” участок круга шириной B_1. По мере его износа в работу подключается соседний участок, который удаляет неснятый металл от работы первого участка. Износ второго участка приводит к участию в резании третьего участка и в дальнейшем всей высоты круга. В результате такого характера съема металла после подключения в работу всех участков круга на его поверхности образуется ступенчатый заборный конус, который в дальнейшем подчиняется равномерному линейному износу по всей его длине (рис. 5.23).

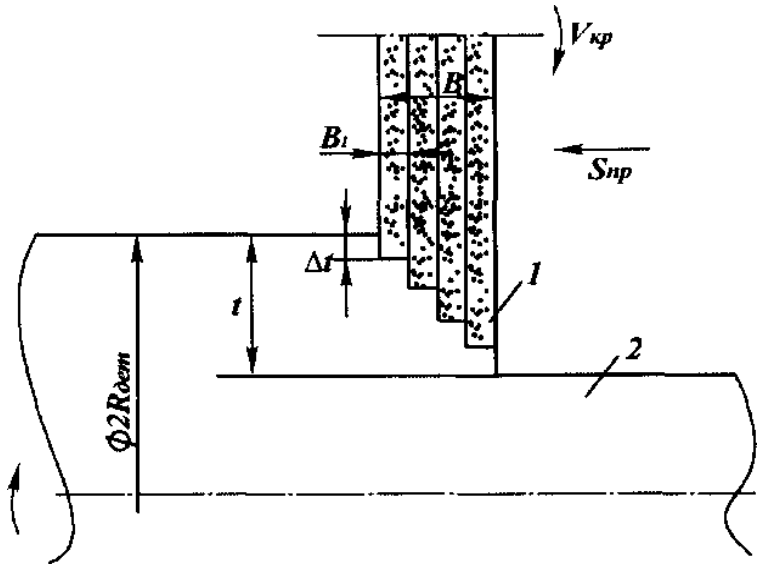


Рис. 5.23. Расчетная схема многопроходного шлифования:
1 – круг; 2 – деталь

Процесс съема припуска и формирование поверхностей в этих условиях примет еще более сложный характер. Смещение срезов по глубине шлифования будет происходить как от многопроходности обработки, так и от разновысотности расположения режущих участков круга. За один проход круга каждый режущий участок снимет слой металла толщиной $\Delta t = t / p$. Математическую модель такой

схемы формообразования можно представить шлифованием с условной глубиной шлифования Δt кругом высотой B_1.

Для определения функции $\varepsilon(y)$ следует воспользоваться зависимостью (5.66), принимая вместо глубины шлифования t величину Δt. Алгоритм расчета H_{max} остается прежним с той разницей, что в зависимостях (5.85) и (5.86) параметр t следует заменить на Δt, а величину $1/p$ принять в виде:

$$\frac{1}{p} = \frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}. \qquad (5.87)$$

В табл. 5.5 приведены результаты расчетов максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании H_{max} в зависимости от p. Как видно, с увеличением p, что соответствует уменьшению $S_{пр}$, м/мин, наблюдается уменьшение параметра H_{max}. Такая закономерность объясняется образованием более плотного профиля за счет увеличения числа контактов с фиксированным сечением детали, хотя число зерен, участвующих в резании, остается постоянным.

Таблица 5.5

Значения H_{max} ($\overline{X}$=100 мкм; m=100; $V_{кр}$=30 м/с; $V_{дет}$=30 м/мин; t=4 мкм; $R_{дет}$=100 мм; $R_{кр}$=150 мм)

p	1	2	4	8
$S_{пр}$, м/мин	8	4	2	1
H_{max}, мкм	14	11,6	8,5	7,8

Противоположная картина наблюдается при увеличении p путем увеличения скорости детали $V_{дет}$, считая величину $S_{пр}$ неизменной (табл. 5.6). Параметр H_{max} в этом случае непрерывно увеличивается, однако интенсивность роста незначительна и при определенных сочетаниях параметров режима шлифования может оставаться постоянной.

Таблица 5.6

Значения H_{max} ($\overline{X}$=100 мкм; m=100; $V_{кр}$=30 м/с; $V_{дет}$=8 м/мин; t=4 мкм; $R_{дет}$=100 мм; $R_{кр}$=150 мм)

p	1	2	4	8
$V_{дет}$, м/мин	30	60	120	240
H_{max}, мкм	14	14,3	14,6	14,7

Дополнительным подтверждением такой закономерности может быть экспериментальная зависимость относительного расхода алмаза от скорости детали, полученная при однофакторном изменении скорости детали $V_{дет}$ в процессе круглого шлифования твердосплавной фрезы (рис. 5.24). При шлифовании на “мягких” режимах увеличение скорости детали $V_{дет}$ вызывает незначительное увеличение относительного расхода алмаза q.

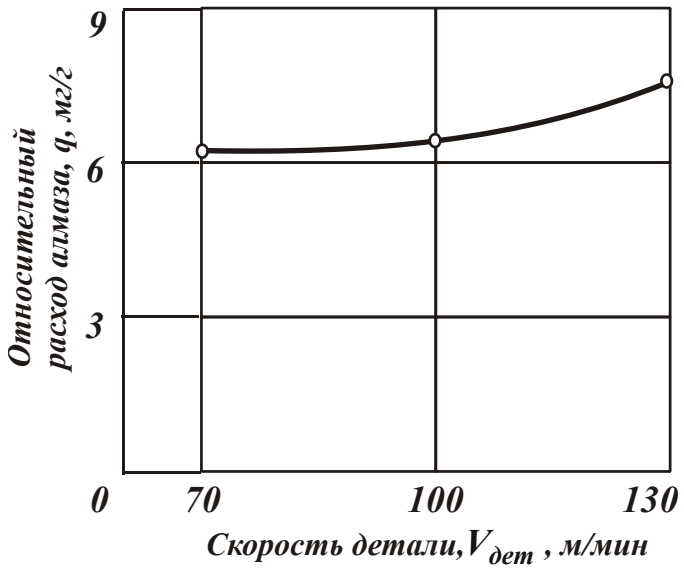


Рис. 5.24. Зависимость q от $V_{дет}$:
алмазный круг 1А1 250×26×5 АС6 160/125 4 М1-01; обрабатываемый материал – ВК8; $V_{кр}$=60 м/с; $S_{пр}$=1 м/мин; t=0,015 мм/дв. ход

В условиях глубинного шлифования при условии $p > 1$ расчет параметра H_{max} можно значительно упростить, рассматривая расчетную схему круглого продольного шлифования, показанную на рис. 5.25. За один оборот детали, аналогично точению, шлифоваль-

ный круг снимает слой металла площадью поперечного сечения $B \cdot \Delta t$, где $\Delta t = B_1 \cdot sin\,\alpha = B_1 \cdot \frac{t}{B} = 2\pi \cdot R_{дет} \cdot \frac{S_{пр}}{V_{дет}} \cdot \frac{t}{B}$.

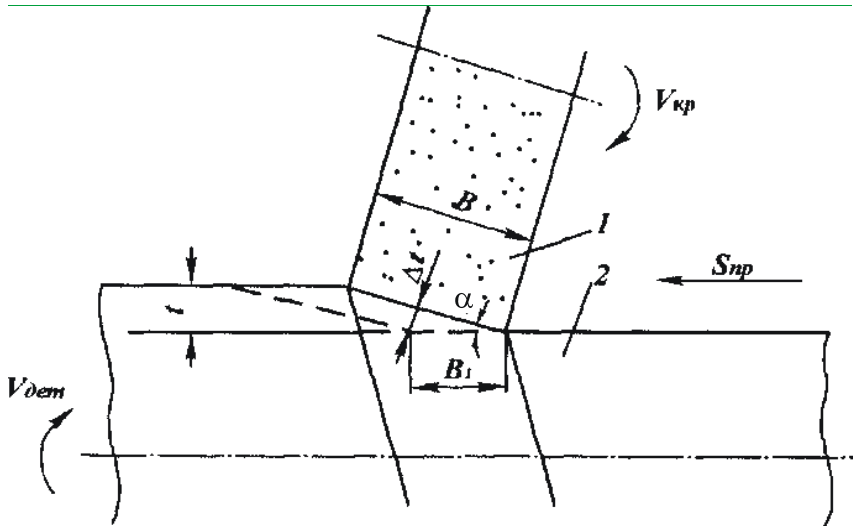


Рис. 5.25. Расчетная схема круглого наружного продольного глубинного шлифования: 1 – круг; 2 – деталь

Параметр H_{max} с учетом условий $t_{nT} \approx t$ и $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}} \to 0$ определяется из зависимости (5.67):

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \cdot \sqrt{t}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \qquad (5.88)$$

После замены в зависимости (5.88) параметра t на Δt, окончательно получена аналитическая зависимость для определения максимальной толщины среза:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{V_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t \cdot \frac{2\pi \cdot R_{дет}}{B}}. \qquad (5.89)$$

Зависимость (5.89) позволяет объяснить экспериментальные результаты Байкалова А. К. [18; 19], согласно которым при

50-кратном увеличении поперечной подачи (глубины шлифования) распределение толщин стружек оставалось практически неизменным. Как следует из зависимости (5.89), при повышении t в 50 раз максимальная толщина среза увеличивается только в 1,9, что действительно сложно зафиксировать опытным путем.

Таким образом, получена расчетная зависимость для определения максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании H_{max}, которая содержит все основные параметры шлифования.

5.6.7. Аналитическая взаимосвязь основных параметров процесса шлифования и экспериментальная проверка результатов расчетов

Выполнение выше расчеты позволили установить кинематические соотношения между параметрами режима шлифования, характеристиками круга и толщиной среза, которые необходимо соблюдать для эффективного ведения процесса шлифования деталей, особенно с прерывистыми поверхностями. Поскольку основным параметром режима шлифования, определяющим интенсивность ударного взаимодействия круга с деталью при шлифовании прерывистых поверхностей, является скорость детали, то важно знать закономерности ее изменения в зависимости от других параметров процесса при условии, что шлифование осуществляется с допустимой (прочностной) толщиной среза. По аналогии с работой Филимонова Л. Н. [187], скорость детали, соответствующая предельной толщине среза, в дальнейшем следует называть предельной, так как ее превышение вызывает значительное увеличение относительного расхода алмаза. Для определения предельной скорости детали можно воспользоваться зависимостью (5.67), разрешая ее относительно $V_{дет}$ и принимая $H_{max} = b$:

$$V_{дет} = \frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right] \qquad (5.90)$$

Расчет слагаемых t_{nT} и $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}$ необходимо производить по методике, приведенной в п. 5.6.4. Полученная зависимость справедлива при условии $t > t^*$. При условии $t < t^*$ в зависимости (5.90) следует принять $t_{nT} = H_{max} = b$ и $t_T = b - (n-1) \cdot t$. Тогда зависимость (5.90) примет вид:

$$V_{дет} = \frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{b^{5/2}}{2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right]. \qquad (5.91)$$

При глубинном шлифовании (т.е. при $t > b$) зависимость (5.90) упрощается, принимая $t_{nT} = t$ и $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} = 0$:

$$V_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}. \qquad (5.92)$$

Примеры расчета.

Исходные данные: $tg\gamma = 1$; $k = 10^5$ шт./мм^2; $b = 11$ мкм; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; $V_{кр} = 30$ м/с.

Случай 1. Принимая $t = 2$ мкм; параметр t^* может быть определен из зависимости (5.71): $t^* =$ 10,5 мкм $> t = 2$; $n = 6$; $t_{nT} = b = 11$ мкм; $t_T = b - (n-1) \cdot t = 1$ мкм.

Расчет скорости детали $V_{дет}$ следует производить по зависимости (5.91):

$$V_{дет} = \frac{\sqrt{2} \cdot 1 \cdot 10^{-5} \cdot 30 \cdot 10^6}{9 \cdot 11 \cdot \sqrt{\frac{1}{50 \cdot 10^3} + \frac{1}{100 \cdot 10^3}}} \times$$

$$\times \left[\frac{11^{5/2}}{2} + 1^{5/2} + (1+2)^{5/2} + (1+4)^{5/2} + (1+6)^{5/2} + (1+8)^{5/2} \right] = 30{,}84 \text{ м/мин.}$$

Случай 2. Принимая $t = 50$ мкм; $t^* < t = 50$ мкм; $n = 2$; $t_m = 0{,}7$ мкм; $t_{nm} = t_m + (n-1)\cdot t = 50{,}7$ мкм, получено:

$$V_{дет} = 796{,}5 \cdot \left[\frac{11^3}{2 \cdot \sqrt{50{,}7}} + 0{,}7^{5/2} \right] = 4{,}44 \text{ м/мин.}$$

Как видно, при условии $t > b$ второе слагаемое зависимости для определения скорости детали $V_{дет}$ значительно меньше первого. Поэтому расчет с достаточной для практики точностью можно производить по зависимости (5.92).

Из зависимостей (5.90) – (5.92) следует линейная связь параметров $V_{кр}$ и $V_{дет}$. Увеличение $V_{кр}$ всегда позволяет пропорционально увеличивать $V_{дет}$, что согласуется с опытом применения высокоскоростного шлифования [73; 188; 198].

Зависимости предельной скорости детали $V_{дет}$ и отношения $V_{кр} / V_{дет}$ от глубины шлифования t графически представлены на рис. 5.26.

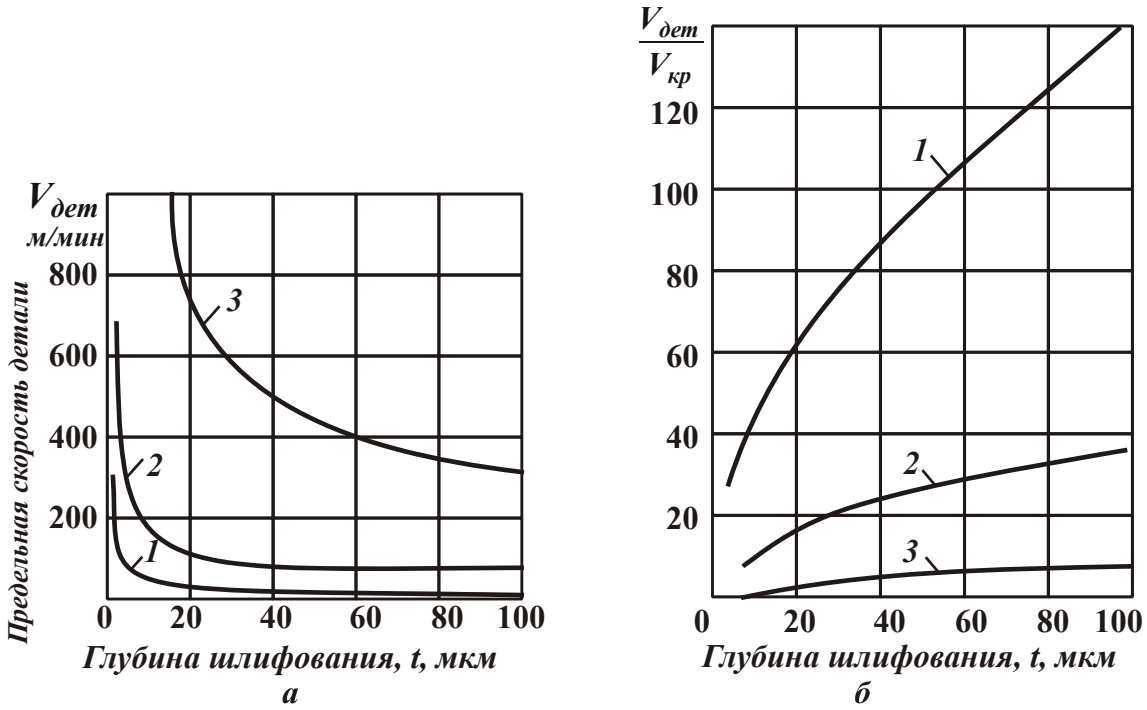
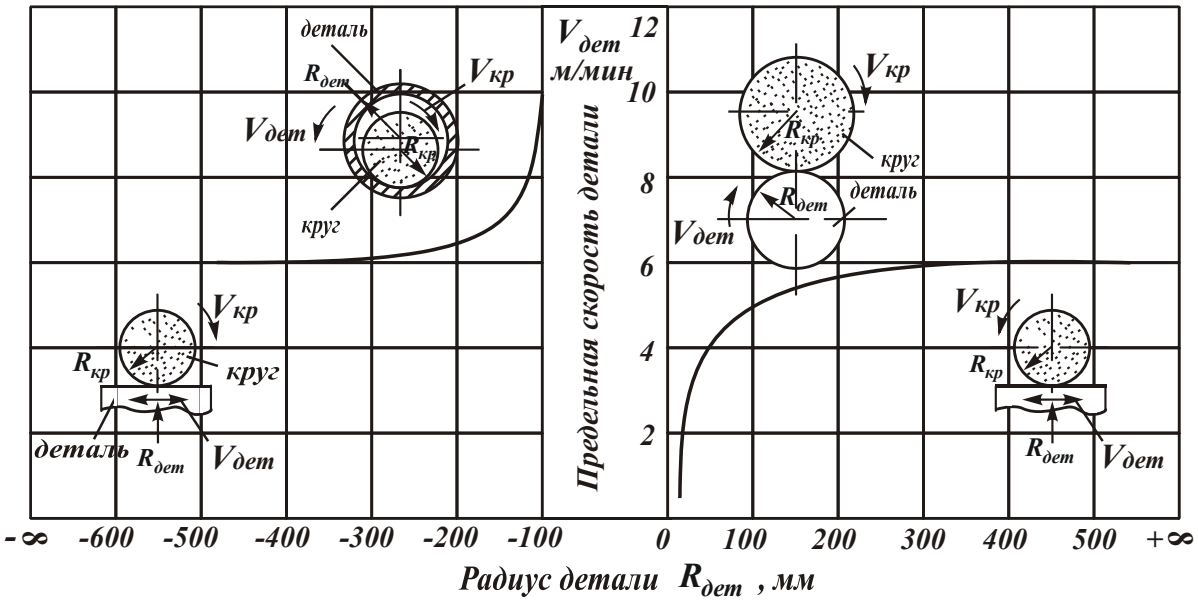


Рис. 5.26. Зависимость предельной скорости детали $V_{дет}$ и отношения $V_{кр} / V_{дет}$ от глубины шлифования t: $\gamma = 45°$; $k = 10$ шт./мм^2; $V_{кр} = 30$ м/с; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; 1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 50$ мкм

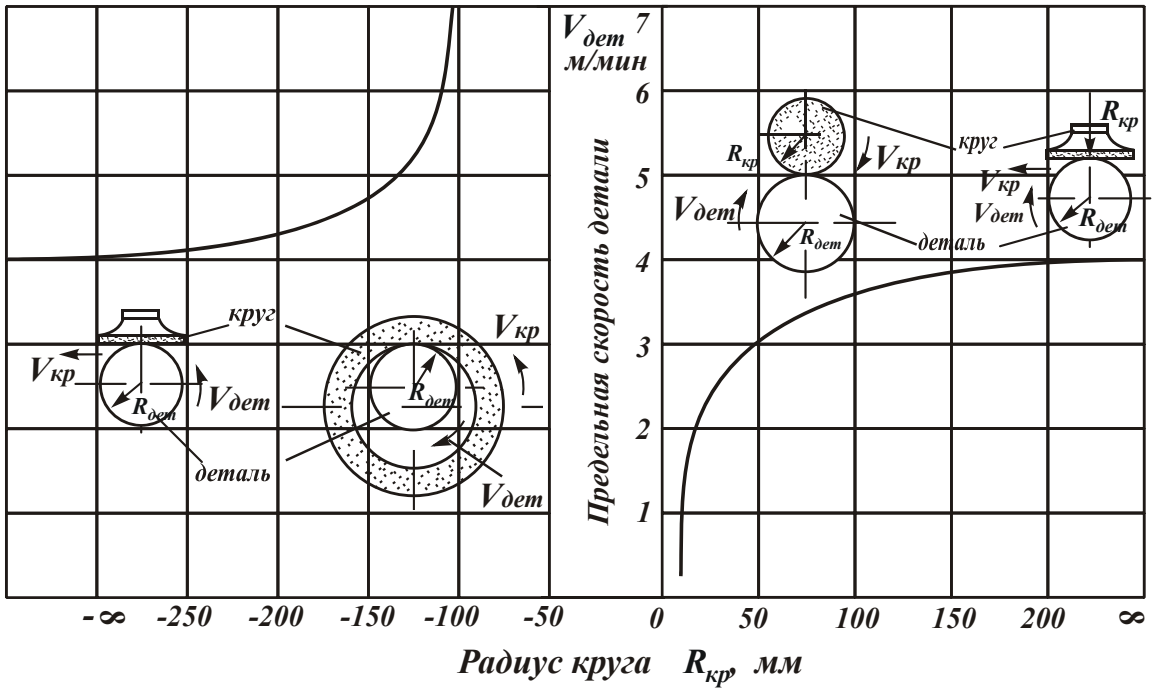
С увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{дет}$ уменьшается, причем более интенсивно при небольших значениях t. В условиях глубинного шлифования (т.е. при $t > b$) предельная скорость детали $V_{дет}$ фактически не изменяется с увеличением глубины шлифования t. Предельные значения $V_{дет}$ и $V_{кр} / V_{дет}$ в значительной степени зависят от параметра H_{max}, который в расчетах принят равным b. При определенных значениях величины b отношение $V_{кр} / V_{дет}$ может быть меньше единицы и скорость детали будет превышать скорость круга.

Таким образом, теоретически доказано определяющее влияние на предельную скорость детали $V_{дет}$ параметра b, характеризующего развитость рельефа круга и его режущие свойства. Такой результат подтверждает выдвинутое Семко М. Ф. и Грабченко А. И. [33; 34; 132] научное положение об эффективности управления параметрами рабочей поверхности круга. Постоянное поддержание заданной из условия прочности максимальной высоты выступания зерен над связкой – необходимое условие высокопроизводительного шлифования, которое в последние годы широко используется на практике [20; 21]. Изменяя в зависимостях (5.90) и (5.91) значения R_1 и R_2, можно установить влияние различных схем шлифования на предельную скорость детали $V_{дет}$. На рис. 5.27 приведены графики изменения предельной $V_{дет}$ в зависимости от схемы шлифования. Как видно, наибольшего значения $V_{дет}$ можно достичь при внутреннем и охватывающем шлифовании.

Плоское шлифование и круглое шлифование кругом чашечной формы характеризуется приблизительно одинаковыми значениями предельной скорости детали $V_{дет}$. Такая закономерность изменения предельной скорости детали $V_{дет}$ объясняется различным углом входа экстремального элементарного слоя снимаемого припуска в рабочую поверхность круга и, следовательно, различным временем прохождения точки слоя расстояния от уровня наиболее выступающих зерен до связки круга.



а



б

Рис. 5.27. Влияние схемы шлифования на предельную скорость изделия: а – зависимость $V_{дет}$ от $R_{дет}$; б – зависимость $V_{дет}$ от $R_{дет}$; γ=45°; $k = 10$ шт./мм^2; $V_{кр} = 30$ м/с; $b = 10$ мкм; $t = 30$ мкм; а – $R_{кр}$=200 мм; б – $R_{дет}$ =50 мм

В связи с этим, представляет интерес характер изменения предельной скорости детали $V_{дет}$ в зависимости от продольной подачи $S_{пр}$, когда съем металла производится ступенчатым заборным кону-

сом круга. Предельную скорость детали $V_{дет}$ в этом случае получим из зависимостей (5.90) и (5.91), заменяя параметр t на $\Delta t = t \cdot B_1 / B = t \cdot S_д$, где $S_д$ – долевая продольная подача.

На рис. 5.28 показано изменение предельной скорости детали $V_{дет}$ с изменением глубины шлифования t при $S_{пр} = 1$ мм и изменением продольной подачи $S_{пр}$ при $t = 1$ мкм. Уменьшение $S_{пр}$, как следует из рис. 5.28, позволяет значительно увеличить предельную скорость детали $V_{дет}$.

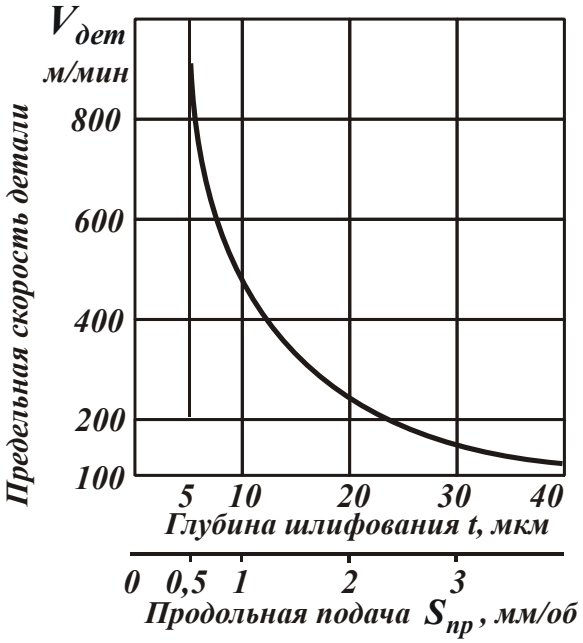


Рис. 5.28. Зависимость предельной скорости детали $V_{дет}$ от продольной подачи $S_{пр}$ при многопроходном шлифовании: γ=45°; $k = 10$ шт./мм^2; $V_{кр} = 30$ м/с; $b = 10$ мкм; R_2=100 мм; R_1=50 мм.

Для выполнения инженерных расчетов следует упростить основную кинематическую зависимость (5.90) процесса шлифования $V_{дет} - \Delta t$.

Анализ графика $V_{дет} - \Delta t$ (рис. 5.29), показывает, что в пределах изменения $0 < \Delta t < H_{max}$ зависимость $V_{дет} - \Delta t$ подчиняется закону $V_{дет1} - A / \Delta t$, а при $\Delta t > H_{max}$ (т.е. при глубинном шлифовании) – закону (5.92). Следовательно, с достаточной для практики точностью зависимость $V_{дет} - \Delta t$ может быть аппроксимирована

двумя простыми выражениями, описывающими ее изменение на участках 1 и 2 (рис. 5.29).

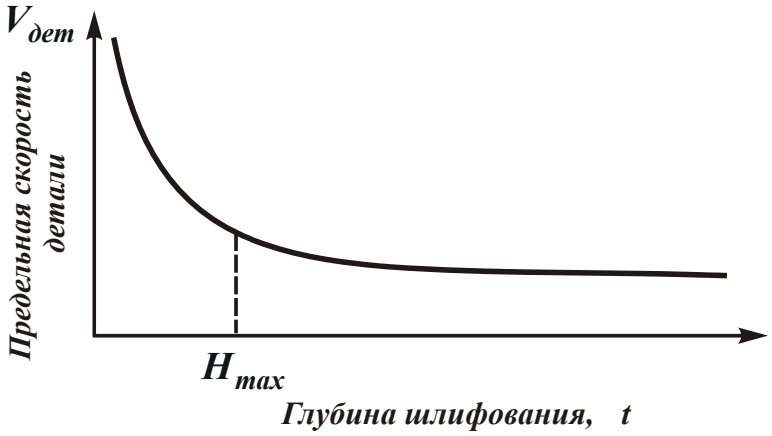


Рис. 5.29. Аппроксимирующая зависимость $V_{дет} - \Delta t$

Для определения параметра A необходимо использовать условия: $\frac{V_{дет_1}}{\Delta t} = H_{max} = \frac{V_{дет_2}}{\Delta t} = H_{max}$:

$$V_{дет_2} = \frac{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^{7/2}}{600 \cdot \pi \cdot \sqrt{2} \cdot \overline{X}^3 \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \cdot \Delta t}; \qquad (5.93)$$

$$H_{max_1} = \sqrt[7]{\frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \cdot \Delta t}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}; \qquad (5.94)$$

$$H_{max_2} = \sqrt[3]{\frac{600 \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}} \cdot \Delta t}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}. \qquad (5.95)$$

Для расчета максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании H_{max} задаются численные значения всех входящих в зависимость (5.94) параметров и определяется H_{max}. Если окажется, что выполняется условие $H_{max} < \Delta t$, то расчет H_{max} следует произвести по зависимости (5.95).

5.6.8. Определение оптимальных режимов алмазного шлифования по критерию предельной производительности обработки

Для обоснованного решения задачи оптимизации режимов алмазного шлифования необходимо, прежде всего, выявить его потенциальные возможности, обусловленные прочностными свойствами рабочей поверхности алмазного круга.

В этой связи наибольший интерес представляет предельная кинематическая производительность обработки, которая аналогична предельной скорости детали, характеризует шлифование с предельной толщиной среза и может быть принята в качестве критерия оптимизации. Зная изменение предельной кинематической производительности во всем диапазоне изменения режимов резания, параметров круга и детали, можно установить наиболее оптимальные условия шлифования, а также количественно оценить влияние физических факторов, снижающих фактическую производительность обработки. Для определения предельной кинематической производительности шлифования следует воспользоваться зависимостью:

$$Q = B_1 \cdot V_{дет} \cdot t\,. \qquad (5.96)$$

Приведенная зависимость (5.96) показывает неограниченное изменение Q от всех входящих параметров. Однако, такая закономерность будет наблюдаться только в случае отсутствия взаимосвязи между входящими в зависимость (5.96) параметрами.

Как установлено в п. 5.6.7, между скоростью детали $V_{дет}$ и глубиной шлифования t существует вполне определенная связь. Поэтому входящие в зависимость (5.96) параметры $V_{дет}$ и t следует рассматривать взаимозависимыми только в пределах изменения $0 < H_{max} < b$. При условии $H_{max} = b$ каждому значению t всегда будет соответствовать конкретное значение $V_{дет}$, которое определяется зависимостями (5.90) и (5.91). Подставив зависимости (5.90) и (5.91) в (5.96), получено окончательно выражение для определения предельной кинематической производительности:

$$Q_{t>t^*} = \frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot B_1 \cdot t}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{nT}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right]; \qquad (5.97)$$

$$Q_{t<t^*} = \frac{\sqrt{2} \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot B_1 \cdot t}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \left[\frac{b^{5/2}}{2} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right]. \qquad (5.98)$$

Из зависимостей (5.97) и (5.98) следует пропорциональное увеличение предельной кинематической производительности Q с увеличением скорости круга $V_{кр}$, что подтверждает основную закономерность высокоскоростного шлифования. Увеличение $V_{кр}$ предполагает пропорциональное увеличение $V_{дет}$, лишь в этом случае Q будет увеличиваться. При увеличении $V_{кр}$ и $V_{дет} = const$ предельная кинематическая производительность Q остается неизменной.

При небольших значениях глубины шлифования t, как следует из рис. 5.30, предельная кинематическая производительность фактически остается постоянной, затем по мере увеличения глубины шлифования t неограниченно возрастает. Следовательно, добиться существенного повышения Q можно в условиях глубинного шлифования при соответствующем уменьшении скорости детали $V_{дет}$ (рис. 5.26а). Такой результат подтверждает вывод о глубинном шлифовании как высокопроизводительном процессе шлифования.

Подставляя в зависимость (5.92) в (5.96), получена упрощенная зависимость для определения Q при глубинном шлифовании:

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot B_1}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}} \cdot \sqrt{t}. \qquad (5.99)$$

Проведенный анализ предельной кинематической производительности Q справедлив для схемы шлифования с долевой продольной подачей $S_д$, равной единице, когда все участки периферии круга

нагружены одинаково и износ по высоте круга происходит равномерно. При несоблюдении этого условия, т.е. при условии $S_\partial < 1$, на круге образуется заборный конус, который и осуществляет съем металла.

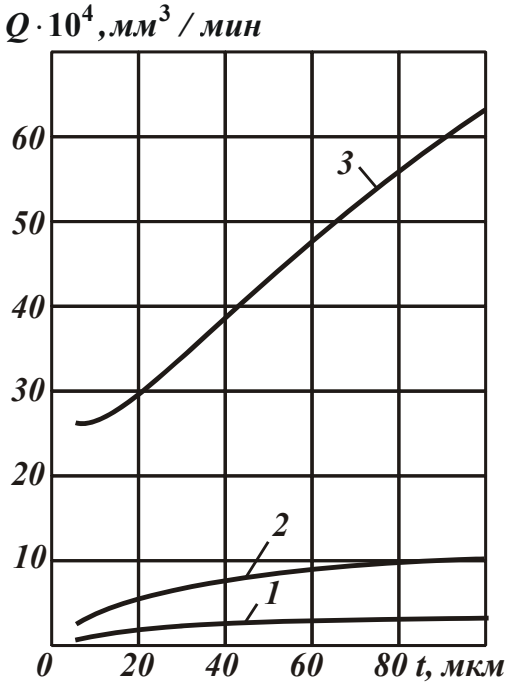


Рис. 5.30. Зависимость предельной производительности Q от глубины шлифования t: γ=45°; $V_{кр}$ = 30 м/с; k = 10 шт./мм^2; $R_{кр}$=100 мм; $R_{дет}$=50 мм; B = 20 мкм; 1 – b = 10 мкм; 2 – b = 20 мкм; 3 – b = 50 мкм

Исходя из этого, установлена связь (рис. 5.31) между предельной кинематической производительностью Q и продольной подачей B_1 с учетом рис. 5.28.

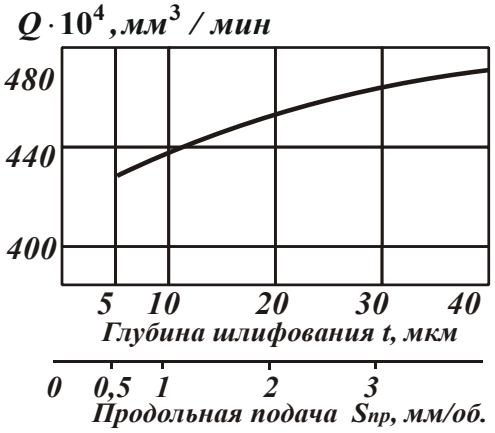


Рис. 5.31. Зависимость Q от $S_{пр}$: γ=45°; $V_{кр}$ = 30 м/с; k = 10 шт./мм^2; $R_{кр}$=100 мм; $R_{дет}$=50 мм; B = 20 мкм; b = 10 мкм

Как следует из рис. 5.31, с увеличением продольной подачи B_1 предельная кинематическая производительность Q увеличивается. Такая закономерность объясняется тем, что с увеличением B_i происходит увеличение условной глубины шлифования Δt, приходящейся на каждый рабочий участок заборного конуса, и круг работает в условиях глубинного шлифования, характеризующегося более высокой производительностью.

Исходя из зависимости (5.89) установлена взаимосвязь параметров H_{max} и Q для условий глубинного шлифования:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right) \cdot V_{дет} \cdot Q}{B}}. \qquad (5.100)$$

Анализ зависимости (5.100) показывает, что при шлифовании с $B_i < B$ эффективно уменьшать $V_{дет}$, т.к. при условии $Q = const$ параметр H_{max} уменьшается. Таким образом, расчетным путем установлена наиболее производительная схема круглого продольного шлифования, характеризующаяся большой глубиной шлифования t, небольшой скоростью детали $V_{дет}$ и продольной подачей, близкой к высоте круга $B_1 = B$.

Для обоснованного выбора оптимальной схемы шлифования изделий с прерывистыми поверхностями проведены аналитические исследования предельной кинематической производительности Q врезного и тангенциального видов шлифования, которые показали, что Q не зависит от схемы взаимного перемещения круга и детали и остается одинаковой для всех трех видов шлифования: продольного, врезного и тангенциального [121].

Для определения конкретных оптимальных режимных параметров и соответствующей им производительности круглого продольного шлифования необходимо знать количественное значение параметра H_{max}, которое во всех предыдущих расчетах, в связи с отсутствием в литературных источниках сведений о нем, выбира-

лось произвольно из условий участия в резании 1/10 … 1/30 высоты зерна. Поэтому в следующем параграфе разработана методика определения параметра H_{max} по критерию наименьшего относительного расхода алмаза.

5.6.9. Определение оптимальных режимов алмазного шлифования по критерию наименьшего относительного расхода алмаза

Современная теория шлифования относит износостойкость алмазного круга к числу наиболее сложных и, в то же время, наименее изученных вопросов, что объясняется главным образом многообразием возникающих в процессе шлифования различных по природе механических, тепловых, химических, адгезионных, диффузных и других явлений, которые, воздействуя на рабочую поверхность круга, в зависимости от условий обработки, вызывают превалирование того или иного вида износа. Этим обусловлены те сложности, с которыми сталкиваются все исследователи при изучении износостойкости алмазных кругов и, особенно, при попытке ее аналитического описания с целью установления путей снижения расхода дорогостоящего алмазного инструмента и создания инженерно-приемлемых методик расчета износа алмазного круга [93; 138; 142; 143; 180]. Поэтому из всего многообразия явлений, влияющих на износостойкость алмазного круга, следует рассмотреть в первую очередь те, которые определяются механикой взаимодействия режущего зерна с обрабатываемым материалом.

Относительный расход алмаза можно представить эквивалентной функцией:

$$\lambda = \frac{H_{max}}{Q}. \qquad (5.101)$$

Такое представление эквивалентной функции λ предполагает зависимость линейного износа лишь от максимальной толщины среза H_{max}, определяющей статическую нагруженность зерна и ме-

ханизм его износа в виде объемного разрушения и выпадения из связки алмазного круга. Влияние теплового фактора на износостойкость алмазного круга в первом приближении можно считать несущественным. После подстановки зависимостей (5.88) и (5.96) в (5.101), имеем

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)} \cdot \frac{1}{B_{дет} \cdot V_{дет}^{2/3} \cdot t^{5/6}}. \qquad (5.102)$$

Из зависимости (5.102) следует, что увеличение глубины шлифования t при условии $V_{дет} = const$ приводит к уменьшению λ. Однако это уменьшение возможно до определенного значения глубины шлифования t_0, обусловленного достижением допустимой (прочностной) толщины среза H_{max}. Дальнейшее увеличение глубины шлифования t приведет к увеличению H_{max} и нагрузки, действующей на зерно, потере устойчивости зерен в связке круга и катастрофическому износу круга.

Используя зависимость (5.92), установлено предельное значение глубины шлифования:

$$t_0 = \frac{H_{max}^6 \cdot tg^2\gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2}{162 \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}. \qquad (5.103)$$

После подстановки зависимости (5.103) в (5.102), определено минимальное значение относительного расхода алмаза:

$$\lambda_{min} = \frac{162 \cdot b^2 \cdot V_{дет} \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{H_{max}^5 \cdot tg^2\gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot B_1}. \qquad (5.104)$$

Из зависимости (5.104) и рис. 5.33 следует, что минимальное значение относительного расхода алмаза λ_{min} увеличивается с увеличением скорости детали $V_{дет}$ при соответствующем уменьшении t_0. Следовательно, при съеме малых припусков целесообразно

шлифование производить с большей скоростью детали $V_{дет}$. Пунктирной линией на рис. 5.32 показано условно увеличение эквивалентной функции λ, обусловленное превышением допустимой (прочностной) толщины среза H_{max}. Экспериментальная проверка характера зависимостей (5.103) и (5.104) показала, что с увеличением глубины шлифования t действительно достигается минимум относительного расхода алмаза q, который повышается с увеличением скорости детали $V_{дет}$, смещаясь в область меньших значений глубины шлифования t (рис. 5.33).

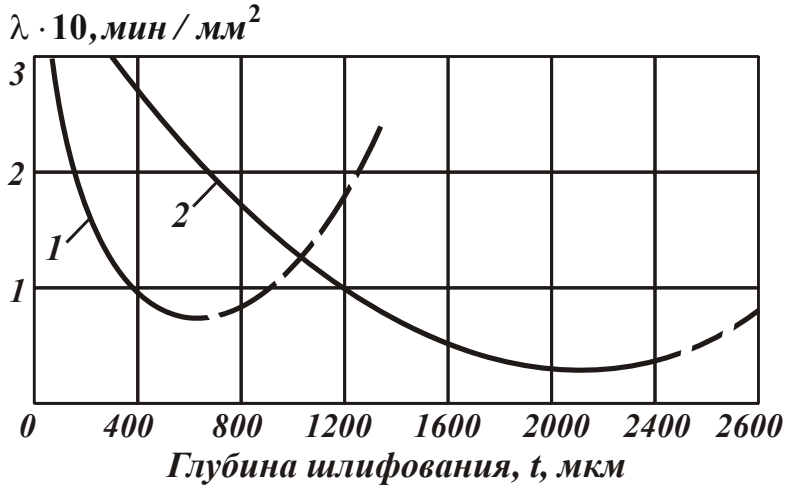


Рис. 5.32. Зависимость эквивалентной функции относительного расхода алмаза λ от глубины шлифования t:
1 – $V_{дет}$=1 м/мин; 2 – $V_{дет}$=0,5 м/мин; γ=45°; $V_{кр}$ = 30 м/с; k = 10 шт./мм^2;
$R_{кр}$=100 мм; $R_{дет}$=50 мм; B = 20 мкм; b = 10 мкм

Из зависимости (5.103) следует, что увеличение скорости детали $V_{дет}$ требует уменьшения глубины шлифования t_0 по обратно квадратичной зависимости. Например, увеличение $V_{дет}$ в 6 раз должно уменьшить значение t_0 в 36 раз. По экспериментальным данным, аналогичное увеличение $V_{дет}$ (с 1 до 6 м/мин) привело к уменьшению t_0 только в 6 раз, т.е., наблюдается примерное шестикратное расхождение аналитических и экспериментальных результатов. Для согласованности аналитических и экспериментальных результатов значение t_0, определяемое зависимостью (5.103), тре-

бует шестикратного увеличения. Учитывая неизменность всех параметров, входящих в зависимость (5.103) кроме параметра H_{max}, который должен измениться так, чтобы обеспечить шестикратное увеличение t_0. Зависимость (5.103) в этом случае примет вид:

$$t_0 = \frac{H_{max}^6 \cdot tg^2\gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}}{162 \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}, \qquad (5.105)$$

где $H_{1_{max}} = \sqrt[6]{6} \cdot H_{max} \approx 1{,}42 \cdot H_{max}$.

