

Д.В. Кожевников, С.В. Кирсанов

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ

УЧЕБНИК

Под общей редакцией проф., д-ра техн. наук С.В. Кирсанова

УДК 621.9.01 (075.8)
ББК 34.63Я73
К 583

Рецензенты:

Кожевников Д.В., Кирсанов С.В.
Резание материалов: Учебник для вузов / Под общ. редакцией
С.В. Кирсанова. , 2006. с.: ил.

Рассмотрены общие сведения о резании материалов, вопросы стружкообразования, сложные схемы резания, тепловые явления, прочность, износ, стойкость инструментов, обрабатываемость материалов резанием и особенности процесса резания многолезвийными и абразивными инструментами.

Для студентов машиностроительных специальностей технических вузов и инженерно-технических работников машиностроительных производств.

УДК 621.9.01 (075.8)
ББК 34.63Я73

ВВЕДЕНИЕ

Обработка материалов резанием является одним из основных способов изготовления продукции машиностроительного производства. Она осуществляется путем снятия стружки для придания изделию заданных формы, размеров и обеспечения определенного качества поверхностного слоя. Обработку резанием обычно выполняют на металлорежущих станках с помощью металлорежущих инструментов.

Сведения о закономерностях процесса резания являются основой для проектирования металлорежущих инструментов, станков, а также технологических процессов и оснастки. Благодаря этому обеспечиваются высокие точность, качество и долговечность изделий, получаемых обработкой резанием.

Учебник составлен в соответствии с примерной программой дисциплины «Резание материалов» Федерального агентства по образованию и предназначен для студентов вузов, обучающихся по направлению 151000 подготовки дипломированных специалистов «Конструкторско-технологическое обеспечение автоматизированных машиностроительных производств».

В учебнике даны общие сведения о резании материалов, рассмотрены вопросы стружкообразования при свободном прямоугольном резании, сложные схемы резания, тепловые явления при резании, прочность и износ режущих инструментов, стойкость инструментов и обрабатываемость материалов резанием, а также особенности процесса резания многолезвийными (фрезы, сверла) и абразивными инструментами. Отражены современные достижения в высокоскоростной, «сухой» и «твердой» обработках.

Авторы выражают глубокую благодарность канд.техн.наук, доценту В.Н. Козлову за полезные советы и замечания, высказанные при подготовке учебника к изданию.

1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

Обработка материалов резанием является древнейшим и в настоящее время одним из наиболее распространенных способов изготовления деталей машин, при котором необходимые форму и размеры деталей получают путем снятия припуска в виде стружки с заготовок, изготовленных литьем, ковкой, штамповкой, прокаткой и другими методами.

Широкое применение обработки резанием в машиностроении обусловлено следующими ее основными достоинствами: 1) высокие точность размеров, формы и качества обработанных поверхностей деталей; 2) универсальность и технологическая гибкость производства; 3) минимальные затраты на оснастку; 4) благоприятные условия для автоматизации производства; 5) относительно невысокая энергоемкость, значительно меньшая, чем при других способах обработки [4].

1.1. Виды обработки материалов резанием

Существует множество видов обработки материалов резанием, отличающихся конструкцией инструментов и станков, а также кинематикой относительного движения инструментов и заготовок. Из них наибольшее применение получила лезвийная обработка точением, строганием, фрезерованием, протягиванием, обработка отверстий осевыми инструментами (сверла, зенкеры, развертки), нарезание резьб и зубчатых колес.

В основе любого из лезвийных режущих инструментов, используемых для осуществления указанных видов обработки, лежит режущий клин (лезвие) со строго заданными поверхностями (гранями, если эти поверхности плоские), при пересечении которых образуются режущие кромки, имеющие различные формы: от простой прямолинейной до сложнофасонной. По количеству лезвий инструменты могут быть одно- и многолезвийными. Кроме лезвийных инструментов для обработки резанием применяют также абразивные инструменты (шлифовальные круги, головки, сегменты, бруски и др.), у которых роль режущих элементов играют абразивные зерна. Последние

имеют сложную, неодинаковую форму, расположены хаотически и скреплены связкой. Абразивные инструменты используют в основном при окончательной обработке резанием: шлифовании, хонинговании и суперфинишировании.

При всем многообразии лезвийных и абразивных инструментов в основе их взаимодействия с обрабатываемым материалом лежат общие закономерности процесса резания. Суть этих закономерностей можно изучить на примере простейших однолезвийных инструментов – токарного или строгального резцов.

1.2. Кинематика продольного точения, геометрические параметры токарного резца и размеры срезаемого слоя

Точение наиболее широко применяется для обработки тел вращения. При этом в качестве режущих инструментов используют токарные резцы. При продольном точении (рис. 1.1) заготовка 1 вращается вокруг своей оси с частотой n (об/мин), а проходной резец 5 перемещается параллельно оси X заготовки с подачей \bar{s}_x (мм/об). При поперечном точении, например отрез-

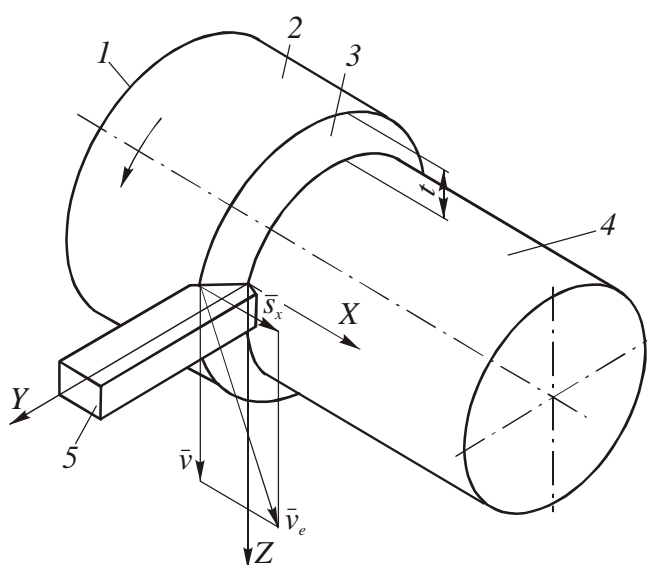


Рис.1.1. Кинематическая схема процесса продольного точения токарным проходным резцом

ными или фасонными резцами, инструмент перемещается радиально по оси Y с поперечной подачей \bar{s}_y (мм/об).

При продольном точении результирующее движение точек режущих кромок резца винтовое. За один проход резца с исходной поверхности заготовки 2, называемой **обрабатываемой поверхностью**, снимается припуск толщиной t . Поверхность 3, полученная после

прохода главной режущей кромки, называется **поверхностью резания**, а поверхность 4 – **обработанной поверхностью**.

На примере токарного проходного резца дадим определения геометрических параметров инструментов*, которые остаются справедливыми и для других видов обработки резанием, но с некоторой корректировкой, учитывающей их особенности.