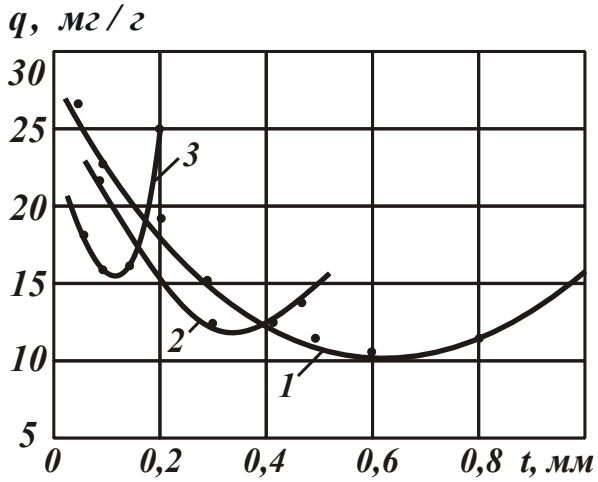


Рис. 5.33. Зависимость относительного расхода алмаза q от глубины шлифования t: алмазный круг 1А1 300×25 АС 250/200 4 М1-01, обрабатываемый материал – твердый сплав ВК15; $V_{кр} = 35$ м/с; $B_1 = 22{,}5$ мм/об., СОЖ – 3%-й раствор Na_2NO_3

Таким образом, расчетно-экспериментальным путем установлено, что во всех точках минимума относительного расхода алмаза q, обусловленных изменением скорости детали $V_{дет}$, значение допустимой (прочностной) толщины среза H_{max} не постоянно. При $V_{дет}$=1 м/мин параметр H_{max} в 1,42 раза меньше, чем при $V_{дет}$= 6 м/мин. Поэтому с кинематико-вероятностной точки зрения значительные технологические возможности глубинного шлифования с весьма малой скоростью детали $V_{дет}$ используются не в полной мере. В результате определения оптимальных режимов алмаз-

ного шлифования по критерию наименьшего относительного расхода алмаза установлено, что наиболее предпочтительной схемой обработки является глубинное шлифование с весьма малой скоростью детали и долевой продольной подачей, близкой к единице [121].

Такая схема положительно отличается от применяемых схем многопроходного и однопроходного алмазного шлифования [50], где долевая продольная подача не превышает 0,1 высоты круга, а скорость детали находится в пределах 20 – 40 м/мин.

Для проектирования оптимальных высокопроизводительных процессов алмазного шлифования, создания расчетных нормативов режимов шлифования достаточно располагать минимумом экспериментальной информации – “банком” данных по предельным толщинам срезов для всех применяемых в промышленности обрабатываемых материалов, характеристик алмазных кругов, которые определяются по двум значениям минимума относительного расхода алмаза. Зная эти величины, по соответствующим зависимостям рассчитываются оптимальные параметры режима шлифования. Следовательно, условие минимума относительного расхода алмаза может быть использовано как критерий работоспособности алмазных кругов при оценке обрабатываемости различных материалов. Сравнение значение H_{max} для различных пар “круг – деталь” позволит судить о режущей возможности алмазного круга и силовой напряженности процесса шлифования конкретного материала. Такой критерий оценки процесса шлифования более объективен, так как дает возможность проводить сопоставимые сравнения различных пар “круг – деталь” по прочностным свойствам рабочей поверхности алмазного круга независимо от сочетания параметров режима шлифования. Необходимость привлечения эксперимента в данном случае диктуется отсутствием надежных методов аналитического определения предельной толщины среза H_{max}.

Таким образом, благодаря математическому моделированию шлифования раскрыта сущность минимума относительного расхода алмаза, являющегося основой для выбора оптимальных условий обработки.

5.6.10. Определение условий повышения качества обработки при круглом продольном шлифовании многолезвийных инструментов

При оптимизации процесса шлифования по предельной кинематической производительности и выборе наиболее эффективной схемы обработки важно знать характер изменения шероховатости и точности обработанной поверхности в зависимости от основных параметров процесса шлифования. С этой целью можно воспользоваться зависимостью для определения максимальной высоты микронеровностей (5.78). Задавая конкретные значения b и t, по зависимости (5.97) устанавливаются значения $t_{iT_{экстр}}$; $t_{nT_{экстр}}$ и, соответственно, слагаемые: $\frac{b^3}{2\sqrt{t_{nT_{экстр}}}}$ и $\sum_{i=0}^{n-2} t_{iT_{экстр}}^{5/2}$. Подбирая значения t_{nT}, следует добиться выполнения (5.75). Из условия (5.74) определяется максимальная высота микронеровностей $t_{T0} = R_{max}$.

На рис. 5.34 графически приведена расчетная зависимость параметра R_{max} от глубины шлифования t для условий $B_1 = B$ и $b = const$, что соответствует значениям шероховатости обработанной поверхности при достижении предельной кинематической производительности. Как следует из рис. 5.34, с увеличением глубины шлифования t параметр R_{max} уменьшается, причем более интенсивно при небольших t, т.е. в условиях многопроходного шлифования. При глубинном шлифовании увеличение глубины шлифования t незначительно влияет на уменьшение t_{T0}. Относительная опорная длина профиля обработанной поверхности для разных глубин шлифования t приведена на рис. 5.35.

Важно установить влияние зернистости круга на максимальную высоту микронеровностей обработанной поверхности при условии достижения предельной кинематической производительности, используя зависимость $b = (1-\varepsilon)\cdot \overline{X}$ и решая равенство (5.80) по вышеизложенной методике.

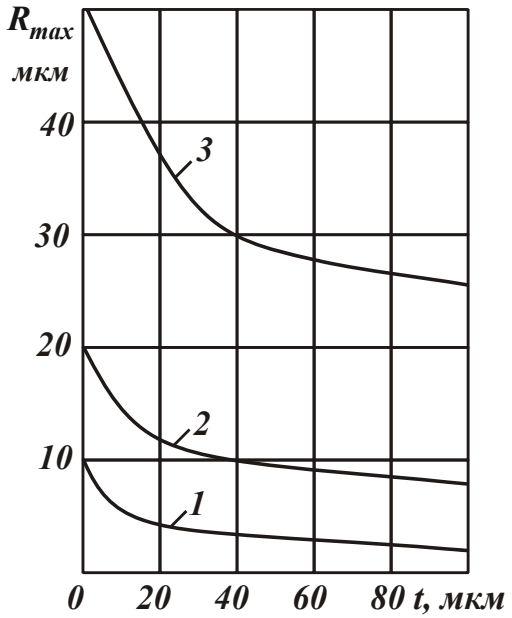


Рис. 5.34. Зависимость максимальной высоты микронеровностей обработанной поверхности R_{max} от глубины шлифования t: γ=45°; $V_{кр}$ = 30 м/с; k = 10 шт./мм^2; $R_{кр}$=100 мм; $R_{дет}$=50 мм; 1 – b = 10 мкм; 2 – b = 20 мкм; 3 – b = 50 мкм

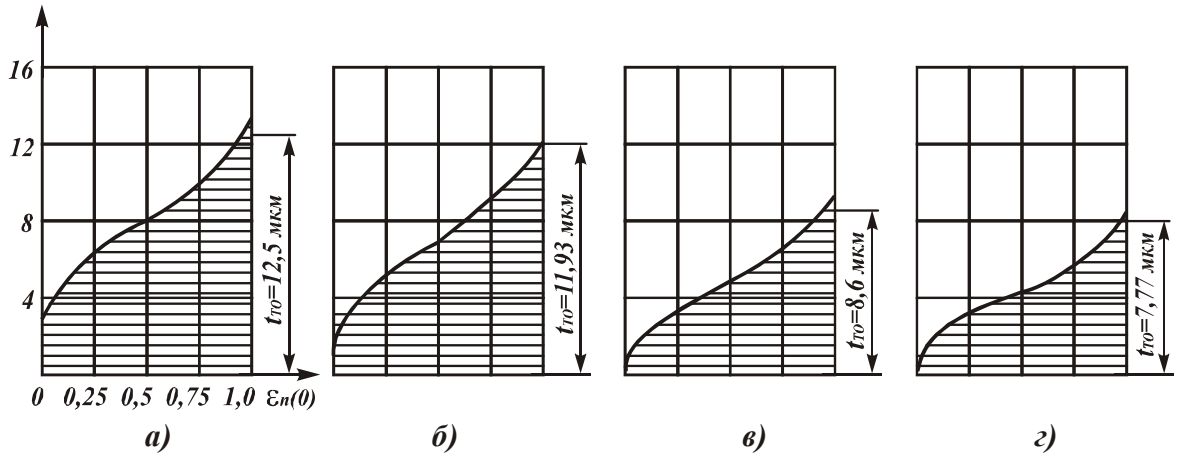


Рис. 5.35. Относительная опорная длина профиля обработанной поверхности для t=20 мкм (а), t=30 мкм (б), t=60 мкм (в), t=100 мкм (г) : γ=45°; $V_{кр}$ = 30 м/с; k = 10 шт./мм^2; $R_{кр}$=100 мм; $R_{дет}$=50 мм; 1 – b = 10 мкм

Из приведенных на рис. 5.36 графиков следует значительное влияние зернистости круга на шероховатость обработанной поверхности. В области небольших значений глубины шлифования t параметр шероховатости обработанной поверхности R_{max} принимает значения, близкие к величине b для разных зернистостей круга.

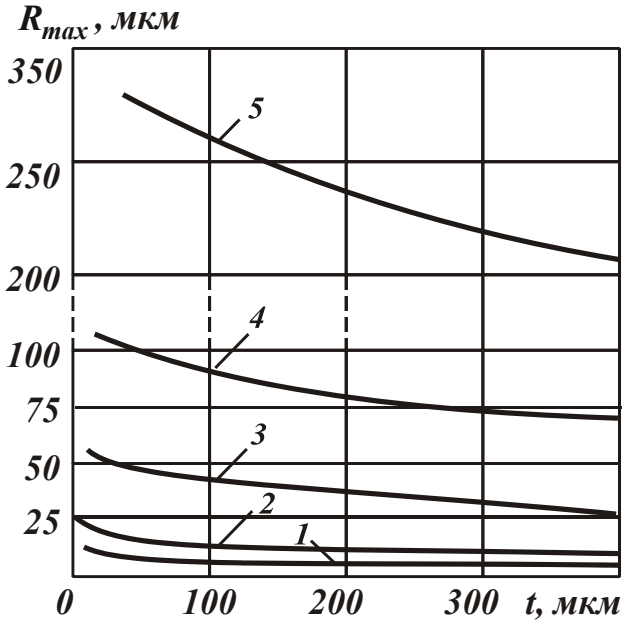


Рис. 5.36. Зависимость максимальной высоты микронеровностей R_{max} от глубины шлифования t для разных зернистостей круга $\overline{X}$: γ=45°; m=100 %; $V_{кр}$ =30 м/с; $R_{дет}$=50 мм; $R_{кр}$=100 мм; 1 – $\overline{X}$=15 мкм; 2 – $\overline{X}$=25 мкм; 3 – $\overline{X}$=75 мкм; 4 – $\overline{X}$=200 мкм; 5 – $\overline{X}$=300 мкм

Для установления взаимосвязи максимальной высоты микронеровностей с параметрами режима шлифования при их однофакторном изменении следует разрешить равенство (5.79) с учетом зависимости (5.88) и параметров k, b [1]:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \overline{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right)}{tg^2\gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}. \qquad (5.106)$$

Как следует из зависимости (5.106), при однофакторном изменении параметров режима шлифования и сохранении условия $B_i = B$ глубина шлифования t с кинематической точки зрения не оказывает влияния на шероховатость обработанной поверхности. Экспериментальные данные показывают незначительное увеличение параметра шероховатости обработанной поверхности R_a с увеличением глубины шлифования t (рис. 5.37). Причем, увеличение R_a наблюдается для различных значений скорости детали $V_{дет}$, что обусловлено изменением параметров рельефа круга для различных

режимов шлифования. Изменение параметров $V_{дет}$, $V_{кр}$ и объемной концентрации круга m приводит к несущественному изменению R_{max}. Увеличение зернистости круга вызывает более чем пропорциональное увеличение шероховатости обработанной поверхности R_{max} и таким образом оказывает более ощутимое влияние на R_{max} из всех входящих в зависимость (5.106) параметров, что подтверждается экспериментальными результатами (рис. 5.38).

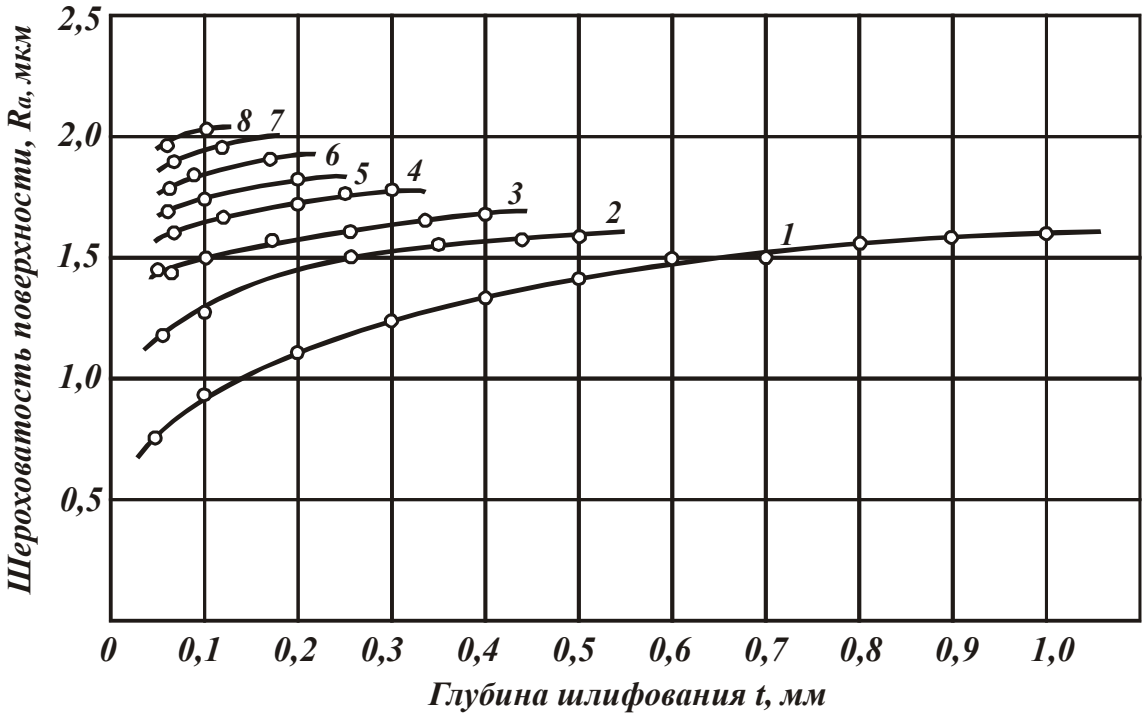


Рис. 5.37. Зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от глубины шлифования t: алмазный круг 1А1 300×25 АС6 200/160 4 М1–01; обрабатываемый материал ВК8; $V_{кр}$=35 м/с; $S_д$=0,9; $R_{дет}$=80 мм; 1, …, 6 – $V_{дет}$= 1 … 6 м/мин; 7 – $V_{дет}$= 8 м/мин; 8 – $V_{дет}$=10 м/мин

В табл. 5.7 приведены расчетные и экспериментальные значения параметра шероховатости поверхности R_a с учетом известного соотношения $R_{max} \approx 5R_a$, которые показывают достоверность аналитического представления шероховатости обработанной поверхности при шлифовании.

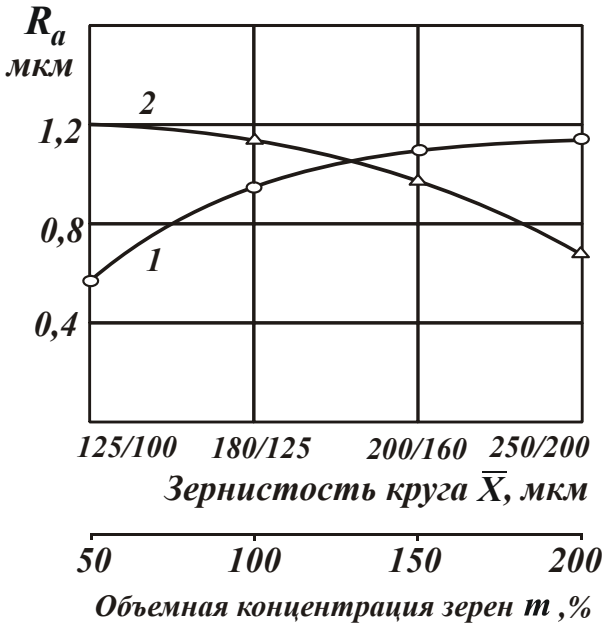


Рис. 5.38. Зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от характеристик алмазного круга: зернистости круга $\overline{X}$ (1) и объемной концентрации зерен m (2): обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8; $V_{кр}$=30 м/с; $S_{пр}$=1 м/мин; t=0,02 мм/ход; $V_{дет}$=30 м/мин

Таблица 5.7

Значения параметра шероховатости поверхности R_a (алмазный круг 1А1 300×25 АС6 250/200 4 М1–01; обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8; $R_{дет}$ =100 мм; $\overline{X}$ = 200 мкм; m= 100 %; $tg\gamma$= 1; $V_{кр}$= 30 м/с; $S_{пр}$= 20 мм/об.; t= 0,1 мм)

$V_{дет}$, м/мин	1	3	4	6
$R_a^{эксп}$, мкм	1,10	1,65	2,05	2,17
$R_a^{расч}$, мкм	1,36	2,11	2,36	2,78

При глубинном шлифовании, когда продольная подача значительно меньше высоты круга ($B_1 << B$), окончательное формирование шероховатости обработанной поверхности происходит только при контакте последнего “рабочего” участка заборного конуса круга с деталью. Контакт предыдущих участков с деталью влияния на шероховатость фактически не оказывает и поэтому расчетная схема

такого шлифования аналогична вышерассмотренной схеме глубинного шлифования при условии $B_1 = B$. Согласно зависимости (5.106), из всех параметров режима шлифования наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывает скорость детали $V_{дет}$. Продольная подача $S_{пр}$ (м/мин) и глубина шлифования t не приводят к изменению параметра R_{max}.

Сравнивая известную схему глубинного шлифования ($V_{дет}$= 30 м/мин) [50; 53] и предлагаемую схему ($V_{дет}$= 1 … 5 м/мин) по параметру шероховатости поверхности R_{max}, видно, что при одинаковой производительности шлифования параметр R_{max} больше для известной схемы шлифования.

При многопроходном шлифовании ($B_1 < B$) закономерности образования шероховатости обрабатываемой поверхности будут значительно отличаться от схемы глубинного шлифования с $B_1 < B$, что обусловлено участием всех “рабочих” участков заборного конуса круга в окончательном формировании шероховатости обработанной поверхности.

Представляет интерес анализ влияния скорости детали $V_{дет}$ и продольной подачи $S_{пр}$, определяющих число контактов круга с сечением детали за один проход, на максимальную высоту микронеровностей R_{max}. Как и в п. 5.6.5, параметр R_{max} определяется из условия:

$$H\left(t_{nT_{вх}}\right) = 0, \tag{5.107}$$

где $t_{nT_{вх}}$ – координата элементарной оболочки, полный профиль которой образуется в момент входа ее в рабочую поверхность круга, $t_{nT_{вх}} = t_{T0} + \Delta t$;

Δt – условная глубина шлифования, мм.

Решая совместно (5.72) и (5.75), имеем

$$\frac{1}{A} = \sum_{n=0}^{n-2} t_{T_{вх}}. \tag{5.108}$$

Путем перебора $0 < t_{T_{вх}} < t$ и j следует добиться выполнения равенства (5.108) и определения параметра R_{max}.

На рис. 5.39 и рис. 5.40 показано изменение параметра R_{max} в зависимости от параметров режима шлифования $V_{дет}$, $S_{пр}$ и t.

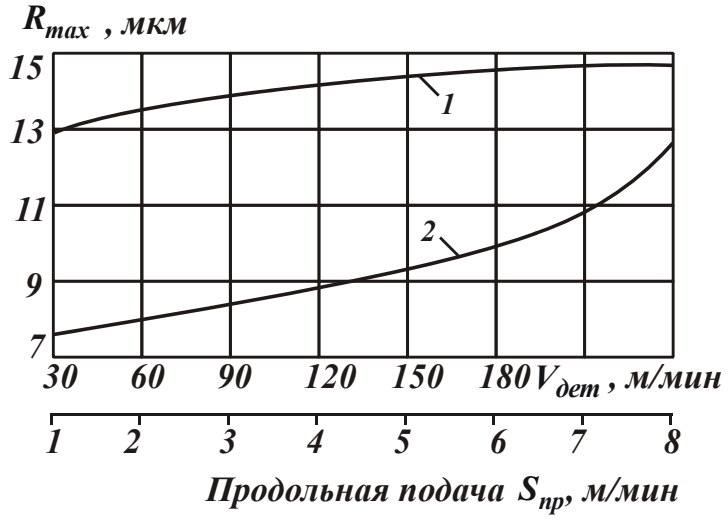


Рис. 5.39. Зависимость максимальной высоты микронеровностей R_{max} от скорости детали $V_{дет}$ (1) и продольной подачи $S_{пр}$ (2): γ=45°; m=100 %; $V_{кр}$=30 м/с; $R_{дет}$=100 мм; $R_{кр}$=150 мм; t=4 мкм; $\overline{X}$=100 мкм; 1 – $S_{пр}$=30 м/мин; 2 – $V_{дет}$ =30 м/мин

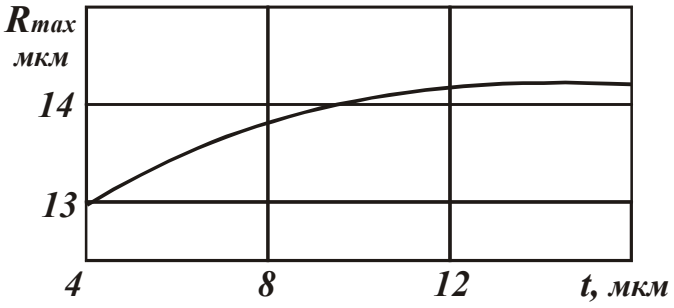


Рис. 5.40. Зависимость максимальной высоты микронеровностей R_{max} от глубины шлифования t при многопроходном шлифовании: γ=45°; m=100 %; $V_{кр}$=30 м/с; $R_{кр}$=150 мм; t=4 мкм; $\overline{X}$=100 мкм; $S_{пр}$=8 м/мин; $V_{дет}$=30 м/мин

Как следует из рис. 5.39, увеличение $V_{дет}$ и $S_{пр}$ вызывает одинаковый характер изменения R_{max}, хотя с увеличением $V_{дет}$ число

контактов круга с деталью увеличивается, а с увеличением $S_{пр}$, наоборот, уменьшается. Увеличение глубины шлифования t приводит к увеличению максимальной высоты микронеровностей R_{max}.

Результаты расчетов параметра R_{max} соответствуют экспериментальным зависимостям (рис. 5.41) и зависимостям, установленным Сагардой А. А. [152] (рис. 5.42).

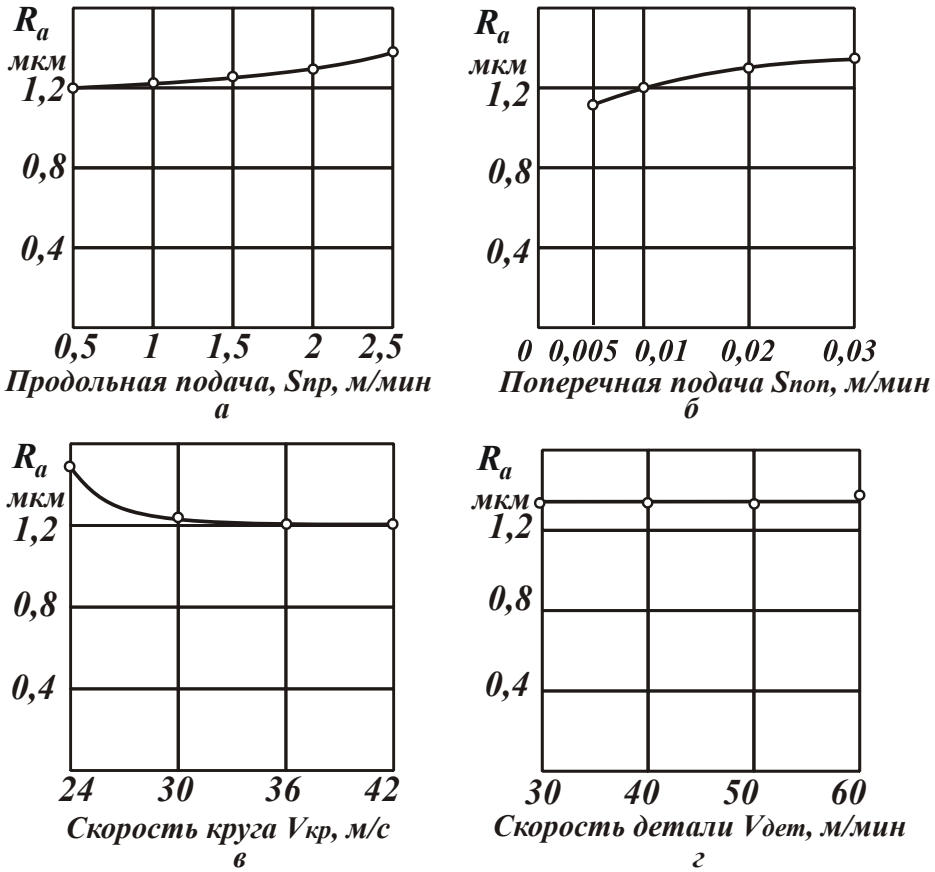


Рис. 5.41. Зависимости параметра шероховатости поверхности R_a от параметров режима шлифования: алмазный круг АС6 250/200 4 М1-01; обрабатываемый материал – ВК8;

а – $V_{кр}$ = 36 м/с; $V_{дет}$ = 40 м/мин; t =0,02 мм/дв. ход;

б – $V_{кр}$ = 36 м/с; $V_{дет}$ =40 м/мин; $S_{пр}$ =1,5 м/мин;

в – $V_{дет}$ =40 м/мин; $S_{пр}$ =0,5 м/мин; t =0,02 мм/дв. ход,

г – $V_{кр}$ = 36 м/с; $S_{пр}$ =0,5 м/мин; t =0,02 мм/дв. ход

Таким образом установлено, что максимально возможную производительность шлифования при заданной шероховатости обработанной поверхности можно достичь в условиях глубинного

шлифования с небольшой скоростью детали и долевой продольной подачей, близкой к единице.

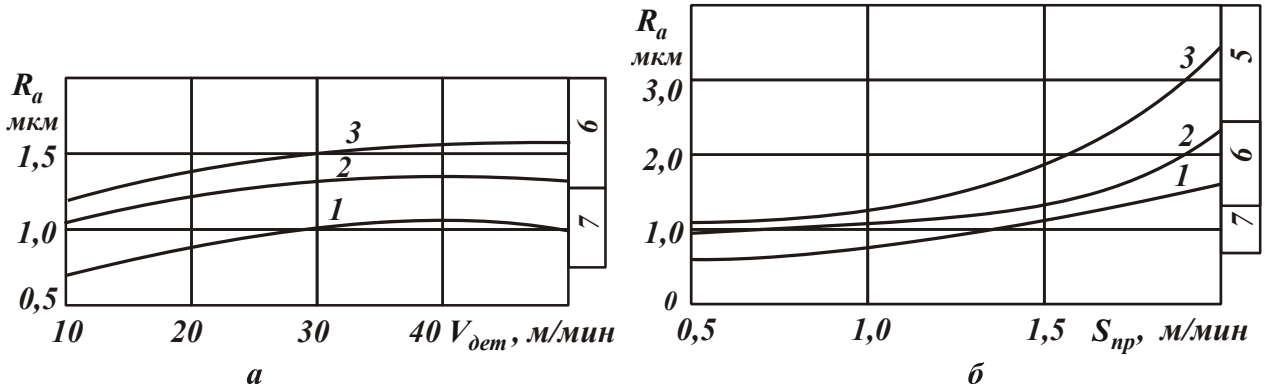


Рис. 5.42. Влияние параметров режима шлифования на шероховатость обработанной поверхности R_a при обработке стали ШХ15:

а – скорости вращения детали $V_{дет}$; б – продольной подачи $S_{пр}$;

1 – $S_{поп}$=0,01 мм/дв. ход; 2 – $S_{поп}$=0,02 мм/дв. ход; 3 – $S_{поп}$=0,03 мм/дв. ход

Одновременно с требованиями к шероховатости обработанной поверхности при шлифовании, например, твердосплавных и быстрорежущих многолезвийных инструментов важно добиться высокой точности (круглости) формы обрабатываемого ножа, поскольку в процессе его обработки сила резания переменна, что вызывает снижение точности обработки.

Для раскрытия механизма образования погрешности формы обрабатываемого ножа многолезвийного инструмента проведен анализ радиальных упругих перемещений круга и детали в различные моменты обработки.

Очевидно, по мере входа обрабатываемого ножа инструмента в рабочую поверхность круга количество элементарных цилиндрических оболочек снимаемого припуска, одновременно контактирующих с кругом, увеличивается и достигает максимального значения в момент совмещения передней плоскости ножа с осевой плоскостью шлифования, т.е. при повороте на первую половину угла контакта (рис. 5.43а). При дальнейшем повороте детали площадь контакта и соответственно упругие перемещения в технологической системе увеличиваются, уменьшая фактическую глубину шлифования и, следовательно, число контактируемых элементарных цилин-

дрических оболочек и интенсивность съема металла. В момент выхода передней плоскости ножа из рабочей поверхности круга упругие перемещения и глубина шлифования стабилизируются, интенсивность съема металла принимает постоянное значение. При окончательном выходе ножа детали из контакта с кругом закономерности изменения съема припуска противоположны входу ножа в рабочую поверхность круга и поэтому упругие перемещения в этот момент фактически равны нулю. Таким образом, для оценки точности формы (круглости) обрабатываемого ножа инструмента достаточно знать величину упругих перемещений при входе, установившемся процессе шлифования и выходе ножа из контакта с кругом. Взяв разность величин упругих перемещений, возникающих при установившемся процессе шлифования и входе (выходе) ножа из контакта с кругом, определяется величина погрешности входного и выходного участков обрабатываемого ножа.

Упругое перемещение Δ выражается через радиальную составляющую силы резания P_y:

$$\Delta = \frac{P_y}{c}, \tag{5.109}$$

где c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м.

Зависимость для определения тангенциальной составляющей силы резания при установившемся процессе шлифования имеет вид:

$$P_z = \sigma \cdot S_{сум} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \tag{5.110}$$

где $S_{сум}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами при шлифовании, м^2.

Радиальная и тангенциальная составляющие силы резания связаны посредствам коэффициента шлифования $K_ш = P_z / P_y$:

$$P_z = K_ш \cdot \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} \ . \tag{5.111}$$

Подставляя зависимость (5.111) в (5.109), определена величина радиального упругого перемещения круга и детали при установившемся процессе шлифования:

$$\Delta_{уст} = \frac{K_{ш} \cdot \sigma}{c} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}. \qquad (5.112)$$

Величину упругого перемещения в момент входа обрабатываемого ножа инструмента в рабочую поверхность круга можно установить из зависимости (5.112), принимая вместо параметра t в зависимости (5.96) параметр t', который равен толщине снятого металла при повороте ножа на половину угла контакта круга с деталью:

$$\Delta_{вр} = \frac{K_{ш} \cdot \sigma}{c} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t'}{V_{кр}}. \qquad (5.113)$$

Для определения t' необходимо воспользоваться линией полного съема металла (рис. 5.43). Как видно, на элементарных слоях 1, 2, 3, **…**, p, входящих в рабочую поверхность круга, полный профиль образуется в точках $1'$, $2'$, $3'$, ..., p'. На элементарных слоях $(p+1)$, $(p+2)$, … полный профиль не успевает образоваться и его окончательное формирование происходит при последующих проходах. Толщина снятого металла при повороте ножа на полный угол контакта круга с деталью в этом случае равна глубине шлифования t, а при повороте только на половину угла контакта – величине $t' = t_{n_{вх}} - t_{T_1}$, где $t_{n_{вх}}$ – координата элементарного слоя припуска, полный профиль у которого образуется в точке его входа в рабочую поверхность круга; t_{T_1} – координата элементарного слоя, полный профиль у которого образуется в точке пересечения его с осевой плоскостью шлифования. Методика определения этих параметров подробно изложена в п. 5.6.5. В табл. 5.8 приведены значения t_{T_1}, t', и t'/t, полученные из условия образования полного профиля на экстремальном слое $t_{T_{экстр}}$, проходящем через точку максимума линии полного съема металла при условии $H_{max} = b = const$.

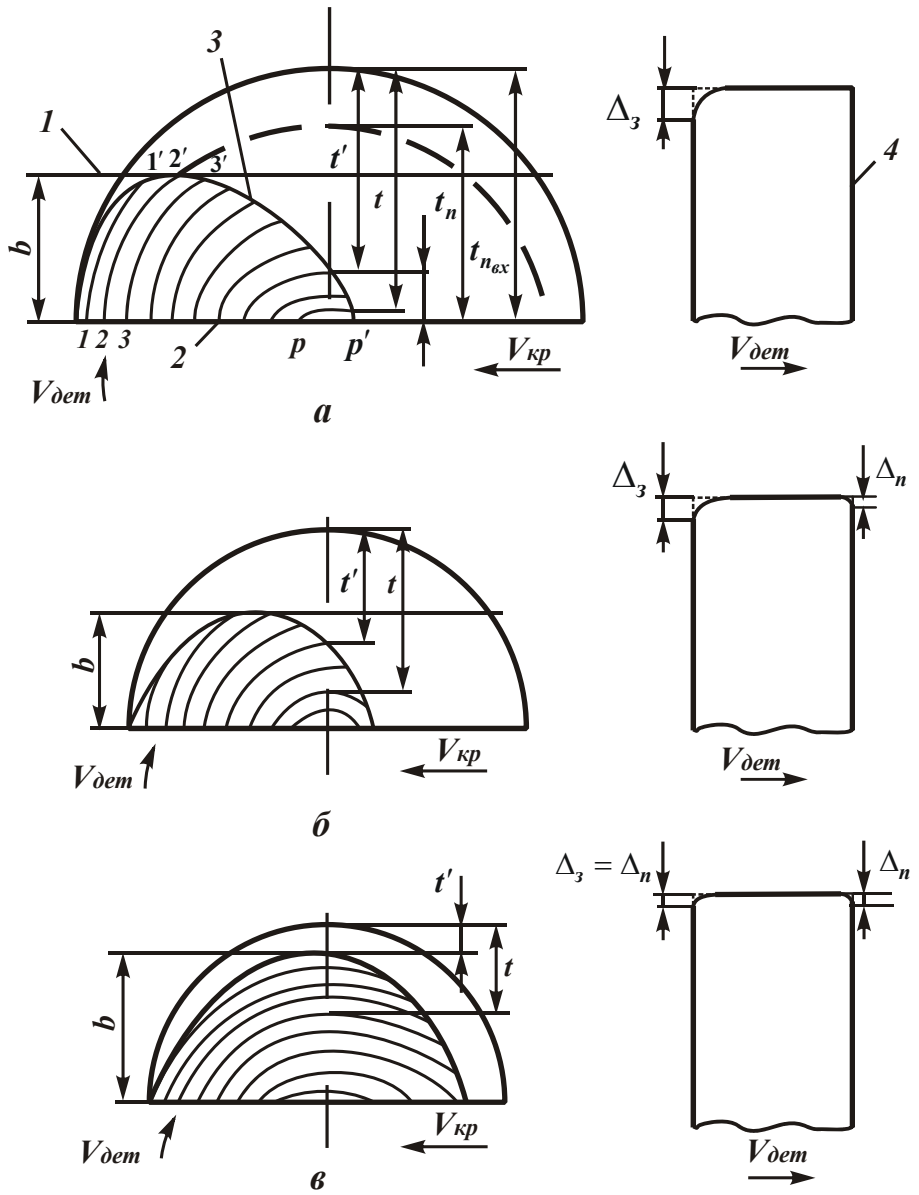


Рис. 5.43. Характер изменения линии полного съема металла и формы обработанного ножа инструмента в зависимости от глубины шлифования: 1 – уровень связки круга; 2 – уровень максимально выступающих зерен; 3 – линия полного съема металла; 4 – передняя поверхность ножа инструмента

Как следует из табл. 5.8, увеличение глубины шлифования t приводит к уменьшению t', т.е. съем металла в основном происходит в первой половине угла контакта детали с кругом.

Используя зависимость для определения упругих перемещений в различные моменты обработки ножа инструмента, можно определить точность (круглость) формы ножа. По разности зависимостей (5.112) и (5.113) устанавливается погрешность обработки

переднего (входного) участка ножа $\Delta_п$. Погрешность заднего (выходного) участка ножа $\Delta_з$ определяется величиной упругого перемещения при установившемся процессе шлифования, т.к. упругое перемещение в момент выхода ножа из контакта равно нулю.

Таблица 5.8

Расчетные значения основных параметров линии полного съема металла ($V_{кр} = 30$ м/с; $\gamma = 45^0$; $b = 10$ мкм; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; $k = 100$ шт./мм^2)

t, мкм	$t_{п_{вх}}$, мкм	t_{T_1}, мкм	t', мкм	t'/t
1	10,5	10	0,5	0,5
4	12,5	10	2,5	0,625
10	17,4	10	7,5	0,75
20	25,03	8,65	16,38	0,82
50	56,25	7,24	49,02	0,98

На рис. 5.43 графически показано изменение линии полного съема металла и формы обработанного ножа в зависимости от глубины шлифования t. С целью выбора наиболее эффективной схемы обработки, обеспечивающей минимальную погрешность формы ножа без снижения предельной кинематической производительности, результаты расчета получены из условия шлифования с допустимой (прочностной) толщиной среза $H_{max} = b$. При больших глубинах шлифования t (рис. 5.43в) погрешности обработки на переднем и заднем участках ножа почти одинаковы, т.е. $\Delta_п = \Delta_з$. С увеличением глубины шлифования t (рис. 5.43б) отклонение от круглости на переднем участке ножа $\Delta_п$ уменьшается, а на заднем участке $\Delta_з$ – увеличивается. Следовательно, применительно к круглому шлифованию многолезвийных инструментов, где требуется высокая точность формы только переднего (режущего) участка ножа, наиболее эффективной схемой обработки является глубинное шлифование, позволяющее исключить образование завалов, выполняя шлифование на “режущую кромку”.

Приведенные на рис. 5.44 графики подтверждают сделанные выводы. Уменьшение зернистости круга снижает погрешность обработки.

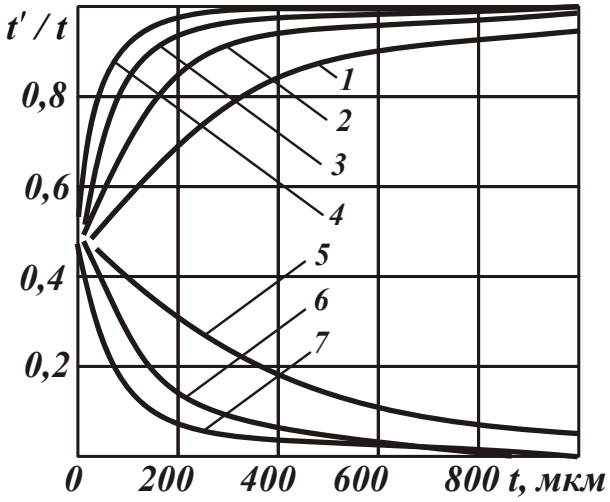


Рис. 5.44. Изменение относительной погрешности формы на входном (1, 2, 3, 4) и выходом (5, 6, 7) участках ножа в зависимости от глубины шлифования t: $m = 100$ %; $V_{кр} = 30$ м/с; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; 1; 5 – $\overline{X} = 900$ мкм; 2; 6 – $\overline{X} = 375$ мкм; 3; 7 – $\overline{X} = 180$ мкм; 4 – $\overline{X} = 100$ мкм

Возможности осуществления глубинного шлифования обусловлены величиной припуска. При съеме малых припусков, когда глубинное шлифование неосуществимо, повышение точности формы обрабатываемой поверхности может быть достигнуто уменьшением скорости детали $V_{дет}$.

Как следует из рис. 5.45, уменьшение скорости детали $V_{дет}$ приводит к снижению погрешности формы на заднем и переднем участках обрабатываемого ножа, что связано с уменьшением параметра H_{max} и упругих перемещений в технологической системе.

Однако уменьшение $V_{дет}$, исходя из зависимости (5.96), связано с уменьшением производительности обработки. Следовательно, при съеме больших припусков точность формы переднего участка ножа повышается при одновременном увеличении производительности обработки, при съеме малых припусков повышение точности формы переднего участка ножа требует снижения производительности обработки.

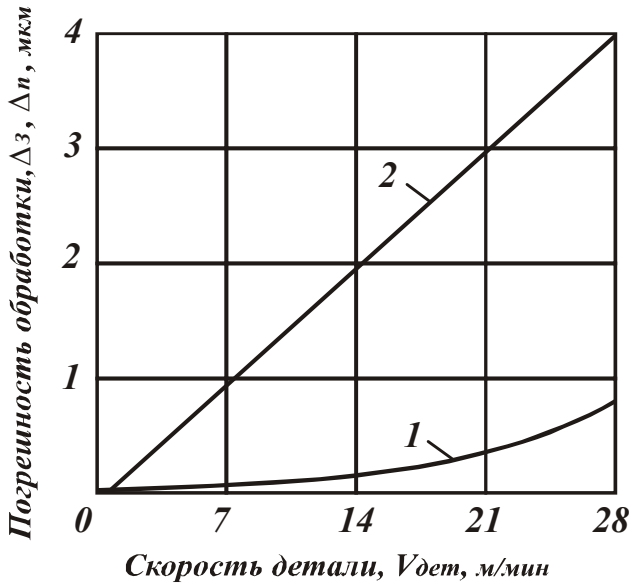


Рис. 5.45. Влияние скорости детали на погрешность обработки заднего $\Delta_з$ (1) и переднего $\Delta_п$ (2) участков ножа: $k = 10$ шт./мм^2; $b = 10$ мкм; $V_{кр} = 30$ м/с; $R_{дет} = 50$ мм; $R_{кр} = 100$ мм; $B_1 = 20$ мм; $K_ш = 3$; $c = 5 \cdot 10^4$ Н/мм; $\sigma = 10^3$ Н/мм^2

Выполненные экспериментальные исследования показали, что при глубинном шлифовании $t = 0{,}6$ мм/ход; $V_{дет} = 3$ м/мин; $S_{пр} = 22{,}5$ мм/об., отклонение от круглости входной (режущей) части ножа инструмента не превышало 0,01 мм, тогда как при обычном многопроходном шлифовании оно достигало значений 0,1 мм и более.

Для количественной оценки остаточных напряжений выполнены рентгенографические исследования поверхностного слоя обработанных пластин из твердого сплава ВК8, шлифованных на оптимальных режимах резания, соответствующих условиям минимума удельного расхода алмаза (рис. 5.33). Измерение параметров качества обработки производилось по известным методикам [189]. Основными количественными критериями приняты параметры: сумма главных напряжений первого рода $(\sigma_1 + \sigma_2)$ и размер областей когерентного рассеивания (о.к.р.) $L_э$.

Для высококачественной обработки характерно возникновение упрочненного поверхностного состояния с достаточно низкими значениями $L_э$, а так же возрастание уровня микронапряжений, кото-

рые препятствуют развитию трещиноватости, уменьшают глубину нарушенного слоя и повышают износостойкость деталей. Экспериментальные данные, приведенные в табл. 5.9, свидетельствуют о том, что в поверхностных слоях исследованных образцов изменения уровня микронапряжений ограничены в пределах ± 500 МПа, что соответствует погрешности в определении величины $(\sigma_1 + \sigma_2)$.

Таблица 5.9

Параметры кристаллической структуры и напряженного состояния поверхностных слоев твердого сплава ВК8
(алмазный круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 4 М1-01; $V_{кр} = 35$ м/с)

$V_{дет}$, м/мин	t, мм/ход	$L_э$, НМ	$(\sigma_1 + \sigma_2)$, МПа
1	0,5	17,7	2600
2	0,25	16,8	3000
4	0,125	14,9	3400
6	0,08	15,6	3200
10	0,05	16,9	2500

Полученные результаты показывают, что независимо от сочетания параметров режима шлифования сумма главных напряжений первого рода $(\sigma_1 + \sigma_2)$ всегда имеет знак “минус”, а это свидетельствует о незначительном влиянии теплового фактора при алмазном шлифовании.

Таблица 5.10

Рекомендуемые условия алмазного шлифования

Характеристика алмазного круга	1А1 300×25×75 АС6 160/125…250/200 4			
Связка		М1-01	МО4	МО16
Обрабатываемый материал ВК8, ВК15, Т5К10	$V_{дет}$, м/мин	1 – 6	2 – 8	2 – 10
	$S_{пр}$, м/мин	0,045 – 0,270	0,09 – 036	0,09 – 0,45
	t, мм/ход	0,15 – 0,6	0,1 – 0,6	0,1 – 0,6
	Q, мм^3/мин	14000 – 18000	22000 – 28000	24000 – 30000

Такой вывод позволяет рекомендовать для практического применения оптимальные режимы алмазного высокопроизводительного глубинного шлифования и характеристики круга, которые в обобщенном виде представлены в табл. 5.10.

Выводы

1. В работе аналитически описаны закономерности съема припуска и формирования температуры резания при прерывистом шлифовании с учетом образования на рабочем выступе прерывистого круга фронтального участка, охватывающего всю его поверхность. На этой основе определены оптимальные условия прерывистого шлифования, включая расчет режимов шлифования и геометрических параметров прерывистой рабочей поверхности круга. Показана эффективность применения схемы глубинного прерывистого шлифования. Даны практические рекомендации по совершенствованию процесса прерывистого шлифования.

2. Установлено, что по характеру контакта круга с изделием круглое наружное шлифование прерывистых поверхностей существенно отличается от прерывистого шлифования и обычного шлифования сплошных поверхностей и характеризуется увеличенным износом алмазного круга. Для повышения эффективности такого шлифования необходимо строго соблюдать определенные кинематические соотношения параметров режима шлифования, обеспечивающих полный съем металла и диссипацию энергии удара на заданном уровне рельефа круга, определяемом прочностью зерен и их удержанием в связке.

3. Установлено, что наиболее эффективно управлять процессом круглого шлифования изделий с прерывистыми поверхностями можно в условиях глубинного шлифования с небольшой скоростью детали (1–10 м/мин) и долевой продольной подачей, близкой к единице. Такая схема шлифования отлична от известных схем круглого глубинного и многопроходного шлифования, позволяет фактически исключить ударный характер взаимодействия круга с обрабатывае-

мым изделием и до двух раз повысить производительность обработки без увеличения расхода алмаза и снижения качества обрабатываемых поверхностей.

4. Разработана математическая модель процесса алмазного шлифования, в которой закономерности съема материала и формообразование вполне однозначно определены положением условной (вероятностной) поверхности резания при шлифовании, устанавливающей границу завершения диспергирования режущими зернами материала, подводимого в зону резания, и полученной с учетом вероятностного расположения зерен на рабочей поверхности круга и их участия в резании.

На основе координат характерных точек поверхности и их производных получены расчетные зависимости, описывающие основные параметры шлифования во всем возможном диапазоне изменения глубины шлифования, включая многопроходное и глубинное шлифование.

5. Разработана математическая модель процесса алмазного шлифования, позволяющая в первом приближении производить оптимизацию параметров режимов шлифования и характеристик алмазного круга по критериям максимально возможной производительности обработки, минимального относительного расхода алмаза, минимальных значений шероховатости и погрешности обработанных поверхностей.

6. На основе проведенных исследований разработаны практические рекомендации для внедрения в производство процессов круглого наружного алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями, в частности твердосплавных многолезвийных инструментов (фрез, разверток и т.д.), взамен обычного абразивного шлифования, позволивших при экономически приемлемом расходе алмаза до двух раз повысить производительность шлифования и исключить потери от брака обработки, что подтвердило правильность теоретических и экспериментальных исследований, изложенных в работе.

Раздел 6
Способы высокопроизводительного шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов

6.1. Способ круглого шлифования кругом из синтетических сверхтвердых материалов

Использование разработанной математической модели определения параметров шлифования открывает новые технологические возможности создания способов высокопроизводительного шлифования кругами из СТМ. В связи с этим в настоящем разделе приведены разработанные на уровне изобретений способы шлифования, позволяющие максимально использовать высокую режущую способность кругов из СТМ.

Как показано выше, для эффективного осуществления процесса шлифования кругом из СТМ (рис. 5.16) необходимо обеспечить существенное повышение производительности обработки при одновременном снижении износа круга путем выбора оптимальных параметров режима шлифования [15]. В связи с этим проведен анализ расчетных схем шлифования для двух случаев: когда глубина шлифования, приходящаяся на оборот детали, значительно больше максимальной глубины внедрения металла в рабочую поверхность круга (рис. 6.1) и когда глубина шлифования, приходящаяся на один оборот детали $t_н$, меньше максимальной глубины внедрения металла в рабочую поверхность круга H_{max} (рис. 6.2).

В расчетной схеме шлифования снимаемый припуск представлен пакетом элементарных цилиндрических оболочек, что весьма удобно при анализе процесса шлифования. Как следует из рис. 6.1 и рис. 6.2, отношение фактической $t_ф$ и номинальной $t_н$ глубин шлифования оказывает существенное влияние на закономерности съема металла и формообразование поверхностей при шлифовании.

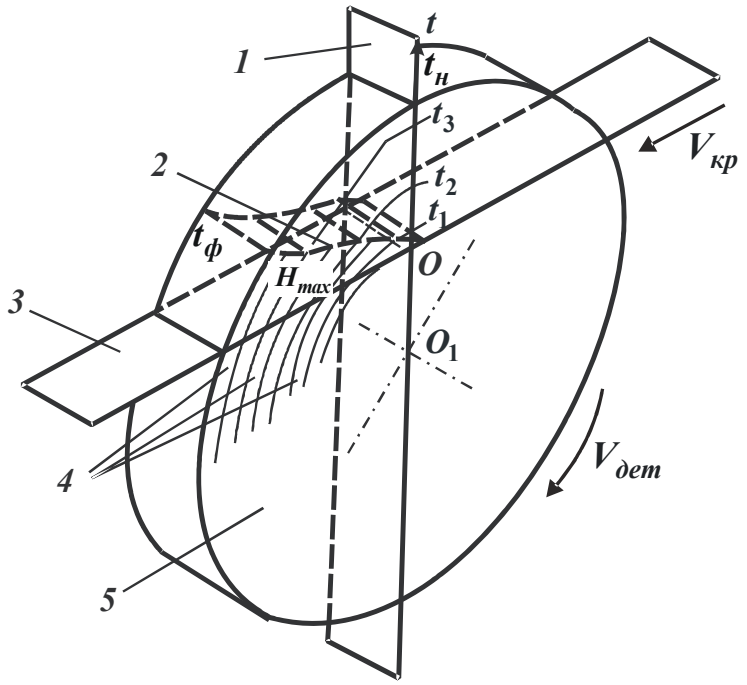


Рис. 6.1. Образование линии полного съема материала при однопроходном шлифовании: 1 – осевая плоскость шлифования, соединяющая центры круга и детали; 2 – линия полного съема материала; 3 – плоскость, определяющая положение вершин максимально выступающих зерен; 4 – элементарные цилиндрические оболочки припуска; 5 – деталь

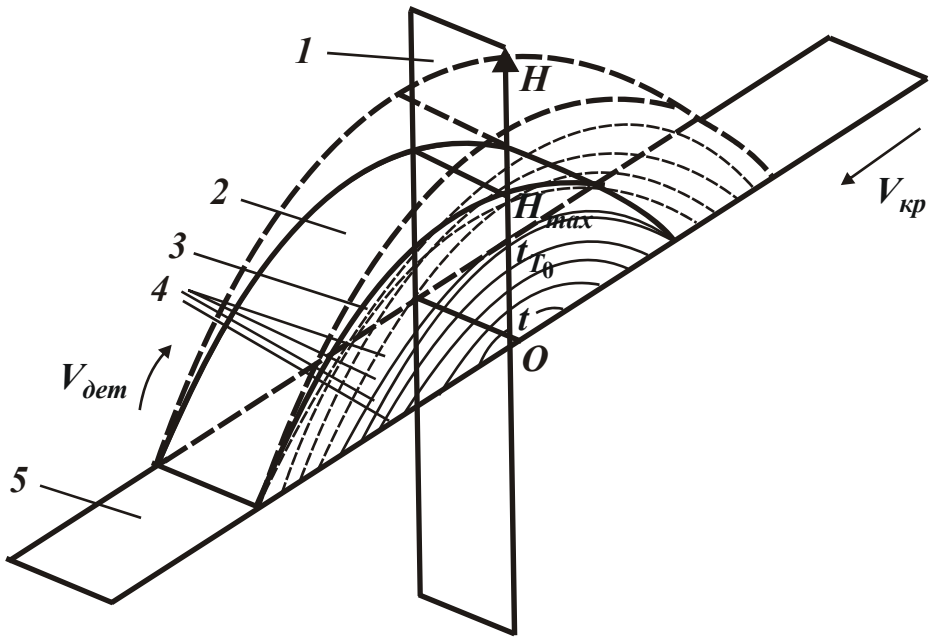


Рис. 6.2. Образование поверхности резания в условиях радиальной многопроходности шлифования: 1 – осевая плоскость шлифования, соединяющая центры круга и детали; 2 – поверхность резания; 3 – линия полного съема материала; 4 – элементарные оболочки; 5 – плоскость, определяющая уровень максимального выступания зерен над связкой круга

В случае, когда $t_н \approx t_ф$ или $t_н > H_{max}$ (рис. 6.1), т.е. для первого случая, срез оболочек происходит за один оборот детали. Максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга H_{max} имеет периферийная оболочка. Все оболочки, расположенные к центру детали с координатами t_1, t_2, t_3 (рис. 6.1), срезаются зернами круга при меньшей глубине их внедрения в рабочую поверхность круга, что обусловлено различными углами входа оболочек в рабочую поверхность круга. Незначительная часть оболочек при такой схеме шлифования не успевает срезаться зернами круга за один оборот детали и поэтому они формируют слой шероховатости обработанной поверхности, который полностью удаляется при втором обороте детали.

В случае, когда $t_н < t_ф$ или $t_н < H_{max}$, или $t_ф = H_{max}$ (рис. 6.2), закономерности среза оболочек принципиально изменяются. Полный срез оболочек происходит в результате большого числа контактов их с режущими зернами, т.е. полный срез фиксированной оболочки происходит через определенное число оборотов детали, определяемое отношением $t_ф / t_н$. Максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга H_{max} в этом случае имеет не периферийная, а промежуточная оболочка. Линия полного съема металла, определяющая границу полного среза оболочек, что соответствует границе завершения диспергирования режущими зернами металла, подводимого в зону резания, становится симметричной относительно осевой плоскости шлифования, соединяющей центры круга и цилиндрической детали. Съем припуска по такой схеме шлифования имеет ряд особенностей, выгодно отличающих ее от схемы шлифования с $t_н \approx t_ф$. Это связано, прежде всего, с изменением условий работы зерен. Единичный срез происходит не по “свежему металлу”, а по ранее образованной “канавке”, что приводит к снижению площади единичного среза и соответственно уменьшению нагрузки, действующей на зерно, и износа круга в целом. При этом эффект снижения износа зерен имеет место без уменьшения производительности шлифования, поскольку объем

металла, снимаемый отдельным зерном, остается прежним, происходит лишь перераспределение соотношений между длиной среза и площадью поперечного сечения – последний параметр уменьшается, а первый – пропорционально увеличивается. Об этом свидетельствуют результаты, приведенные в табл. 6.1 – табл. 6.3, согласно которым при заданной максимальной глубине внедрения металла в рабочую поверхность круга H_{max} продольная подача $S_{пр}$, а следовательно, и производительность шлифования Q остаются низменными независимо от отношения скорости детали $V_{дет}$ и глубины шлифования $t_н$, приходящейся на один оборот детали, связанных с $S_{пр}$ следующей зависимостью:

$$S_{пр} = V_{дет} \cdot \frac{t_н \cdot B}{\pi \cdot D_{дет} \cdot t}, \qquad (6.1)$$

где B – высота круга, м;

$D_{дет}$ – диаметр детали, м;

t – глубина шлифования, м.

Таблица 6.1

Значения $S_{пр}$, Q и $V_{дет}$ при $H_{max} = 10 \cdot 10^{-6}$ м

$t_н \cdot 10^{-6}$, м	0,004	0,075	0,35
$S_{пр}$, м/с	0,000013	0,000013	0,000013
$Q \cdot 10^{-9}$, м^3/с	4,1	4,1	4,1
$V_{дет}$, м/с	40,0	2,13	0,45

Таблица 6.2

Значения $S_{пр}$, Q и $V_{дет}$ при $H_{max} = 20 \cdot 10^{-6}$ м

$t_н \cdot 10^{-6}$, м	0,075	0,35	1,0
$S_{пр}$, м/с	0,00024	0,00024	0,00024
$Q \cdot 10^{-9}$, м^3/с	75,36	75,36	75,36
$V_{дет}$, м/с	40,0	8,6	3,0

Таблица 6.3

Значения $S_{пр}$, Q и $V_{дет}$ при H_{max} = 30·10^{-6} м

$t_н \cdot 10^{-6}$, м	0,35	1,0	3,0
$S_{пр}$, м/с	0,0011	0,0011	0,0011
$Q \cdot 10^{-9}$, м^3/с	345,4	345,4	345,4
$V_{дет}$, м/с	40,0	14,0	4,7

Приведенные данные получены при шлифовании цилиндрической детали диаметром 0,2 м из быстрорежущей стали Р6М5 вновь заправленным алмазным кругом 1А1 300×25 АС6 160/125 4 М1-01 с номинальной глубиной шлифования t=0,5·10^{-3} м и скоростью круга $V_{кр}$=40 м/с.

Скорость детали $V_{дет}$ с увеличением параметра $t_н$ пропорционально уменьшается. Таким образом, из приведенных зависимостей следует, что чем меньше $t_н$ и, соответственно, чем выше $V_{дет}$ при заданной $S_{пр}$, тем меньше площадь поперечного сечения среза, износ круга и тем выше эффективность шлифования. Об уменьшении площади поперечного сечения среза с увеличением $V_{дет}$ можно судить из зависимости для определения производительности обработки $Q = B \cdot t_н \cdot V_{дет} = S_{сумм} \cdot V_{дет}$ [121], преобразованной к виду:

$$S_{сумм} = \frac{Q}{V_{дет}}, \qquad (6.2)$$

где $S_{сумм}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми зернами, находящимися одновременно в контакте с обрабатываемым материалом, м^2.

Как видно, при фиксированной производительности обработки Q с увеличением $V_{дет}$ параметр $S_{сумм}$ непрерывно уменьшается, что обусловливает снижение интенсивности износа круга. Однако изменение параметров $t_н$ и $V_{дет}$ при заданном значении $S_{пр}$ не беспредельно и ограничено точностью обработки. Это связано с тем,

что с увеличением $V_{дет}$, вследствие снижения $S_{сумм}$, энергоемкость шлифования увеличивается и приводит к увеличению упругих перемещений в технологической системе. При достижении предельной площади поперечного сечения среза, обусловленной нарушением условий резания и стружкообразования, происходит достаточно значительное снижение точности обработки, которое может быть допустимо лишь на операциях предварительного шлифования. Следовательно, шлифование будет эффективным при значениях $t_н$ и $V_{дет}$, обеспечивающих заданную точность обработки.

Учитывая, что с увеличением $V_{дет}$ при сохранении постоянной $S_{пр}$, как это следует из табл. 6.1 – табл. 6.3, параметр $t_ф$, равный максимальной высоте микронеровностей обрабатываемой поверхности R_{max}, остается неизменным, может быть предложен следующий способ шлифования.

Предварительно производят шлифование детали–представителя из партии одинаковых деталей – и устанавливают экспериментально зависимость шероховатость обработанной поверхности от продольной подачи при фиксированной скорости вращения детали, выбранной в пределах $V_{дет}$=3 – 10 м/с. При этом измерение параметра шероховатости обработки следует производить после длительной проработки круга, когда на его рабочей поверхности образуется устойчивый рельеф. Затем, фиксируя значение продольной подачи, соответствующее заданной (из технических требований) шероховатости обработки, определяется зависимость параметра точности обработки от скорости вращения детали, и обработка всех последующих деталей из партии одинаковых деталей производится со скоростью вращения детали, выбранной из условия требуемой точности обработки по установленной зависимости.

Возможность определения оптимального значения $S_{пр}$ таким образом обусловлена тем, что, следуя данным, приведенным в табл. 6.1 – табл. 6.3, и зависимости (6.1), с увеличением $S_{пр}$ при неизменности $V_{дет}$ параметр $t_н$ увеличивается и приводит к увели-

чению $t_ф$ (что равносильно увеличению R_{max}). Следовательно, при достижении параметром R_{max} значения, равного заданному, продольная подача $S_{пр}$ принимает оптимальное значение.

Необходимо отметить, что установление $S_{пр}$ возможно при изменении $V_{дет}$ в пределах $V_{дет}$ = 3 – 10 м/с. В противном случае, т.е. при значении $V_{дет}$, меньшем указанного, схема шлифования, приведенная на рис. 6.2, трансформируется в схему шлифования, приведенную на рис. 6.1, и установление оптимального значения $S_{пр}$ невозможно по причине изменения характера зависимости R_{max} от $S_{пр}$. Таким образом, зная оптимальное значение $S_{пр}$, может быть установлено оптимальное значение $V_{дет}$, для чего фиксируют оптимальную продольную подачу $S_{пр}$ и определяют параметр точности обработки в зависимости от скорости вращения детали, которая имеет возрастающий характер вследствие увеличения энергоемкости шлифования (по указанным выше причинам).

После несложных преобразований зависимости (5.90) имеем:

$$V_{дет} = \frac{k \cdot V_{кр} \cdot t_ф^{3,5}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot \rho} \cdot t_н} \quad . \tag{6.3}$$

С учетом известного соотношения

$$S_{пр} = V_{дет} \cdot \frac{t_н \cdot B}{\pi \cdot D_{дет} \cdot t} \quad , \tag{6.5}$$

приведенная зависимость опишется

$$S_{пр} = \frac{k \cdot V_{кр} \cdot t_ф^{3,5} \cdot B}{9 \cdot b \cdot \sqrt{2\rho} \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot t} . \tag{6.5}$$

Учитывая, что в случае $t_н \approx t_ф$, т.е. для $S_д = 0{,}017$, продольная подача $S_{пр}$ равна 0,03 – 0,05 м/мин. В случае $t_н < t_ф$ продольная подача $S_{пр}$, определяемая по зависимости (6.5), выражается:

$$S_{пр} = S_{пр1} \cdot \left(\frac{t_{ф2}}{t_{ф1}} \right)^{3,5}, \qquad (6.6)$$

где $t_{ф1}$ – значение $t_ф$ при $S_д = 0{,}017$;

$t_{ф2}$ – значение $t_ф$ при $S_д$<0,017 (предельное значение $t_{ф2}$ обусловлено максимальной высотой выступания зерен над связкой круга).

Параметр $t_{ф1}$ определяется из зависимости $S_д = t_{ф1} / t$, т.е. $t_{ф1} = S_д \cdot t$. При условии $S_д = 0{,}017$ имеем $t_{ф1} = 0{,}017 \cdot t$.

С учетом этой зависимости продольная подача определяется:

$$S_{пр} = S_{пр1} \cdot \left(\frac{t_{ф2}}{0{,}017 \cdot t} \right)^{3,5} \qquad (6.7)$$

или

$$S_{пр} = 0{,}00083 \cdot \left(\frac{t_ф}{0{,}017 \cdot t} \right)^{3,5}, \qquad (6.8)$$

где t – глубина шлифования, м;

$t_ф$ – фактическая толщина среза, м.

Из зависимости (6.2) определяется скорость детали:

$$V_{дет} = \frac{Q}{S_{сумм}} . \qquad (6.9)$$

С учетом $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t$ зависимость (6.1) примет вид:

$$V_{дет} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t}{S_{сумм}} . \qquad (6.10)$$

Значение продольной подачи $S_{пр}$ в приведенной зависимости следует принимать больше значения 0,03 – 0,05 м/мин, обеспечивая при этом соблюдение условия $S_д$<0,017.

Предельное значение $S_{сумм}$ определяется расчетно-экспериментальным путем, для чего устанавливается эксперимен-

тальная зависимость точности обработки Δ (определяемой упругими перемещениями, возникающими в технологической системе) от скорости детали и определяется точка на зависимости, в которой начинается интенсивное увеличение величины упругого перемещения.

Определение зависимости параметра точности обработки Δ от скорости вращения детали $V_{дет}$ производится следующим образом. При постоянных значениях $\Delta = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ м и $S_{пр} = 0{,}002$ м/с задается конкретное значение $V_{дет}$, и производится съем припуска за один продольный проход круга. Замеряется фактический диаметр обрабатываемой детали $D_ф$ и определяется параметр точности обработки Δ в соответствии с зависимостью:

$$\Delta = 0{,}5 \cdot \left(D_ф - D_н\right), \qquad (6.11)$$

где $D_н$ – номинальный диаметр обработанной детали, полученный из расчета съема всего припуска за один продольный ход круга без учета деформаций (упругих перемещений) в технологической системе.

Для другого значения скорость детали $V_{дет}$ устанавливается путем перерасчета $D_н$ и измерения $D_ф$ после одного продольного хода круга с той же глубиной шлифования. Половина разности диаметра определяет новое значение Δ и т.д.

Зависимость Δ от $V_{дет}$ устанавливается в диапазоне изменения $V_{дет} = 5 - 20$ м/с. Для этого производятся измерения $D_ф$ и определяются значения $D_н$ для $V_{дет} = 5$, 10, 15, 20 м/с. Ниже приведены полученные значения:

$V_{дет}$, м/с	5	10	15	20
$\Delta \cdot 10^{-6}$, м	6	8	10	18

Как следует из приведенных данных, требуемая точность обработки, равная $\Delta = 10 \cdot 10^{-6}$ м, достигается при $V_{дет} = 15$ м/с. Следовательно, предельное значение $S_{сумм}$ достигается при $V_{дет} = 15$ м/с.

Для определения предельного значения $S_{сумм}$ можно использовать зависимость (6.10), представив ее в виде:

$$S_{сумм} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t}{V_{дет}}. \qquad (6.12)$$

Подставляя в зависимость (6.12) значения $D_{дет} = 0{,}2$ м, $S_{пр} = 0{,}002$ м/с, $t = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ м, $V_{дет} = 15$ м/с, получено: $S_{сумм} = 42 \cdot 10^{-9}$ м^2.

С учетом полученного значения $S_{сумм}$ зависимость (6.10) принимает вид:

$$V_{дет} = 7{,}5 \cdot 10^{7} \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t \ . \qquad (6.13)$$

Пример. Производится обработка цилиндрической детали диаметром 0,05 м из стали Р6М5 кругом 1А1 300×25 АС6 160/125 4 М1-01 с глубиной шлифования $t = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ м и скоростью круга $V_{кр} = 40$ м/с.

Учитывая, что максимальная высота выступания зерен над связкой круга (из условий прочности их алмазоудержания) составляет 0,3 размера зерна, т.е. $40 \cdot 10^{-6}$ м, параметр $t_ф$ будет равен $40 \cdot 10^{-6}$ м. Тогда $S_{пр} = 11{,}25$ м/мин, соответственно, скорость детали равна $V_{дет} = 337$ м/с.

Таким образом, на основании полученных результатов может быть предложен способ шлифования кругом из синтетических сверхтвердых материалов, согласно которому цилиндрической детали сообщается вращательное, возвратно-поступательное движения и продольная подача, а съем припуска производится, по крайней мере, за один проход. Его отличие от известных способов шлифования состоит в том, что с целью повышения производительности обработки при одновременном снижении износа круга, продольную подачу $S_{пр}$ и скорость вращения детали $V_{дет}$ необходимо устанавливать в соответствии с зависимостями (6.8) и (6.13).

6.2. Способ глубинного шлифования

Для повышения эффективности шлифования путем максимального использования прочностных свойств рабочей поверхности круга при заданной шероховатости обработки можно использовать способ глубинного шлифования, схема осуществления которого приведена на рис. 5.16, а расчетная схема процесса шлифования – на рис. 6.3. При этом способе шлифования детали сообщают вращение и возвратно-поступательное перемещение со скоростью продольной подачи, равной 0,5 – 0,9 высоты круга, а шлифование производится кругом из синтетического сверхтвердого материала.

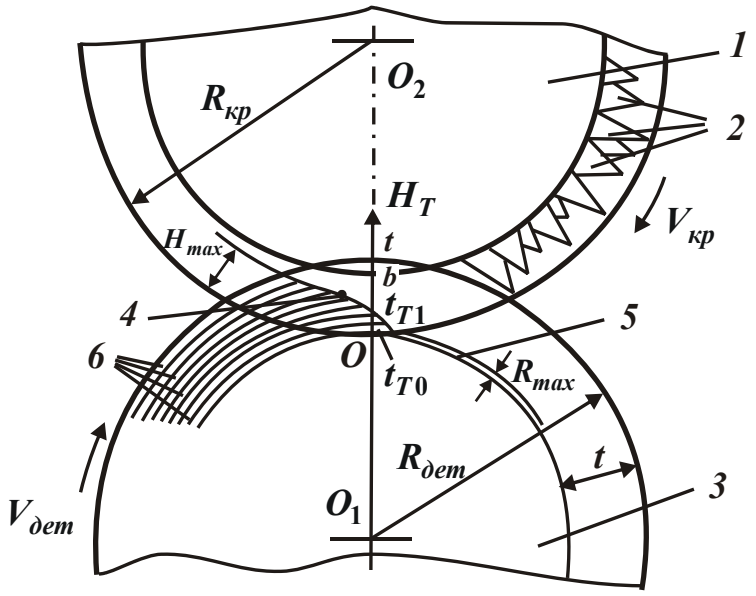


Рис. 6.3. Расчетная схема характерных точек линии полного съема материала: 1 – круг; 2 – режущие зерна круга; 3 – деталь; 4 – линия полного съема материала; 5 – слой остаточной шероховатости обработанной поверхности; 6 – элементарные цилиндрические оболочки снимаемого припуска

Для эффективного осуществления процесса глубинного шлифования предельная толщина среза H_{max} и, соответственно, характеристики круга должны выбираться таким образом, чтобы глубина шлифования t была не меньше 0,1 мм.

Методика определения глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$ состоит в следующем. Снимаемый припуск представляется пакетом элементарных цилиндрических оболочек бесконечно малой толщины, которые под разными углами входят в рабочую

поверхность круга (рис. 5.16). Различие диаметров элементарных оболочек, углов входа их в рабочую поверхность круга предопределяют различия условий съема материала с оболочек, значений глубин их внедрения в рабочую поверхность круга в момент полного среза.

Следовательно, распределение съема материала и нагруженность режущих зерен в пределах дуги контакта с деталью будут неравномерны. Для определения глубины внедрения элементарных оболочек в рабочую поверхность круга в момент их полного среза H_T необходимо использовать аналитическую зависимость (5.51) относительной полноты профиля круга $\varepsilon(y)$. Принимая, что полный среза оболочки происходит при условии $\varepsilon(y)=0{,}92$, имеем:

$$H_T = \sqrt[3]{\frac{9{,}45 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{\rho \cdot t_T}\,. \qquad (6.14)$$

Следуя зависимости (6.14), максимальное значение H_T принимает периферийная цилиндрическая оболочка, для которой $t_T = t$. Тогда

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9{,}45 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{\rho \cdot t}\,. \qquad (6.15)$$

После преобразований зависимости (6.15) получено:

$$H_T = H_{max} \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}}\,. \qquad (6.16)$$

Исходя из зависимости (6.16), с уменьшением t_T происходит незначительное снижение H_T. Полученная зависимость определяет границу завершения диспергирования режущими зернами материала, подводимого в зону резания, и по аналогии с обработкой лезвийным инструментом характеризует положение поверхности резания при шлифовании. Несмотря на дискретность съема материала, поверхность резания представлена вероятностной сплошной поверхностью. В двухмерной системе координат зависимость (6.16)

определяет линию полного съема материала, которая является основой расчета параметров шлифования.

Следуя рис. 6.3, полный срез элементарных оболочек с координатами t ... t_T происходит в первой половине дуги контакта круга с деталью, оболочек с координатами t_T... t_{T0} – во второй половине. Полный срез цилиндрических оболочек с координатами t_{T0}... 0 не успевает произойти и поэтому они формируют шероховатость обработанной поверхности.

Значение t_{T1} соответствует координате цилиндрической оболочки, полный срез которой происходит в точке пересечения с осевой плоскостью шлифования O_1O_2. Параметры $H_T = H_{T1} = t_{T1}$ определяются из зависимости (6.16):

$$H_{T1} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{t}}. \qquad (6.17)$$

Значение t_{T0} соответствует координате элементарной оболочки, полный срез которой происходит в момент выхода из рабочей поверхности круга, и определяется из условия $H_T = H_{T0} = t_{T0}$ и зависимости (6.14), в которой вместо значения $V_{дет}$ принимается значение $0{,}5 \cdot V_{дет}$. Это обусловлено тем, что до момента полного среза фиксированная точка на элементарной оболочке проходит двойной путь (прямой и обратный):

$$H_{T0} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}}. \qquad (6.18)$$

С физической точки зрения параметр H_{T0} равен максимальной высоте микронеровности обработанной поверхности R_{max}. Глубина шлифования t, при которой обеспечивается выполнение двух заданных параметров H_{max} и R_{max}, определяется:

$$t = 0{,}25 \cdot H_{max} \cdot \left(\frac{H_{max}}{R_{max}}\right)^5. \qquad (6.19)$$

Установлено, что отношение R_{max} / H_{max} для значений $H_{max} = (10 \ldots 20) \cdot 10^{-6}$ м (определяющих прочностные свойства рабочей поверхности различных кругов) изменяется в пределах 0,3 – 0,5. Следовательно, оптимальное значение R_{max} / H_{max}=0,4. Подставляя это значение в зависимость (6.19), получено:

$$t = 25 \cdot H_{max}. \tag{6.20}$$

Скорость детали $V_{дет}$ с учетом зависимости (6.15) выражается:

$$V_{дет} = \frac{k \cdot V_{кр} \cdot R_{max}^{2,5}}{4,7 \cdot b \cdot \sqrt{\rho}}. \tag{6.21}$$

Используя известные соотношения [1]: $k = \dfrac{3 \cdot m \cdot (1-\varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \overline{X}^2}$; $b = (1-\varepsilon) \cdot \overline{X}$, где m – объемная концентрация зерен; $\overline{X}$ – зернистость круга, м; $(1-\varepsilon)$ – коэффициент, учитывающий высоту выступания зерен над уровнем связки, а также $\rho = \dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}}$ и $R_{max} = 0,4 \cdot H_{max}$, получена зависимость для определения скорости детали $V_{дет}$ в окончательном виде:

$$V_{дет} = \frac{10^{-3} \cdot m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^{2,5}}{3,15 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \left(\dfrac{1}{R_{кр}} + \dfrac{1}{R_{дет}} \right)^{0,5}}. \tag{6.22}$$

Для эффективного ведения процесса шлифования параметр H_{max}, входящий в зависимость (6.22), не должен превышать предельную толщину среза, обусловленную прочностными свойствами обрабатываемого материала. В противном случае круг будет интенсивно изнашиваться. Предельная толщина среза H_{max} представлена:

$$H_{max} = H_{max0} \cdot \frac{P}{P_0} \cdot \frac{\sigma_{сж0}}{\sigma_{сж}}, \tag{6.23}$$

где H_{max} – базовое значение предельной толщины среза, м;

P_0 – базовое значение прочности режущего зерна, Н;

$\sigma_{сж0}$ – базовое значение прочности обрабатываемого материала, Н/м^2;

P – текущее значение прочности режущего зерна, Н;

$\sigma_{сж}$ – текущее значение прочности обрабатываемого материала, Н/м^2.

Рассматривая в качестве базового обрабатываемого материала твердый сплав ВК8, а в качестве базовой прочности режущего зерна 10 Н, расчетно-экспериментальным путем установлено значение H_{max0}, равное $12 \cdot 10^{-6}$ м. При таком методе определения параметра H_{max} достаточно знать значения параметров P и $\sigma_{сж}$.

В предложенном способе глубинного шлифования возможно использование известных способов электроэрозионной и электрохимической правки кругов из СТМ на токопроводящей связке.

Пример расчета параметров t и $V_{дет}$ для круглого наружного шлифования многолезвийных твердосплавных инструментов (из твердого сплава ВК8) алмазным кругом 1А1 300×25 АС6 250/200 4 М1-01. Диаметр обработки – 0,1 м, скорость круга $V_{кр} = 30$ м/с. Предельная толщина среза для этих условий шлифования в соответствии с зависимостью (6.23), равна $12 \cdot 10^{-6}$ м. Тогда $t = 25 \cdot 12 \cdot 10^{-6} = 300 \cdot 10^{-6}$ м; $V_{дет} = 0{,}1$ м/с.

Таким образом, на основе полученных результатов может быть предложен способ глубинного шлифования кругом из синтетического сверхтвердого материала [14]. Круг (рис. 5.16) установлен периферией вдоль образующей цилиндрической поверхности детали и касается ее. Кругу сообщают вращательное движение со скоростью $V_{кр}$, а детали – возвратно-поступательное перемещение со скоростью продольной подачи, равной 0,5 – 0,9 высоты круга.

Способ отличается от известных способов тем, что с целью повышения эффективности шлифования путем максимального использования прочностных свойств рабочей поверхности круга при

обеспечении минимально возможной высоты микронеровностей обработанной поверхности, скорость вращения детали и глубина шлифования устанавливаются в соответствии с зависимостями (6.22) и (6.20).

6.3. Способ круглого продольного шлифования

Для оценки возможности повышения производительности обработки при заданной интенсивности износа круга из СТМ рассмотрим схему круглого продольного шлифования (рис. 5.16), согласно которой максимальная (вероятностная) толщина среза с учетом зависимости (5.88) определяется:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет}}{m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2 \cdot S_{д} \cdot \rho \cdot t}\,. \qquad (6.24)$$

Исходя из приведенной зависимости, добиться повышения производительности обработки при сохранении неизменным параметра H_{max}, определяющего силовую нагруженность зерен и интенсивность износа круга, можно увеличением глубины шлифования t и долевой продольной подачи $S_{д}$ при соответствующем уменьшении скорости вращения детали $V_{дет}$.

При увеличении глубины шлифования и почти пропорциональном уменьшении продольной подачи (в данном случае $S_{д}$) и без изменения скорости вращения детали $V_{дет}$, повышение производительности обработки не происходит. Следовательно, при высокопроизводительном шлифовании съем припуска необходимо осуществлять за один или несколько проходов круга, изменяя скорость вращения детали $V_{дет}$ и продольную подачу $S_{пр}$ в соответствии с зависимостями, вытекающими из преобразованной зависимости (6.24):

$$V_{дет} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \sqrt{2 \cdot S_{д} \cdot t \cdot \rho}}\ ; \qquad (6.25)$$

$$S_{пр} = V_{дет} \cdot \frac{S_{д} \cdot B}{\pi \cdot D_{дет}} = \frac{m \cdot V_{кр} \cdot S_{д} \cdot B \cdot H_{max}^{3}}{600 \cdot \pi^{2} \cdot \bar{X}^{3} \cdot D_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot S_{д} \cdot t \cdot \rho}} \quad . \qquad (6.26)$$

Параметр H_{max} в этих зависимостях целесообразно выразить через базовые значения параметров режима шлифования, определяющие условие достижения (с точки зрения износостойкости круга) толщины среза. Для этого необходимо предварительно осуществить шлифование детали-представителя из партии одинаковых деталей, установить зависимость относительного расхода алмаза (шлифовального круга) от глубины шлифования при базовых значениях скорости вращения круга $V_{кр0}$ =30 – 40 м/с, скорости вращения детали $V_{дет0}$=0,3 – 0,5 м/с, продольной подачи $S_{пр0}$=0,016 – – 0,032 м/с и определить базовую глубину t_0 шлифования в точке пересечения полученной зависимости. Зная базовые значения $V_{кр0}$, $V_{дет0}$, $S_{пр0}$, t_0 по зависимости (6.24) определяется значение H_{max}, а по зависимостям (6.25) и (6.26) – значения параметров $V_{дет}$ и $S_{пр}$.

Выбор в качестве условия оптимизации точки перегиба зависимости относительного расхода алмаза от глубины шлифования (рис. 6.4) обусловлен механизмом износа круга: в точке перегиба происходит трансформация механизма износа зерен от их преобладающего поверхностного разрушения и последующего выпадения из связки к преждевременному объемному разрушению. Вследствие этого, начиная с точки перегиба зависимости, с увеличением глубины шлифования ресурс работы зерен значительно снижается, что приводит к катастрофическому износу круга. Следовательно, в точке перегиба зависимости толщина среза принимает оптимальные (с точки зрения износостойкости круга) значение. Точка перегиба зависимости имеет место для различных характеристик кругов и обрабатываемых материалов.