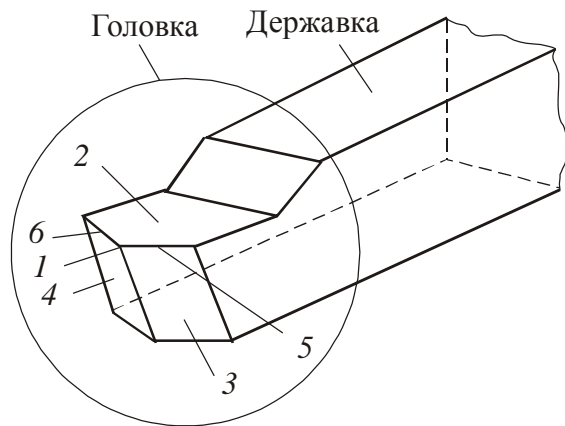


Рис.1.2. Токарный проходной резец

Токарный проходной резец (рис. 1.2) представляет собой призматическое тело с рабочим концом (головкой), оформленным в виде трехгранника с **вершиной 1** и державкой. Поверхность 2, по которой сходит стружка, называется **передней поверхностью**, а две другие поверхности, обращенные к поверхности резания и к обработанной поверхности

называются соответственно **главная задняя поверхность 3** и **вспомогательная задняя поверхность 4**. При пересечении передней поверхности с главной и вспомогательной задними поверхностями образуются соответственно **главная режущая кромка 5** и **вспомогательная режущая кромка 6**.

Для отсчета углов заточки токарного проходного резца используют две координатные плоскости: плоскость резания и основную плоскость.

Плоскость резания проходит через главную режущую кромку касательно к поверхности резания и вектор скорости резания \vec{v} (рис.1.3). При продольном точении в **основной плоскости** лежат векторы продольной \vec{s}_x и поперечной \vec{s}_y подачи и, в частном случае, эта плоскость совпадает с опорной поверхностью державки резца, а плоскость резания перпендикулярна к ней.

* Совокупность геометрических параметров инструментов часто упрощенно обозначают термином «геометрия инструментов»

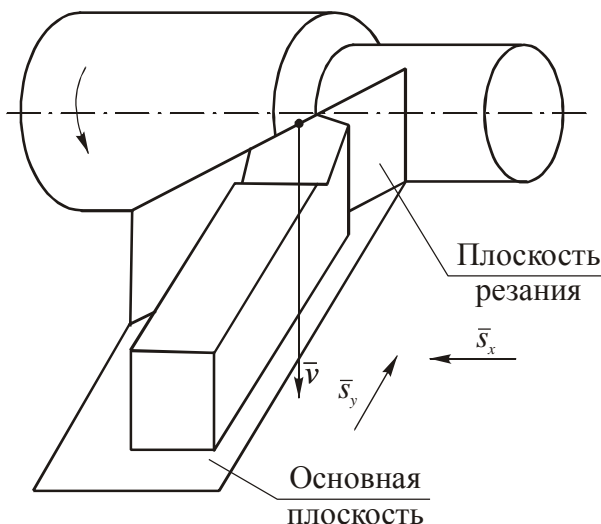


Рис.1.3. Положения плоскости резания и основной плоскости

За скорость резания при точении обычно принимают вектор окружной скорости \bar{v} . Вектор подачи по величине чаще всего на порядок и более меньше вектора скорости резания ($\bar{s}_x \ll \bar{v}$) и поэтому его влияние на геометрические параметры инструмента ничтожно мало. Следует заметить, что когда, например, при сверлении величина вектора подачи соизмерима с вектором скорости ре-

зания ($\bar{s}_x \approx \bar{v}$), то это влияние необходимо учитывать при определении так называемых **кинематических параметров** геометрии инструмента, отсчитываемых относительно вектора скорости результирующего движения \bar{v}_e (см.рис.1.1).

Окружная скорость главного движения при точении определяется по формуле

$$v = \frac{\pi d n}{1000} \text{ (м/мин)}, \quad (1.1)$$

где d - диаметр заготовки, мм; n - частота вращения заготовки, об/мин.

На рис. 1.4 показаны вид токарного проходного резца в проекции на основную плоскость и углы в сечениях $N-N$ и N_1-N_1 , перпендикулярных к проекциям соответственно главной и вспомогательной режущих кромок на основную плоскость. Здесь плоскость $N-N$ называют **главной секущей плоскостью**, так как именно в ней и параллельных ей плоскостях, проходящих через любые точки главной режущей кромки, происходит процесс деформирования обрабатываемого материала при его переходе в стружку.

В главной секущей плоскости $N-N$ различают: **главный передний угол** γ - угол между передней поверхностью резца (или касательной к ней) и

плоскостью, перпендикулярной к плоскости резания в рассматриваемой точке главной режущей кромки; **главный задний угол** α - угол между главной задней поверхностью резца (или касательной к ней) и плоскостью резания; **угол резания** δ - угол между плоскостью резания и передней поверхностью резца (или касательной к ней); **угол заострения** β - угол между главной задней и передней поверхностями резца (или касательными к ним) - $\beta = 90^\circ - (\alpha + \gamma)$.

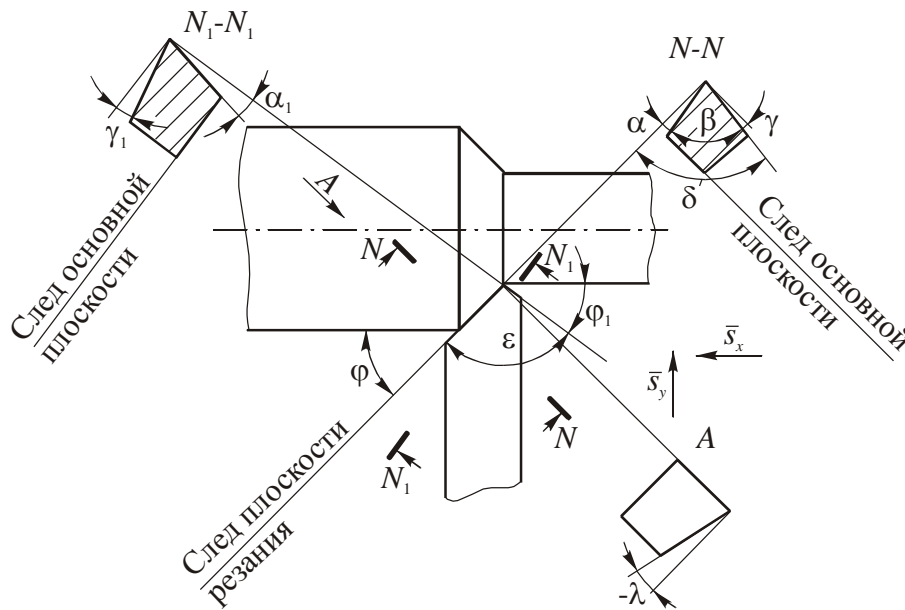


Рис.1.4. Геометрические параметры режущей части токарного проходного резца

Аналогичные определения можно дать и вспомогательным углам γ_1 и α_1 , получаемым в сечении вспомогательной режущей кромки резца **вспомогательной секущей плоскостью** $N_1 - N_1$: **вспомогательный передний угол** γ_1 - угол между передней поверхностью (или касательной к ней) и плоскостью, проведенной через точку вспомогательной режущей кромки параллельно основной плоскости; **вспомогательный задний угол** α_1 - угол между вспомогательной задней поверхностью (или касательной к ней) и плоскостью, проведенной через точку вспомогательной режущей кромки перпендикулярно к основной плоскости.

В плоскости резания (вид *A*) измеряют **угол наклона главной режущей кромки** λ - угол между главной режущей кромкой и основной плоскостью.

В основной плоскости (в плане) измеряют **главный φ и вспомогательный φ_1 углы в плане** – углы между направлением вектора продольной подачи \bar{s}_x и проекциями соответственно главной и вспомогательной режущих кромок на основную плоскость, а также **угол при вершине резца ε** - угол между проекциями главной и вспомогательной режущих кромок на основную плоскость, $\varepsilon = 180^\circ - (\varphi + \varphi_1)$.

При измерении переднего угла γ следует учитывать, что в зависимости от положения передней поверхности относительно основной плоскости передний угол может иметь положительное или отрицательное значения. В первом случае передняя поверхность резца направлена вниз от режущей кромки, а во втором случае – вверх от нее. Если передняя поверхность параллельна основной плоскости, то передний угол равен нулю.

У твердосплавных резцов с целью упрочнения режущего клина переднюю поверхность часто затачивают с двумя передними углами γ_ϕ и γ (рис. 1.5, *a*). При этом передний угол по фаске затачивают отрицательным $\gamma_\phi = (0^\circ \dots -10^\circ)$, а передний угол γ за фаской - положительным. Если передняя поверхность криволинейная, то передний угол γ измеряют между основной плоскостью и плоскостью, касательной к криволинейной передней поверхности резца (рис. 1.5, *б*).

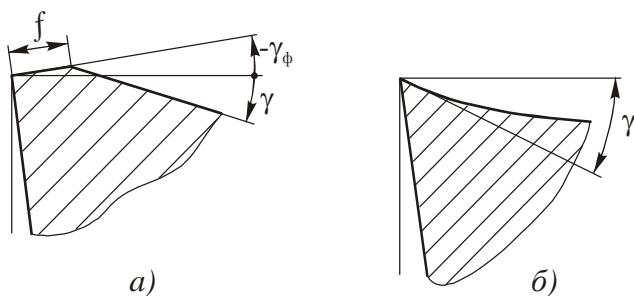


Рис.1.5. Определение переднего угла в случаях сложной формы передней поверхности токарного резца: *a* – плоская передняя поверхность с фаской; *б* - криволинейная передняя поверхность

При поперечной подаче резца \bar{s}_y на величины **кинематических переднего γ_k и заднего α_k углов** оказывает влияние положение вектора скорости резания \bar{v} , через который проходит плоскость резания. Если вершина резца из точки A смещена вверх в точку A' относительно оси центров токарного станка O (рис. 1.6), то кинематический передний угол γ_k увеличивается ($\gamma_k > \gamma$), а кинематический задний угол α_k уменьшается на эту же величину ($\alpha_k < \alpha$). При смещении вершины резца вниз относительно оси центров O наблюдается обратная картина.

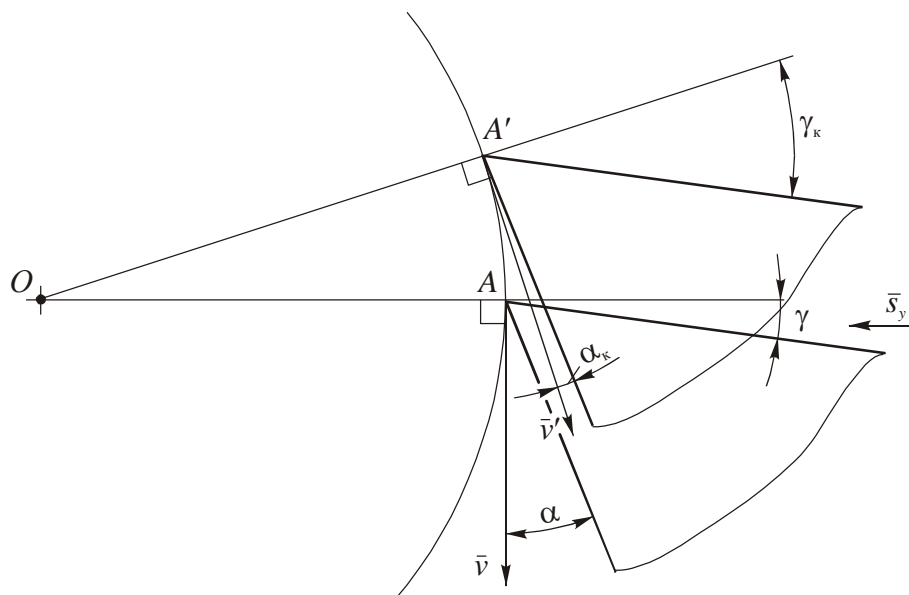


Рис.1.6. Изменение переднего γ и заднего α углов при установке резца выше оси центров станка

Задний угол α создают для уменьшения трения между поверхностью резания и задней поверхностью резца. С увеличением заднего угла α прочность режущего клина снижается. Поэтому в зависимости от нагрузки на режущий клин, а также от прочности инструментального материала и условий резания чаще всего задний угол $\alpha = 6 \dots 10^\circ$.

Углы в плане φ и φ_1 влияют на соотношение толщины и ширины срезаемого слоя a/b (s/t) и шероховатость поверхностного слоя.

Угол наклона главной режущей кромки λ наряду с передним углом γ оказывает влияние на процесс деформирования материала заготовки через изменение направления схода стружки по передней поверхности инструмента. Угол λ принято считать положительным, когда наиболее уязвимая для разрушения вершина резца занимает наинизшее положение по сравнению с другими точками главной режущей кромки (рис. 1.7,а). Благодаря этому вершина резца предохраняется от повреждений, особенно при прерывистом резании и работе с ударными нагрузками. Если обрабатываются вязкие материалы, то при положительных углах λ стружка сходит в направлении к обработанной поверхности и, царапая ее, увеличивает шероховатость последней. При черновом точении это неопасно, так как на последующих операциях эти микронеровности снимаются.