Выбор приведенных базовых значений $V_{кр0}$, $V_{дет0}$, $S_{пр0}$ обусловлен тем, что в условиях обычного многопроходного шлифования наиболее просто определяется зависимость относительного

расхода алмаза от глубины шлифования. Исходя из этого, максимальная толщина среза H_{max} в точке перегиба зависимости определяется:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет0}}{m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{2 \cdot S_{д0} \cdot \rho \cdot t_0}\,. \qquad (6.27)$$

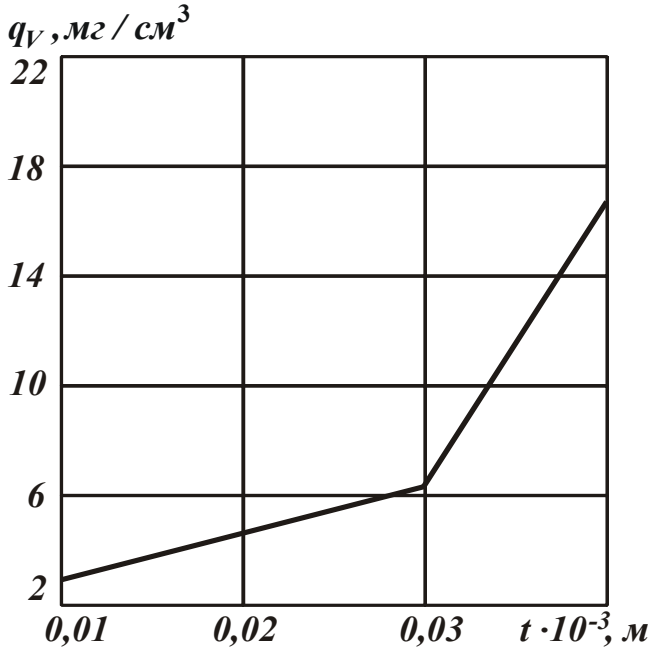


Рис. 6.4. Зависимость относительного расхода алмаза q_V от глубины шлифования t

Подставляя зависимость (6.27) в (6.25) и (6.26) с учетом $S_{д0} = \dfrac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр0}}{B \cdot V_{дет0}}$ получены следующие зависимости

$$V_{дет} = \sqrt{\frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр0} \cdot V_{дет0} \cdot t_0}{B \cdot S_д \cdot t}} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{кр0}}\,; \qquad (6.28)$$

$$S_{пр} = \sqrt{\frac{S_{пр0} \cdot V_{дет0} \cdot t_0 \cdot S_д}{\pi \cdot D_{дет} \cdot t}} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{кр0}}\,. \qquad (6.29)$$

Приведенные зависимости устанавливает связь между параметрами обычного многопроходного и высокопроизводительного глубинного шлифования, и могут быть использованы не только при

разработке процессов шлифования кругами из СТМ твердосплавных многолезвийных инструментов, но и других цилиндрических деталей из самых разнообразных материалов.

Исходя из этого, может быть предложен следующий способ круглого продольного шлифования [12], согласно которому цилиндрической детали сообщают возвратно-поступательное перемещение с продольной подачей $S_{пр}$ и вращательное движение со скоростью $V_{дет}$, определяемыми в соответствии с зависимостями (6.28) и (6.29). Шлифовальный круг устанавливается периферией параллельно оси цилиндрической детали и вращается со скоростью $V_{дет}$ (рис. 5.16). Съем припуска осуществляется за один или несколько проходов круга, т.е. глубина шлифования принимается равной величине снимаемого припуска или меньше ее в целое число раз.

Пример. Производится обработка партии твердосплавных зенкеров диаметром $D_{дет} = 20$ мм кругом 1А1 300×25 АС2 125/100 4 М1-01. Величина снимаемого припуска равна 0,5 мм. Для этого предварительно шлифуется деталь-представитель из партии одинаковых деталей, определяется зависимость относительного расхода алмаза от глубины шлифования при базовых значениях $V_{кр0} = 35$ м/с, $V_{дет0}$=0,42 м/с, $S_{пр0}$=0,025 м/с и, исходя из полученной зависимости (рис. 6.4), устанавливается глубина шлифования t_0, которая равна t_0=0,03·10^{-3} м. Тогда, принимая t_0=0,5·10^{-3} м; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_д = 0{,}5$; $B = 0{,}025$ м; $D_{дет} = 0{,}02$ м, из зависимостей (6.28) и (6.29) определяются значения $V_{дет}$ и $S_{пр}$:

$$V_{дет} = \sqrt{\frac{3{,}14 \cdot 0{,}02 \cdot 0{,}025 \cdot 0{,}42 \cdot 0{,}03 \cdot 10^{-3}}{0{,}025 \cdot 0{,}5 \cdot 0{,}5 \cdot 10^{-3}}} \cdot \frac{35}{35} = 0{,}056 \text{ м/с} = 3{,}38 \text{ м/мин},$$

$$S_{пр} = \sqrt{\frac{0{,}025 \cdot 0{,}025 \cdot 0{,}42 \cdot 0{,}03 \cdot 10^{-3} \cdot 0{,}5}{3{,}14 \cdot 0{,}02 \cdot 0{,}5 \cdot 10^{-3}}} \cdot \frac{35}{35} = 0{,}027 \text{ м/с} = 1{,}63 \text{ м/мин}.$$

Обработка всей партии деталей производится при данных значениях t, $V_{кр}$, $V_{дет}$ и $S_{пр}$.

6.4. Способ управления процессом круглого врезного шлифования

Как показано выше, повысить производительность обработки можно за счет управления соотношением глубины шлифования и скорости вращения детали на основе применения структурной схемы устройства, показанного на рис. 6.5.

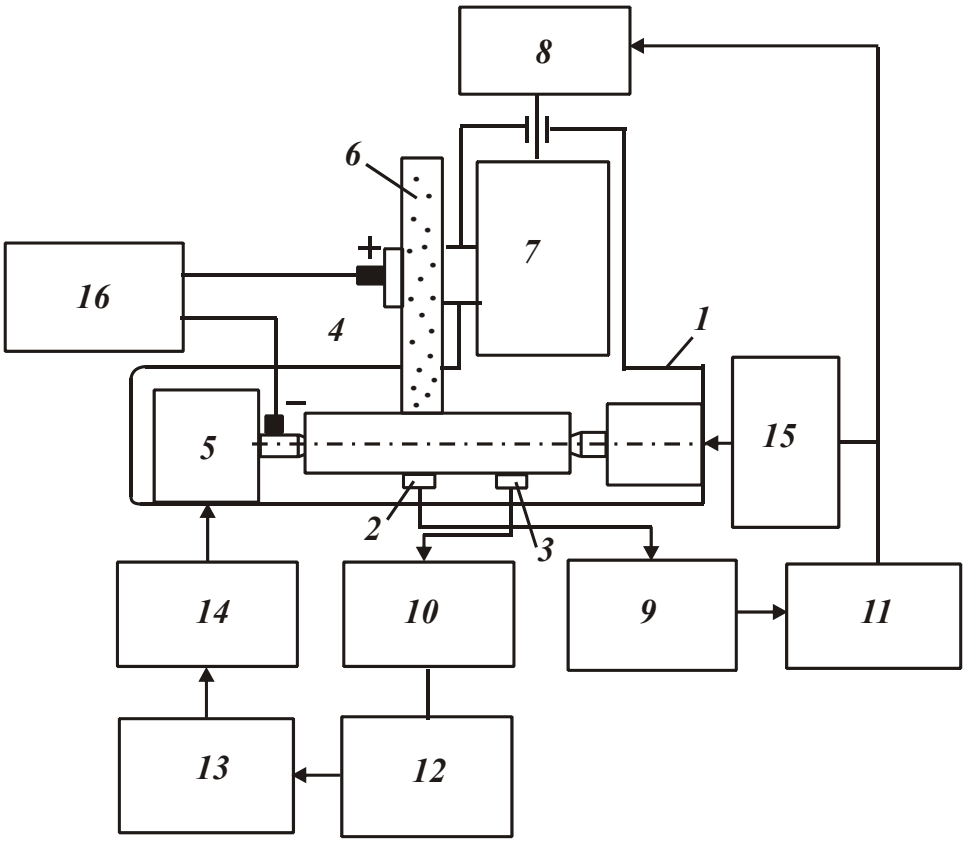


Рис. 6.5. Структурная схема устройства управления процессом круглого врезного шлифования

Устройство содержит: круглошлифовальный станок 1, оснащенный датчиками 2 и 3 активного контроля диаметра обрабатываемой детали 4, привод 5 вращения детали, алмазный шлифовальный круг 6, привод 7 поперечной подачи, блок 8 управления приводом поперечной подачи, сравнивающие устройства 9 и 10, усилительные блоки 11 и 12, блок 13 вычисления скорости вращения детали, блок 14 управления приводом вращения детали, блок 15 включения продольной подачи стола, генератор 16 униполярных импульсов.

Устройство работает следующим образом.

Обрабатываемая деталь 4 устанавливается на станок 1. Датчиком 3 измеряется диаметр детали 4, сигнал с датчика 3 подается в сравнивающее устройство 10, где сравнивается диаметр обрабатываемой детали $D_{дет}$ с заданным диаметром обработанной детали $D_{дет0}$. В результате сравнения устанавливается значение глубины шлифования $t = \frac{D_{дет} - D_{дет0}}{2} + R_z$. Сигнал с блока 10, пропорциональный глубине шлифования, устанавливается в блоке 12 и подается в блок 13, где производится вычисление скорости вращения детали в зависимости от требуемой шероховатости поверхности по формуле:

$$V_{дет} = \frac{2 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot R_z^{5/6} \cdot x^2}{315 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \rho^{1/2} \cdot t^{1/3}}, \qquad (6.30)$$

где R_z – высота микронеровностей обработанной поверхности, м;

γ – стреднестатистический угол при вершине зерна;

x – величина линейного износа зерна, м.

Сигнал с блока 13, пропорциональный необходимой скорости вращения детали, подается в блок 14 управления приводом 5 вращения детали. При изменении диаметра детали $D_{дет}$ изменяется значение t и, следовательно, для поддержания требуемой шероховатости обработанной поверхности R_z постоянной согласно приведенным зависимостям необходимо изменить скорость вращения детали $V_{дет}$.

Из зависимости (6.30) следует, что добиться требуемой шероховатости обработанной поверхности можно в результате соблюдения определенных кинематических соотношений, выраженных относительно скорости вращения детали. Различное влияние параметров шлифования на скорость вращения детали обусловлено количеством зерен. Так, с увеличением γ, m, $V_{кр}$, x количества зерен, проконтактировавших с фиксированным сечением детали в единицу времени, увеличивается R_z. Для достижения заданной шероховато-

сти обработанной поверхности, величина которой принимается по требованиям готовой детали, следует увеличивать $V_{дет}$, что способствует повышению производительности шлифования. С увеличением параметров $\overline{X}$, ρ, t, наоборот, количество зерен, проконтактировавших с фиксированным сечением детали в единицу времени, снижается и для обеспечения заданной шероховатости обработанной поверхности R_z скорость вращения детали $V_{дет}$ необходимо уменьшать.

Для поддержания постоянной режущей способности алмазного круга на металлической связке необходимо использовать его электроэрозионную правку. Для этого алмазный круг на металлической связке изолируется от шпинделя станка. Выход генератора 16 униполярных импульсов положительным полюсом подсоединяется к кругу, а отрицательным – к детали. При указанной полярности происходит электроэрозионный процесс удаления металлической связки круга и обновление выступающих алмазных зерен.

Предлагаемый способ управления процессом шлифования [11] можно применить, например, для обработки штоков гидроцилиндров. Так, при обработке штоков диаметром 35 мм и длиной 400 мм погрешность формы составляет 0,008 – 0,01 мм. При использовании предлагаемого способа управления погрешность формы определяется погрешностями измерительных датчиков и исполнительного механизма. Поэтому необходимо применять индуктивные датчики с чувствительностью 50 мк/мкм, имеющие погрешность измерения ± 0,001 мм и исполнительный механизм с пределом регулирования 0,7 мм с погрешностью, не превышающей ± 0,001 мм.

Так как суммарная погрешность системы управления будет определять погрешность формы обработанной детали, а основными составляющими суммарной погрешности являются погрешность датчиков и исполнительного механизма, то можно считать, что погрешность формы

$$\Delta_ф = \Delta_д + \Delta_{им} , \qquad (6.31)$$

где $\Delta_ф$ – погрешность формы, мм;

$\Delta_д$ – погрешность датчиков, мм;

$\Delta_{им}$ – погрешность исполнительного механизма, мм;

$\Delta_ф$ = 0,001 мм + 0,001 мм = 0,002 мм.

Таким образом, предложен способ управления процессом круглого врезного шлифования, включающий измерение диаметра детали, сравнение его с заданным значением и управление глубиной шлифования с одновременным управлением скоростью вращения обрабатываемой детали, отличающийся от известных способов тем, что с целью повышения производительности обработки, постоянно восстанавливают режущую способность круга, поддерживая заданное значение величины износа зерен, а скорость вращения детали изменяют в соответствии с зависимостью (6.30).

6.5. Способ шлифования цилиндрической детали

Для обоснования технологических возможностей повышения эффективности шлифования путем снижения интенсивности износа круга из СТМ необходимо рассмотреть схему осуществления способа шлифования цилиндрической детали (рис. 6.6), а также расчетные схемы процесса шлифования для случаев $t >> R_{max}$ и $t << R_{max}$ (рис. 6.7, рис. 6.8), схему расположения линии полного съема материала в рабочей поверхности круга (рис. 6.9).

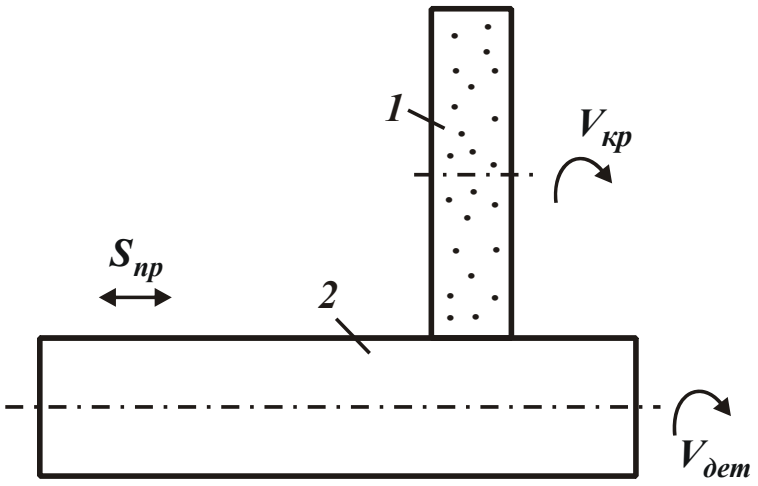


Рис. 6.6. Расчетная схема параметров круглого продольного шлифования: 1 – круг; 2 – деталь

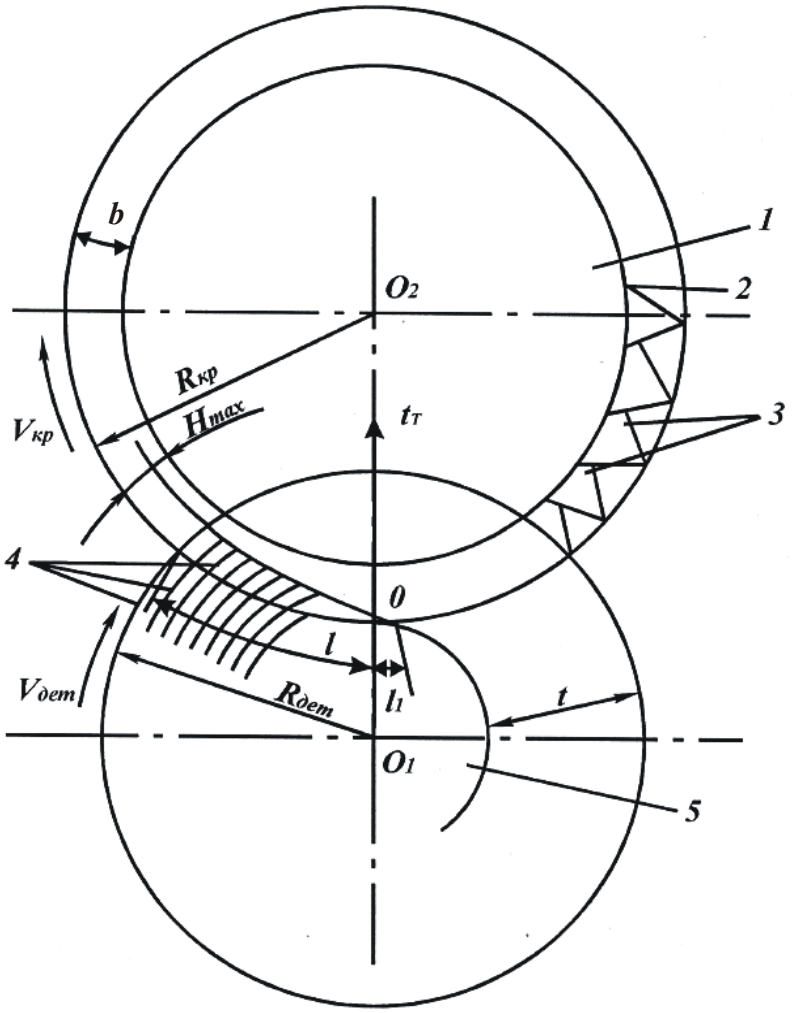


Рис. 6.7. Расчетная схема круглого наружного глубинного шлифования: 1 – круг; 2 – уровень связки круга; 3 – режущие зерна; 4 – элементарные цилиндрические оболочки, которыми представлен снимаемый припуск; 5 – деталь

Форма линии полного съема материала в рабочей поверхности круга зависит от соотношения параметров t и R_{max}. В случае, когда $t >> R_{max}$ (рис. 6.7), полный срез элементарных цилиндрических оболочек происходит в основном в первой половине угла контакта круга с деталью и максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга имеет периферийная оболочка. Форма линии полного съема материала в этом случае приближается к прямой, расположенной под определенным углом наружной поверхности круга. Чем больше глубина шлифования, тем меньше угол наклона прямой. Соответственно, форма единичного среза принимает запятообразный вид, характеризующийся неблагоприятными условиями

стружкообразования вследствие низких значений отношения a_z / R (где a_z – текущее значение толщины среза, м; R – радиус режущей кромки зерна, м), что приводит к интенсивному упруго-пластическому деформированию обрабатываемого материала без отделения стружки и преобладающему влиянию при резании процессов трения, ухудшающих качество обрабатываемых поверхностей и повышающих энергоемкость шлифования и износ круга.

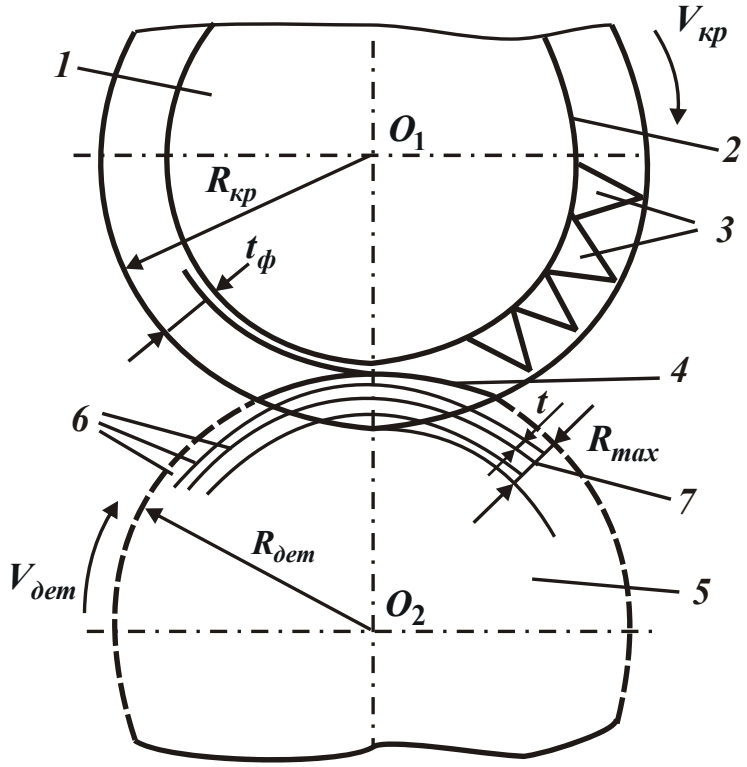


Рис. 6.8. Расчетная схема круглого наружного шлифования: 1 – круг; 2 – уровень связки круга; 3 – режущие зерна; 4 – линия полного съема материала; 5 – деталь; 6 – элементарные цилиндрические оболочки, которыми представлен снимаемый припуск; 7 – слой остаточной шероховатости обработанной поверхности

В табл. 6.4 приведены экспериментальные значения энергоемкости шлифования $Э$, равной отношению мощности шлифования и производительности обработки, в зависимости от глубины шлифования t при одинаковой производительности обработки Q=7·10^3 мм^3/мин. Условия проведения экспериментов: алмазный круг 1А1 300×25 АС6 250/200 4 М1-01; обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8 совместно со сталью; $V_{кр}$ =35 м/с; $S_д$ =0,9.

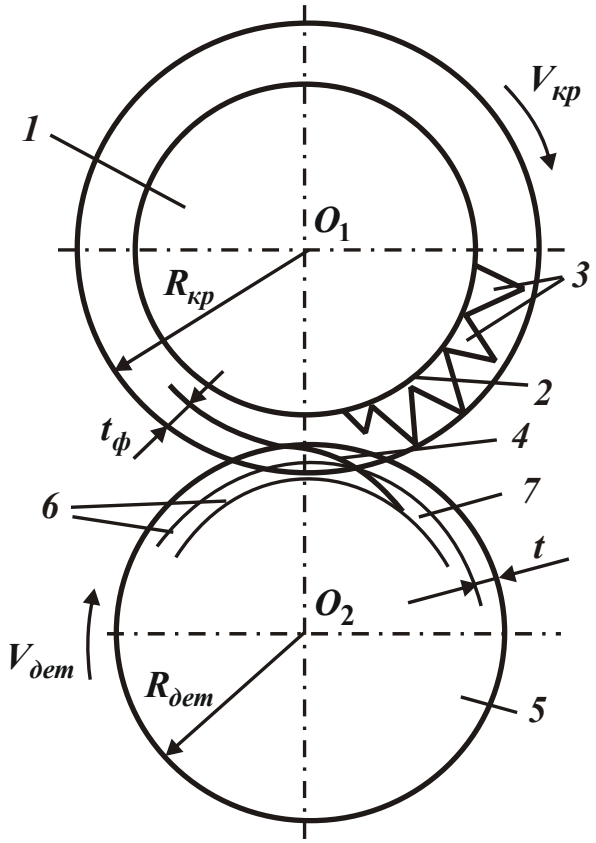


Рис. 6.9. Расчетная схема круглого наружного шлифования: 1 – круг; 2 – уровень связки круга; 3 – режущие зерна; 4 – линия полного съема материала; 5 – деталь; 6 – элементарные цилиндрические оболочки, которыми представлен снимаемый припуск; 7 – слой остаточной шероховатости обработанной поверхности

Таблица 6.4

Экспериментальные значения энергоемкости шлифования Э

$t \cdot 10^{-3}$ м	0,05	0,075	0,1	0,15	0,3
$V_{дет}/60$, м/с	6	4	3	2	1
$Э \cdot 10^9$, Н/м^2	0,03	0,04	0,06	0,08	0,18

Как следует из табл. 6.4, с увеличением глубины шлифования t (при соответствующем уменьшении скорости вращения детали $V_{дет}$), энергоемкость шлифования Э резко увеличивается, что подтверждает указанные закономерности шлифования.

В случае, когда $t \approx R_{max}$ (рис. 6.8), число цилиндрических оболочек, срезаемых в первой и второй половинах угла контакта круга с деталью, приблизительно равны, а максимальную глубину внед-

рения в рабочую поверхность круга имеет промежуточная элементарная оболочка. Линия полного съема материала в рабочей поверхности круга в этом случае расположена симметрично относительно плоскости шлифования O_1O_2 и единичный срез приобретает сегментообразную форму. Углы входа режущих зерен в обрабатываемый материал, а следовательно, соотношение a_z / R при этом значительно увеличивается, что приводит к улучшению условий стружкообразования, поскольку снижается доля упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала и процессов трения в общих энергетических затратах при резании. Это способствует уменьшению энергоемкости шлифования, интенсивности тепловыделения в зоне резания и, соответственно, повышению качества обработки.

Таким образом, переход от запятообразной формы среза к преимущественно сегментообразной форме при одном значении максимальной глубины внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, т.е. фактической глубине шлифования, позволяет улучшить процесс резания, повысить технико-экономические показатели обработки.

Условием перехода преимущественно запятообразной формы среза в сегментообразную форму является условие $t << R_{max}$, т.е. сегментообразная форма среза будет иметь место при всех значениях минимальной глубины шлифования, изменяющейся в пределах $0 < t \le R_{max}$. В предложенном способе шлифования значение t принимает верхний предел $t \cong R_{max}$. Это связано с тем, что достижение заданной шероховатости обработанной поверхности R_{max} при значениях $t < R_{max}$ требует снижения производительности шлифования и поэтому в качестве оптимального значения t принято $t \cong R_{max}$, при котором производительность обработки в случае образования преимущественно сегментообразной формы среза – максимальна.

Для эффективного осуществления процесса шлифования в таких условиях необходимо, чтобы фактическая глубина шлифования изменялась в пределах $R_{max} < t_ф \le H_{max}$. В противном случае, т.е.

при $t_ф > H_{max}$ круг будет интенсивно изнашиваться вследствие преждевременного разрушения и выпадения зерен из связки, а также интенсивного контакта образующейся стружки со связкой круга.

Учитывая, что между параметрами t и $t_ф$ существует вполне определенная кинематическая взаимосвязь, необходимо установить зависимость, позволяющую по заданному значению t, равному или соизмеримому с параметром шероховатости обработанной поверхности R_{max}, определить значения $t_ф$.

Для этого следует воспользоваться уравнением (5.67), принимая $t = R_{max}$; $t_ф = H_{max}$; $n = 2$ и преобразуя уравнение к виду:

$$t^{2,5} - 0,5 \cdot t_ф^{2,5} - \left(t_ф - t\right)^{2,5} = 0, \qquad (6.32)$$

где $n = t_ф / t$ (округляется с избытком до целого числа и при указанном соотношении параметров $t_ф$ и t принимает значения $n = 2$).

Расчет $t_ф$ по уравнению (6.32) осуществляется численным методом, для чего задается значение t, равное или соизмеримое с параметром шероховатости поверхности R_{max} и перебором $t_ф$ устанавливается исходное значение $t_ф$. В случае, если $t_ф$ не удовлетворяет условию $R_{max} < t_ф \le H_{max}$, значение t уменьшается в пределах заданного класса шероховатости поверхности и расчет повторяется до тех пор, пока $t_ф$ не удовлетворит указанному условию. Предельная толщина среза H_{max} при этом устанавливается из зависимости (6.23). Номинальная глубина шлифования устанавливается из условия: $t < \dfrac{H_{max}}{1,3}$.

Скорость детали $V_{дет}$, соответствующая этим условиям шлифования, устанавливается из зависимости:

$$V_{дет} = \frac{\sqrt{2} \cdot m \cdot V_{кр}}{300 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \rho^{0,5}} \cdot \left(\frac{t_ф^{2,5}}{4} + t^{0,5} \right) = \frac{\sqrt{2} \cdot m \cdot V_{кр} \cdot t^{2,5}}{203 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \rho^{0,5}}. \qquad (6.33)$$

Как видно, зависимость (6.33) содержит в явном виде стандартные характеристики алмазного круга – m и $\overline{X}$, а также параметр $t_ф$, регламентирующий нагрузку, действующую на зерна круга, и соответственно интенсивность их износа в процессе шлифования. Следовательно, изменение скорости детали, согласно предложенной зависимости позволяет, во-первых, уменьшить износ круга, т.к. создаются благоприятные условия вмещаемости стружки в межзеренном пространстве круга, и исключается преобладающее преждевременное разрушение и выкрашивание из связки режущих зерен, во-вторых, обеспечивается требуемая шероховатость обработанной поверхности, т.к. номинальная глубина шлифования заведомо принимается равной или соизмеримой с максимальной высотой микронеровностей обработанной поверхности.

Пример. Производится обработка цилиндрической детали из твердого сплава ВК8 радиусом $R_{дет}$=0,05 м алмазным кругом 1А1 300х25 АС6 160/125 4 М1-01. Требуемая шероховатость поверхности – R_{max}=(7,5 – 12,5)·10^{-6} м.

Предельная толщина среза H_{max} для данной пары обрабатываемого материала и характеристики круга в соответствии с зависимостью (6.23), равна 14·10^{-6} м. Принимая номинальную глубину шлифования t=10·10^{-6} м, из уравнения (6.32) устанавливается фактическая глубина шлифования, которая равна $t_ф$=12,9·10^{-6} м. Следовательно, $t_ф < H_{max}$ и нагрузка, действующая на зерна круга, не превышает предельное значение.

Принимая в качестве исходных данных для расчета скорости детали следующие значения параметров: m=100; $\overline{X}$=140·10^{-6} м; $V_{кр}$ =30 м/с; $R_{кр}$= 0,15 м; $R_{дет}$=0,05 м; ρ=26,7 $м^{-1}$; $t_ф$= 12,8·10^{-6} м; t=10·10^{-6} м, по зависимости (6.33) получено: $V_{дет}$=0,149 м/с = = 8,92 м/мин. Применение установленных параметров режима шлифования: t=10·10^{-6} м и $V_{дет}$= 8,92 м/мин позволяет производить обработку с преобладающей сегментообразной формой среза. Таким образом, в предложенном способе шлифования [13] цилиндриче-

ской детали (рис. 6.6) сообщают возвратно-поступательное движение со скоростью $S_{пр}$ и вращательное движение со скоростью $V_{дет}$, определяемой зависимостью (6.33). Шлифовальный круг устанавливается периферией параллельно оси цилиндрической детали и вращается со скоростью $V_{кр}$. Номинальная глубина шлифования устанавливается равной или соизмеримой с максимальной высотой микронеровностей обработанной поверхности, а фактическая глубина шлифования определяется из уравнения (6.32) при условии $R_{max} < t_ф \le H_{max}$. Это позволяет повысить эффективность шлифования путем уменьшения интенсивности износа круга.

6.6. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали

Для повышения производительности обработки при заданной интенсивности износа круга из СТМ может быть предложен способ шлифования, основанный на периодическом изменении глубины шлифования.

На рис. 6.7 показана расчетная схема параметров глубинного шлифования цилиндрической детали, поясняющая сущность предлагаемого способа.

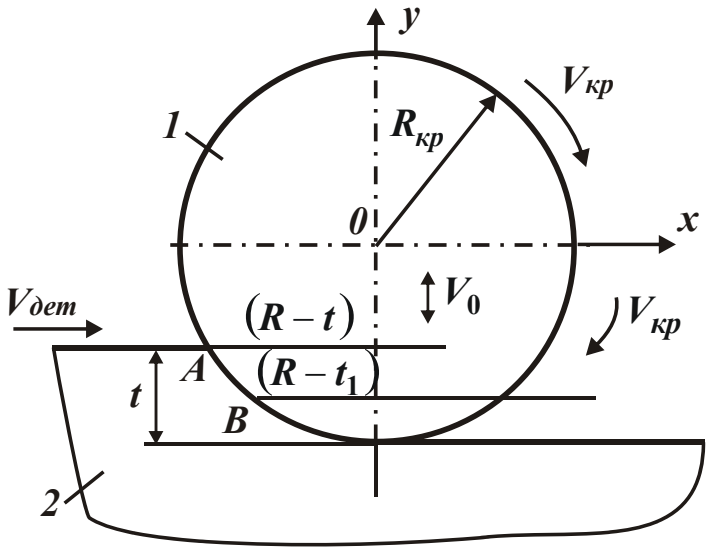


Рис. 6.10. Схема перемещения точки контакта при радиальных колебательных движениях детали: 1 – круг; 2 – деталь

На рис. 6.10 показано перемещение точки контакта при радиальных колебательных движениях детали, на рис. 6.11 – расчетная схема определения частоты колебаний, на рис. 6.12 – устройство для реализации способа шлифования.

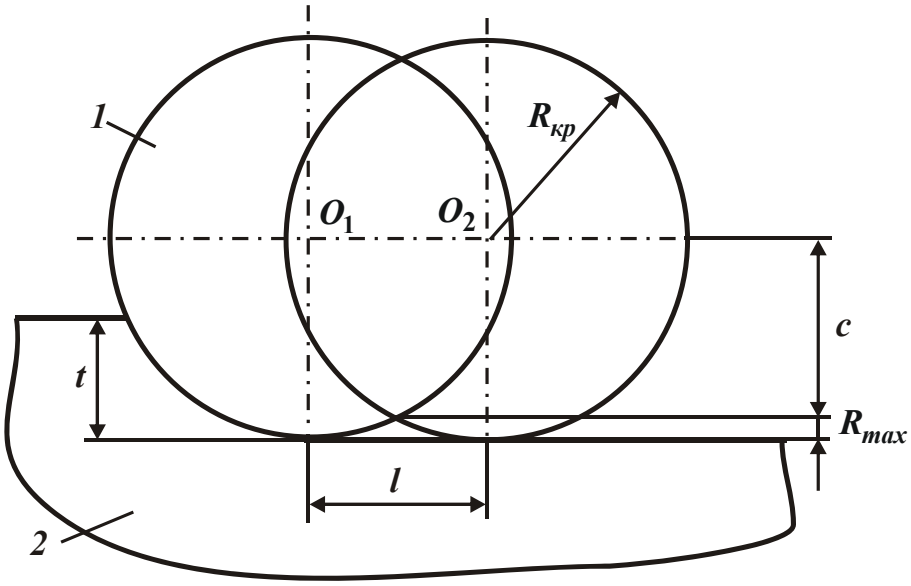


Рис. 6.11. Расчетная схема определения частоты колебаний:
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

Как следует из рис. 6.7, максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга имеет периферийная оболочка, угол входа которой наибольший. Следовательно, периферийная оболочка определяет максимальную толщину среза, нагрузку, действующую на зерно, и, соответственно, максимально возможную производительность обработки. Уровень производительности определяется произведением скорости детали $V_{дет}$ и глубины шлифования t, которые взаимосвязаны зависимостью (6.25).

Исходя из приведенной зависимости (6.25), с уменьшением глубины шлифования скорость детали $V_{дет}$ увеличивается. Это обусловлено тем, что с уменьшением t уменьшается угол входа периферийной оболочки в рабочую поверхность круга и создаются более благоприятные условия резания. Такая закономерность может быть использована для интенсификации шлифования, для чего после врезания на полную глубину детали необходимо сообщить дополнительные колебательные движения по линии, соединяющей центры круга и детали в диаметральной плоскости, с заданными значения-

ми частоты и амплитуды колебаний, обусловленными высотой микронеровностей обрабатываемой поверхности. В этом случае срез периферийной оболочки происходит с переменной глубиной шлифования, меньшей начальной, что, согласно зависимости (6.25), обеспечивает увеличение средней скорости детали в пределах периода колебаний и повышения производительности обработки.

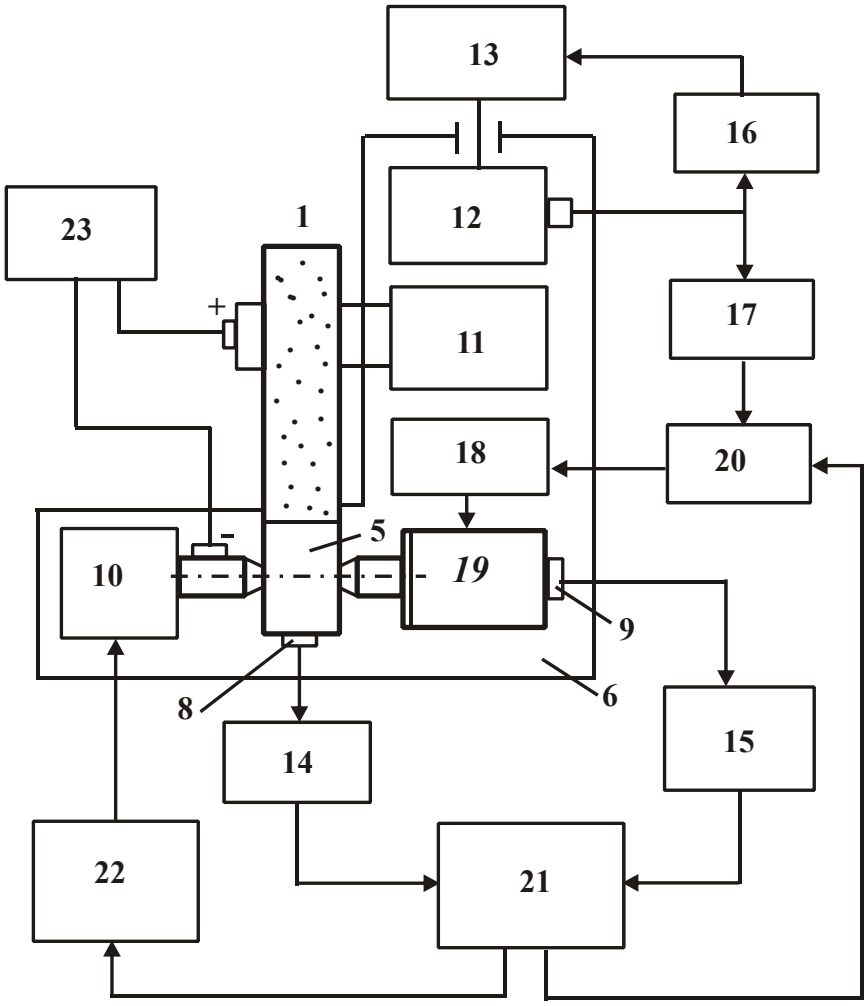


Рис. 6.12. Структурная схема устройства для реализации способа шлифования

Для реализации этого способа шлифования ($S_д$=1) необходимо непрерывно измерять текущую глубину шлифования и скорость детали $V_{дет}$ изменять в процессе обработки в соответствии с зависимостью, полученной из (6.25) после несложных преобразований:

$$V_{дет} = V_{дет0} \cdot \left(\frac{t}{t_T} \right)^{0,5}, \qquad (6.34)$$

где $V_{дет0} = \dfrac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \sqrt{2 \cdot S_д \cdot t \cdot \rho}}$;

t_T – текущая глубина шлифования, м.

Тогда средняя скорость детали в пределах периода колебаний определится:

$$V_{дет} = \frac{l}{T}, \tag{6.35}$$

где l – длина перемещения точки, расположенной на поверхности детали, за период колебаний, м;

T – период колебаний детали, с.

Представляя t_T в виде $t_T = V_0 \cdot \tau$ (где V_0 – скорость движения детали по линии, соединяющей центры круга и детали в диаметральной плоскости; τ – время обработки) параметр l описывается:

$$l = 2 \cdot \int_{\tau_1}^{\tau_2} V_{дет} \cdot d\tau = 4 \cdot V_{дет0} \cdot t^{0,5} \cdot \frac{1}{V_0^{0,5}} \cdot \left(\tau_2^{0,5} - \tau_1^{0,5}\right). \tag{6.36}$$

Граничные значения τ_1 и τ_2 равны: $\tau_1 = t_1 / V_0$; $\tau_2 = t / V_0$, где t_1 – минимальное значение глубины шлифования. Тогда

$$l = 4 \cdot V_{дет0} \cdot t^{0,5} \cdot \frac{1}{V_0^{0,5}} \cdot \frac{(t - t_1)}{\left(t^{0,5} + t_1^{0,5}\right)}. \tag{6.37}$$

Средняя скорость детали с учетом зависимости (6.35):

$$V_{дет.ср} = 4 \cdot V_{дет0} \cdot t^{0,5} \cdot \frac{1}{V_0 \cdot T} \cdot \frac{(t - t_1)}{\left(t^{0,5} + t_1^{0,5}\right)}. \tag{6.38}$$

В приведенной зависимости величина $(t - t_1)$ определяет амплитуду колебаний, следовательно $V_0 \cdot T = 2 \cdot (t - t_1)$. Тогда

$$V_{дет.ср} = 2 \cdot V_{дет0} \cdot t^{0,5} \cdot \frac{1}{\left(t^{0,5} + t_1^{0,5}\right)} = \frac{2 \cdot V_{дет0}}{\left[1 + \left(\dfrac{t_1}{t}\right)^{0,5}\right]}. \tag{6.39}$$

Из приведенной зависимости видно, что чем меньше отношение t_1/t, тем больше $V_{дет.ср}$. Приведенные в табл. 6.5 значения множителя $\dfrac{1}{\left[1+\left(\dfrac{t_1}{t}\right)^{0,5}\right]}$ указывают на возможность повышения $V_{дет.ср}$ и, соответственно, производительности обработки при заданном значении глубины шлифования в 1,52 … 1,82 раз, выбирая амплитуду колебаний $A = t - t_1$ из условия t_1/t=20 … 100.