На чистовых операциях во избежание повреждения обработанной поверхности применяют отрицательные значения угла λ (рис.1.7,б), так как в этом случае нагрузка на режущий клин относительно невелика, а стружка отводится в направлении от обработанной поверхности. В этом случае вершина резца по сравнению с другими точками главной режущей кромки занимает наивысшее положение. Если главная режущая кромка параллельна основной плоскости, то угол $\lambda=0$ (рис.1.7,в).

В целом, наличие угла λ усложняет процесс заточки режущих инструментов и поэтому на токарных резцах его обычно принимают в узком диапазоне $\lambda=0... \pm 5^\circ$. У других инструментов, например у фрез и сверл, из-за особенностей их конструкций этот угол может достигать больших значений - $\lambda=40...60^\circ$.

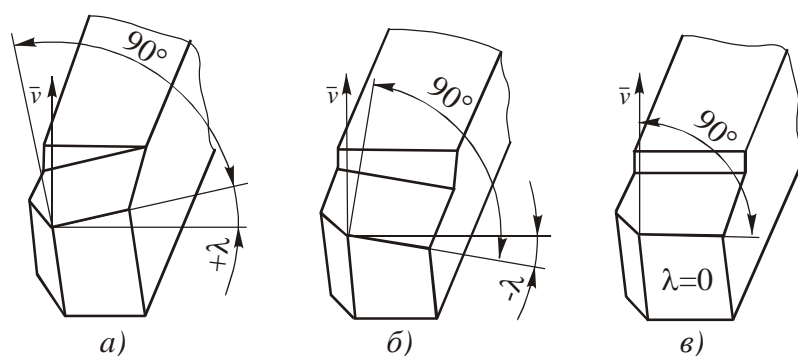


Рис.1.7. Угол наклона главной режущей кромки λ токарного проходного резца: а - $\lambda > 0$; б - $\lambda < 0$; в - $\lambda = 0$

На практике при измерении угла λ часто исходят из другого, более общего, определения: угол λ - это угол между вектором скорости резания и перпендикуляром к главной режущей кромке.

Срезаемый слой при точении проходными резцами определяется толщиной a и шириной b (рис. 1.8), которые связаны с технологическими параметрами: подачей s и глубиной t резания (рис. 1.8,а)

$$\begin{aligned} a &= s \sin \varphi; \\ b &= t / \sin \varphi. \end{aligned} \quad (1.2)$$

При этом номинальная площадь сечения срезаемого слоя

$$F_H = ab = st. \quad (1.3)$$

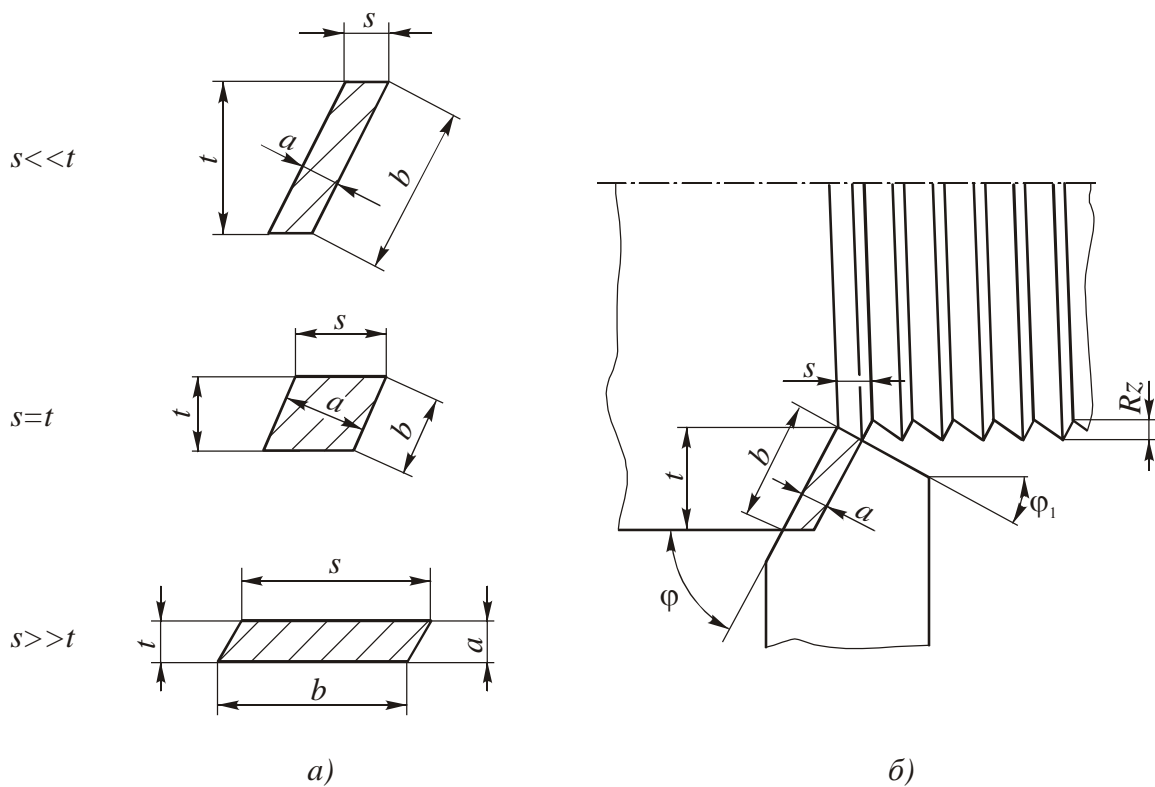


Рис.1.8. Формы поперечного сечения срезаемого слоя в зависимости от вспомогательного угла в плане: a - $\varphi_1=0$; $б$ - $\varphi_1>0$

Выше упоминалось, что при точении вершина резца совершает винтовое движение и поэтому в формировании обработанной поверхности прини-

мают участие также и вспомогательная режущая кромка. Поэтому форма поперечного сечения срезаемого слоя имеет форму не параллелограмма, а усеченной трапеции (рис. 1.8,б). Фактическая площадь последней F_{ϕ} меньше площади параллелограмма $F_{\text{н}}$ на величину площади гребешков (микронеровностей) $F_{\text{гр}}$, остающихся на обработанной поверхности

$$F_{\phi} = F_{\text{н}} - F_{\text{гр}} = st - sRz / 2, \quad (1.4)$$

где Rz - высота гребешков.

Глубина резания t даже при чистовой обработке на порядок и более превышает высоту гребешков Rz . Поэтому остаточная площадь микронеровностей $F_{\text{гр}}$ составляет очень малую долю в площади поперечного сечения срезаемого слоя. В большинстве расчетов ее не учитывают, кроме случая, когда оценивают шероховатость обработанной поверхности.

Из формулы (1.2) следует, что главный угол в плане ϕ оказывает большое влияние на соотношение a/b . С уменьшением этого угла срезаемый слой становится тоньше и шире, что сказывается на степени его деформации, силах резания и условиях отвода теплоты. В связи с тем, что при $\phi < 45^\circ$ резко возрастает радиальная нагрузка на заготовку и инструмент, на практике главный угол в плане обычно берут в пределах $\phi = 45 \dots 90^\circ$.