Таблица 6.5

Расчетные значения параметров шлифования

t_1/t	1,0	0,5	0,25	0,1	0,05	0,01
$\dfrac{2}{\left[1+\left(\dfrac{t_1}{t}\right)^{0,5}\right]}$	1,0	1,18	1,34	1,52	1,64	1,82
t/t_1	1,0	2,0	4,0	10	20	100

Это условие обусловлено изменением глубины шлифования в пределах (0,5 …1,0)·10^{-3} м, т.е. применительно к условиям глубинного шлифования. Дальнейшее уменьшение отношения t_1/t неэффективно, т.к. в этом случае значительная часть цилиндрических оболочек, которыми условно представлен снимаемый припуск, не будет срезана вследствие того, что $t_1 < H_{max}$.

Этим показано, что сообщение детали дополнительных колебательных движений по линии, соединяющей центры круга и детали в диаметральном сечении, с одновременным управлением скоростью детали в соответствии с зависимостью (6.34) позволяет интенсифицировать процесс шлифования. При этом эффект достигается без увеличения износа круга, т.е. в процессе шлифования за счет переменности $V_{дет}$ непрерывно поддерживается постоянной максимальная толщина среза H_{max}, определяющая предельную нагрузку, действующую на зерно, и его износ.

Приведенная зависимость (6.34) получена для случая, когда точка контакта периферийной оболочки припуска с наружной поверхностью круга остается неподвижной. В действительности, при радиальных колебательных движениях детали точка контакта непрерывно перемещается вдоль наружной поверхности круга из положения А в положение В и соответственно по оси X (рис. 6.10). Это приводит к дополнительному изменению скорости вращения детали, обусловленному кривизной наружной поверхности круга. Очевидно, что при движении детали вниз с постоянной скоростью

$$\dot{Y} = V_0 = \frac{2 \cdot (t - t_1)}{2\pi} \cdot \omega$$

(где ω – частота колебаний, 1/с), скорость вращения детали должна увеличиваться, а при движении детали вверх, наоборот, уменьшаться по аналогичному закону.

Средняя скорость вращения детали в пределах одного периода колебаний при этом остается неизменной, равной $V_{дет.ср}$, определяемой зависимостью (6.39).

Для определения дополнительной составляющей $V_{дет}$, обусловленной кривизной наружной поверхности круга, т.е. составляющей по оси X, следует воспользоваться уравнением окружности:

$$X^2 + Y^2 = R_{кр}^2 \qquad (6.40)$$

или в преобразованном виде:

$$X = \sqrt{R_{кр}^2 - Y^2}\,. \qquad (6.41)$$

Дифференцируя выражение (6.41) по времени, получено:

$$\dot{X} = \frac{d}{d\tau}\sqrt{R_{кр}^2 - Y^2} = \frac{d}{dy}\sqrt{R_{кр}^2 - Y^2} \cdot \frac{dy}{d\tau} = \frac{-Y}{\sqrt{R_{кр}^2 - Y^2}} \cdot \dot{Y}\,. \qquad (6.42)$$

С учетом $Y = -(R_{кр} - t_T)$ и $\dot{Y} = V_0$ имеем:

$$\dot{X} = V_0 \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t_T}}\,. \qquad (6.43)$$

Таким образом установлено, что с уменьшением t_T скорость $\dot{X}$ увеличивается, что соответствует увеличению при движении детали вниз и уменьшению при движении детали вверх. Принимая за начало отсчета точку $Y = -(R_{кр} - t_T)$, скорость $\dot{X}$, обусловленная кривизной наружной поверхности круга, определяется:

$$\dot{X} = V_0 \cdot \left(\sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t_T}} - \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}} \right). \qquad (6.44)$$

Из приведенной зависимости следует, что в точке $Y = -(R_{кр} - t_T)$ скорость $\dot{X}$=0, а с уменьшением t_T – увеличивается.

С учетом составляющей $\dot{X}$ скорость вращения детали $V_{дет}$, описываемая зависимостью (6.34), выражается:

$$V_{дет} = V_{дет0} \cdot \left(\frac{t}{t_T} \right)^{0,5} \pm V_0 \cdot \left(\frac{R_{кр}}{2 \cdot t_T} - \frac{R_{кр}}{2 \cdot t} \right). \qquad (6.45)$$

Знак “+” соответствует случаю, когда деталь движется вниз, а знак “–“, когда деталь движется вверх (принимая во внимание, что круг расположен сверху, а деталь – снизу.

Для определения частоты колебаний, обусловленной высотой микронеровностей обработанной поверхности, следует рассмотреть расчетную схему, приведенную на рис. 6.11. За период колебаний T фиксированная точка на поверхности детали перемещается на величину l, тогда высота гребешка микронеровности R_{max} определится:

$$R_{max} = R_{кр} - c = R_{кр} - \sqrt{R_{кр}^2 - \frac{l^2}{4}}. \qquad (6.46)$$

Разрешая зависимость (6.46) относительно длины l имеем:

$$l = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{max} \cdot R_{кр}}. \qquad (6.47)$$

Частота колебаний ω определится:

$$\omega = \frac{2\pi}{T}, \qquad (6.48)$$

где $T = \dfrac{1}{V_{дет.ср}} = \dfrac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{max} \cdot R_{кр}}}{V_{дет.ср}}$.

С учетом соответствующих преобразований частота колебаний ω описывается зависимостью:

$$\omega = \frac{1{,}42 \cdot \pi \cdot V_{дет0}}{\sqrt{R_{max} \cdot R_{кр}} \cdot \left[1 + \left(\dfrac{t_1}{t}\right)^{0{,}5}\right]}. \qquad (6.49)$$

Скорость V_0, входящая во все зависимости, определяется:

$$V_0 = \frac{2 \cdot (t - t_1)}{T} = \frac{\omega \cdot (t - t_1)}{\pi}. \qquad (6.50)$$

Максимальная толщина среза H_{max} при этом устанавливается из зависимости (6.23).

На рис. 6.12 представлена структурная схема устройства для реализации предлагаемого способа шлифования [10]. Круглошлифовальный станок 6 оснащен датчиком 7 активного контроля перемещения круга 1, датчиком 8 активного контроля диаметра обрабатываемой детали 5, датчиком 9 активного контроля перемещений детали 5, а также содержит привод 10 вращения детали, привод 11 вращения круга, привод 12 поперечной подачи, блок 13 управления приводом поперечной подачи, усилительные блоки 14 – 17, вибратор 18, привод 19 вибратора, блок 20 управления приводом вибратора, блок 21 вычисления скорости вращения детали и частоты колебаний, блок 22 управления приводом вращения детали и генератор 23 униполярных импульсов.

Шлифование выполняется следующим образом. Шлифовальный круг после правки подводят до касания с обрабатываемой деталью и производят врезание с переменной скоростью поперечной подачи, изменяющейся в соответствии с зависимостью [8] $S_{поп} = 0{,}30 - 0{,}1 \cdot t$, регулируемой блоком 13 управления приводом поперечной подачи. Датчиком 7 измеряют величину перемещения круга, соответствующую глубине шлифования, и сигнал подают в

блок 16, затем в блок 13. При достижении заданной глубины шлифования привод 12 отключается, и сигнал с датчика 7 через блок 17 подается в блок 20. Одновременно датчиком 8 измеряют диаметр детали, и сигнал подают в блок 14, затем в блок 21. В блоке 21 вычисляется частота колебаний, и сигнал подается в блок 20. В результате включается вибратор 18, и детали через привод 19 сообщаются колебательные движения с установленными частотой и амплитудой. Датчиком 9 непрерывно измеряют перемещение детали, соответствующее значению текущей глубины шлифования, и сигнал через блок 15 подается в блок 21, где вычисляется скорость вращения детали. Сигнал с блока 21 через блок 22 подается на привод 10 и детали сообщается вращательное движение с переменной скоростью вращения, изменяющейся в соответствии с зависимостью (6.45). После одного оборота детали с момента начала врезания производят отключение вибратора и переключение скорости детали на выхаживание. Для поддержания высокой режущей способности круга предлагается использовать непрерывную электроэрозионную правку. Для этого круг на токопроводящей связке изолируют от шпинделя станка. Выход генератора униполярных импульсов положительным полюсом присоединяют к детали. При указанной полярности происходит электроэрозионный процесс удаления связки круга и обновление выступающих зерен.

Пример. Производится обработка цилиндрической детали диаметром 0,1 м из твердого сплава ВК8 алмазным кругом 1А1 300×25 АС6 160/125 4 М1-01. Скорость круга $V_{кр} = 40$ м/с, требуемая шероховатость обработанной поверхности $R_{max} = 10 \cdot 10^{-6}$ м. Глубина шлифования t принимается равной величине снимаемого припуска $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м.

Тогда, принимая t_1 / t=50, значение $t_1 = 20 \cdot 10^{-6}$ м. Скорость вращения детали $V_{дет}$ с учетом $m = 100$; $V_{кр} = 40$ м/с; $\overline{X} = 140 \cdot 10^{-6}$ м; $H_{max} = 12 \cdot 10^{-6}$ м; $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $R_{кр} = 0{,}15$ м; $R_{дет} = 0{,}05$ м; $\rho = 26{,}7$ м$^{-1}$ определяется: $V_{дет0} = \dfrac{m \cdot V_{кр} \cdot H_{max}^3}{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}} = 0{,}35$ м/мин.

Частота колебаний ω в соответствии с зависимостью (6.49) равна ω=43,5 с$^{-1}$. Соответственно, период колебаний T и скорость V_0 равны $T = \dfrac{2\pi}{\omega} = 0{,}144$ с; $V_0 = \dfrac{\omega \cdot (t - t_1)}{\pi} = 0{,}014$ м/с.

Изменение скорости $V_{дет}$ в зависимости от текущей глубины шлифования t_1 при движении детали вниз, т.е. при знаке «+» в зависимости (6.45) показано в табл. 6.6.

Таблица 6.6

Расчетные значения скорости $V_{дет}$

$t_T \cdot 10^{-6}$, м	1000	500	300	100	50	20
$V_{дет}$, м/с	0,006	0,057	0,11	0,28	0,44	0,76

При движении детали вверх закономерность изменения противоположна.

Средняя скорость вращения детали $V_{дет.ср}$, определяемая зависимостью (6.39), равна $V_{дет.ср}$ = 0,011 м/с = 0,63 м/мин. Как видно, средняя скорость $V_{дет.ср}$ превышает скорость $V_{дет0}$ в 1,76 раз, что соответствует повышению производительности шлифования во столько же раз.

Таким образом, предложен способ глубинного шлифования цилиндрической детали, при котором кругу и детали сообщают вращательные движения и осуществляют врезание на полную глубину шлифования с переменной поперечной подачей, изменяющейся в соответствии с зависимостью [8]: $S_{пол} = 0{,}30 - 0{,}1 \cdot t$. С целью повышения производительности обработки при заданной интенсивности износа круга из СТМ путем периодического изменения глубины шлифования, детали после врезания на полную глубину шлифования дополнительно сообщают колебательные движения по линии, соединяющей центры круга и детали в диаметральном сечении, с частотой, установленной в соответствии с зависимостью (6.49) и амплитудой, выбранной из условия t_1 / t=20 … 100, и

непрерывно измеряют текущую глубину шлифования, а обработку производят с переменной скоростью вращения детали, изменяющейся в соответствии с зависимостью (6.45).

6.7. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали

Представляется необходимым установление условий повышения производительности шлифования путем управления нагрузкой, действующей на максимально выступающее зерно и определяющей интенсивность износа круга.

На рис. 6.13 приведена расчетная схема процесса шлифования. Для аналитического описания закономерностей образования профиля от наложения зерен, имеющих высоту выступания над связкой $(b - y_s)$, на плоскость образца, совпадающего с диаметральной плоскостью круга, следует выделить слой зерен dn. При взаимном горизонтальном движении dn зерен и радиальном движении обрабатываемой детали на ее поверхности образуются срезы различной толщины, подчиняющиеся равномерному закону распределения. Для описания процесса наложения зерен рассмотрено относительную полноту профиля с учетом износа зерен круга:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot [a_s + 2 \cdot tg\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \qquad (6.51)$$

где a_s – диаметр верхнего основания зерна, м;

B – ширина шлифования, м;

2γ – угол при вершине зерна;

$dn = \frac{n}{b} \cdot dy_i$;

n – общее число зерен, участвующих в резании при движении образца в слое зерен высотой b;

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{b}{V'_{дет}}. \qquad (6.52)$$

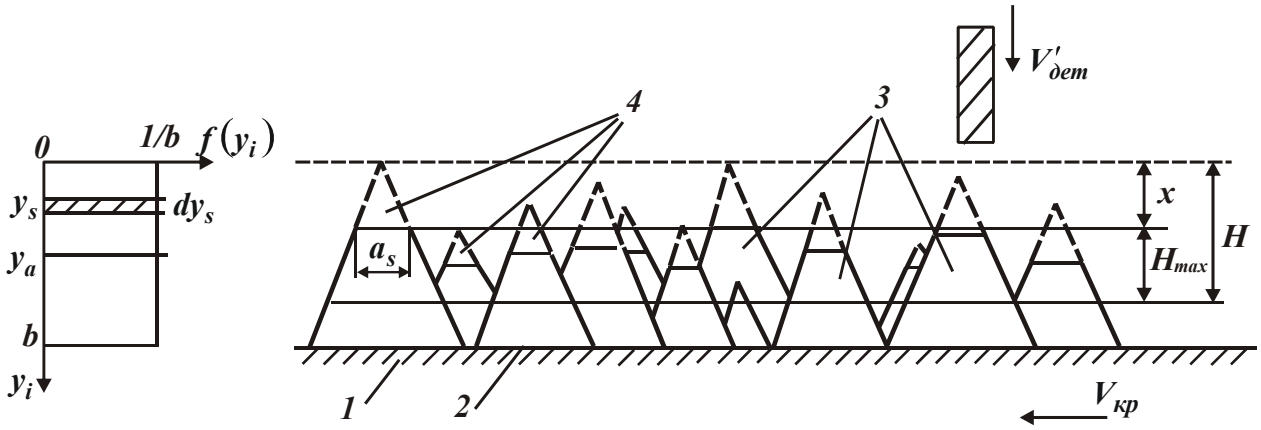


Рис. 6.13. Расчетная схема процесса шлифования: 1 – шлифовальный круг; 2 – уровень связки круга; 3 – режущие зерна круга; 4 – изношенные части зерен

Суммарный профиль от таких срезов можно получить вероятностным суммированием путем перехода от функции $\varepsilon_i(y)$ к противоположной функции $\Phi_i(y)=1-\varepsilon_i(y)$ с использованием теоремы умножения независимых случайных величин:

$$\Phi(y)=\prod_{i=1}^{\infty}\Phi_i(y)=e^{-\frac{dn}{B}\cdot\left[a_s\cdot(y-y_a)+tg\gamma\cdot(y-y_a)^2\right]}. \qquad (6.53)$$

Относительную полноту профиля от всех зерен, участвующих в резании, получено умножением функций $\Phi(y)$ от всех элементарных слоев зерен. Величину a_s следует представить выражением $a_s=2\cdot tg\gamma\cdot(y_a-y_s)$, в котором (y_a-y_s) заменена $\eta\cdot(y-y_s)$, где безразмерный коэффициент η=0 … 1, характеризующий степень износа зерна до момента его объемного разрушения:

$$\Phi(y)=e^{-\frac{n\cdot tg\gamma\cdot\left(1-\eta^2\right)}{b\cdot B}\cdot\frac{y^3}{3}}. \qquad (6.54)$$

Уровень $y=H$, при достижении которого произойдет полный съем объема металла с поверхности движущегося образца режущими зернами круга, определяется из условия $\varepsilon_0(y=H)=0{,}9$:

$$H=\sqrt[3]{\frac{3\cdot V'_{дет}\cdot b\cdot ln(1-\varepsilon_0)}{tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}\cdot\left(1-\eta^2\right)}}. \qquad (6.55)$$

Максимальная толщина среза H_{max} определяется из зависимости $H_{max} = (1-\eta)\cdot H$:

$$H_{max} = (1-\eta)\cdot \sqrt[3]{\frac{3\cdot V'_{дет}\cdot b\cdot ln(1-\varepsilon_0)}{tg\gamma\cdot k\cdot V_{кр}\cdot(1-\eta^2)}}. \qquad (6.56)$$

Безразмерный коэффициент η выражается через площадь единичного среза S:

$$S = tg\gamma\cdot H^2 - tg\gamma\cdot x^2 = tg\gamma\cdot H^2\cdot(1-\eta). \qquad (6.57)$$

Учитывая, что угол при вершине зерна в среднем равен 90^0, т.е. $tg\gamma = 1$, получено:

$$(1-\eta^2) = \frac{S}{H^2}. \qquad (6.58)$$

Подставляя зависимость (6.58) в (6.55), имеем:

$$H = \frac{3\cdot V'_{дет}\cdot b\cdot ln(1-\varepsilon_0)}{k\cdot V_{кр}\cdot S}. \qquad (6.59)$$

Соответственно, H_{max} с учетом $(1+\eta)\approx 1$ описывается:

$$H_{max} = \frac{k\cdot V_{кр}\cdot S^2}{3\cdot V'_{дет}\cdot b\cdot ln(1-\varepsilon_0)}. \qquad (6.60)$$

Площадь единичного среза S можно выразить через тангенциальную составляющую силы резания P, действующую на максимально выступающее зерно:

$$S = \frac{P}{\sigma}, \qquad (6.61)$$

где σ – условное напряжение резания (Н/м^2), которое с достаточной для практики точностью можно аппроксимировать зависимостью: $\sigma = A / H_{max}^{0,75}$ [121];

A – параметр, характеризующий прочностные свойства обрабатываемого материала, Н/м^{1,25}.

Окончательно площадь единичного среза примет вид:

$$S = \frac{P}{A} \cdot H_{max}^{0,75}. \qquad (6.62)$$

Подставляя зависимость (6.62) в (6.60) имеем:

$$H_{max} = \left(\frac{3 \cdot b \cdot V'_{дет} \cdot ln(1 - \varepsilon_0) \cdot A^2}{k \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right)^2. \qquad (6.63)$$

С учетом зависимостей (6.62) и (6.63) параметр H и безразмерный коэффициент η определяются:

$$H = \left(\frac{k \cdot V_{кр} \cdot P^2}{3 \cdot b \cdot V'_{дет} \cdot ln(1 - \varepsilon_0) \cdot A^2} \right)^{0,5} \cdot \frac{P}{A}; \qquad (6.64)$$

$$\eta = 1 - \frac{H_{max}}{H} = 1 - \frac{A}{P} \cdot \left(\frac{3 \cdot b \cdot V'_{дет} \cdot ln(1 - \varepsilon_0) \cdot A^2}{k \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right)^{2,5}. \qquad (6.65)$$

Параметры b и k описываются зависимостями [1]: $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \overline{X}^2}$; $b = (1 - \varepsilon) \cdot \overline{X}$, а $V'_{дет}$ применительно к обработке цилиндрической детали – зависимостью: $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$. Тогда безразмерный коэффициент η и параметр H_{max} определятся:

$$\eta = 1 - \frac{A}{P} \cdot \left(\frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho} \cdot A^2}{m \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right)^{2,5}; \qquad (6.66)$$

$$H_{max} = \left(\frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho} \cdot A^2}{m \cdot V_{кр} \cdot P^2} \right)^2. \qquad (6.67)$$

В полученные зависимости входят параметры P и A, первый из которых в установившемся процессе шлифования принимает значение, равное прочности зерна на раздавливание, а второй – значение, определяемое расчетно-экспериментальным путем. Для его установления при заданных исходных данных измеряется мощность

шлифования N и расчетом определяется A. В общем виде мощность шлифования равна:

$$N = V_{кр} \cdot S_{сум} \cdot \sigma, \tag{6.68}$$

где $S_{сум}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга,

$$S_{сум} = \frac{B \cdot V_{дет} \cdot t}{V_{кр}}. \tag{6.69}$$

С учетом преобразованной зависимости $\sigma = \dfrac{A}{H_{max}^{0,75}}$ окончательно мощность шлифования определяется:

$$N = B \cdot V_{дет} \cdot t \cdot A \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр} \cdot P^2}{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho} \cdot A^2} \right)^{1,5}, \tag{6.70}$$

откуда параметр A выражается:

$$A = \left(\frac{B \cdot V_{дет0} \cdot t_0}{N} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{m \cdot V_{кр} \cdot P^2}{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет0} \cdot \sqrt{2 \cdot t_0 \cdot \rho}} \right)^{0,75}. \tag{6.71}$$

В данном случае параметры режима резания $V_{дет}$ и t отличны от аналогичных параметров, входящих в вышеприведенные зависимости. Поэтому следует обозначить их в зависимости (6.71) как $V_{дет0}$ и t_0. Подставляя зависимость (6.71) в (6.66) и разрешая ее относительно $V_{дет}$, имеем:

$$V_{дет} = 60 \cdot \left(\frac{600 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \right)^{0,8} \cdot \frac{(1-\eta)^{0,4}}{t^{0,5}} \cdot \left(\frac{N}{P \cdot B} \right)^{1,2} \cdot \frac{V_{дет0}^{0,6}}{t_0^{0,3}}. \tag{6.72}$$

Таким образом получена расчетная зависимость для определения скорости детали $V_{дет}$.

Пример. По схеме глубинного шлифования производится обработка партии цилиндрических деталей диаметром 200 мм и ши-

риной 8 мм из стали кругом из СТМ диаметром 300 мм с характеристиками – КР 160/125 4 Б8. При предварительной обработке детали-представителя из партии деталей глубина шлифования принималась равной t_0=0,5 мм, а скорость круга $V_{кр}$=30 м/с. Врезание на полную глубину резания осуществлялось с переменной скоростью поперечной подачи, изменяющейся по зависимости [8] $S_{пол} = 0{,}30 - 0{,}1 \cdot t$, мм/мин, где t – текущая глубина резания, мм (табл. 6.7).

Таблица 6.7

Расчетные значения $S_{пол}$

t, мм	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$S_{пол}$,м/мин	0,30	0,29	0,28	0,27	0,25	0,245

После врезания на полную глубину резания обработку детали–представителя производили с постоянной скоростью детали, равной $V_{дет0}$=0,1 м/мин. Измеренная мощность шлифования для этого режима резания составила N=510 Вт.

Скорость детали $V_{дет}$ для всей партии деталей устанавливалась в соответствии с зависимостью (6.72).

Принимая глубину шлифования равной t=0,3 мм и подставляя в приведенную зависимость для определения $V_{дет}$ для исходных данных: $m = 100$; $\overline{X}$=0,14·10^{-3} м; $R_{кр}$=0,15 м; $R_{дет}$=0,1 м; ρ=16,7 м$^{-1}$; P=0,8 Н; B=8·10^{-3} м; η=0,88; $V_{кр}$=30 м/с; $V_{дет0}$=0,0017 м/с; t_0=0,5·10^{-3} м; t=0,3·10^{-3} м, получено:

$$V_{дет} = 60 \cdot \left(\frac{600 \cdot 3{,}14 \cdot 0{,}00274 \cdot 10^{-9} \cdot 5{,}78}{100 \cdot 30} \right)^{0{,}8} \times$$

$$\times \frac{0{,}12^{0{,}4}}{\left(0{,}3 \cdot 10^{-3}\right)^{0{,}5}} \cdot \left(\frac{510}{0{,}8 \cdot 8 \cdot 10^{-3}} \right)^{1{,}2} \cdot \frac{0{,}0017^{0{,}6}}{\left(0{,}5 \cdot 10^{-3}\right)^{0{,}3}} = 0{,}4 \text{ м/мин.}$$

Для проверки правильности выполненных расчетов производились экспериментальные исследования относительного расхода

алмаза q (рис. 6.14) при постоянном значении $V_{дет}$=0,3 м/мин для условий шлифования, принятых при расчете скорости детали. Как видно, минимум относительного расхода алмаза, соответствующий значению η=0,88, достигается при глубине шлифования t=0,3 мм. Это значение равно принятой в расчетах глубине шлифования. Следовательно, при одинаковых значениях t расхождение расчетной ($V_{дет}$=0,4 м/мин) и экспериментальной ($V_{дет}$=0,3 м/мин) скорости детали находится в пределах 30 %, что приемлемо для практических расчетов.

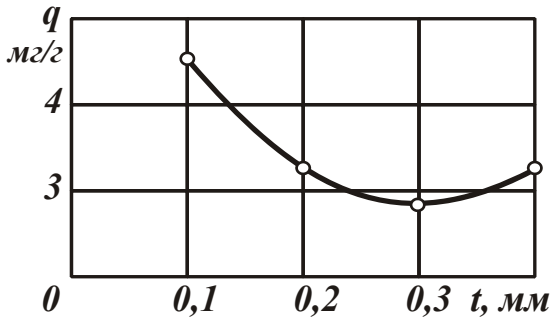


Рис. 6.14. Экспериментально установленная зависимость относительного расхода алмаза от глубины шлифования

На рис. 6.15 приведена структурная схема устройства для реализации предложенного способа шлифования [9]. Устройство содержит круглошлифовальный станок 5, оснащенный датчиком 6 активного контроля перемещения круга, датчиком 7 активного контроля диаметра обрабатываемой детали 8, датчиком 9 измерения мощности шлифования, привод 10 вращения детали, шлифовальный круг 1, привод 11 вращения круга, привод 12 поперечной подачи, блок 13 управления приводом поперечной подачи, усилительные блоки 14, 15, 16, блок 17 вычисления скорости вращения детали, блок 18 управления привода вращения детали, генератор 19 униполярных импульсов для непрерывной электроэрозионной правки круга из СТМ на металлической связке.

Шлифование осуществляется следующим образом.

Шлифовальный круг 1 после правки подводят до касания с вращающейся деталью–представителем 8 из партии одинаковых деталей и производят врезание с переменной скоростью поперечной подачи, изменяющейся в соответствии с зависимостью

$S_{поп} = 0{,}30 - 0{,}1 \cdot t$ [8], регулируемой блоком 13 управления приводом поперечной подачи. Датчиком 6 измеряют величину перемещения круга, соответствующую глубине резания. Датчиком 7 измеряют диаметр детали 8. Сигнал, пропорциональный этой величине, подается в блок 14, затем в блок 17. При достижении заданной глубины резания привод 12 поперечной подачи отключается, а обрабатываемой детали сообщается равномерное вращательное движение со скоростью $V_{дет0}$. Датчиком 9 измеряется мощность шлифования и сигнал подается в блок 15, затем в блок 17, где производится вычисление скорости детали. Сигнал с блока 17, пропорциональный установленной скорости детали–представителя, подается в блок 18 управления приводом вращения детали.

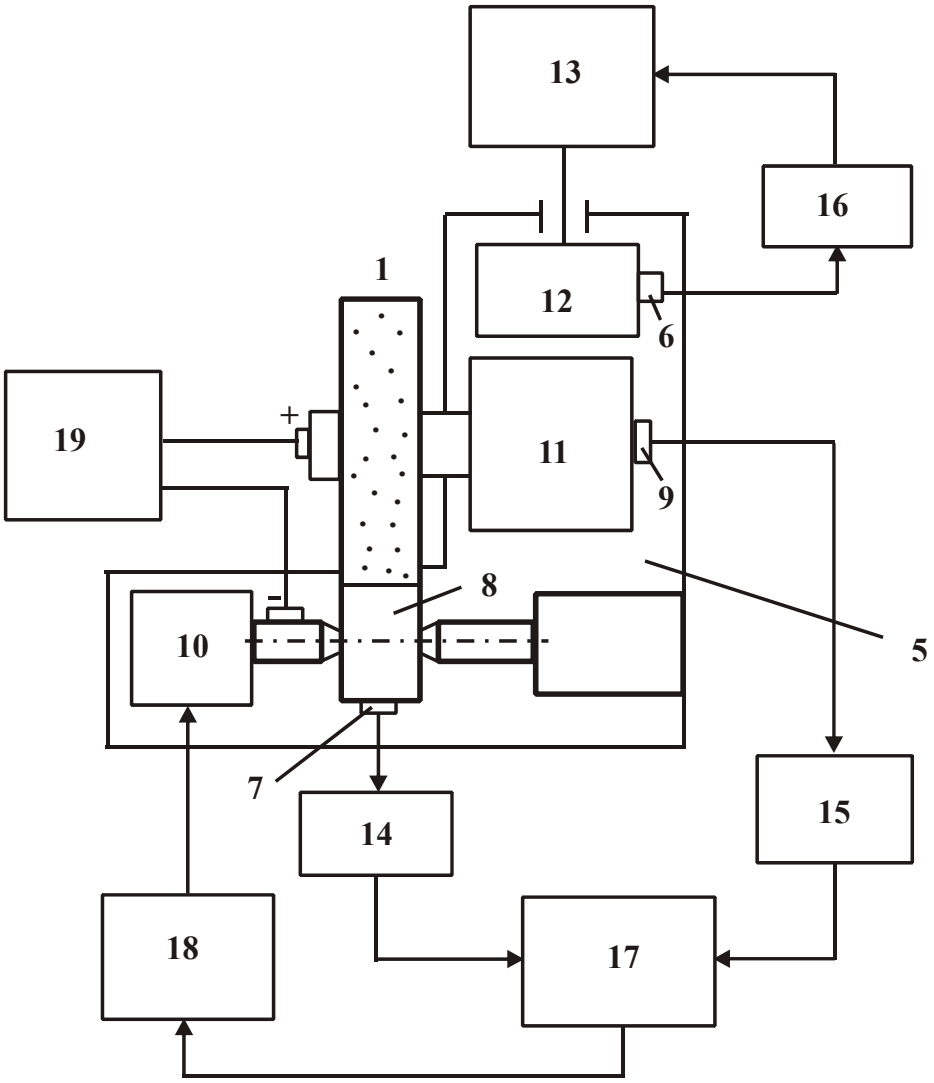


Рис. 6.15. Структурная схема устройства для реализации способа шлифования

Таким образом, предложен способ глубинного шлифования цилиндрической детали, согласно которому с целью повышения производительности шлифования путем управления нагрузкой, действующей на максимально выступающее зерно, при врезании на полную глубину резания в одну из деталей партии вновь заправленным кругом измеряют мощность шлифования, а скорость вращения детали определяют в соответствии с зависимостью (6.72).

Выводы

1. Разработаны математические модели шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов, которые позволили выявить, обосновать и реализовать кинематические и физические условия существенного повышения производительности обработки за счет применения новых соотношений глубины шлифования t и максимальной (вероятностной) толщины среза H_{max} ($t < H_{max}$, $t > H_{max}$) и управления величиной линейного износа зерна до момента его объемного разрушения и выпадения из связки круга с учетом прочностных свойств рабочей поверхности круга и основных технологических ограничений обработки.

2. Разработаны высокопроизводительные способы шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов, реализующие новые области эффективного сочетания параметров режимов шлифования и дополнительные высокочастотные колебательные движения круга или заготовки с большой амплитудой, позволяющие в 2 … 5 раз повысить производительность обработки на существующем шлифовальном оборудовании (случай $t > H_{max}$) и до 10 раз и выше – на перспективном оборудовании (случай $t < H_{max}$).

3. Установлено, что условие $t < H_{max}$ реализуется при глубинном, многопроходном и сверхвысокоскоростном шлифовании с относительно большой скоростью заготовки, близкой к скорости круга, а условие $t > H_{max}$ – при глубинном шлифовании с относительно небольшой скоростью заготовки.

4. Разработана упрощенная физическая модель глубинного шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов с относительно небольшой скоростью заготовки (случай $t > H_{max}$), рассматривающая во взаимосвязи кинематические параметры с параметрами процесса стружкообразования, износа круга, установившегося режущего рельефа круга и вероятностного участия зерен в резании, что позволило определить оптимальные режимы шлифования с учетом требований по шероховатости и точности обрабатываемой поверхности, энергоемкости обработки, относительному расходу алмаза и обеспечением максимально возможной производительности обработки.

5. Разработаны способ и структурная схема устройства управления процессом круглого врезного шлифования, обеспечивающие высокоточную и высокопроизводительную обработку деталей с учетом требований по шероховатости обработанной поверхности. С целью поддержания высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке рекомендуется применять электроэрозионную правку круга.

6. В работе получены новые результаты по малоисследованным или вовсе неисследованным проблемам шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов. Завершенные исследования, представленные в работе, создают основы для дальнейшего развития теории шлифования, оптимизации и проектирования высокопроизводительных процессов шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов.

7. В целом осуществлено теоретическое обобщение и решена крупная научная проблема в области технологии машиностроения, механической и физико-технической обработки, состоящая в разработке кинематических и физических основ шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов и на их базе выявлении, обосновании и реализации физических и кинематических условий существенного повышения производительности обработки при съеме больших припусков, что имеет важное теоретическое и практическое значение.

Раздел 7
Аналитическое описание погрешностей механической обработки и определение условий их уменьшения

7.1. Развитие теоретического решения об исправлении погрешностей обработки отверстия

В работе [57] приведено важное теоретическое решение о величине смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения Δ (равной величине упругого перемещения в технологической системе) вследствие нарушения условия равновесия радиальных составляющих сил резания, действующих на оба режущих лезвия сверла при рассверливании отверстия (рис. 7.1). Величина Δ описывается аналитической зависимостью:

$$\Delta = \frac{\Delta P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \Delta t \cdot cos\,\varphi}{K_{рез} \cdot c}, \qquad (7.1)$$

где ΔP_y – наибольшая разница радиальных составляющих сил резания, действующих на оба лезвия сверла, Н;

$K_{рез} = P_z / P_0$ – коэффициент резания;

$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$;

P_z, P_y, P_x – тангенциальная, радиальная и осевая составляющие силы резания при сверлении, Н;

S – подача, м/об.;

$\Delta t = t_1 - t_2$ – наибольшая разница глубин резания, приходящихся на оба лезвия сверла, м;

2φ – двойной угол в плане сверла;

c – жесткость технологической системы, Н/м.

Очевидно, в случае $t_1 = t_2$ (т.е. при равномерном снимаемом припуске) погрешность обработки отверстия Δ, связанная с возникновением в технологической системе упругого перемещения,

будет минимальной. В случае неравенства значений t_1 и t_2 в технологической системе будут возникать значительные погрешности обработки, связанные с упругими перемещениями в технологической системе. Уменьшить величину упругого перемещения y в данном случае можно уменьшением параметров σ, S и увеличением параметров $K_{рез}$, c и $2\varphi \to 180^0$. Входящая в зависимость разность глубин резания $\Delta t = t_1 - t_2$ может быть достаточно просто определена с учетом следующих соотношений $t_1 = 0{,}5 \cdot (D - d) + \Delta_0$; $t_2 = 0{,}5 \cdot (D - d) - \Delta_0$. Тогда $\Delta t = 2 \cdot \Delta_0$.

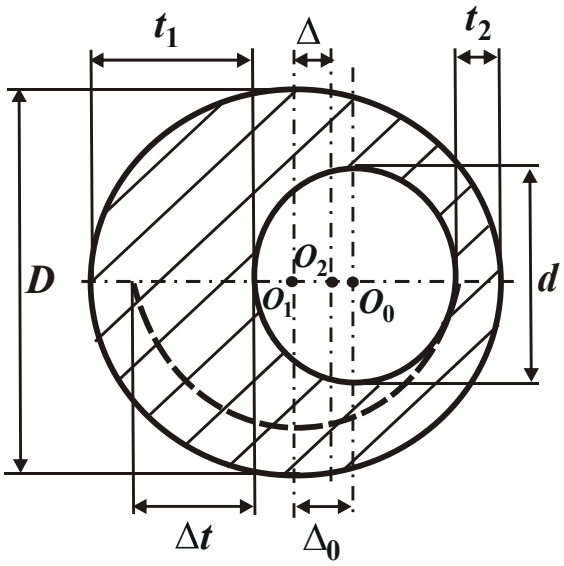


Рис. 7.1. Расчетная схема величины смещения оси обработанного отверстия относительно ее номинального положения Δ

Как следует из приведенной зависимости (7.1), величина Δ в конечном итоге не зависит от диаметра начального отверстия, а определяется лишь величиной отклонения между осями начального отверстия и сверла Δ_0.

Необходимо отметить, что это принципиальное решение, которое открывает новые возможности исправления погрешностей обработки отверстия при его обработке осевым многолезвийным инструментом (сверлом, зенкером или разверткой). Сущность данного решения состоит в следующем. Если окажется, что величина Δ превышает допустимое значение, то для ее уменьшения можно осуществить повторный проход тем же инструментом с тем же ре-

жимом резания. Для выполнения расчетов величину Δ следует обозначить Δ_2. Она, по сути, определяется зависимостью (7.1) с тем отличием, что вместо значения Δ_0 необходимо рассматривать значение Δ_1, определяемое по зависимости (7.1) для первого прохода сверла. Это обусловлено тем, что разность глубин резания $\Delta t = t_1 - t_2$ в данном случае равна

$$\Delta t = t_1 - t_2 = \left(\frac{D}{2} + \Delta_1\right) - \left(\frac{D}{2} - \Delta_1\right) = 2 \cdot \Delta_1. \qquad (7.2)$$

В результате имеем:

$$\Delta_2 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi \cdot \Delta_1}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}}\right)^2 \cdot \Delta_0. \qquad (7.3)$$

Поскольку множитель $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}}\right) < 1$, то множитель $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}}\right)^2$ будет еще меньше. Это приведет к уменьшению величины Δ_2 после второго прохода сверла.

При необходимости может быть осуществлен третий проход сверла. В этом случае величина смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения Δ_3 опишется зависимостью (7.3) с учетом того, что в ней вместо величины Δ_1 необходимо рассматривать величину Δ_2. В результате получено:

$$\Delta_3 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi \cdot \Delta_2}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}}\right)^3 \cdot \Delta_0. \qquad (7.4)$$

Очевидно, справедливо неравенство $\Delta_3 < \Delta_2$. Следовательно, в процессе рассверливания отверстия будет иметь место исправление погрешности обработки отверстия по мере увеличения количества проходов сверла.

После n-го прохода сверла величина Δ_n опишется:

$$\Delta_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi \cdot \Delta_{n-1}}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}} \right)^n \cdot \Delta_0, \qquad (7.5)$$

где Δ_{n-1} – величина смещения оси отверстия относительно ее номинального положения после $(n-1)$-го прохода сверла, м.

Отношение Δ_0 / Δ_n определяет суммарное уточнение [96; 97]:

$$\varepsilon_{сум} = \frac{\Delta_0}{\Delta_n} = \left(\frac{c \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi} \right)^n. \qquad (7.6)$$

Как видно, по мере увеличения количества проходов сверла n суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$ увеличивается. При этом уточнение на каждом проходе сверла $\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}$ остается одинаковым, равным

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot cos\,\varphi}. \qquad (7.7)$$

Из зависимости (7.7) следует, что уточнение ε тем больше, чем больше жесткость технологической системы c, угол $\varphi \to 90^0$ и меньше отношение $\sigma / K_{рез}$ и подача S.

По физической сути, зависимости (7.5) и (7.6) описывают процесс выхаживания, когда съем металла происходит в результате действия упруго-восстанавливающей силы. Данный процесс затухающий, т.к. интенсивность съема металла уменьшается по мере увеличения количества проходов сверла. В пределе при условии $n \to \infty$ справедливо условие $\Delta_n \to \Delta_{n-1}$.

С точки зрения теории резания металлов осуществить съем металла в данных условиях весьма сложно в связи с небольшой толщиной среза. В результате отношение $\sigma / K_{рез}$ будет увеличиваться по мере увеличения количества проходов сверла n, что приведет к преждевременному прекращению съема металла. Чтобы исключить данное явление и обеспечить съем металла, необходимо с каждым последующим проходом сверла увеличивать его диаметр. Тогда отношение $\sigma / K_{рез}$ будет оставаться постоянным, и съем металла бу-

дет происходить до тех пор, пока величина Δ_n достигнет заданного значения. Таким образом показано, что гарантированно устранить погрешность обработки отверстия можно при сверлении не одним, а несколькими сверлами разных диаметров.

О необходимости применения сверл разного диаметра указывает также тот факт, что уменьшение величины Δ_n (с увеличением количеством проходов n сверла одного диаметра) будет приводить к фактическому увеличению диаметра обрабатываемого отверстия на величину Δ_n. Иными словами, с одной стороны, будет уменьшаться величина Δ_n с увеличением количества проходов сверла n, а с другой стороны, – увеличиваться диаметр обрабатываемого отверстия на величину Δ_n, что не позволит устранить начальную погрешность обработки. Поэтому, очевидно, устранить погрешность обработки можно на основе применения сверл разных диаметров. В этом случае с каждым проходом сверла будет формироваться новое отверстие со смещением его оси относительно номинального положения на величину Δ_n. С увеличением количества проходов сверла величина $\Delta_n \to 0$ и, таким образом, будет обеспечена требуемая точность обрабатываемого отверстия.

В данном случае приведенные выше аналитические зависимости останутся справедливыми, поскольку диаметр сверла не влияет на величину смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения. Однако он влияет на условное напряжение резания σ. Поэтому, чем больше различия применяемых сверл на двух последующих проходах, тем меньше изменяется (увеличивается) условное напряжение резания σ.

Из зависимости (7.5) следует, что величина Δ_n определяется в первую очередь количеством проходов сверла n. В связи с этим важно определить оптимальное количество проходов сверла n из условия обеспечения наименьшего основного времени обработки τ, которое выражается следующей аналитической зависимостью:

$$\tau = \frac{n \cdot L}{S}, \qquad (7.8)$$

где L – длина обрабатываемого отверстия, м.