Схема резания, при которой в работе участвуют две и более режущие кромки (главная, вспомогательная и др.) называется **схема несвободного резания** (рис.1.8,б). В отличие от последней при **схеме свободного резания** обработанная поверхность получается после прохода только одной режущей кромки (рис. 1.9, а,б).

Различают также **схемы прямоугольного (ортогонального) и косого резания**. К последней относят схему резания резцом с главной режущей кромкой, заточенной под углом λ . При прямоугольном свободном резании стружка сходит в направлении, перпендикулярном к режущей кромке, а при наличии угла λ она отклоняется от нормали примерно на этот же угол.

Если при прямоугольной схеме резания деформация металла при переходе в стружку происходит в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке, то при косоугольном резании деформация идет одновременно и в плоскости, параллельной главной режущей кромке.

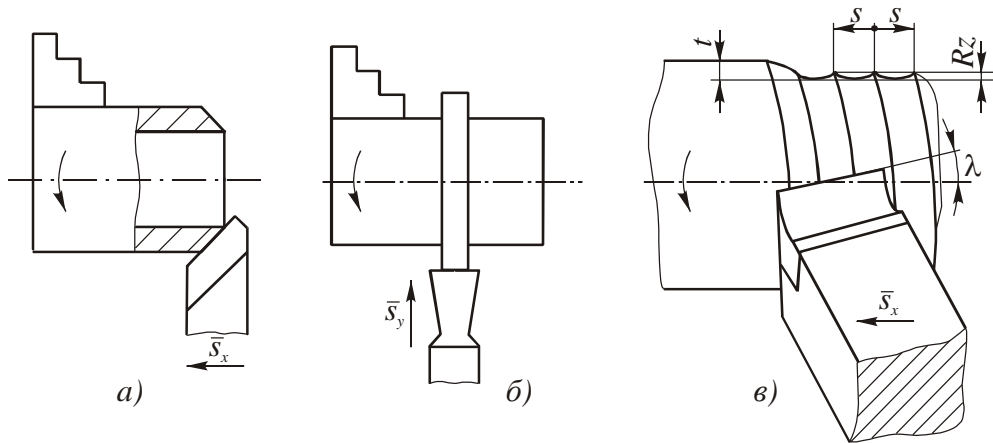


Рис.1.9. Примеры свободного резания при точении:
a – подрезание торца втулки; *б* – поперечное точение бурта; *в* – косоугольное чистовое точение однокромочным (безвершинным) резцом ($t \leq 1$ мм, $\lambda = 10 \dots 20^\circ$)

При схеме несвободного резания направление схода стружки и процесс деформации материала зависят от соотношения s/t (a/b).

Схема косоугольного резания может сочетаться со схемами свободного и несвободного резания (рис. 1.9, *в*).

Из всех указанных схем резания наиболее простым случаем является схема свободного прямоугольного резания, а наиболее сложным – схема несвободного косоугольного резания.

2. СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

С физической точки зрения процесс резания материалов является процессом глубокого пластического деформирования и разрушения, сопровождаемый трением стружки о переднюю поверхность режущего клина и трением задней поверхности инструмента о поверхность резания, происходящих в условиях высоких давлений и скоростей скольжения. Затрачиваемая при этом механическая энергия превращается в теплоту, которая в свою очередь оказывает большое влияние на закономерности деформирования срезаемого слоя, силы резания, износ и стойкость инструмента.

Образующаяся при резании стружка, являясь отходом производства, несет основную информацию о закономерностях физических явлений, происходящих при резании и их связи с условиями процесса резания, характеризующимися свойствами обрабатываемого материала, геометрией инструмента, режимами резания и другими параметрами.

2.1. Деформации срезаемого слоя при свободном прямоугольном резании

Одно из первых исследований процесса стружкообразования выполнил русский ученый И.А. Тиме (1870 г.). Он, в частности, предложил классификацию стружек, которая оказалась настолько удачной, что сохранилась в основном и до настоящего времени. Согласно этой классификации по внешнему виду и внутреннему строению при резании конструкционных сталей стружка бывает следующих типов: сливная, элементная, суставчатая и надлома.

Сливная стружка (рис. 2.1, *a*) представляет собой непрерывную ленту, которая в зависимости от условий схода по передней поверхности инструмента может быть прямой, спиральной или в виде хаотических завитков. Прирезцовая сторона стружки *1*, прилегающая к передней поверхности инструмента, гладкая, блестящая, а внешняя сторона *2* – в виде мелких, постоянно чередующихся зубчиков. Цвет стружки в зависимости от температуры резания изменяется от белого и желтого до матово серого и синего. Форма и

размеры поперечного сечения стружки по всей длине постоянны, что свидетельствует о стабильности деформации, происходящей при образовании такой стружки. Сливная стружка встречается при резании пластичных металлов в основном на больших скоростях, малых и средних подачах, а также при положительных передних углах инструмента.

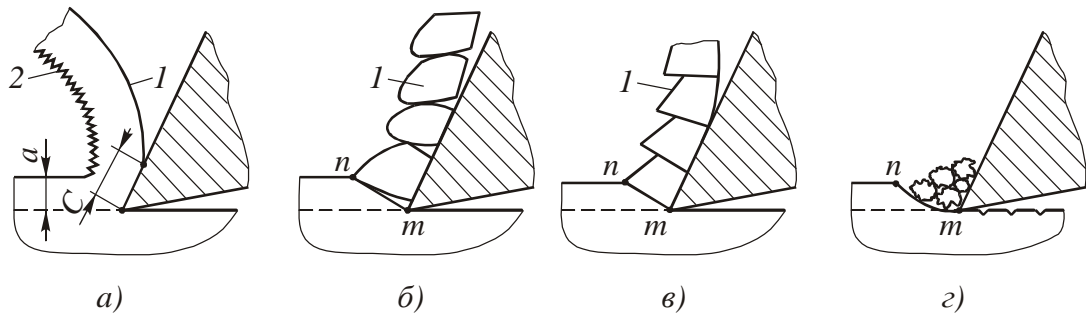


Рис.2.1. Типы стружек, образующихся при резании металлов:
а – сливная; *б* - элементная; *в* – суставчатая; *г* – надлома

Элементная стружка (рис. 2.1, *б*) или, как ее иногда называют, стружка скалывания, состоит из отдельных элементов (кусочков) металла *1*, не связанных или слабо связанных между собой прирезцовым слоем. Каждый элемент стружки при его формировании претерпевает значительную деформацию и становится в 2...3 раза тверже по сравнению с исходной твердостью обрабатываемого материала. Вследствие этого срезаемый слой, проходя через так называемую поверхность скалывания *mn*, теряет свою пластичность и разрушается с определенной периодичностью. Элементная стружка образуется при резании хрупких металлов (чугун, бронза и др.), а также при резании на невысоких скоростях пластичных металлов, при больших толщинах срезаемого слоя, малых передних углах, высокой твердости обрабатываемых металлов и других условиях, затрудняющих пластическую деформацию.

Суставчатая стружка (рис. 2.1, *в*) является переходной от элементной стружки к сливной. Она состоит из отдельных суставов *1*, связанных между собой. Такой вид стружки часто встречается при резании высоколегированных сталей и титановых сплавов.

Стружка надлома (рис. 2.1, з) состоит из отдельных не связанных между собой кусочков, имеющих различные размеры и форму. Она встречается при резании весьма хрупких материалов или некоторых металлов, склонных к налипанию на передние поверхности инструментов. При этом скол отдельных кусочков металла происходит по поверхности mn , часто располагаемой ниже линии среза.

На практике при резании пластичных металлов (сталей и сплавов) и особенно на высоких скоростях чаще всего встречается сливная стружка. Образование элементной стружки характеризуется периодическим изменением параметров процесса стружкообразования при формировании каждого элемента, что весьма затрудняет его изучение. Поэтому далее сначала рассмотрим более простой и удобный для исследования процесс сливного стружкообразования при прямоугольном свободном резании.

Впервые схему стружкообразования при резании предложил И.А. Тиме (1870 г.), а затем ее развил К.А. Зворыкин (1893 г.). За рубежом (США) эти схемы повторил *M.E. Merchant* (1945 г.).

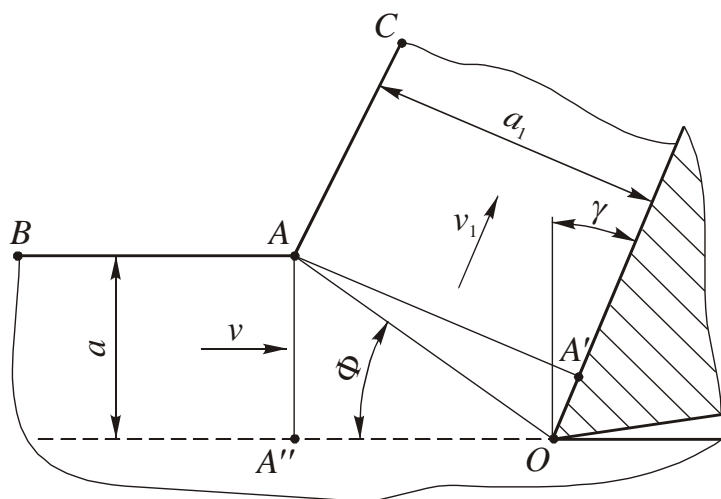


Рис.2.2. Схема образования стружки с условной плоскостью сдвига

Согласно схеме И.А. Тиме (рис. 2.2) срезаемый слой толщиной a превращается в стружку толщиной a_1 путем сдвига бесконечно тонких слоев материала в плоскости OA , расположенной к плоскости резания под углом наклона **условной плоскости сдвига** Φ . В результате деформации

обрабатываемого материала при его переходе в стружку толщина последней a_1 становится больше толщины срезаемого слоя a , а ее длина l_1 - короче пути l , пройденного резцом. Это явление И.А. Тиме назвал **усадкой стружки**.

Главный недостаток схемы И.А. Тиме состоит в том, что она предполагает существование единственной плоскости, в которой происходит деформирование срезаемого слоя. В этом случае в плоскости сдвига OA скорость перемещения частиц материала должна изменяться мгновенно от скорости резания v до скорости перемещения стружки v_1 ($v > v_1$). Тогда в условной плоскости сдвига OA должны иметь место бесконечно большие градиенты напряжения и ускорения, что противоречит законам механики.

Дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования, выполненные в нашей стране и за рубежом, доказали существование переходной зоны между срезаемым припуском и стружкой. Так например, при резании на микроскоростях (мм/мин) высокопластичных металлов (медь, латунь) по искажению делительной сетки, нанесенной на боковую поверхность среза в виде квадратов или окружностей (рис. 2.3,*а*), было доказано существование зоны стружкообразования клинообразной формы (рис.2.3,*б*), имеющей начальную OL и конечную OM границы.

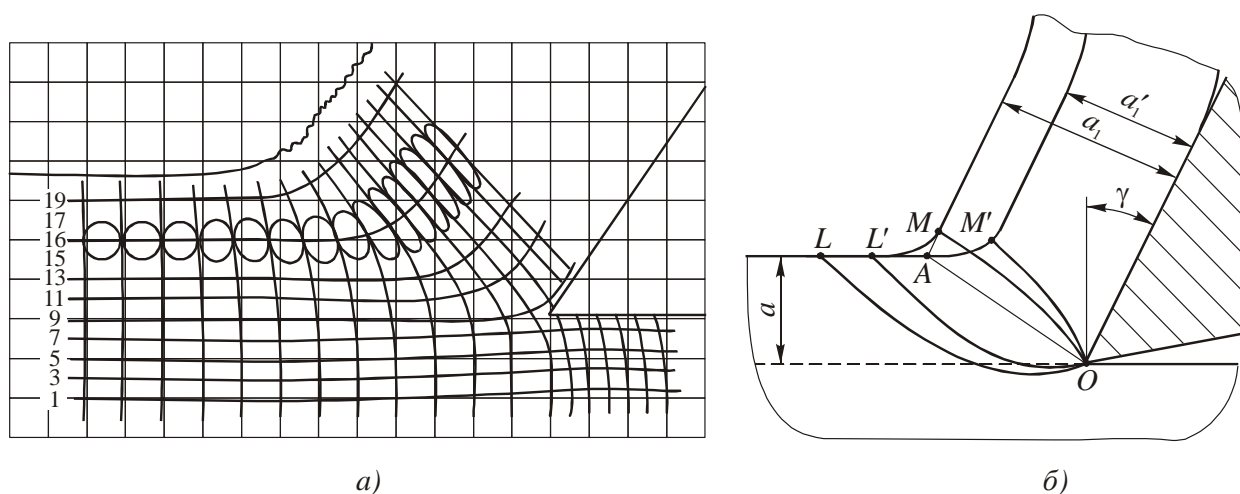


Рис.2.3. Искажения (*а*) координатной сетки, полученной методом вдавливания индентора (Г.Л. Куфарев) и схема стружкообразования (*б*), характерная для обработки на микроскоростях

Было установлено, что процесс пластической деформации начинается впереди резца на границе OL , имеющей криволинейную форму, которая в некоторых случаях располагается даже ниже линии среза. Степень деформации

ции ε , рассчитанная по искажению делительной сетки, а также путем измерения микротвердости (Г.Д. Дель) в точках срезаемого слоя от линии OL к линии OM возрастает сначала медленно, а затем в зоне AOM с большей скоростью (здесь OA - условная плоскость сдвига, проведенная из вершины реза O в точку A пересечения наружных поверхностей заготовки и стружки) [14].