Подача S определяется из преобразованной зависимости (7.6):

$$S = \frac{c \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot cos\varphi} \cdot \frac{1}{\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}}. \qquad (7.9)$$

После подстановки зависимости (7.9) в (7.8), имеем:

$$\tau = \frac{2 \cdot n \cdot L \cdot \sigma \cdot cos\varphi}{c \cdot K_{рез}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} = A \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}, \qquad (7.10)$$

где $A = \dfrac{2 \cdot \sigma \cdot L \cdot cos\varphi}{c \cdot K_{рез}}$.

В итоге получена аналитическая зависимость для определения основного времени обработки τ. Как видно, количество проходов сверла n неоднозначно влияет на основное время обработки τ, т.е. существует экстремум функции τ от n, для определения которого следует подчинить функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_n = 0$. После соответствующих преобразований получено:

$$\tau'_n = A \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \left(1 - \frac{ln\,\varepsilon_{сум}}{n}\right) = 0. \qquad (7.11)$$

Откуда

$$n = ln\,\varepsilon_{сум}. \qquad (7.12)$$

Таким образом установлено, что экстремальное количество проходов сверла n вполне однозначно определяется суммарным уточнением $\varepsilon_{сум}$: чем оно больше, тем больше n.

Для установления характера экстремума функции τ следует определить вторую производную:

$$\tau''_n = A \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \frac{ln^2\,\varepsilon_{сум}}{n^3} > 0. \qquad (7.13)$$

Как видно, в точке экстремума функции τ ее вторая производная всегда положительна. Поэтому имеет место минимум функ-

ции τ. Это указывает на то, что количество проходов сверла n, определяемое зависимостью (7.12), является оптимальным, обеспечивающим достижение наименьшего значения основного времени обработки τ_{min}.

В табл. 7.1 приведены рассчитанные по зависимости (7.12) значения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$ для различного количества проходов сверла n. Нетрудно видеть, что с увеличением n суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$ изменяется в широких пределах. Следовательно, для обеспечения заданного значения $\varepsilon_{сум}$, даже достаточно большого, например, равного 150, необходимо произвести всего 5 проходов сверла. Для обеспечения значений $\varepsilon_{сум} = 20\ldots150$, которые могут быть реально реализованы на практике, достаточно произвести 3 – 4 прохода сверла, что согласуется с известными экспериментальными данными, а также с опытом применения механической обработки.

Таблица 7.1

Расчетные значения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{сум}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

Зависимость (7.12) можно представить в виде:

$$\varepsilon_{сум} = e^n. \tag{7.14}$$

Суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$ можно также выразить:

$$\varepsilon_{сум} = \varepsilon^n. \tag{7.15}$$

Тогда справедливо условие:

$$\varepsilon = e. \tag{7.16}$$

Следовательно, оптимальное значение уточнения на проходе сверла ε равно числу $e \approx 2{,}72$. Поэтому достичь наименьшего значения основного времени обработки τ_{min} можно установлением уточнения на проходе сверла ε, равным числу $e \approx 2{,}72$. Данное

условие выполняется на основе установления параметров обработки в соответствии с зависимостью (7.7), например, путем выбора оптимальной подачи S для заданных значений c, φ и $\sigma / K_{рез}$.

Минимальное основное время обработки τ_{min} определяется по зависимости (7.10), выражая в ней величины n и $\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}$ через зависимости (7.12) и (7.16):

$$\tau_{min} = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot cos\,\varphi}{c \cdot K_{рез}} \cdot e \cdot ln\,\varepsilon_{сум}. \qquad (7.17)$$

В данном случае τ_{min} зависит от суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$: чем оно больше, тем больше τ_{min}.

Таким образом, получено общее теоретическое решение определения оптимальных условий уменьшения погрешностей обработки отверстия при рассверливании. Доказано, что существует оптимальное количество проходов сверла n, при котором заданную погрешность обработки отверстия Δ_n можно достичь за минимальное основное время обработки τ_{min}. Установлено, что в этом случае уточнение на проходе сверла ε должно быть равно числу $e \approx 2{,}72$. Это достигается установлением соответствующей подачи S.

На рис. 7.2 приведены рассчитанные по зависимости (7.10) графики основного времени обработки τ для различного количества проходов сверла n (табл. 7.2).

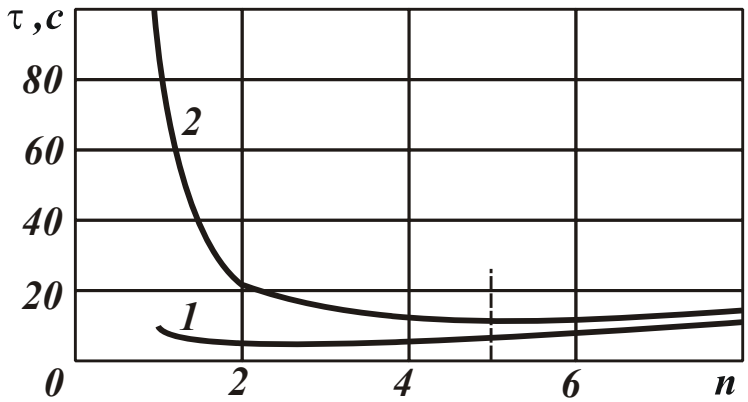


Рис. 7.2. Зависимость τ_{min} от n для разных значений $\varepsilon_{сум}$:

1– $\varepsilon_{сум} = 10$; 2 – $\varepsilon_{сум} = 100$ ($A = 1$ с)

Таблица 7.2

Расчетные значения основного времени обработки τ для $\varepsilon_{сум} = 100$ ($A = 1$ с)

n	1	2	3	4	5	6
τ, с	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

Как видно, в широких пределах изменения величины n основное время обработки τ, начиная с $n = 2$ (для $\varepsilon_{сум} = 100$) изменяется несущественно. Следовательно, принимая количество проходов сверла n близким к оптимальному значению, можно достичь приблизительно одинакового результата по основному времени обработки τ. Этим, по-видимому, объясняются практические рекомендации для реализации определенного диапазона изменения количества проходов инструмента n, обеспечивающих требуемую точность обработки с учетом достижения наименьшего основного времени обработки τ.

7.2. Закономерности формирования погрешностей обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования

Зубчатые колеса являются одними из основных деталей машин, которые широко применяются в современном машиностроении. Вместе с тем, они являются и одними из наиболее трудноизготавливаемых деталей машин в связи с высокими требованиями к точности и качеству обработки сложнопрофильных рабочих поверхностей. В особой мере это относится к операциям зубошлифования, на которых окончательно формируются параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей и которые характеризуются чрезвычайно высокой трудоемкостью. В связи с этим, в настоящей работе решается важная и актуальная научно-практическая задача разработки эффективных высокопроизводительных операций зубошлифования.

Перспективным решением данной задачи может быть применение технологии зубошлифования по методу профильного копирования [67]. В этом случае съем припуска происходит, по сути, по схеме глубинного (однопроходного) шлифования, что снижает вспомогательное время обработки, связанное с реверсированием стола станка, по сравнению со съемом припуска по схеме многопроходного шлифования. В результате может быть увеличена производительность обработки. Однако, как известно [67], данный метод зубошлифования характеризуется относительно низкой точностью обработки. В этом отношении зубошлифование по методу обкатывания считается более эффективным. Вместе с тем, проведенные экспериментальные исследования технологических закономерностей зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров по методу профильного копирования на зубошлифовальном станке мод. HOFLER RAPID 1250 (рис. 1.5 [104]) показали положительные результаты с точки зрения повышения производительности обработки. Это открывает новые возможности интенсификации процесса зубошлифования. Однако для этого необходимо знать рациональные параметры режима резания, характеристики абразивных кругов и другие условия обработки, гарантированно обеспечивающие выполнение высоких требований по точности, шероховатости и качеству обрабатываемых поверхностей при одновременном увеличении производительности обработки. Очевидно для решения данной задачи необходимо располагать знаниями технологических возможностей процесса зубошлифования по методу профильного копирования, его отличительных особенностей по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания и методикой выбора рациональных параметров обработки.

Как отмечалось выше, процесс зубошлифования по методу профильного копирования характеризуется относительно низкой точностью обработки в связи с возникновением значительных сил резания, повышением износа круга и нарушением профиля его рабочей поверхности. Существенным фактором образования погрешностей обработки следует также рассматривать неравномерность снимаемого припуска по причине возникновения термоупругих де-

формаций зубьев колеса при его термической или химико-термической обработке и неправильной установке круга в обрабатываемой впадине зубчатого колеса. Данные закономерности в меньше проявляются при зубошлифовании по методу обкатывания, когда обработка производится по схеме многопроходного шлифования с относительно небольшой глубиной шлифования. При зубошлифовании по методу профильного копирования фактически весь припуск удаляется за один или несколько проходов с большой глубиной шлифования. Поэтому перепад глубин шлифования при одновременной обработке двух смежных зубьев колеса приводит к возникновению в технологической системе упругих перемещений и, соответственно, образованию погрешностей обработки. Очевидно, устранить данные погрешности обработки можно за счет осуществления определенного количества проходов круга. Однако это ведет к снижению производительности обработки и в целом к снижению эффективности процесса зубошлифования. В связи с этим, актуальна задача исследования закономерностей образования погрешностей обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования (по причине неравномерности снимаемого припуска) и определения условий их устранения за минимально возможное время обработки [112]. Иными словами, задача минимизации основного времени обработки при устранении погрешностей обработки, связанных, в первую очередь, со съемом неравномерных припусков с двух смежных зубьев обрабатываемого колеса.

Для решения данной задачи можно воспользоваться аналитическим решением (рис. 1.5 [104]). При зубошлифовании по методу профильного копирования на обеих сторонах рабочих поверхностей конусного круга под углом α (равным углу при вершине конусного круга) действуют две различные по величине радиальные составляющие силы резания P_{y1} и P_{y2} (рис. 7.3). В общем виде каждую из них можно еще разложить на две составляющие – горизонтальную и вертикальную. Тогда горизонтальные составляющие силы $P_{y.г1}$ и $P_{y.г2}$ будут изгибать конусный круг, что приведет к деформации элементов технологической системы в горизонтальном направлении

при условии неравенства сил $P_{у.г1}$ и $P_{у.г2}$. Очевидно, чем больше разность сил $P_{у.г1}$ и $P_{у.г2}$, тем значительнее упругие перемещения, возникающие в технологической системе в горизонтальном направлении. Собственно, разность сил $P_{у.г1}$ и $P_{у.г2}$ определяет основную погрешность обработки зубьев колеса в связи с неравномерностью снимаемого припуска.

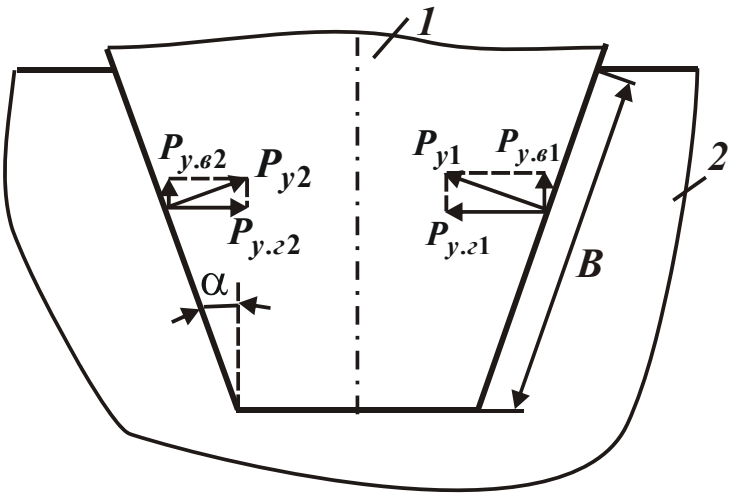


Рис. 7.3. Расчетная схема параметров процесса зубошлифования по методу профильного копирования: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемый материал

Вертикальные составляющие силы $P_{у.в1}$ и $P_{у.в2}$ как-бы выталкивают шлифовальный круг из впадины зубчатого колеса и формируют погрешность обработки в вертикальном направлении. Однако данная погрешность обработки проявляется в меньшей мере по сравнению с погрешностью обработки в горизонтальном направлении, т.к. горизонтальные составляющие силы $P_{у.г1}$ и $P_{у.г2}$ значительно больше вертикальных составляющих сил $P_{у.в1}$ и $P_{у.в2}$ в связи с относительно небольшим углом α. Тем более, погрешности обработки в вертикальном направлении, вызванные действием сил $P_{у.в1}$ и $P_{у.в2}$, осесимметричны по отношению к впадине зубчатого колеса, тогда как погрешности обработки в горизонтальном направлении, вызванные действием сил $P_{у.г1}$ и $P_{у.г2}$, несимметричны, и устранить их, естественно, значительно сложнее.

Для упрощения расчета величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе, боковые рабочие поверхности круга следует рассматривать не криволинейными, а прямолинейными. Поскольку при шлифовании в работе участвуют одновременно две стороны круга, то это не внесет принципиальных изменений в выполняемые расчеты. Исходя из этого, величина упругого перемещения y, возникающего в технологической системе в горизонтальном направлении, определена по зависимости:

$$y_1 = \frac{\left(P_{y.г1} - P_{y.г2}\right)}{c} = \frac{\left(P_{y1} - P_{y2}\right)\cdot cos\,\alpha}{c} = \frac{\left(P_{z1} - P_{z2}\right)\cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш}, \quad (7.18)$$

где c – жесткость технологической системы в горизонтальном направлении, Н/м;

P_{z1}, P_{z2} – соответственно, тангенциальные составляющие сил резания, действующих на обеих сторонах шлифовального круга, Н;

$K_ш = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$ – коэффициент шлифования.

С учетом известного отношения [121]:

$$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} \quad (7.19)$$

разность тангенциальных составляющих двух сил резания определяется:

$$P_{z1} - P_{z2} = \sigma \cdot \frac{\left(Q_1 - Q_2\right)}{V_{кр}} = \sigma \cdot \frac{\left(V_{дет} \cdot B \cdot П_1 - V_{дет} \cdot B \cdot П_2\right)}{V_{кр}}, \quad (7.20)$$

где $Q_1 = V_{дет} \cdot B \cdot П_1$, $Q_2 = V_{дет} \cdot B \cdot П_2$ – соответственно, производительности обработки, условно достигаемые при съеме припусков с двух смежных зубьев колес шлифовальным кругом, м^3/с;

$V_{дет}$ – скорость перемещения детали вдоль обрабатываемого зуба (скорость детали), м/с;

B – длина обрабатываемой части зуба, м;

$П_1$, $П_2$ – соответственно, величины снимаемых припусков с боковых поверхностей двух смежных зубьев колеса (образующих впадину на зубчатом колесе), м.

После преобразования зависимости (7.18) с учетом выражения (7.20), получено:

$$y_1 = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot (П_1 - П_2) \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}. \qquad (7.21)$$

Из зависимости (7.21) следует, что уменьшить величину упругого перемещения y_1, возникающего в технологической системе в горизонтальном направлении, и соответствующую ей погрешность обработки можно за счет уменьшения отношения $\sigma / K_ш$, скорости детали $V_{дет}$, разности снимаемых припусков $(П_1 - П_2)$ и увеличения параметров c и $V_{кр}$. Очевидно, основным путем уменьшения величины упругого перемещения y_1 необходимо рассматривать уменьшение разности снимаемых припусков $(П_1 - П_2)$, что достигается обеспечением более равномерных припусков, удаляемых с боковых поверхностей двух смежных зубьев, образующих впадину на зубчатом колесе.

Уменьшать произведение параметров $V_{дет} \cdot B$ нецелесообразно, т.к. это ведет к снижению производительности обработки. Причем, с точки зрения увеличения производительности обработки необходимо параметр B устанавливать приблизительно равным длине обрабатываемой боковой поверхности зуба колеса. Это позволит реализовать максимально возможную производительность.

Важным фактором уменьшения величины упругого перемещения y, исходя из зависимости (7.21), следует рассматривать увеличение скорости круга $V_{кр}$. Вместе с тем, как вытекает из рис. 7.4а [167] при этом увеличивается условное напряжение резания $\sigma = N / Q$ (где N – мощность шлифования, Вт). В результате отношение $\sigma / V_{кр}$, входящее в зависимость (7.21), изменяется по закону изменения тангенциальной составляющей силы резания P_z (рис. 7.4б), т.е. уменьшается, однако незначительно. Следовательно, по такому же закону изменяется и величина упругого перемещения y_1, т.е. уменьшается незначительно.

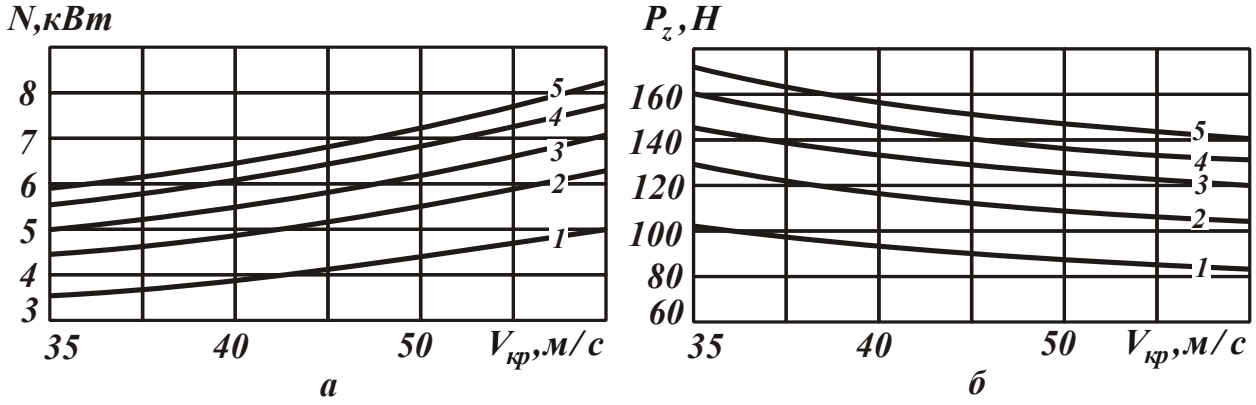


Рис. 7.4. Влияние скорости шлифования на мощность (а) и силу резания (б) при профилировании зубчатого колеса с m=3 мм; t=6 мм на различных скоростях подачи детали: 1 – 50 мм/мин; 2 – 100 мм/мин; 3 – 150 мм/мин; 4 – 200 мм/мин; 5 – 250 мм/мин

При этом необходимо иметь в виду, что увеличение условного напряжения резания σ с увеличением скорости круга $V_{кр}$ ведет к увеличению температуры шлифования, согласно зависимости (4.56). Поэтому с целью повышения качества и обеспечения бездефектной обработки скорость круга $V_{кр}$ необходимо уменьшать. Из сказанного вытекает, что существует экстремальное значение $V_{кр}$, обеспечивающее выполнение требований по бездефектной обработке (исключение образование прижогов, микротрещин и т.д.) и по точности обработки, т.к. с увеличением $V_{кр}$ температура шлифования увеличивается, а погрешность обработки y_1, наоборот, уменьшается. Поэтому поиск оптимальной скорости круга $V_{кр}$ является одной из основных задач выбора оптимальных условий шлифования.

Для уменьшения отрицательной роли параметра σ в повышении качества и точности обрабатываемых поверхностей необходимо добиваться его уменьшения. Это достигается на основе повышения режущей способности шлифовального круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования. Как показано в работе [167], в этом случае эффективно применение высокопористых абразивных кругов, работающих в режиме самозатачивания.

Необходимо отметить, что вследствие возникающих в технологической системе упругих перемещений фактические величины

снимаемых припусков отличаются от номинальных припусков $П_1$, $П_2$ и, соответственно, равны: $П_1 - y_1$ и $П_2 + y_1$. В связи с этим зависимость (7.21) принимает вид уравнения:

$$y_1 = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot (П_1 - П_2 - 2y_1) \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}. \qquad (7.22)$$

Разрешая уравнение (7.22) относительно неизвестной величины y_1, получено:

$$y_1 = \frac{0{,}5 \cdot (П_1 - П_2)}{\left(1 + \dfrac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}\right)}. \qquad (7.23)$$

При условии $\dfrac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha} > 1$ приходим к исходной зависимости (7.21), а при условии $\dfrac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha} < 1$ зависимость (7.23) принимает упрощенный вид:

$$y_1 = 0{,}5 \cdot (П_1 - П_2). \qquad (7.24)$$

В этом случае величина упругого перемещения y_1 определяется лишь разностью припусков $\Delta П_1 = П_1 - П_2$, удаляемых с двух сторон смежных зубьев зубчатого колеса. Данный случай возможен при небольшой жесткости технологической системы c или относительно большой энергоемкости обработки σ (например, вследствие затупления круга). В реальных условиях шлифования, как правило, выполняется первый случай $\dfrac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha} > 1$. Следовательно, справедлива зависимость (7.21), и поэтому в первом приближении ее можно использовать при анализе закономерностей формирования погрешности обработки.

Проведенный выше анализ справедлив при съеме всего припуска при шлифовании за один проход круга. Если же таким путем нельзя добиться требуемой точности обработки, т.е. достичь задан-

ную величину y_1, то следует производить съем припуска за 2 или большее количество проходов круга, уменьшая на каждом последующем проходе круга погрешности обработки, образованные на предыдущем проходе круга.

Для оценки возможностей уменьшения погрешности обработки, образующейся на втором проходе круга, следует воспользоваться зависимостью (7.21), рассматривая в ней величину y_1 как y_2, а разность снимаемых припусков $\Delta П_1 = П_1 - П_2$ (рис. 7.5) в виде $\Delta П_2 = (t + y_1) - (t - y_1)$, где $(t + y_1)$, $(t - y_1)$ – соответственно, величины снимаемых припусков с боковых поверхностей двух смежных зубьев колеса на втором проходе круга, м; t – глубина шлифования, м; y_1 – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе при первом проходе круга, определяемая зависимостью (7.21). Очевидно, что

$$\Delta П_2 = 2y_1. \qquad (7.25)$$

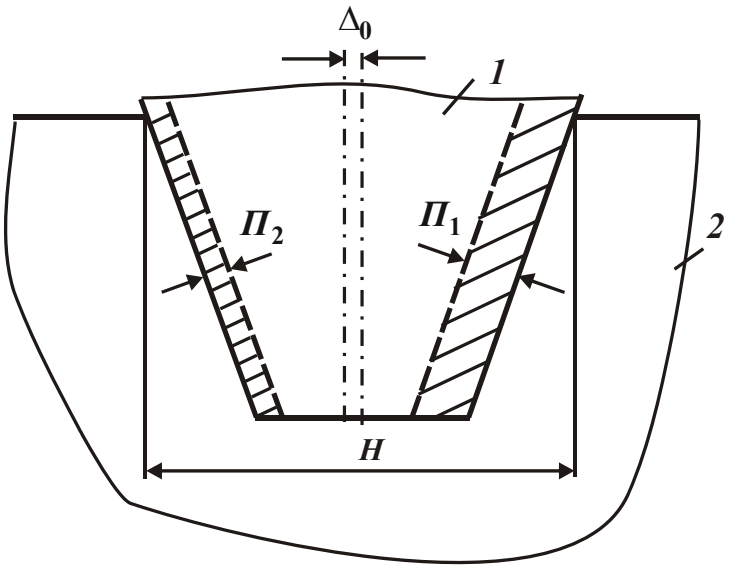


Рис. 7.5. Расчетная схема величины смещения оси конусного круга относительно оси впадины Δ_0

После подстановки зависимости (7.25) в (7.21) с учетом $y_1 = y_2$, имеем:

$$y_2 = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos\alpha \cdot \Delta П_2}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} = 0{,}5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot \cos\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \Delta П_1. \quad (7.26)$$

Очевидно, величина $\dfrac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$, входящая в зависимость (7.21), меньше единицы. Тогда величина $0{,}5 \cdot \left(\dfrac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^2$, входящая в зависимость (7.26), будет еще меньше. Следовательно, величина упругого перемещения y_2, определяемая зависимостью (7.26), будет меньше величины y, определяемой зависимостью (7.21), т.е. после второго прохода круга погрешность обработки уменьшится.

После третьего прохода круга величина упругого перемещения y_3 определяется также по зависимости (7.26), рассматривая в ней вместо величины $\Delta П_2$ величину $\Delta П_3 = (t + y_2) - (t - y_2) = 2 \cdot y_2$, где $(t + y_2)$, $(t - y_2)$ – соответственно, величины снимаемых припусков с боковых поверхностей двух смежных зубьев колеса на третьем проходе круга, м. После преобразований зависимости (7.26), имеем:

$$y_3 = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha \cdot \Delta П_3}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = 0{,}5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^3 \cdot \Delta П_1 . \quad (7.27)$$

Поскольку

$$0{,}5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^3 < 0{,}5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^2 ,$$

то справедливо условие $y_3 < y_2$ и имеет место уменьшение погрешности обработки по мере увеличения количества проходов круга.

После n-го прохода круга величина упругого перемещения y_n определяется также по зависимости (7.26), рассматривая в ней вместо величины $\Delta П_2$ величину $\Delta П_n = (t + y_{n-1}) - (t - y_{n-1}) = 2 \cdot y_{n-1}$, где $(t + y_{n-1})$, $(t - y_{n-1})$ – соответственно, величины снимаемых припусков с боковых поверхностей двух смежных зубьев колеса на третьем проходе круга, м.

Тогда зависимость (7.26) примет вид:

$$y_n = \frac{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha \cdot \Delta П_n}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} = 0{,}5 \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \right)^n \cdot \Delta П_1 . \quad (7.28)$$

Уточнение [96] на каждом проходе круга определяется:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta П_1}{y_1} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \quad (7.29)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{y_1}{y_2} = \frac{0{,}5 \cdot c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \quad (7.30)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{y_2}{y_3} = \frac{0{,}5 \cdot c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \quad (7.31)$$

$$\varepsilon_n = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \frac{0{,}5 \cdot c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \quad (7.32)$$

Как видно, на первом проходе круга уточнение больше, чем на всех последующих проходах. Следовательно, наиболее интенсивно исправляется начальная погрешность обработки $\Delta П_1$ на первом проходе круга.

Заслуживает внимания факт, что глубина шлифования не входит в расчетные зависимости для определения величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе. Поэтому она может устанавливаться по самым разным законам с учетом того, что на каждом последующем проходе круга она должна превышать величину упругого перемещения, образующегося на предыдущем проходе круга.

Рассмотрим случай зубошлифования, когда обрабатываемая впадина зубчатого колеса имеет симметричный вид (рис. 7.5). Тогда, очевидно, справедливо выражение:

$$\Delta П_1 = П_1 - П_2 = (t_0 + \Delta_0) - (t_0 - \Delta_0) = 2 \cdot \Delta_0, \quad (7.33)$$

где t_0 – глубина шлифования, м;

Δ_0 – величина смещения оси конусного круга относительно оси впадины, м.

Этот случай обработки может иметь место после операции зубонарезания, когда образуется достаточно точный профиль зубчатого колеса. После термической или химико-термической обработки вследствие термоупругих деформаций этот профиль может исказиться, что приведет к образованию погрешности обработки, обобщенно выражаемой параметром $\Delta П_1$, который входит во все приведенные выше зависимости. Однако для упрощения расчетов и получения принципиальных решений можно ограничиться рассмотрением случая обработки симметричной по форме впадины зубчатого колеса, когда начальная погрешность обусловлена лишь смещением оси конусного круга относительно оси впадины на величину Δ_0. Тогда зависимости (7.21), (7.26) – (7.28) с учетом (7.33) примут вид:

$$y_1 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \Delta_0; \qquad (7.34)$$

$$y_2 = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \Delta_0; \qquad (7.35)$$

$$y_3 = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \right)^3 \cdot \Delta_0; \qquad (7.36)$$

$$y_n = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \right)^n \cdot \Delta_0. \qquad (7.37)$$

Из приведенных зависимостей вытекает, что уточнение на каждом проходе круга одинаково и равно

$$\varepsilon = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = ... = \frac{y_{n-1}}{y_n} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.38)$$

Соответственно суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$ равно

$$\varepsilon_{сум} = \frac{\Delta_0}{y_n} = \left(\frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot B \cdot cos\,\alpha} \right)^n. \qquad (7.39)$$

В данном случае величины Δ_0 и y_n заданы, поэтому известным является и суммарное уточнение $\varepsilon_{сум} > 1$.

С учетом полученных зависимостей (7.38) и (7.39) величина упругого перемещения y_n, возникающего в технологической системе и описываемого зависимостью (7.37), аналитически выразится:

$$y_n = \frac{\Delta_0}{\varepsilon^n} \tag{7.40}$$

или

$$\frac{y_n}{\Delta_0} = \varepsilon^{-n}. \tag{7.41}$$

Как следует из полученной зависимости (7.40), с увеличением количества проходов круга n величина упругого перемещения y_n непрерывно уменьшается. В табл. 7.3 и на рис. 7.6 приведены рассчитанные по зависимости (7.41) значения отношения y_n / Δ_0 для различного количества проходов круга n.

Таблица 7.3

Расчетные значения отношения y_n / Δ_0

n	1	2	3	4	5	6
y_n / Δ_0	0,367	0,135	0,05	0,018	0,0067	0,0025

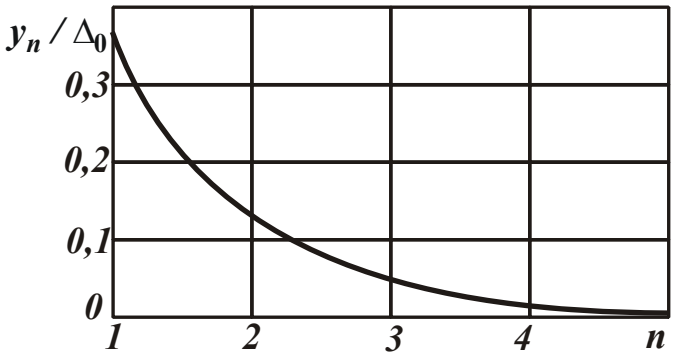


Рис. 7.6. Зависимость отношения y_n / Δ_0 от количества проходов круга n

Подставляя зависимость (7.38) в (7.39), имеем:

$$\varepsilon_{сум} = \varepsilon^n. \tag{7.42}$$

Из зависимости (7.42) следует, что чем больше уточнение на проходе круга ε, тем за меньшее количество проходов круга n можно достичь заданного суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$. Необходимо отметить, что всегда $\varepsilon > 1$. При условии $\varepsilon \to 1$, исходя из зависимости (7.42), процесс исправления начальной погрешности обработки, определяемой суммарным уточнением $\varepsilon_{сум}$, неосуществим даже при условии $n \to \infty$. Поэтому с целью повышения интенсивности устранения начальной погрешности обработки необходимо уточнение на проходе круга ε увеличивать, а количество проходов круга n, наоборот, уменьшать. Исходя из этого, может показаться, что наилучшим вариантом обработки, с точки зрения снижения времени обработки, является съем припуска за один проход с одновременным обеспечением заданной погрешности обработки y_n. Однако, в соответствии с зависимостью (7.37), это приведет к существенному уменьшению скорости детали $V_{дет}$, что, в свою очередь, вызовет снижение производительности обработки (увеличение основного времени обработки). В связи с этим, очевидно, должно существовать оптимальное количество проходов круга n, при котором основное время обработки принимает наименьшее значение при условии обеспечения заданной погрешности обработки y_n.

Основное время обработки τ в общем виде описывается:

$$\tau = \frac{n \cdot L}{V_{дет}}, \tag{7.43}$$

где L – длина обрабатываемого зуба колеса, м.

Разрешим зависимость (7.39) относительно скорости детали

$$V_{дет} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot \cos\alpha \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}}. \tag{7.44}$$

После подстановки зависимости (7.44) в (7.43) имеем:

$$\tau = \frac{2 \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \tag{7.45}$$

Очевидно, с увеличением количества проходов круга n основное время обработки τ изменяется неоднозначно, т.к. с увеличением n множитель $\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}$ уменьшается. Следовательно, существует экстремум основного времени обработки τ от количества проходов круга n. Для его определения следует воспользоваться необходимым условием экстремума $\tau'_n = 0$:

$$\tau'_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \left(1 - \frac{ln\,\varepsilon_{сум}}{n}\right) = 0. \qquad (7.46)$$

Разрешая уравнение (7.46) относительно количества проходов круга n, имеем

$$n = ln\,\varepsilon_{сум} \qquad (7.47)$$

или

$$\varepsilon_{сум} = e^n. \qquad (7.48)$$

В итоге получена зависимость, аналогичная (7.42). Сравнивая зависимости (7.42) и (7.48) имеем:

$$\varepsilon = e. \qquad (7.49)$$

Следовательно, в точке экстремума основного времени обработки τ уточнение на проходе круга ε равно числу $e \approx 2{,}72$.

Полученное теоретическое решение (7.48) согласуется с известным и широко применяемым на практике решением, описываемым эмпирической зависимостью [29]:

$$k_j = \frac{lg\,\varepsilon_{0j}}{a}, \qquad (7.50)$$

где k_j – количество операций или переходов;

a − коэффициент ($a = 0{,}45 \ldots 0{,}5$);

$j = d$; R_z, Δ − индексы, соответственно, обозначающие параметр геометрического размера, параметр шероховатости и параметр взаимного расположения поверхностей.

Для рассматриваемой задачи зависимость (7.50) примет вид:

$$k_j = \frac{lg\,\varepsilon_{d_0}}{a}. \qquad (7.51)$$

Величина ε_{d_0}, по сути, определяет суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$.

Представим зависимость (7.51) в виде:

$$\varepsilon_{d_0} = 10^{a \cdot k_j} \approx 3{,}1^{k_j}. \qquad (7.52)$$

При сравнении зависимостей (7.48) и (7.52) видно, что они описываются степенной функцией, но с разными основаниями. Однако значения оснований $e \approx 2{,}72$ и 3,1 отличаются незначительно, что позволяет рассматривать зависимости (7.48) и (7.52) фактически идентичными. Следовательно, полученное теоретическое решение соответствует известному эмпирическому решению, что свидетельствует о его достоверности. В табл. 7.4 и на рис. 7.7 приведены рассчитанные по зависимости (7.47) значения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$ (в точке экстремума основного времени обработки τ) для различного количества проходов круга n. Как видно, за 3 – 4 прохода круга можно обеспечить значительные величины суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$, что согласуется с практическими данными.

Таблица 7.4

Расчетные значения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{сум}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

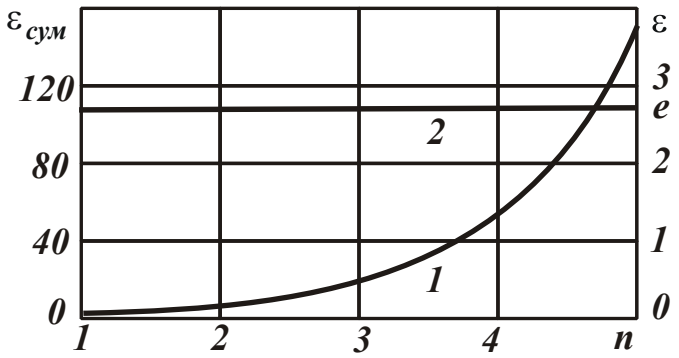


Рис. 7.7. Зависимости суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$ (1) и уточнения на проходе круга ε (2) от количества проходов круга n

На рис. 7.7 также показан характер изменения уточнения на проходе круга ε (в точке экстремума основного времени обработки τ) от количества проходов круга n. В данном случае уточнение на проходе круга ε остается постоянным с увеличением количества проходов круга n, равным $\varepsilon = e \approx 2{,}72$.

С учетом отношения $\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} = e$ экстремальная скорость детали $V_{дет}$, определяемая зависимостью (7.44), выразится:

$$V_{дет} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.53)$$

Реализуя на практике установленную таким способом скорость детали $V_{дет}$, можно обеспечить наименьшее значение основного времени обработки τ_{min}.

Для доказательства того, что в точке экстремума основное время обработки принимает минимальное значение, определена вторая производная τ''_n:

$$\tau''_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \frac{ln^2\,\varepsilon_{сум}}{n^3} > 0. \qquad (7.54)$$

Как видно, в точке экстремума функции τ ее вторая производная всегда положительна, т.е. имеет место минимум функции τ.

В табл. 7.5 и на рис. 7.8 приведены рассчитанные по зависимости (7.45) значения основного времени обработки τ для различного количества проходов круга n при условии $\frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = 1$ с.

Из приведенных данных следует, что в широких пределах изменения величины n основное время обработки τ, начиная с $n = 2$ (для $\varepsilon_{сум} = 100$) изменяется несущественно. Поэтому, принимая количество проходов круга n близким оптимальному значению, всегда можно достичь приблизительно одинакового значения основного времени обработки τ. Следовательно, количество проходов круга n не столь существенно влияет на основное время обработки τ при условии обеспечения требуемой точности обработки.

Таблица 7.5

Расчетные значения основного времени обработки τ для $\varepsilon_{сум} = 100$ ($A = 1$ с)

n	1	2	3	4	5	6
τ, с	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

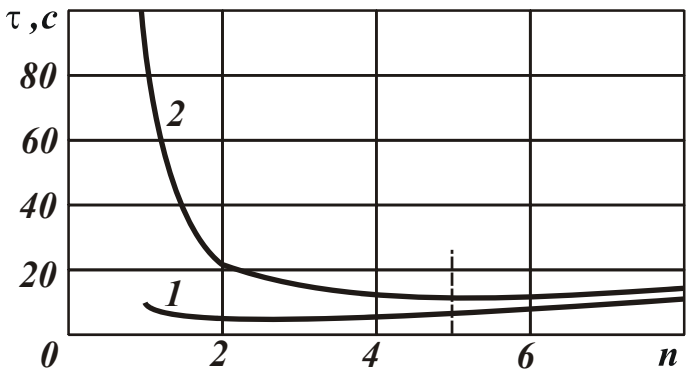


Рис. 7.8. Зависимость основного времени обработки τ от количества проходов круга n для разных значений суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$:

1– $\varepsilon_{сум}$=10; 2 – $\varepsilon_{сум}$=100

Для определения минимального значения основного времени обработки τ_{min} следует подставить зависимости (7.47) и (7.48) в зависимость (7.45):

$$\tau_{min} = \frac{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot ln\,\varepsilon_{сум}. \qquad (7.55)$$

Из зависимости (7.55) вытекает, что чем больше суммарное уточнение $\varepsilon_{сум}$, тем больше основное время обработки τ_{min}. Условиями уменьшения минимального значения основного времени обработки τ_{min} следует рассматривать уменьшение отношения $\sigma / K_{ш}$ и увеличение параметров c и $V_{кр}$. Однако, как показано в разделе 4, увеличение скорости круга $V_{кр}$ ведет к увеличению температуры шлифования. Поэтому основным условием уменьшения τ_{min} является уменьшение отношения $\sigma / K_{ш}$ за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования.

Необходимо отметить, что в приведенные выше зависимости не входит такой параметр как высота круга H. Обеспечение заданной погрешности обработки y_n достигается в результате установления оптимального количества проходов круга n. Следовательно, как уже отмечалось, при зубошлифовании по методу профильного копирования можно по разным законам задавать глубины шлифования, по сути, на каждом из проходов круга. Это не внесет изменений в закономерности формирования погрешностей обработки. В конечном итоге будет получена заданная величина y_n.

Согласно полученного выше теоретического решения, характер изменения величины y_n по мере увеличения количества проходов круга n состоит в следующем. На первом проходе круга величина смещения оси круга относительно оси впадины зубчатого колеса равна Δ_0. На последующих проходах эта величина уменьшается до заданного значения y_n. При этом глубина шлифования и, соответственно, параметр H на каждом проходе могут быть как постоянными, так и переменными величинами (рис. 7.9).

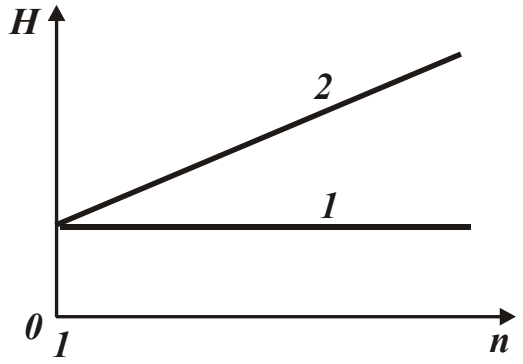


Рис. 7.9. Примерные зависимости изменения параметра H от количества проходов круга n

Если осуществлять данный процесс шлифования по схеме выхаживания, т.е. без подачи (номинальная глубина шлифования равна нулю), то при этом по мере увеличения количества проходов круга n будет увеличиваться ширина впадины от значения H до значения $H + \Delta_0$. Из этого вытекает, что уменьшение величины y_n приводит к увеличению ширины впадины зубчатого колеса, что, естественно, недопустимо. В связи с этим, важно обеспечить такое

условие обработки, при котором достигалось бы уменьшение величины y_n в процессе шлифования при одновременном обеспечении заданного значения H. Очевидно, таким условием может быть увеличение параметра H (за счет шлифования с переменной глубиной резания) до заданного значения с каждым проходом круга. Это возможно, поскольку величина смещения оси круга относительно оси впадины зубчатого колеса не зависит от H, т.е. от глубины шлифования на проходе. Следовательно, с увеличением H одновременно будет уменьшаться величина y_n, и таким образом будет обеспечиваться выполнение двух условий – достижение заданных значений H и y_n.