В отличие от обработки на микроскоростях при резании на обычно применяемых в практике скоростях усадка стружки уменьшается, а границы зоны OL и OM поворачиваются по ходу часовой стрелки и сближаются, занимая, соответственно положения OL' и OM' . При этом толщина фактической зоны деформации в районе условной плоскости сдвига OA составляет десятые доли миллиметра. Поэтому после протравливания кислотой шлифов «корней» стружки эта зона выглядит как плоскость, разделяющая срезаемый слой и стружку. Особенно наглядно это видно по текстуре «корней» стружек, полученных при мгновенной остановке процесса резания сталей (рис. 2.4).



Рис.2.4. Микрофотография «корня» стружки (Б.М. Орлов)

Сужение зоны деформации при резании объясняется тем, что с увеличением скорости резания от микроскоростей до скоростей, применяемых на практике, резко возрастает скорость деформации, вследствие чего происходит запаздывание пластических деформаций [22]. Это приводит к приближению границы OL к условной плоскости сдвига OA . При этом верхняя граница OM также приближается к условной плоскости сдвига OA , а толщина зоны деформации AOM резко уменьшается. В результате на микрошлифах зона деформации просматривается как прямая линия.

Конечная степень деформации, рассчитанная по искажению делительной сетки, практически совпадает со степенью деформации, рассчитанной по схеме с единственной плоскостью сдвига (см.рис. 2.2), что дает основание в

дальнейших расчетах использовать последнюю, как более простую и удобную. Однако, учитывая существование переходной зоны, плоскость сдвига и угол наклона плоскости сдвига в этой схеме, строго говоря, следует считать условными.

Знание величины пластической деформации необходимо для расчета силовой и тепловой нагрузки режущего клина инструмента, а также производительности процесса резания.

Выше упоминалось, что при срезании припуска происходит утолщение и одновременно укорочение срезаемого слоя. Поэтому если считать объемы срезаемого слоя и материала стружки равными, то есть $alb = a_1l_1b_1$, то при $b \approx b_1$

$$K_l = l/l_1; K_a = a_1/a; K_l = K_a, \quad (2.1)$$

где K_l - коэффициент усадки (укорочения) стружки; K_a - коэффициент усадки (утолщения) стружки.

В дальнейшем термином «усадка стружки» будем обозначать коэффициент укорочения стружки K без указания индекса l .

Экспериментально усадку стружки можно просто и достаточно точно определить **весовым способом**, суть которого заключается в следующем. Взвешивают кусок стружки и находят длину среза l , то есть путь, который прошел инструмент при срезании стружки

$$l = \frac{w}{f} = \frac{w}{ab} = \frac{m}{\rho ab} = \frac{m}{\rho st},$$

где w - объем срезаемого слоя; f - площадь срезаемого слоя; m - вес стружки; ρ - плотность обрабатываемого материала.

Тогда усадка стружки

$$K = \frac{l}{l_1} = \frac{m}{\rho stl_1}, \quad (2.2.)$$

где l_1 - длина стружки, измеренная по ее прирезцовой стороне, то есть по поверхности контакта стружки с инструментом.

Обычно коэффициент усадки $K > 1$ и при резании высокопластичных металлов его величина может достигать очень больших значений - $K \geq 10$.

Большое влияние на усадку стружки оказывают передний угол γ , скорость резания v и физико-механические свойства обрабатываемого материала. Подача s и глубина резания t на усадку стружки влияют незначительно.

Зависимость усадки стружки от переднего угла γ была найдена И.А. Тиме (см. рис.2.2)

$$K = \frac{a_1}{a} = \frac{AO \cos(\Phi - \gamma)}{AO \sin \Phi} = \frac{\cos(\Phi - \gamma)}{\sin \Phi}. \quad (2.3)$$

После преобразования этого уравнения найдем величину угла наклона условной плоскости сдвига

$$\Phi = \text{arctg} \left(\frac{\cos \gamma}{K - \sin \gamma} \right). \quad (2.4)$$

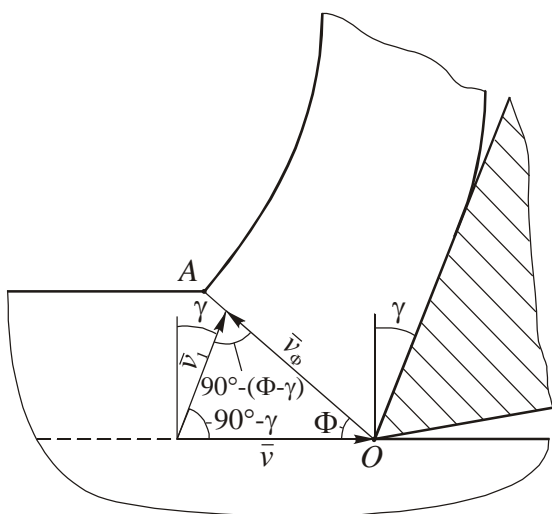


Рис.2.5. План векторов скоростей частиц материала, деформируемого при резании

На основании схемы стружкообразования с условной плоскостью сдвига (см.рис. 2.2) можно получить новую характеристику процесса деформации – **скорость сдвига** v_Φ , т.е. скорость перемещения частиц обрабатываемого материала при деформации вдоль условной плоскости сдвига. Для этого построим план векторов скоростей (рис. 2.5). Здесь \bar{v} - вектор скорости резания, \bar{v}_Φ - вектор скорости сдвига, \bar{v}_1 - вектор скорости

стружки, сходящей по передней поверхности резца ($v_1 = v / K$, где K - коэффициент усадки стружки). При этом $\bar{v}_1 = \bar{v} + \bar{v}_\Phi$.

Используя теорему синусов, найдем

$$\frac{v_1}{\sin \Phi} = \frac{v_\Phi}{\sin(90^\circ - \gamma)} = \frac{v}{\cos(\Phi - \gamma)}. \quad (2.5)$$

Из этой формулы следует, что

$$v_1 = \frac{v \sin \Phi}{\cos(\Phi - \gamma)}; \quad (2.6)$$

Так как $v = v_1 K$, то

$$v_\Phi = v \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)} = \frac{v_1 K \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)}. \quad (2.7)$$

И.А. Тиме, предлагая свою схему стружкообразования (см.рис. 2.2), считал, что при усадке стружки $K = 1$ деформация материала при его переходе в стружку отсутствует. Однако, подставив в уравнение (2.7) значения коэффициента усадки стружки $K = 1$ и переднего угла $\gamma = 0$, получим, что скорость сдвига $v_\Phi = \frac{v_1}{\cos \Phi} \neq 0$. Это свидетельствует о том, что усадка стружки K не может служить количественным показателем степени деформации, так как при $v_\Phi \neq 0$ имеет место перемещение вдоль условной плоскости сдвига деформируемых частиц обрабатываемого материала.