Необходимо отметить, что при шлифовании по схеме выхаживания съем металла будет происходить в результате действия упруго-восстанавливающей силы. Несомненно, данный процесс затухающий, поскольку интенсивность съема металла уменьшается по мере увеличения количества проходов круга.

С позиции теории резания металлов осуществить съем металла в данных условиях весьма сложно в связи с небольшой толщиной среза. В результате отношение $\sigma / K_ш$ увеличивается по мере увеличения количества проходов круга n, что приведет к преждевременному прекращению съема металла. Поэтому для исключения данного явления и обеспечения съема металла необходимо с каждым последующим проходом круга увеличивать глубину шлифования (параметр H). Тогда отношение $\sigma / K_ш$ будет оставаться постоянным, и съем металла будет происходить до тех пор, пока величина y_n достигнет заданного значения. Этим доказано, что гарантированно устранить погрешность обработки можно увеличением параметра H (за счет шлифования с переменной глубиной шлифования) до заданного значения с каждым проходом круга.

Характер изменения величины y_n по мере увеличения количества проходов круга n при одновременном увеличении величины H на каждом проходе может быть самым разнообразным, т.к. величины H и y_n не взаимосвязаны. Вполне возможно, что на первом

проходе круга может быть удалена основная часть припуска, а на последующих проходах – оставшаяся небольшая часть припуска. В этом случае на первом проходе круга с целью повышения производительности обработки, по сути, может быть реализована схема высокопроизводительного глубинного шлифования, а на последующих проходах – схема многопроходного шлифования со съемом небольших припусков, соизмеримых с величинами упругих перемещений, образуемых на предыдущих проходах круга. Однако для обоснованного выбора оптимального варианта зубошлифования по методу профильного копирования необходимо располагать количественными значениями скорости детали, которые необходимо устанавливать на каждом проходе круга. Иными словами, необходимо знать характер изменения скорости детали по проходам круга с учетом неравномерности снимаемого припуска на каждом проходе.

7.3. Оптимизация параметров процесса зубошлифования по критерию наименьшего основного времени обработки

Используя полученное теоретическое решение, можно определить наиболее эффективные варианты зубошлифования по методу профильного копирования на основе критерия наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемой поверхности, определяемой величиной упругого перемещения в технологической системе y_n.

Случай 1. Первоначально рассмотрим вариант зубошлифования за два прохода круга с разной скоростью детали $V_{дет}$ на каждом проходе, например, первый проход круга осуществляется со скоростью детали $V_{дет1}$, а второй проход – со скоростью детали $V_{дет2}$. Тогда зависимости (7.34) и (7.35), описывающие величины упругого перемещения на первом и втором проходах круга, примут вид:

$$y_1 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет1} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \Delta_0; \qquad (7.56)$$

$$y_2 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет2} \cdot B \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot y. \qquad (7.57)$$

Соответственно уточнения на первом и втором проходах круга опишутся:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta_0}{y_1} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет1} \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \qquad (7.58)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{y_1}{y_2} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot V_{дет2} \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.59)$$

Разрешая зависимости (7.58) и (7.59) относительно величин $V_{дет1}$ и $V_{дет2}$, имеем:

$$V_{дет1} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot \varepsilon_1 \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \qquad (7.60)$$

$$V_{дет2} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot \varepsilon_2 \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.61)$$

Основное время обработки τ в данном случае определяется зависимостью:

$$\tau = \frac{L}{V_{дет1}} + \frac{L}{V_{дет2}}. \qquad (7.62)$$

После подставки зависимостей (7.60) и (7.61) в зависимость (7.62) получено:

$$\tau = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot (\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\Delta_0}{y_1} + \frac{y_1}{y_2} \right). \qquad (7.63)$$

Из зависимости (7.63) вытекает, что величина упругого перемещения y_1, возникающего на первом проходе круга, неоднозначно влияет на основное время обработки τ. Следовательно, имеет место экстремум функции τ от величины y_1. Для определения экстремума функции τ следует подчинить зависимость (7.63) необходимому условию экстремума $\tau'_{y_1} = 0$:

$$\tau'_{y_1} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{\Delta_0}{y_1^2} + \frac{1}{y_2} \right) = 0. \qquad (7.64)$$

Откуда определяется экстремальное значение

$$y_{1экстр} = \sqrt{\Delta_0 \cdot y_2}\,. \qquad (7.65)$$

Вторая производная функции τ от величины y_1 равна

$$\tau''_{y_1} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \frac{2 \cdot \Delta_0}{y_{1экстр}^3} > 0. \qquad (7.66)$$

Очевидно, в точке экстремума функции τ вторая производная положительна, следовательно, имеет место минимум функции τ.

С учетом зависимости (7.65) уточнения на первом и втором проходах круга, определяемые (7.58) и (7.59), выражаются:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta_0}{y_{1экстр}} = \sqrt{\frac{\Delta_0}{y_2}} = \sqrt{\varepsilon_{сум}}\,; \qquad (7.67)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{y_{1экстр}}{y_2} = \sqrt{\frac{\Delta_0}{y_2}} = \sqrt{\varepsilon_{сум}}\,. \qquad (7.68)$$

Подставляя зависимости (7.67) и (7.68), соответственно, в зависимости (7.60) и (7.61), определяются скорости детали на первом и втором проходах круга:

$$V_{дет1} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\varepsilon_{сум}} \cdot B \cdot cos\,\alpha}\,; \qquad (7.69)$$

$$V_{дет2} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\varepsilon_{сум}} \cdot B \cdot cos\,\alpha}\,. \qquad (7.70)$$

Как следует из зависимостей (7.67) и (7.68), а также из зависимостей (7.69) и (7.70), уточнения, а, соответственно, и скорости детали на первом и втором проходах круга одинаковы. Это согласуется с полученным в п. 7.2 решением, исходя из которого, обеспечить минимальное основное время обработки τ_{min} для заданной погреш-

ности обработки y_2, можно осуществлением процесса шлифования с одинаковой скоростью детали на двух проходах круга.

Минимальное основное время обработки τ_{min} в этом случае определяется подстановкой зависимости (7.65) в (7.63):

$$\tau_{min} = \frac{4 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\varepsilon_{сум}}\,. \qquad (7.71)$$

Случай 2. Рассмотрим процесс зубошлифования, осуществляемый за два прохода круга, когда величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе на первом и втором проходах круга, описываются зависимостями (7.21) и (7.26), а уточнения на проходах – зависимостями (7.29) и (7.30). Если предположить, что скорости детали на первом и втором проходах круга различны и, соответственно, равны $V_{дет1}$ и $V_{дет2}$, то зависимости (7.29) и (7.30) примут вид:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta П_1}{y_1} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет1} \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \qquad (7.72)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{y_1}{y_2} = \frac{0{,}5 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot V_{дет2} \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.73)$$

Разрешая зависимости (7.72) и (7.73) относительно $V_{дет1}$ и $V_{дет2}$, получено:

$$V_{дет1} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot \varepsilon_1 \cdot B \cdot cos\,\alpha}; \qquad (7.74)$$

$$V_{дет2} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot \varepsilon_2 \cdot B \cdot cos\,\alpha}. \qquad (7.75)$$

Основное время обработки τ определяется зависимостью (7.62). Подставляя в нее зависимости (7.74) и (7.75), имеем:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot (\varepsilon_1 + 2 \cdot \varepsilon_2) = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\Delta П_1}{y_1} + \frac{2 \cdot y_1}{y_2} \right). \qquad (7.76)$$

Как видно, величина упругого перемещения y_1, возникающего на первом проходе круга, неоднозначно влияет на основное время обработки τ. Следовательно, имеет место экстремум функции τ от y_1. Для определения экстремума функции τ следует подчинить зависимость (7.76) необходимому условию экстремума $\tau'_{y_1} = 0$:

$$\tau'_{y_1} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{\Delta П_1}{y_1^2} + \frac{2}{y_2} \right) = 0 . \qquad (7.77)$$

Откуда

$$y_{1экстр} = \sqrt{0{,}5 \cdot \Delta П_1 \cdot y_2} . \qquad (7.78)$$

Вторая производная

$$\tau''_{y_1} = \frac{\sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}} \cdot \frac{2 \cdot \Delta П_1}{y_{1экстр}^3} > 0 \qquad (7.79)$$

в точке экстремума функции τ положительна. Следовательно, имеет место минимум функции τ. С учетом зависимости (7.78) уточнения на первом и втором проходах круга, определяемые зависимостями (7.72) и (7.73), выражаются:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta П_1}{y_{1экстр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta П_1}{y_2}} = \sqrt{2 \cdot \varepsilon_{сум}} ; \qquad (7.80)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{y_{1экстр}}{y_2} = \sqrt{\frac{0{,}5 \cdot \Delta П_1}{y_2}} = \sqrt{0{,}5 \cdot \varepsilon_{сум}} . \qquad (7.81)$$

Подставляя зависимость (7.80) и (7.81), соответственно, в зависимости (7.74) и (7.75), можно определить скорости детали на первом и втором проходах круга:

$$V_{дет1} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \varepsilon_{сум}} \cdot B \cdot cos\,\alpha} ; \qquad (7.82)$$

$$V_{дет2} = \frac{c \cdot K_ш \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \varepsilon_{сум}} \cdot B \cdot cos\,\alpha} . \qquad (7.83)$$

Как следует из зависимостей (7.80) и (7.81), уточнения на первом и втором проходах круга различны, тогда как скорости детали на первом и втором проходах круга, исходя из зависимостей (7.82) и (7.83), наоборот, одинаковы. В итоге пришли к предыдущему решению. Это указывает на то, что в точке экстремума (минимума) основного времени обработки τ_{min} значения скорости детали на каждом проходе должны быть одинаковы.

Минимальное основное время обработки τ_{min} определяется подстановкой зависимостей (7.80) и (7.81) в (7.76):

$$\tau_{min} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot \varepsilon_{сум}}\,. \qquad (7.84)$$

Уменьшить τ_{min} можно главным образом за счет уменьшения условного напряжения резания σ, обеспечивая высокую режущую способность шлифовального круга.

7.4. Выбор и обоснование оптимального маршрута обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования

Проведенная в п. 7.3 оптимизация параметров зубошлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемых поверхностей показала, что эффективно съем припуска производить за несколько проходов круга с одинаковой скоростью детали. В связи с этим произведен расчет скорости детали $V_{дет}$ по зависимости (7.53) для следующих исходных данных: $c = 3 \cdot 10^4$ Н/мм; $K_{ш} = 0{,}4$; $V_{кр} = 40$ м/с; $\sigma = 10^5$ Н/мм^2; $B = 20$ мм; $\alpha = 30^0$. В результате выполненных расчетов установлено, что $V_{дет} = 3{,}06$ м/мин.

Как показывает практика применения технологии зубошлифования по методу профильного копирования, вследствие неточности установки шлифовального круга при наладке станка начальная погрешность обработки может принимать достаточно большие значе-

ния – $\Delta П_1 = 0{,}1$ … 0,5 мм, т.е. на уровне снимаемого припуска – 0,4 мм на сторону. Учитывая, что требуемая точность обработки составляет $y_п = 0{,}005$ … 0,01 мм, суммарное уточнение равно $\varepsilon_{сум} = 20 \ldots 50$. Это предполагает осуществление 3–4-х проходов круга для обеспечения заданной точности обработки.

Если распределить снимаемый припуск равномерно по проходам круга, то окажется, что на первом проходе он составляет 0,1 мм и более. Очевидно, удалить такой большой припуск за один проход круга со скоростью детали $V_{дет}$ чрезвычайно сложно: на режущие зерна круга будут действовать значительные нагрузки, которые приведут к их интенсивному износу, образованию площадок и, в конечном итоге, к затуплению или засаливанию круга. Вследствие этого, круг будет работать в режиме интенсивного износа и быстрой потери режущей способности. Учитывая, что в данном случае круг должен обладать высокой размерной стойкостью, чтобы не потерять свой профиль, такой вариант шлифования неэффективен. Поэтому необходимо уменьшать скорость детали $V_{дет}$. Несомненно, это приведет к снижению производительности обработки и повышению основного времени обработки, однако другого выхода нет.

Согласно зависимости (5.92), уменьшение скорости детали $V_{дет}$ предполагает реализацию глубинного шлифования, когда весь припуск можно удалить за один проход круга с высокой производительностью обработки. При этом нагрузки, действующие на отдельные зерна круга, минимальны, что способствует снижению интенсивности износа круга. Следовательно, наиболее эффективным путем выхода из сложившейся ситуации является съем основной части припуска за один проход круга по схеме глубинного шлифования с небольшой скоростью детали. Оставшаяся часть припуска удаляется по схеме многопроходного шлифования с установленной скоростью детали $V_{дет} = 3$ м/мин за 3 – 4 прохода круга. Причем, на каждом проходе круга удаляется припуск, сопоставимый с образующейся погрешностью обработки на первом проходе круга, по схеме глубинного шлифования. В связи с этим, произведен расчет

величины упругого перемещения y_1, возникающего в технологической системе на первом проходе круга, по зависимости (7.21) для следующих исходных данных: $c = 3 \cdot 10^4$ Н/мм; $K_ш = 0{,}4$; $V_{кр} = 40$ м/с; $\sigma = 10^5$ Н/мм^2; $B = 20$ мм; $\alpha = 30^0$; $V_{дет} = 1{,}5$ м/мин.

Как установлено расчетами, величина упругого перемещения $y_1 = 45$ мкм. С учетом того, что в процессе зубошлифования необходимо обеспечить погрешность обработки, равную 5 мкм, суммарное уточнение должно быть равно $\varepsilon_{сум} = 9$. Исходя из табл. 7.1, для реализации данного суммарного уточнения необходимо обработку производить за 3 – 4 прохода круга. Например, для $n = 3$ на каждом проходе круга необходимо удалить припуск величиной 0,01 мм. Следовательно, на первом предварительном проходе круга необходимо удалить припуск, равный 0,4 – 0,03 = 0,37 мм, а на трех последующих окончательных проходах – по 0,01 мм.

Таким образом установлено, что съем припуска на операции зубошлифования по методу профильного копирования целесообразно произвести за несколько проходов круга. Вначале следует осуществить предварительное шлифование по схеме однопроходного глубинного шлифования со съемом основной части припуска – 0,37 мм, а затем – окончательное шлифование по схеме многопроходного шлифования (за 3 прохода круга) со съемом припуска на проходе, равном 0,01 мм. Такой маршрут обработки при зубошлифовании позволяет обеспечить максимально возможную производительность обработки с учетом заданной точности обрабатываемой поверхности.

7.5. Определение наименьшего штучного времени обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования

Учитывая, что процесс зубошлифования осуществляется за несколько проходов круга n вдоль обрабатываемого зуба колеса, наряду с основным временем обработки $\tau_{осн}$, необходимо учиты-

вать и вспомогательное время обработки $\tau_{всп}$, связанное с реверсированием стола станка. Тогда штучное время обработки $T_{шт}$, равное сумме основного $T_{осн} = n \cdot \tau_{осн}$ и вспомогательного $T_{всп} = n \cdot \tau_{всп}$ времени обработки на операции зубошлифования определится:

$$T_{шт} = T_{осн} + T_{всп} = n \cdot \left(\tau_{осн} + \tau_{всп}\right). \qquad (7.85)$$

В данном случае основное время обработки $T_{осн} = n \cdot \tau_{осн}$ выражается зависимостью (7.45), рассматривая в ней $T_{осн} = \tau$.

Окончательно зависимость (7.85) примет вид:

$$T_{шт} = \frac{2 \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} + n \cdot \tau_{всп}. \qquad (7.86)$$

Второе слагаемое зависимости однозначно определяется количеством проходов круга n, тогда как первое слагаемое неоднозначно зависит от n. Следовательно, существует экстремум функции $T_{шт}$ от количества проходов круга n. Для его определения следует подчинить функцию $T_{шт}$ необходимому условию экстремума $\left(T_{шт}\right)'_n = 0$. В результате получено

$$\left(T_{шт}\right)'_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \left(1 - \frac{\ln \varepsilon_{сум}}{n}\right) + \tau_{всп} = 0 \qquad (7.87)$$

или

$$\tau_{осн} \cdot \left(1 - \frac{\ln \varepsilon_{сум}}{n}\right) + \tau_{всп} = 0, \qquad (7.88)$$

где $\tau_{осн} = \dfrac{2 \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot \cos\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$.

Разрешая это уравнение относительно величины n, получено:

$$n = \frac{\ln \varepsilon_{сум}}{\left(1 + \dfrac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)}. \qquad (7.89)$$

Таким образом, определено экстремальное количество проходов круга n. Очевидно, при условии $\tau_{всп} = 0$ приходим к зависимости (7.47), т.е. расчеты выполнены правильно. С увеличением вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ экстремальное количество проходов круга n уменьшается.

Расчетами установлено, что вторая производная

$$\left(T_{шт}\right)''_{n} = \tau_{осн} \cdot \frac{ln^2 \varepsilon_{сум}}{n^3} > 0 \qquad (7.90)$$

в точке экстремума функции $T_{шт}$ положительна. Следовательно, имеет место минимум функции $T_{шт}$.

Представляя зависимость (7.89) в виде

$$\varepsilon_{сум} = e^{n \cdot \left(1 + \frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)}, \qquad (7.91)$$

получено

$$\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} = e^{\left(1 + \frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)}. \qquad (7.92)$$

Из сравнения зависимостей (7.91) и (7.42) определено оптимальное уточнение ε на проходе круга:

$$\varepsilon = e^{\left(1 + \frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)}. \qquad (7.93)$$

В данном случае уточнение ε будет больше числа $e \approx 2{,}72$. При условии $\tau_{всп} = 0$ приходим к зависимости (7.49).

Скорость детали $V_{дет}$, определяемая зависимостью (7.44), с учетом зависимости (7.92) примет вид:

$$V_{дет} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{2 \cdot \sigma \cdot B \cdot cos\,\alpha \cdot e^{\left(1 + \frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)}}. \qquad (7.94)$$

Как видно, с увеличением вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ скорость детали $V_{дет}$ уменьшается. Исходя из зависимости

(7.89), уменьшается также и экстремальное количество проходов круга n. Очевидно, такой характер изменения величин $V_{дет}$ и n ведет к неоднозначному изменению штучного времени обработки $T_{шт}$. В связи с этим, следует определить минимальное значение штучного времени обработки $T_{шт}$, подставляя зависимость (7.89) в зависимость (7.85):

$$\left(T_{шт}\right)_{min} = \tau_{осн} \cdot ln\, \varepsilon_{сум}. \qquad (7.95)$$

Основное время обработки $\tau_{осн}$ на проходе круга с учетом зависимости (7.94) выразится:

$$\tau_{осн} = \frac{L}{V_{дет}} = \frac{2 \cdot e^{\left(1+\frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}\right)} \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \qquad (7.96)$$

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины $\tau_{осн}$, которая входит в левую и правую части уравнения. Очевидно, уравнение (7.96) можно решить лишь численным методом для конкретных исходных данных. Вместе с тем, анализируя приведенное уравнение, нетрудно видеть, что с увеличением вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ основное время обработки $\tau_{осн}$ будет увеличиваться. Это приведет к увеличению минимального значения штучного времени обработки $\left(T_{шт}\right)_{min}$, определяемого зависимостью (7.95). Следовательно, с точки зрения уменьшения штучного времени обработки необходимо уменьшать вспомогательное время обработки $\tau_{всп}$, связанное с реверсированием стола станка. Это позволит также увеличить скорость детали $V_{дет}$ и количество проходов круга n, определяемых зависимостями (7.89) и (7.94). В противном случае с увеличением вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ необходимо уменьшать величины $V_{дет}$ и n. При условии $\tau_{всп} = 0$ уравнение (7.96) трансформируется в зависимость

$$\tau_{осн} = \frac{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \qquad (7.97)$$

в которой основное время обработки $\tau_{осн}$ выражено явно.

Учитывая важность получения аналитического решения уравнения (7.96), основное время обработки при условии $\tau_{всп} = 0$ обозначено параметром

$$\bar{\tau}_{осн} = \frac{2 \cdot e \cdot \sigma \cdot B \cdot L \cdot cos\,\alpha}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \qquad (7.98)$$

Тогда уравнение (7.96) примет более простой вид:

$$\frac{\tau_{осн}}{\bar{\tau}_{осн}} = e^{\frac{\tau_{всп}}{\tau_{осн}}}. \qquad (7.99)$$

Задавая отношение $\tau_{всп} / \tau_{осн}$, по зависимости (7.99) несложно определить отношение $\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$. С физической точки зрения это отношение определяет: во сколько раз увеличится основное время обработки $\tau_{осн}$ по отношению к исходному значению основного времени обработки $\bar{\tau}_{осн}$, полученному при условии $\tau_{всп} = 0$.

В табл. 7.6 и на рис. 7.10 приведены рассчитанные по зависимости (7.97) значения $\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$ для различных значений $\tau_{всп} / \tau_{осн}$.

Таблица 7.6

Расчетные значения отношения $\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$

$\tau_{всп} / \tau_{осн}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$	1	1,22	1,5	1,82	2,22	2,72

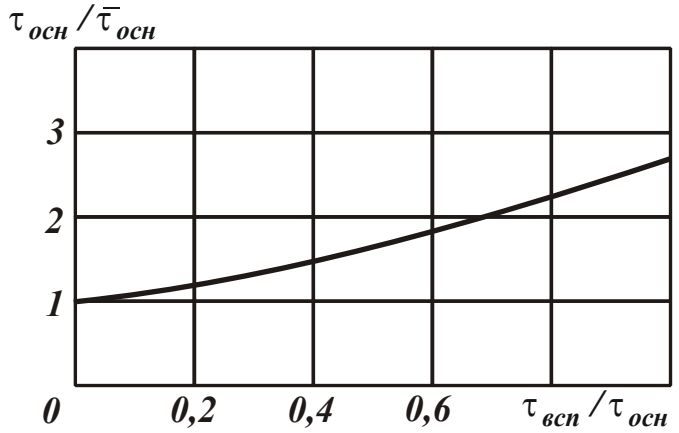


Рис. 7.10. Зависимость отношения $\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$ от отношения $\tau_{всп} / \tau_{осн}$

Как видно, с увеличением отношения $\tau_{всп} / \tau_{осн}$ отношение $\tau_{осн} / \bar{\tau}_{осн}$ непрерывно увеличивается. Следовательно, увеличение вспомогательного времени обработки $\tau_{всп}$ ведет к увеличению основного времени обработки $\tau_{осн}$ и, соответственно, минимального значения штучного времени обработки $(T_{шт})_{min}$. При условии $\tau_{всп} / \tau_{осн} = 1$ основное время обработки $\tau_{осн}$ и минимальное значение штучного времени обработки $(T_{шт})_{min}$ увеличились в 2,72 раза по отношению к исходным значениям, полученным при условии $\tau_{всп} = 0$.

7.6. Расчет параметров шероховатости поверхности при зубошлифовании по методу профильного копирования

Как показано в разделе 5, вопросам аналитического определения шероховатости поверхности при абразивной обработке, в особенности при шлифовании, в научно-технической литературе уделено большое внимание. Создание теоретико-вероятностного подхода к расчету параметров шероховатости поверхности при шлифовании [72; 127] открыло принципиально новые возможности анализа закономерностей формирования поверхности и определения условий интенсификации процесса шлифования с учетом требований по шероховатости обработанной поверхности. Однако более глубокому исследованию закономерностей формирования шероховатости поверхности при шлифовании должен предшествовать упрощенный анализ, основанный на геометрическом представлении шероховатого слоя обработанной поверхности без учета вероятностного характера участия абразивных зерен в резании. Это позволит более полно и в системном виде раскрыть сложные закономерности образования шероховатости поверхности при шлифовании. В связи с этим, можно произвести упрощенный расчет шероховатости поверхности, формируемой в процессе зубошлифования по методу профильного копирования (рис. 7.11).

Рассмотрим условия образования шероховатости на боковой поверхности зуба зубчатого колеса за один проход круга, считая, что формирование шероховатости поверхности происходит в результате взаимодействия абразивных зерен, расположенных на торцовой поверхности круга, с боковой поверхностью зуба колеса в соответствии с расчетной схемой, приведенной на рис. 7.11.

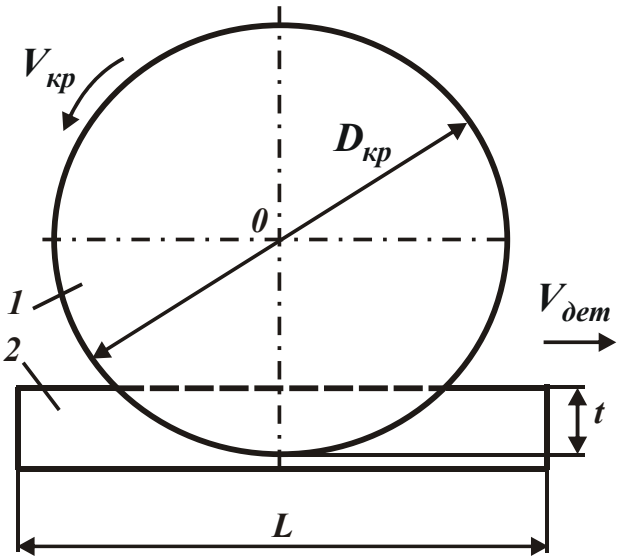


Рис. 7.11. Расчетная схема шероховатости на боковой поверхности зуба колеса при шлифовании торцом круга: 1 – круг; 2 – зуб колеса

Можно предположить, что за время одного прохода круга в резании приняло участие z зерен круга, которые равномерно оставили свои следы на условной горизонтальной плоскости, расположенной перпендикулярно торцовой поверхности абразивного круга. Тогда упрощенно шероховатый слой обработанной поверхности можно представить в виде, показанном на рис. 7.12, с учетом образования регулярной шероховатости (с одинаковой высотой микронеровностей R_{max} и с одинаковым шагом микронеровностей). Параметр шероховатости поверхности R_{max} определяется из условия:

$$2 \cdot R_{max} \cdot tg\gamma \cdot z = L, \qquad (7.100)$$

где γ – угол наклона микронеровностей;

L – длина обрабатываемого зуба колеса, м.

Количество абразивных зерен z, участвующих в формировании шероховатости поверхности, определяется следующим обра-

зом. За время одного продольного хода круга вдоль обрабатываемого зуба τ, круг совершает i вращений:

$$i = \frac{\tau}{\tau_0}, \tag{7.101}$$

где $\tau_0 = \dfrac{\pi \cdot D_{кр}}{V_{кр}}$ – время одного вращения круга, с;

$D_{кр}$ – диаметр круга, м.

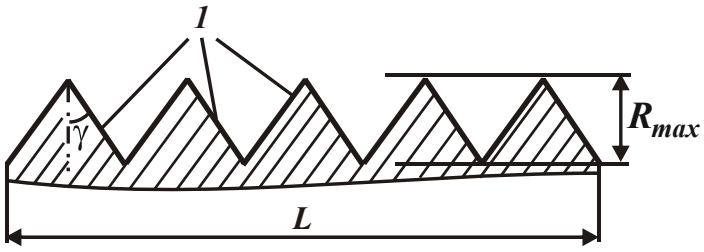


Рис. 7.12. Расчетная схема максимальной высоты микронеровности на обработанной поверхности R_{max}: 1 – микронеровности

Время τ определяется по зависимости:

$$\tau = \frac{L}{V_{дет}}, \tag{7.102}$$

где $V_{дет}$ – скорость перемещения детали (скорость перемещения круга вдоль обрабатываемого зуба колеса), м/с.

Тогда

$$i = \frac{L}{\pi \cdot D_{кр}} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}. \tag{7.103}$$

Количество абразивных зерен, расположенных на торцовой рабочей поверхности круга и участвующих в процессе резания, описывается зависимостью:

$$z_0 = k \cdot \frac{R_{max}}{b} \cdot \pi \cdot D_{кр} \cdot t, \tag{7.104}$$

где k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м^2;

b – максимальная высота выступания абразивных зерен над уровнем связки круга, м;

t – расстояние от условной горизонтальной плоскости зуба (в которой рассматривается формирование шероховатости поверхности) до периферии шлифовального круга (рис. 7.11).

Тогда суммарное количество абразивных зерен z, участвующих в формировании шероховатости поверхности, выразится:

$$z = i \cdot z_0 = k \cdot \frac{R_{max}}{b} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot t \cdot L. \qquad (7.105)$$

Зная величину z, из условия (7.100) определен параметр шероховатости поверхности R_{max}:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{b \cdot V_{дет}}{2 \cdot tg\gamma \cdot k \cdot t \cdot V_{кр}}}. \qquad (7.106)$$

Как следует из полученной зависимости (7.106), параметр шероховатости поверхности R_{max} в одинаковой степени зависит от всех входящих параметров. Уменьшить R_{max} можно уменьшением параметров b, $V_{дет}$ и увеличением γ, k, t и $V_{кр}$.

Очевидно, наименьшая шероховатость поверхности достигается в условной горизонтальной плоскости, проходящей через вершину зуба, поскольку в этом случае параметр t принимает наибольшее значение. В нижней точке обрабатываемой впадины зуба параметр шероховатости поверхности R_{max} будет принимать наибольшее значение, т.к. параметр t будет минимальным. В связи с этим, для уменьшения параметра шероховатости поверхности R_{max} для небольших значений t, необходимо уменьшать параметры b, $V_{дет}$ и увеличивать γ, k и $V_{кр}$.

По физической сути между параметрами k и b должна существовать аналитическая связь. Применительно к алмазному кругу для ее установления следует воспользоваться методикой расчета параметров b и k [1]: $b = (1-\varepsilon) \cdot \overline{X}$ и $k = \dfrac{3 \cdot m \cdot (1-\varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \overline{X}^2}$.

Объемная концентрация круга m, по сути, является безразмерным параметром. Например, для алмазного круга 100 %-й концен-

трации $m = 100$. В этом случае объем зерен составляет 25 % от объема алмазного круга, остальные 75 % объема – связка.

Как известно, содержание зерен в абразивном круге по объему больше, чем в алмазном круге (табл. 7.7 [66; 67]). Так, 25 процентному содержанию зерен в объеме круга, исходя из табл. 7.7, соответствует высокопористая структура №18 абразивного круга. Все остальные структуры абразивного круга характеризуются большим содержанием зерен в круге. Например, структура №1 предполагает содержание в круге по объему 60 % зерен.

Таблица 7.7

Структура абразивных кругов и область их применения

<table>
<tr><th colspan="2">Условное обозначение структуры кругов</th><th rowspan="2">Содержание зерна в круге, % по объему</th><th rowspan="2">Вид связки</th><th rowspan="2">Область применения</th></tr>
<tr><th>группа</th><th>№</th></tr>
<tr><td rowspan="5">Закрытая или плотная</td><td>1</td><td>60</td><td rowspan="5">Б</td><td rowspan="10">Шлифование и заточка стального инструмента, однокарбидных сплавов типа ВК, фасонные работы; шлифование цветных металлов</td></tr>
<tr><td>2</td><td>58</td></tr>
<tr><td>3</td><td>56</td></tr>
<tr><td>4</td><td>54</td></tr>
<tr><td>5</td><td>52</td></tr>
<tr><td rowspan="5">Открытая</td><td>6</td><td>50</td><td rowspan="15">К</td></tr>
<tr><td>7</td><td>48</td></tr>
<tr><td>8</td><td>46</td></tr>
<tr><td>9</td><td>44</td></tr>
<tr><td>10</td><td>42</td></tr>
<tr><td rowspan="8">Высокопористая</td><td>11</td><td>40</td><td rowspan="8">Шлифование, заточка двухкарбидных спавов ВК, минералокерамики</td></tr>
<tr><td>12</td><td>38</td></tr>
<tr><td>13</td><td>36</td></tr>
<tr><td>14</td><td>34</td></tr>
<tr><td>15</td><td>32</td></tr>
<tr><td>16</td><td>30</td></tr>
<tr><td>17</td><td>28</td></tr>
<tr><td>18</td><td>26</td></tr>
</table>

С учетом зависимостей для расчета параметров b и k отношение b/k, входящее в зависимость (7.106), выразится:

$$\frac{b}{k} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3}{m}. \qquad (7.107)$$

Подставляя зависимость (7.107) в зависимость (7.106), имеем:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \overline{X}^3 \cdot V_{дет}}{tg\gamma \cdot m \cdot t \cdot V_{кр}}}. \qquad (7.108)$$

Из преобразованной зависимости (7.108) следует, что наибольшее влияние на параметр шероховатости поверхности R_{max} оказывает зернистость круга $\overline{X}$. Поэтому добиться снижения шероховатости поверхности можно, в первую очередь, за счет уменьшения зернистости круга $\overline{X}$. Однако, как известно, уменьшение зернистости круга $\overline{X}$ приводит к снижению режущей способности круга. В связи с этим теряется преимущество от применения высокопористых абразивных кругов, обладающих высокой режущей способностью и позволяющих существенно повысить производительность обработки. Поэтому важно обеспечить такие условия обработки, при которых бы одновременно достигались высокие показатели шероховатости и производительности обработки. Исходя из зависимости (7.108), такими условиями являются увеличение скорости круга $V_{кр}$ и уменьшение скорости детали $V_{дет}$. Поскольку, как показано в разделе 4, увеличение скорости круга $V_{кр}$ предполагает увеличение температуры шлифования и снижение качества обработки, то единственно возможным путем уменьшения шероховатости поверхности в этом случае может быть уменьшение скорости детали $V_{дет}$ или (что фактически равнозначно) увеличение количества проходов круга вдоль обрабатываемого зуба колеса (по схеме выхаживания).

Необходимо отметить, что увеличение количества проходов круга также предполагает и обеспечение требуемой точности обработки в соответствии с теоретическими решениями, приведенными выше в данном разделе. Поэтому выбор оптимальной скорости детали $V_{дет}$ следует производить в каждом конкретном случае в зави-

симости от требований по шероховатости и точности обрабатываемой поверхности.

Произведем расчет параметра шероховатости поверхности R_{max} по зависимости (7.108) для исходных данных: $\gamma = 45^0$; $m = 100$; $t = 10$ мм; $V_{кр} = 40$ м/с; $V_{дет} = 0{,}3$ … 3 м/мин; $\overline{X} = 0{,}1$ … 0,5 мм. В табл. 7.8 приведены рассчитанные по зависимости (7.108) значения параметра шероховатости поверхности R_{max} для различных значений зернистости круга $\overline{X}$ и скорости детали $V_{дет}$.

Таблица 7.8

Расчетные значения параметра
шероховатости поверхности R_{max} (в мкм)

$V_{дет}$, м/мин	$\overline{X}$, мм				
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
0,3	0,114	0,322	0,592	0,912	1,275
0,8	0,186	0,526	0,97	1,49	2,08
3	0,36	1,018	1,872	2,883	4,03

Учитывая, что между параметрами шероховатости обработанной поверхности R_{max} и R_a после шлифования существует связь: $\frac{R_{max}}{R_a} \approx 5$, в табл. 7.9 и на рис. 7.13. приведены расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_a для различных значений зернистости круга $\overline{X}$ и скорости детали $V_{дет}$.

Таблица 7.9

Расчетные значения параметра
шероховатости поверхности R_a (в мкм)

$V_{дет}$, м/мин	$\overline{X}$, мм				
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
0,3	0,023	0,064	0,118	0,182	0,255
0,8	0,037	0,105	0,194	0,298	0,416
3	0,072	0,204	0,374	0,577	0,806

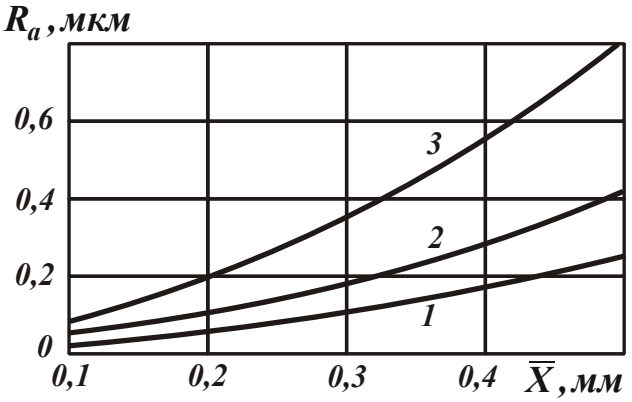


Рис. 7.13. Зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от зернистости круга $\overline{X}$: 1– $V_{дет}$=0,3 м/мин; 2 – $V_{дет}$=0,8 м/мин; 3 – $V_{дет}$=3 м/мин

Как видно, с увеличением зернистости круга $\overline{X}$ в пределах 0,1 … 0,5 мм при скорости детали $V_{дет} = 0{,}3$ м/мин (т.е. для условий глубинного шлифования) параметр шероховатости поверхности R_a изменяется в пределах 0,023 … 0,255 мкм, а при скорости детали $V_{дет} = 3$ м/мин – в пределах 0,072 … 0,806 мкм. Поскольку высокопроизводительное глубинное шлифование предполагает применение крупнозернистых высокопористых абразивных кругов, то обеспечение параметра шероховатости поверхности $R_a = 0{,}806$ мкм при зернистости круга $\overline{X} = 0{,}5$ мм вполне соответствует требованиям по шероховатости обработки на операции зубошлифования по методу профильного копирования.

Таким образом, расчетами установлено, что применение высокопористых абразивных кругов на операциях зубошлифования по методу профильного копирования позволяет добиться требуемой шероховатости поверхности. В работе [167] и в п. 7.2 теоретически установлено, что применение высокопористых абразивных кругов также позволяет одновременно существенно уменьшить температуру шлифования и обеспечить высокие требования по точности обработки. Следовательно, осуществляя зубошлифование по методу профильного копирования, можно одновременно обеспечить требования по качеству и точности обрабатываемых поверхностей, включая состояние поверхностного слоя детали (исключаются темпера-

турные дефекты на обрабатываемых поверхностях), параметры шероховатости и точности обработки. При этом также достигается увеличение производительности обработки по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания, когда реализуется схема многопроходного шлифования.

Выводы

1. Получила дальнейшее развитие математическая модель определения погрешности обработки отверстия и условий ее уменьшения с учетом упругих перемещений, возникающих в технологической системе. Показано, что с увеличением количества проходов сверла погрешность обработки отверстия непрерывно уменьшается. При этом уточнение на каждом проходе сверла остается одинаковым. Установлено, что с целью уменьшения энергоемкости обработки и повышения эффективности процесса резания следует с каждым последующим проходом сверла увеличивать его диаметр, т.е. обработку производить не одним, а несколькими сверлами разных диаметров. Определено оптимальное количество проходов сверла из условия обеспечения наименьшего основного времени обработки. Показано, что в этом случае уточнение на проходе сверла должно быть равно числу $e \approx 2{,}72$. Это достигается установлением соответствующей подачи.

2. Аналитически описаны погрешности обработки, обусловленные упругими перемещениями, возникающими в технологической системе, при зубошлифовании по методу профильного копирования (глубинного шлифования). Установлено, что глубина шлифования не входит в расчетные зависимости. Поэтому ее можно устанавливать по разным законам при условии, что на каждом последующем проходе круга она должна превышать величину упругого перемещения, образующегося на предыдущем проходе круга. Доказано, что в случае, когда обрабатываемая впадина зубчатого колеса принимает симметричный вид, в точке минимума основного времени обработки уточнение на проходе круга равно числу

$e \approx 2{,}72$. Это достигается установлением соответствующей скорости детали. Показано также, что количество проходов круга не столь существенно влияет на основное время обработки при условии обеспечения требуемой точности обработки. Полученные теоретические решения согласуются с экспериментальными данными.

3. Произведена оптимизация параметров процесса зубошлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемых поверхностей, что позволило выбрать и обосновать оптимальный маршрут обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования. Установлено, что эффективно съем припуска производить за несколько проходов круга с одинаковой скоростью детали. Однако с учетом возможности уменьшения энергоемкости обработки целесообразно съем основной части припуска (0,37 мм) осуществить за один проход круга по схеме глубинного шлифования с небольшой скоростью детали, а оставшуюся часть припуска удалить по схеме многопроходного шлифования с установленной скоростью детали $V_{дет} = 3$ м/мин за 3 – 4 прохода круга. Разработанный на этой основе технологический процесс зубошлифования по методу профильного копирования с применением высокопористых абразивных кругов позволяет в 5 раз увеличить производительность обработки (при обеспечении заданной точности обработки) по сравнению с традиционно применяемым процессом зубошлифования по методу обката.

4. Получена аналитическая зависимость для определения шероховатости поверхности при зубошлифовании по методу профильного копирования и установлены условия ее уменьшения. Показано определяющее влияние на шероховатость поверхности зернистости абразивного круга. Произведен расчет шероховатости поверхности для условий глубинного шлифования высокопористым абразивным кругом и определены значения оптимальной зернистости круга. Показано, что наряду с обеспечением требуемой шероховатости поверхности, применение высокопористых кругов также позволяет повысить качество и точность обработки.

Общие выводы

1. Проведен анализ экономической эффективности механической обработки деталей машин. Разработаны математические модели определения себестоимости механической обработки и условий ее уменьшения. Получена зависимость для определения себестоимости обработки, в которой статьи затрат аналитически связаны между собой. Это позволило по-новому определить оптимальные условия обработки деталей машин и стойкости режущего инструмента исходя из условия минимума себестоимости обработки. Установлено, что основным путем уменьшения себестоимости является применение высокоскоростной обработки на современных металлорежущих станках с ЧПУ типа “обрабатывающий центр”, позволяющих обработку детали производить фактически с одного установа различными инструментами, что повышает точность и снижает трудоемкость обработки. При этом доказано, что уменьшить минимальное значение себестоимости можно за счет увеличения производительности обработки путем применения износостойких режущих инструментов, работающих при повышенной температуре резания, в частности, сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями производства фирмы Taegutec (Южная Корея). Установлено, что стоимость инструмента при этом не является определяющим ограничивающим фактором, т.к. доля затрат на режущий инструмент в суммарных затратах небольшая и не приводит к заметному увеличению себестоимости обработки, например, в точке минимума себестоимости обработки затраты на заработную плату рабочего-станочника приблизительно в 4 раза превышают затраты на режущий инструмент. Таким образом, применяя алмазные или твердосплавные инструменты с износостойкими покрытиями можно существенно увеличить скорость резания и производительность, уменьшить себестоимость обработки и реализовать потенциальные возможности высокоскоростной обработки.

2. Аналитически описана себестоимость обработки при шлифовании и доказана возможность ее уменьшения за счет выбора оп-

тимальных технологических и экономических параметров обработки, включая режимы резания, технические характеристики и стоимость инструмента. Теоретически установлено, что минимум себестоимости обработки не соответствует максимуму производительности обработки, т.к. в этом случае себестоимость резко увеличивается из-за интенсивного износа круга и поэтому осуществление процесса шлифования в данных условиях становится экономически нецелесообразным. Следовательно, минимуму себестоимости обработки соответствует оптимальная производительность обработки, при которой режущие (прочностные) свойства шлифовального круга используются в максимальной степени. При алмазном шлифовании это достигается поддержанием на рабочей поверхности круга оптимального режущего рельефа, обобщенно описываемым безразмерным коэффициентом, определяющим степень затупления режущих алмазных зерен. Знание этого коэффициента позволяет научно обоснованно подойти к сравнению различных вариантов шлифования и выбору наилучшего по критерию наименьшей себестоимости.

3. Экспериментально установлено, что применение сборной твердосплавной концевой фрезы с износостойким покрытием взамен монолитной концевой фрезы при фрезеровании детали из стали Х2ГСНВМ-ВД позволяет в 6,7 раза уменьшить себестоимость и в 8,6 раза повысить производительность обработки, несмотря на ее более высокую стоимость. Это связано с тем, что доля затрат на инструмент в себестоимости обработки небольшая (5 – 7 %), а эффект уменьшения себестоимости обработки от применения сборной концевой фрезы достигается за счет многократного увеличения производительности обработки. Также экспериментально установлено, что применение современных сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями на операциях точения, растачивания, фрезерования и сверления деталей гидравлических систем (плунжера, пяты, втулки сферической) позволило в среднем в 3 – 5 раз повысить производительность и уменьшить себестоимость обработки при обеспечении требуемых показателей качества обрабатываемых поверхностей. Полученные результаты экспериментальных исследований себестоимости и производительности

обработки позволили уточнить теоретические решения и разработать практические рекомендации.

4. Разработана математическая модель определения теплового баланса и температуры, возникающей при резании в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента. Доказана определяющая роль скорости резания в увеличении температуры резания и снижении стойкости инструмента, что согласуется с экспериментальными данными. Это позволило обосновать экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания и условия повышения стойкости инструмента и производительности, а также снижения себестоимости обработки. Расчетами установлено, что наибольшая температура при резании возникает на задней поверхности инструмента вследствие образования на ней площадки износа. Поэтому, обеспечивая высокую остроту режущего лезвия и снижая интенсивность трения в зоне резания, появляется возможность повышения стойкости инструмента и производительности обработки.

5. Разработана математическая модель определения температуры шлифования и условий ее уменьшения при одновременном повышении производительности обработки. Установлено, что при шлифовании температура резания больше, чем при лезвийной обработке в связи с интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом. Поэтому основным условием уменьшения температуры при алмазном шлифовании следует рассматривать уменьшение трения связки круга с обрабатываемым материалом путем повышения режущей способности алмазного круга, в том числе за счет применения эффективных методов его правки.

6. Теоретически обоснована высокая эффективность применения высокопористых абразивных конусных кругов при зубошлифовании, обеспечивающих уменьшение температуры шлифования и повышение производительности обработки в результате увеличения количества зерен, одновременно участвующих в процессе резания. Определены оптимальные условия плоского шлифования с учетом времени, затрачиваемого на реверсирование стола станка, и

наименьшего основного времени обработки, что открывает новые возможности интенсификации процесса шлифования.

7. Проведен теоретический анализ и определены технологические возможности прерывистого шлифования и шлифования изделий с прерывистыми поверхностями. Показано, что ударный характер контакта круга с изделием положительно сказывается на работоспособности прерывистого круга и отрицательно – при шлифовании изделий с прерывистыми поверхностями вследствие чрезвычайно высокого износа алмазного круга. Поэтому основным условием повышения эффективности этого процесса шлифования является строгое соблюдение оптимальных соотношений параметров режима шлифования, исключающих ударный характер контакта круга с изделием. Показано, что наибольший эффект обработки в этом случае достигается применением схемы глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали и долевой продольной подачей, близкой к единице.

8. Разработана гамма высокопроизводительных способов шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов на уровне изобретений, реализующие новые области эффективного сочетания параметров режимов шлифования и дополнительные высокочастотные колебательные движения круга или детали с большой амплитудой, позволяющие в 2 … 5 раз повысить производительность обработки на существующем шлифовальном оборудовании (при глубинном шлифовании) и до 10 раз и выше – на перспективном оборудовании (при высокоскоростном и многопроходном шлифовании с увеличенной скоростью детали).

9. Получили дальнейшее развитие математические модели определения погрешностей механической обработки и условий их уменьшения с учетом упругих перемещений, возникающих в технологической системе, применительно к обработке отверстий и операциям зубошлифования. Определено оптимальное количество проходов инструмента из условия обеспечения наименьшего основного времени обработки. Показано, что в этом случае уточнение на каждом проходе должно быть равно числу $e \approx 2{,}72$. Это достигается установлением соответствующей подачи или скорости детали.

Список использованных источников

1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Адаптивное управление станками / Под ред. Б. С. Балакшина. – М.: Машиностроение, 1973. – 688 с.
3. Адаптивное управление технологическими процессами / Ю. М. Соломенцев, В. Г. Митрофанов, С. П. Протопопов и др. – М.: Машиностроение, 1980. – 536 с.
4. Алмазная обработка: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – К.: ІЗМН, 1996. – 168 с.
5. Андилахай А. А. Научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями: автореф. дис. … докт. техн. наук по специальности 05.02.08 “Технология машиностроения” / А. А. Андилахай. − Одесса: ОНПУ, 2013. – 47 с.
6. Андреев А. А. Физико-механические характеристики плазменно-ионных нанопокрытий Ti-TiN в медицине и в технике / А. А. Андреев, Г. И. Костюк, Н. А. Минаев // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. − Харків: НТУ “ХПІ”, 2011. − № 40. − С. 106–110.
7. Аранзон М. А. Точение сталей и сплавов резцами из синтетических сверхтвердых материалов / М. А. Аранзон. – Куйбышев: КПИ, 1977. − 180 с.
8. А.С. СССР № 1199594А МКИ В 24 В 1/00. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали / В. А. Аксенов, Ю. С. Чесов, С. Г. Патрушев, В. Н. Бороздин. – Опубл. в Б.И. 1985. – № 47. – 12 с.
9. А.С. СССР № 1426756 МК4 В 24 В 1/00. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – Заявлено 05.01.1987, опубл. 30.09.1988. – Бюл. №36. – 11 с.
10. А.С. СССР № 1484607 МКИ В 24 В 1/00. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали / Ф. В. Новиков, Е. И. Су-

воров, О. Н. Жаровский, Г. В. Новиков. – Заявлено 28.09.1987, опубл. 07.06.1989. – Бюл. № 21. – 14 с.
11. А.С. СССР № 1514588 МКИ В 24 В 51/00. Способ управления процессом круглого врезного шлифования / Ф. В. Новиков, О. Н. Жаровский, А. В. Гришкевич, Ю. С. Билецкий. – Заявлено 18.09.1989, опубл. 15.10.1989. – Бюл. № 38. – 6 с.
12. А.С. СССР № 1539046 МКИ В 24 В 1/00. Способ круглого продольного шлифования / Ф. В. Новиков, Е. И. Суворов, А. В. Якимов, Г. В. Новиков. – Заявлено 06.07.1987, опубл. 30.01.1990. – Бюл. № 4. – 8 с.
13. А.С. СССР № 1542782 МКИ В 24 В 1/00. Способ шлифования цилиндрической детали / Ф. В. Новиков. – Заявлено 06.07.1987, опубл. 15.02.1990. – Бюл. № 6. – 9 с.
14. А.С. СССР № 1542783 МКИ В 24 В 1/00. Способ глубинного шлифования / Ф. В. Новиков, Е. И. Суворов, А. А. Якимов. – Заявлено 06.07.1987, опубл. 15.02.1990. – Бюл. № 6. – 8 с.
15. А.С. СССР № 1645104 МКИ В 24 В 1/00. Способ шлифования кругом из синтетических сверхтвердых материалов / Ф. В. Новиков, Е. И. Суворов, А. А. Якимов и др. – Опубл. в Б.И. 1991. – № 16. – 12 с.
16. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
17. Бабаков И. М. Теория колебаний / И. М. Бабаков. – М.: Наука, 1968. – 560 с.
18. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов. – К.: Наукова думка, 1978. – 207 с.
19. Байкалов А. К. Вероятностная оценка размеров среза и усилий резания на абразивных зернах при шлифовании // Синтетические алмазы. Науч.-произв. сб. – 1978. – № 1. – С. 15–19.
20. Беззубенко Н. К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании // Резание и инструмент. – 1979. – Вып. 22. – С. 3–6.
21. Беззубенко Н. К. Особенности работы алмазного инструмента в интенсифицированном режиме // Резание и инструмент, 1981. – Вып. 25. – С. 39–43.

22. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. … докт. техн. наук по спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Н. К. Беззубенко. − Харьков, 1995. – 56 с.
23. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
24. Бобровский В. А. Повышение стойкости инструмента / В. А. Бобровский. – М.: Машиностроение, 1976. – 47 с.
25. Бугров Я. С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С.М. Никольский. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.
26. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
27. Високопродуктивне шліфування: навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новіков, Г. В. Новіков та ін. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
28. Внуков Ю. Н. Прогрессивный обрабатывающий инструмент и методы повышения его качества / Ю. Н. Внуков и др. – М.: Центр “Наука и техника”, 1991. – 377 с.
29. Гельгаг Ю. И. Сборник задач и упражнений по технологии машиностроения / Ю. И. Гельгаг. – М.: Высшая школа, 1986. – 268 с.
30. Глейзер Л. А. О сущности процесса круглого шлифования / Л. А. Глейзер // В кн.: Вопросы точности и технологии машиностроения. – М.: Машгиз, 1959. – С. 5–21.
31. Гордеев А. В. Силы и температура при прерывистом алмазном шлифовании / А. В. Гордеев // Резание и инструмент. – 1976. – Вып. 15. – С. 62–66.
32. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
33. Грабченко А. И. Некоторые особенности шлифования сверхтвердых поликристаллов алмазными кругами / А. И. Грабчен-

ко, В. В. Русанов, В. А. Федорович // Резание и инструмент. – 1979. – Вып. 22. – С. 122–126.
34. Грабченко А. И. Физические и технологические закономерности алмазного шлифования сверхтвердых материалов / А. И. Грабченко // Материалы 5-й междунар. конф. по режущим инструментам, 24–27 августа 1982. – ВНР, Мишкольц, 1982. – С. 11.18/1–11.18/6.
35. Грановский Г. И. Резание металлов: учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
36. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. − М.: Машгиз, 1954. − 275 с.
37. Дьяченко П. Е. Исследование процесса шлифования / П. Е. Дьяченко. – М.: Обонгиз, 1941. – 128 с.
38. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1978. – 128 с.
39. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. –127 с.
40. Жовтобрюх В. А. Определение оптимальных условий механической обработки по наименьшим затратам на операцию / В. А. Жовтобрюх, Ф. В. Новиков, Е. Ю. Бенин // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. − Донецьк: ДонНТУ, 2012. − Випуск 9 (205). – С. 142–146.
41. Жовтобрюх В. А. Определение температуры при механической обработке материалов / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 118. – С. 136–146.
42. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – №6/7(54). – С. 50–53.

43. Жовтобрюх В. А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидроаппаратуры / В. А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: Труды 17-й Междунар. науч.-техн. конф., 20–21 сентября 2011, Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2011. − С. 68–73.
44. Жовтобрюх В. А. Разработка эффективных технологических процессов механической обработки сложнопрофильных деталей и их метрологическое обеспечение / В. А. Жовтобрюх // Качество, стандартизация, контроль: теория и практика: материалы 11-ой междунар. науч.-практ. конф., 26–29 сентября 2011, Ялта. – Киев: АТМ Украины, 2011. – С. 53–56.
45. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ себестоимости обработки / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – №2/1(56). – С. 18–21.
46. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 68–73.
47. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – №5/5(53). – С. 51–54.
48. Завалеев В. А. Использование способа КИНТ для упрочнения инструмента / В. А. Завалеев, А. А. Романов // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 5-й междунар. наун.-техн. конф., 28–29 мая 2002, Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 142–147.
49. Захаренко И. П. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой / И. П. Захаренко, А. А. Шепелев. – К.: Наук. думка, 1976. – 219 с.
50. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К.: Техніка, 1980. – 212 с.
51. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.

52. Захаренко И. П. Рациональное использование сверхтвердых абразивных материалов в инструментальном производстве / И. П. Захаренко. – К.: Наук. думка, 1979. – 156 с.
53. Захаренко И. П. Эффективные методы шлифования алмазным инструментом / И. П. Захаренко // Обзор. Серия С–2 инструментальная и абразивно-алмазная промышленность, НИИинформ. по машиностроению. – М.: НИИмаш, 1978. – 45 с.
54. Зворыкин К. А. Работа и усилие, необходимые для отделения металлических стружек. − М., 1893.
55. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.
56. Зубарь В. П. Замена шлифования точением / В. П. Зубарь, А. Г. Тимчук, М. В. Чопенко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: тези докладів міжнар. наук.-практ. конф., 18–19 травня 2006 р. – Харків: Вид-во “Курсор”, 2006. – С. 73–74.
57. Иванов И. Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах в условиях массового производства: автореф. дис. … канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / И. Е. Иванов. − Мариуполь, 2008. – 21 с.
58. Израилович М. Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом / М. Я. Израилович. – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 44 с.
59. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.
60. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполитов. – М.: Машиностроение, 1969. – 331 с.
61. К исследованию динамики глубинного алмазного шлифования / П. А. Шульман, Н. Ф. Колесниченко и др. // В кн.: Синтетические сверхтвердые и твердые сплавы. – К., 1973. – С. 101–108.
62. Картавов С. А. Технология машиностроения (специальная часть) / С. А. Картавов. – К.: Вища школа. Головное изд-во, 1984. – 272 с.

63. Качер В. А. Тонкое точение закаленного чугуна / В. А. Качер. – М.: Машгиз, 1963. – 132 с.
64. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
65. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – К.: Наук. думка, 1979. – 244 с.
66. Кащук В. А. Справочник заточника / В. А. Кащук, А. Д. Мелехин, Б. П. Бармин. – М.: Машиностроение, 1982. – 232 с.
67. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. − М.: Машиностроение, 1988. − 480 с.
68. Кленов О. С. Расчет параметров силовой напряженности процесса резания с учетом действия на передней поверхности инструмента равномерно распределенной нагрузки / О. С. Кленов // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы V Междунар. научн.-техн. конф., 23–25 мая 2007. – Курск: Курск. гос. техн. ун-т, 2007. − С. 156–161.
69. Кленов О. С. Сравнение температуры резания при глубинном и многопроходном шлифовании / О. С. Кленов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – Харків: ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 197–203.
70. Кленов О. С. Технологическое обеспечение бездефектной обработки деталей гидроаппаратуры на финишных операциях: дис. … канд. техн. наук по специальности 05.02.08 “Технология машиностроения” / О. С. Кленов. − Одесса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
71. Коломиец В. В. Новые инструментальные материалы и область их применения: учеб. пособие / В. В. Коломиец. − К.: УМК ВО, 1990. − 64 с.
72. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. А. Королев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.

73. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
74. Костюк Г. И. Адгезионные характеристики контактирующих материалов с покрытиями для пар трения / Г. И. Костюк, В. Н. Павленко, О. М. Мелкозерова // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наук. праць. Темат. випуск: Технології в машинобудуванні. − Харків: НТУ “ХПІ”, 2011. − № 40. − С. 81–91.
75. Костюк Г. И. Эффективность токарной обработки закаленной стали 40Х РИ с покрытием / Г. И. Костюк, К. П. Исяк, И. С. Татаркина и др. // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наук. праць. Темат. випуск: Технології в машинобудуванні. − Харків: НТУ “ХПІ”, 2011. − № 40. − С. 9–13.
76. Кравченко Б. А. Формирование остаточных напряжений при точении твердых сплавов резцами из карбонадо / Б. А. Кравченко, Л. Я. Чертов, И. Г. Шин // Вестник машиностроения. – 1981. − №12. − С. 48–49.
77. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Камбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 525 с.
78. Кривошапка Ю. Н. Экономический фактор в оптимизации технологических процессов / Ю. Н. Кривошапка, Ф. В. Новиков // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. − Харків: ХДТУСГ, 2002. – Вип. 10. – С. 66–72.
79. Кудинов В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 356 с.
80. 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.
81. Лазарев Г. С. Устойчивость процесса резания металлов / Г. С. Лазарев. – М.: Высшая школа, 1973. – 184 с.
82. Лантушенко О. М. Экспериментальное исследование составляющих силы резания при шлифовании прерывистых поверхностей / О. М. Лантушенко. – Труды Сев.–Кавказ. горнометаллургического ин-та, 1975. – Вып. 37. – С. 48–52.

83. Ларшин В. П. Интегрированные технологические системы в машиностроении / В. П. Ларшин // Труды Одес. политехн. ун-та. – Одесса: ОПУ, 1999. − Вып. 3(9). – С. 55–58.
84. Ларшин В. П. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологии / В. П. Ларшин, А. А. Гречиха // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2002. − Вип. 10. – С. 54–59.
85. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300 с.
86. Линчевский П. А. Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью / П. А. Линчевский, А. А. Оргиян, С. М. Онищенко // Физические и компьютерные технологии: Труды 12-й междунар. научн.-техн. конф., 7–8 июня 2006, Харьков. − Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2006. – С. 48–52.
87. Лоладзе Т. Н. О рациональных областях применения инструментов из синтетического алмаза и кубического нитрида бора / Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава // Синтетические алмазы. – К., 1975. – Вып. 3. – С. 27–31.
88. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. − М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
89. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.
90. Лысанов В. С. Эльбор в машиностроении / В. С. Лысанов, В. А. Букин и др. – Л.: Машиностроение, 1978. – 280 с.
91. Макаров А. Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А. Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1966. – 264 с.
92. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с.
93. Малкин С. Износ шлифовальных кругов / С. Малкин, П. Кук // Конструирование и технология машиностроения. – 1971. – № 4. – С. 237–252.
94. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников: автореф. дис. … докт.

техн. наук по спец.: 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. И. Марчук. – Одесса, 2004. – 36 с.
95. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
96. Маталин А. А. Технология машиностроения: учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
97. Маталин А. А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А. А. Маталин. − М.: Машиностроение, 1970. – 390 с.
98. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – К.: Техніка, 1996. – 320 с.
99. Михелькевич В. Н. Автоматическое управление шлифованием / В. Н. Михелькевич. − М.: Машиностроение, 1975. − 304 с.
100. Мишнаевский П. Л. Износ шлифовальных кругов / П. Л. Мишнаевский. – К.: Наук. думка, 1982. – 192 с.
101. Мишнаевский П. Л. О механизме износа зерен шлифовальных кругов / П. Л. Мишнаевский, О. Б. Федосеев // Синтетические алмазы. – 1979. – Вып. 1. – С. 34–38.
102. Моделирование систем: монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дащенко, А. В. Усов и др. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
103. Мякота В. Себестоимость продукции от выпуска до реализации / В. Мякота, Т. Войтенко. – Харьков: Фактор, 2007. – 288 с.
104. Нежебовский В. В. Технологическое обеспечение качества обработки зубчатых колес приводов шахтных конвейеров на операциях зубошлифования: дис. … канд. техн. наук по спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В. В. Нежебовский. − Одесса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
105. Новиков Г. В. Исследование энергоемкости процессов лезвийной и абразивной обработки материалов / Г. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. − Харьков: НТУ “ХПИ”, 2008. − Вып. 75. − С. 282–288.
106. Новиков Д. Ф. Повышение конкурентоспособности машиностроительной продукции на основе снижения себестоимости

металлообработки / Д. Ф. Новиков, А. К. Оспищева // Физические и компьютерные технологии: Труды 19-й Междунар. научно-практ. конф., 25–26 июня 2014, Харьков. – Харьков: ГП ХМЗ “ФЭД”, 2014. − С. 157–159.
107. Новиков Н. В. Совершенствование технологий финишной механической обработки / Н. В. Новиков, С. А. Клименко // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць НТУ “ХПІ”. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.
108. Новиков Ф.В. Определение максимально возможной производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков, В. А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. − Мариуполь. − 2012. − Вып. 14. − С. 233–237.
109. Новиков Ф. В. Определение температуры резания и условий повышения стойкости режущего инструмента / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы IX междунар. науч.-техн. конф., 18 апреля 2012. – Курск: Юго-Зап. гос. ун-т, 2012. − С. 278–281.
110. Новиков Ф. В. Определение условий осуществления процессов резания и пластического деформирования / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский, В. А. Жовтобрюх // Вісник СевНТУ: зб. наук. праць. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. − Севастополь: СевНТУ, 2012. – Вип. 128/2012. – С. 153–158.
111. Новиков Ф. В. Определение условий повышения стойкости режущего инструмента по температурному критерию / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Э. Ю. Бенин // Инженерия поверхности и реновация изделий: матер. 12-й междунар. научн.-техн. конф., 4–8 июня 2012, Ялта. – К.: АТМ Украины, 2012. – С. 219–220.
112. Новиков Ф. В. Определение условий уменьшения погрешностей обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков // Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии: Труды

IV научно-техн. конф., 7–9 ноября 2012 г., Харьков. – Харьков: НТУ “ХПИ”, 2012. – С. 88–98.
113. 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.
114. Новиков Ф. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. − 452 с.
115. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: Труды 13-й междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007. − Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. − С. 8–20.
116. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный транспорт: сб. науч. тр. – Харьков: ХНАДУ, 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.
117. Новиков Ф. В. Расчет параметров режимов резания по критериям наименьшей себестоимости и наибольшей производительности обработки / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы науч.-техн. конф., 19–22 сентября 2011, Одесса. − Киев: АТМ Украины, 2011. − С. 148–151.
118. Новиков Ф. В. Расчет температуры при шлифовании периферией и торцом круга / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков // Машиностроение – основа технологического развития России ТМ – 2013: сб. науч. ст. V Междунар. науч.-техн. конф. / редкол.: Е. И. Яцун; Юго-Зап. гос. ун-т. – Курск, 2013. – С. 461–468.
119. Новиков Ф. В. Современные экологически безопасные технологии производства: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. − 372 с.
120. Новиков Ф. В. Условия повышения производительности и качества обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков, В.А. Андилахай // Вісник Приазовського державного

технічного університету. Сер.: Технічні науки: Зб. наук. праць. – Маріуполь: ДВНЗ “Приазов. держ. техн. ун-т”, 2012. − №24. – 2012. – С. 248–253.
121. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. … докт. техн. наук по спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф. В. Новиков. − Одесса, 1995. – 36 с.
122. Новіков Д. Ф. Умови створення конкурентоспроможної машинобудівної продукції / Д. Ф. Новіков, Є. Ю. Бенін // Управління розвитком. Збірник наукових робіт. – Харків: ХНЕУ, 2013. – № 2(142). – С. 90–92.
123. Новіков Ф. В. Визначення оптимальних параметрів механічної обробки за критерієм найменшої собівартості / Ф. В. Новіков, В. О. Жовтобрюх // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров’я: тези доповідей XX Міжнар. наук.-практ. конф., 15–17 травня 2012. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2012. – Ч. 1. – С. 131.
124. Новіков Ф. В. Обґрунтування економічної ефективності технології виготовлення деталей машин / Ф. В. Новіков, Є. Ю. Бенін // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Харків: ХНЕУ, 2012. − №1(61). – С. 84–86.
125. Новіков Ф. В. Оцінка економічної ефективності технологічних процесів обробки деталей / Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Харків: ХНЕУ, 2011. − №1(57). – С. 22–24.
126. Новіков Ф. В. Теорія високоякісної обробки деталей машин: монографія / Ф. В. Новіков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 390 с.
127. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1979. – 232 с.
128. Оборский Г. А. Эффективность и надежность технологических систем / Г. А. Оборский // Вісник інженерної академії України. – К., 2001. − № 3, частина 1. – С. 29–31.

129. Обработка высокопрочных материалов / Е. С. Пуховский, А. П. Гавриш, Е. Ю. Грищенко; Под общ. ред. А. П. Гавриша. – К.: Техніка, 1983. – 134 с.
130. 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.
131. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / Под ред. Н. И. Резникова. – М.: Машиностроение, 1972. – 206 с.
132. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – К.: Техніка, 1978. – 192 с.
133. Основы технологии машиностроения / Под ред. В. С. Корсакова. − М.: Машиностроение, 1977. − 416 с.
134. Основы технологических систем: учеб. пособие / П. Д. Дудко, А. Г. Крюк, Н. Ф. Савченко.– Харьков: Изд. ХГЭУ, 2002. – 248 с.
135. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Ленинград: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
136. Петраков Ю. В. Автоматическое проектирование управляющих программ токарной обработки на станках с ЧПУ / Ю. В. Петраков, Амин Афшар Камбиз // Вісник Харківського нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. − Харків: ХНТУСГ, 2008. − Вип. 68. − С. 55–58.
137. Пилинский В. И. Прерывистое шлифование алмазными кругами / В. И. Пилинский, А. В. Гордеев // Синтетические алмазы в промышленности. – К.: Наук. думка, 1974. – С. 185–188.
138. Пилинский В. И. Расчет сил резания, действующих на абразивное зерно при шлифовании / В. И. Пилинский // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 5. – С. 64–68.
139. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1985. – 264 с.
140. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.

141. Прогресивні технології механічної обробки: монографія / Ф. В. Новіков, А. Г. Крюк, В. Г. Шкурупій та ін.; за заг. ред. докт. техн. наук, професора Новікова Ф. В. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2012. – 372 с.
142. Пташников В. С. Влияние зернистости эльбора и твердости эльборосодержащего слоя на механизм износа круга при шлифовании / В. С. Пташников // Абразивы, 1980. – Вып. 3. – С. 1–4.
143. Пташников В. С. О приведенном кинематическом параметре шлифования / В. С. Пташников // Абразивы. – 1978. – Вып. 5. – С. 4–6.
144. Резание металлов / С. Н. Филоненко. – К.: Вища школа, 1969. – 259 с.
145. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
146. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / За редакцією А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.
147. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты: учебник для вузов / П. Р. Родин – К.: Вища школа. Головное изд-во, 1986. – 455 с.
148. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин / Э. В. Рыжов. – М.: Машиностроение, 1966. – 193 с.
149. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с.
150. Рябенков И. А. Разработка эффективных технологий финишной абразивной и лезвийной обработки с учетом температурного фактора / И. А. Рябенков // Физические и компьютерные технологии: Труды 14-й междунар. научн.-техн. конф., 24–25 сентября 2008, Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2008. − С. 125–132.
151. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. … канд. техн. наук по спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І. О. Рябенков. − Одеса, 2009. – 21 с.

152. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, П.П. Мишнаевский. – К.: Техніка, 1974. – 179 с.
153. Семко М. Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, М. Г. Ходоревский. – Харьков: Вища школа, 1980. – 191 с.
154. Семко М. Ф. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромок алмазных зерен с их работоспособностью / М. Ф. Семко, М. Д. Узунян, Ю. А. Сизый // Синтетические алмазы. – 1975. – Вып. 2. – С. 16–19.
155. Сизий Ю. А. Основи наукових досліджень в технології машинобудування: навч. посібник / Ю. А. Сизий, Д. В. Сталінський. – Харків: УкрДНТЦ "Енергосталь", "Видавництво САГА", 2007. – 212 с.
156. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП УкрНТЦ "Энергосталь", 2016 – 448 с.
157. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
158. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.
159. Синтетические сверхтвердые материалы: В 3-х т. Т.3. Применение синтетических сверхтвердых материалов / Редкол.: Н. В. Новиков (отв. ред.) и др. – К.: Наук. думка, 1986. – 280 с.
160. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
161. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович и др. Под общ. ред. С. Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
162. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: справочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжов и др.; Под общ. ред. Л. В. Худобина. − М.: Машиностроение, 2006. − 544 с.

163. Соколовский А. П. Расчеты точности обработки на металлорежущих станках / А. П. Соколовский. – М.–Л.: Машгиз, 1952. – 286 с.
164. Справочник машиностроителя. В 6-ти томах: Т.5 / Под ред. Э. А. Сатель. – 3-е издание, исправ. и доп. – М.: Машиностроение, 1964. – 920 с.
165. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х томах: Т.1 / Под редакцией А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е издание, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.
166. Сталинский Д. В. Оптимальное проектирование динамических систем обдирочно-шлифовальных станков / Д. В. Сталинский, Ю. А. Сизый. – Харьков: ХГПУ, 2000. – 113 с.
167. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. − М.: Машиностроение, 2007. − 688 с.
168. Старостин В. Г. Формализация проектирования процессов обработки резанием / В. Г. Старостин, В. Е. Лелюхин. – М.: Машиностроение, 1986. – 136 с.
169. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
170. Тепловые и механические процессы при резании металлов: учеб. пособие / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
171. Теплофізика механічної обробки: підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
172. Технологія машино- та двигунобудування: підручник / О. В. Якімов, Ф. В. Новіков, В. М. Тонконогий та ін. − Одеса: ОНПУ, 2005. − 720 с.
173. Тимофеев Ю. В. О композиционном проектировании агрегатированных технологических систем / Ю. В. Тимофеев, А. А. Пермяков, О. Ю. Приходько // Авиационно-космическая техника и технология: труды Государственного аэрокосмического университета им. Н. Е. Жуковского “ХАИ”. − Харьков: ХАИ, 2000. − Вып. 14. – С. 51–53.

174. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків: НТУ ”ХПІ”, 2003. – 359 с.
175. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков и др. – К.: Техніка, 1983. – 182 с.
176. Усов А. В. Особенности процессов моделирования поверхностного упрочнения деталей машин при металлообработке / А. В. Усов, А. Д. Ницевич // Новые и нетрадиционные технологи в ресурсо- и энергосбережении: тезисы докладов науч.-техн. конф. − К.: АТМ Украины, 2009. – С. 160–163.
177. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донев // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць НТУ “ХПІ”. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2002. – Вип.1(5). – С. 259–276.
178. Фадєєв В. А. Наукові основи вибору структури та параметрів технологічних систем механічної обробки високоточних деталей: автореф. дис. … докт. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В. А. Фадєєв. – Харків, 2008. – 36 с.
179. Федосеев О. Б. Теоретическое и экспериментальное исследование процесса шлифования синтетическими сверхтвердыми материалами / О. Б. Федосеев. – Дис. … канд. техн. наук. – Тольятти: ТПИ,1975. –149 с.
180. Федосеев О. Б. Физические теории шлифования // Физическая и химическая обработка материалов. – 1979. – № 1. – С. 110–116.
181. 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.
182. 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.
183. 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.
184. 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. 6. ”Качество обработки деталей машин”. – 716 с.
185. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ,2004. – Т.7. “Точность обработки деталей машин”. – 546с.
186. 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.
187. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Ленинград: Машиностроение, 1979. – 245 с.
188. Филимонов Л. Н. О роли рельефа рабочей поверхности круга в процессе шлифования // В кн.: Вероятностно-статистические основы процессов шлифования и доводки. – Ленинград, 1974. – С. 89–94.
189. Фукс М. Я. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборовой обработки / М. Я. Фукс, Н. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – К.: Вища школа, 1979. – 158 с.
190. Хает Г. Л. Прочность режущего инструмента / Г. Л. Хает. – М.: Машиностроение, 1975. – 168 с.
191. Чистяк В. Г. Техника и технология производства курса “Системы технологий”. Конспект лекций. Ч. 1. / В. Г. Чистяк. – Харьков: Изд. ХГЭУ, 2003. – 108 с.
192. Шкурупій В. Г. Системи технологій: навч. посібник / В. Г. Шкурупій, Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2008. – 288 с.
193. Электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, А.И. Грабченко, Н.В. Левченко и др. – К.: Вища школа, 1974. – 120 с.

194. Эльборовое шлифование быстрорежущих сталей / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, М. Я. Зубкова и др. – Харьков: Вища школа, 1974. – 136 с.
195. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
196. Якимов А. В. Качество изготовления зубчатых колес / А. В. Якимов. − М.: Машиностроение, 1979. − 279 с.
197. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
198. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 с.
199. Nawara L., Ryniewicz A. Zastosowanie termowizji do badan cieplnych w urzadzeniach technologicznych // Mechanik. 1987. 60, №3. – 113-115 s.
200. Ueda T., Hosokawa A., Yamamoto A. Measurement of grinding temperature using infrared radiation pyrometer with optical fiber // Trans. ASME: I. Eng. ing. 1986. 108, №4. – P. 247-251.
201. Vieregge G. Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Bd. 16. der Stahleisen – Bucher, 2 Aufl. Verlag Stahleisen. – Dusseldorf, 1970. – 363 s.
202. Jacobus K., Devor R.E., Kapoor S.G. Machining – Induced residual stress: Experimentation and modeling // Transaction of the ASME: Journal of manufacturing science and engineering. 2000. Vol. 122, 1. P. 20 – 31.
203. Park I.W., Dornfeld D.A. A study of burr formation processes using the finite element method. // Transaction of the ASME: Journal of Engineering materials and technology. 2000. Vol.122, 2. Part 1: P. 221 – 228, Part 2: P. 229 – 237.

Оглавление

Введение …….……. 3
Раздел 1. Условия уменьшения себестоимости механической обработки деталей машин ……. 5
1.1. Разработка математической модели определения себестоимости механической обработки деталей машин. 5
1.2. Теоретический анализ себестоимости механической обработки ……. 22
1.3. Определение условий уменьшения себестоимости механической обработки деталей машин ……. 26
1.4. Оптимизация параметров процесса шлифования по критерию наименьшей себестоимости обработки …….. 34
1.5. Условия снижения себестоимости механической обработки деталей шахтного оборудования …… 39
1.6. Теоретический подход к технико-экономической оценке эффективности механической обработки деталей машин.. 47
1.7. Сравнение существующего и разработанного теоретических подходов к оптимизации параметров режимов резания ……. 51
Выводы …….. 54
Раздел 2. Разработка высокоэффективных процессов механической обработки с применением современных режущих инструментов …….....…. 56
2.1. Общий подход к аналитическому определению себестоимости обработки …….. 56
2.2. Оценка влияния стойкости режущего инструмента на себестоимость обработки ……... 59
2.3. Оптимизация параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости обработки ……... 65
2.4. Количественная оценка минимума себестоимости и реализующих его условий обработки ……... 79
2.5. Оценка экономической эффективности применения на предприятиях Украины дорогостоящих режущих инструментов зарубежного производства …… 87

2.6. Определение оптимального количества потребляемых инструментов ……... 91
2.7. Определение оптимальных параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости обработки ……. 94
2.8. Определение себестоимости обработки партии деталей одним инструментом ……..... 100
2.9. Экспериментальная оценка полученных теоретических решений …….. 103
2.10. Оценка экономической эффективности применения сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями …… 114
2.11. Разработка методики выбора рациональных параметров операций механической обработки деталей машин.. 121
2.12. Применение полученных теоретических решений для решения задач повышения эффективности механической обработки деталей машин ……. 125
Выводы …….. 133
Раздел 3. Аналитическое описание и анализ теплового баланса и температуры при резании материалов ……... 136
3.1. Определение теплового баланса и температуры резания, возникающей на передней поверхности режущего инструмента, в результате его трения с образующейся стружкой …….. 136
3.1.1. Упрощенный расчет теплового баланса и температуры резания для нулевого переднего угла инструмента. 136
3.1.2. Уточненный расчет температуры резания для положительного переднего угла инструмента ……. 153
3.2. Определение теплового баланса и температуры резания, возникающей на задней поверхности инструмента, с учетом его трения с обрабатываемым материалом …….. 155
3.3. Определение температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала.. 164
3.4. Определение суммарной температуры резания и условий ее уменьшения …….. 174

3.5. Сравнение полученных решений с известными теоретическими решениями …… 178
Выводы …….. 184
Раздел 4. Определение максимально возможной производительности обработки при шлифовании на основе температурного критерия …… 186
4.1. Общий теоретический подход к определению теплового баланса и температуры при механической обработке.. 186
4.2. Определение технологических возможностей уменьшения энергоемкости и температуры при механической обработке ……. 204
4.3. Сравнение температуры при плоском и круглом наружном шлифовании ……... 209
4.4. Расчет температуры при плоском шлифовании торцом и периферией круга ……. 216
4.5. Теоретический анализ условий уменьшения температуры при плоском шлифовании торцом круга ……. 222
4.6. Определение наименьшего штучного времени обработки при шлифовании периферией круга с учетом ограничения по температуре резания ……... 225
4.7. Обоснование условий уменьшения штучного времени обработки при шлифовании на основе температурного критерия ……... 232
4.8. Определение наименьшего штучного времени обработки при шлифовании торцом круга с учетом ограничения по температуре резания …….. 237
Выводы ……... 243
Раздел 5. Технологические возможности прерывистого шлифования и шлифования изделий с прерывистыми поверхностями ……. 245
5.1. Профессор Якимов Александр Васильевич – родоначальник прерывистого шлифования ……. 245
5.2. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования …… 251

5.3. Динамическая модель процесса прерывистого шлифования …… 258
5.4. Динамические особенности процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями ……. 262
5.5. Формулирование условий оптимального управления процессом шлифования изделий с прерывистыми поверхностями ……. 272
5.6. Разработка математической модели определения оптимальных режимов алмазного шлифования с учетом вероятностного участия зерен в резании …….. 281
5.6.1. Статическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга …… 281
5.6.2. Кинематическая относительная полнота профиля рабочей поверхности круга …… 286
5.6.3. Условие полного съема материала рабочей поверхностью круга ……. 290
5.6.4. Закономерности распределения съема материала по длине дуги контакта круга с деталью …… 292
5.6.5. Уравнение линии полного съема металла рабочей поверхностью круга …… 300
5.6.6. Вероятностный расчет максимальной глубины внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга …… 306
5.6.7. Аналитическая взаимосвязь основных параметров процесса шлифования и экспериментальная проверка результатов расчетов …… 314
5.6.8. Определение оптимальных режимов алмазного шлифования по критерию предельной производительности обработки ……. 321
5.6.9. Определение оптимальных режимов алмазного шлифования по критерию наименьшего относительного расхода алмаза …… 325
5.6.10. Определение условий повышения качества обработки при круглом продольном шлифовании многолезвийных инструментов ……... 330

Выводы …….. 346
Раздел 6. Способы высокопроизводительного шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов …… 348
6.1. Способ круглого шлифования кругом из синтетических сверхтвердых материалов …… 348
6.2. Способ глубинного шлифования ……. 358
6.3. Способ круглого продольного шлифования …… 363
6.4. Способ управления процессом круглого врезного шлифования ……. 367
6.5. Способ шлифования цилиндрической детали …… 370
6.6. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали. 377
6.7. Способ глубинного шлифования цилиндрической детали. 387
Выводы …… 395
Раздел 7. Аналитическое описание погрешностей механической обработки и определение условий их уменьшения ……. 397
7.1. Развитие теоретического решения об исправлении погрешностей обработки отверстия ……. 397
7.2. Закономерности формирования погрешностей обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования …….. 405
7.3. Оптимизация параметров процесса зубошлифования по критерию наименьшего основного времени обработки.. 425
7.4. Выбор и обоснование оптимального маршрута обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования ……. 430
7.5. Определение наименьшего штучного времени обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования ……. 432
7.6. Расчет параметров шероховатости поверхности при зубошлифовании по методу профильного копирования.. 437
Выводы ……... 445
Общие выводы …….. 447
Список использованных источников ……. 451

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович
Жовтобрюх Валерій Олексійович
Новіков Григорій Васильович

ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ В МЕТАЛООБРОБЦІ

Монографія

(Російською мовою)

Відповідальний за випуск
Новіков Ф. В.

В авторській редакції

Підп. до друку 12.07.2017 р.
Формат 60х84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 29,75.
Наклад 300 пр. Заказ № 76.

Видавництво і друкарня "Ліра"
49000, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК №188 від 19.09.2000.