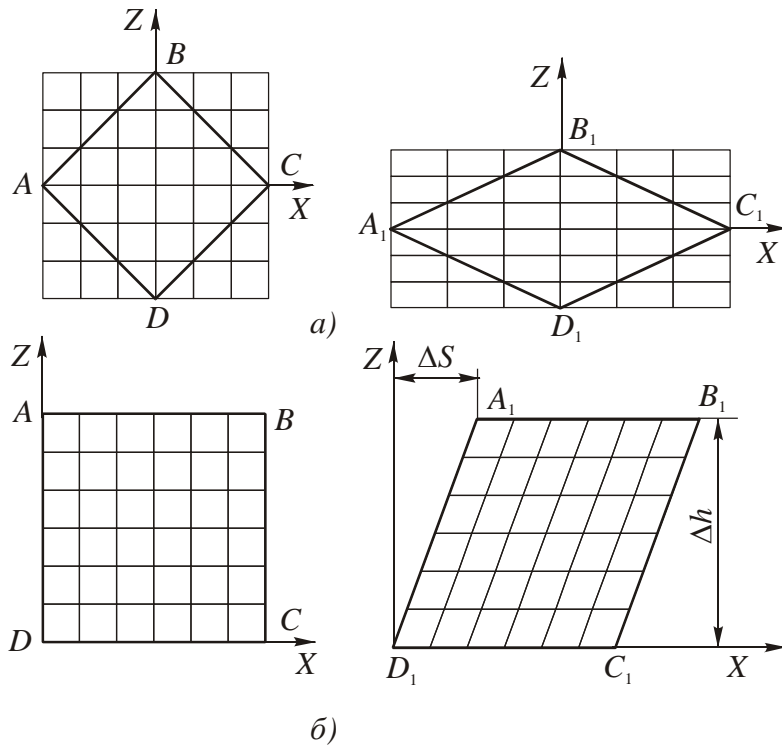


Рис.2.6. Схемы чистого (а) и простого (б) сдвигов

кое же удлинение тела вдоль оси X . В результате при неизменном объеме

Для нахождения количественного показателя степени деформации стружки будем исходить из того, что разрушение материалов может происходить либо путем чистого сдвига (рис. 2.6,а), либо путем простого сдвига (рис. 2.6,б). При **чистом сдвиге** под действием приложенной силы происходит равномерное укорочение тела по оси Z и та-

тела квадрат $ABCD$ превращается в ромб $A_1B_1C_1D_1$ (рис.2.6,*a*). При **простом сдвиге** квадрат $ABCD$ превращается в равновеликий параллелограмм $A_1B_1C_1D_1$ с неизменными размерами основания и высоты, т.е. деформация заключается в смещении всех точек тела в направлении только одной оси X . Причем смещение каждой точки пропорционально ее расстоянию относительно оси X (рис.2.6,*б*).

Результаты многочисленных исследований, выполненных как в нашей стране, так и за рубежом, которые показали, что процесс деформирования при резании материалов относится к простому сдвигу.

Расстояние ΔS , на которое смещается при простом сдвиге верхняя граница относительно нижней границы, называется **абсолютным сдвигом**. Отношение расстояния ΔS к расстоянию между верхней и нижней границами Δh называется **относительным сдвигом** и он служит мерой деформации

$$\varepsilon = \Delta S / \Delta h. \quad (2.8)$$

Используя схему деформации с условной плоскостью сдвига (см. рис. 2.2) найдем величину относительного сдвига при резании.

На рис. 2.7 объем недеформированного срезаемого слоя показан в виде параллелограмма $OADF$. При переходе резца из положения I в положение II

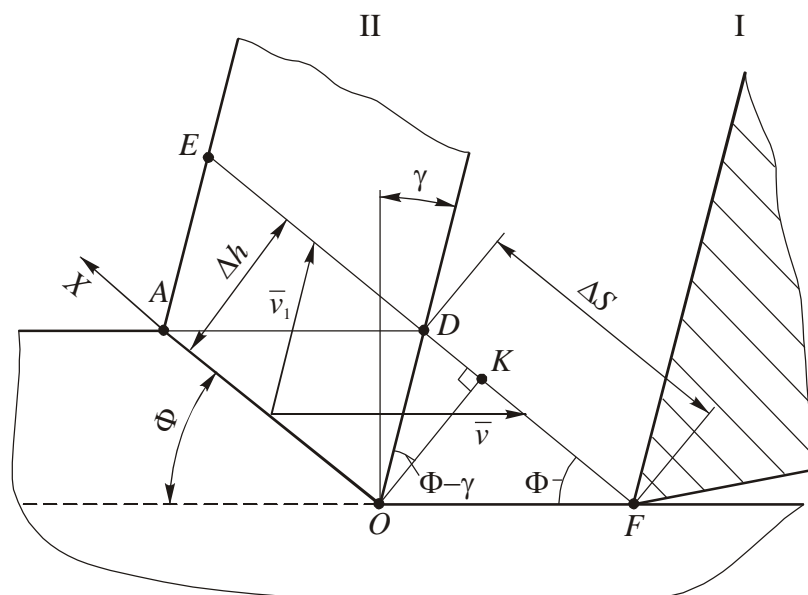


Рис.2.7. Схема определения деформации относительного сдвига при резании материалов

происходит деформация срезаемого слоя, в результате которой параллелограмм $OADF$ полностью переходит в стружку и превращается в параллелограмм $OAED$. При этом линия FD займет положение DE . Сопоставляя рис. 2.6 и 2.7, найдем, что $\Delta S = DF$, а $\Delta h = OK$. При этом относительный сдвиг

$$\varepsilon = DF / OK. \quad (2.9)$$

Величина $DF = FK + KD = OK \operatorname{ctg} \Phi + OK \operatorname{tg}(\Phi - \gamma)$, тогда подставив DF в уравнение (2.9), получим

$$\varepsilon = \operatorname{ctg} \Phi + \operatorname{tg}(\Phi - \gamma). \quad (2.10)$$

После преобразований это выражение может быть записано и в такой форме

$$\varepsilon = \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi}. \quad (2.11)$$

Далее найдем связь относительного сдвига ε с усадкой стружки K . Для этого подставим в уравнение (2.11) значение угла наклона условной плоскости сдвига Φ , полученное по формуле (2.4), и после преобразований получим

$$\varepsilon = \frac{K^2 - 2K \sin \gamma + 1}{K \cos \gamma}. \quad (2.12)$$

Графически уравнение (2.12) представлено на рис. 2.8 [28, 29]. Анализ уравнения (2.12) позволяет сделать следующие выводы:

1. Усадка стружки K в общем случае не равна относительному сдвигу ε и поэтому численно не выражает степень пластической деформации. При усадке $K = 1$ относительный сдвиг не равен нулю и может достигать больших значений.

2. Усадка стружки K может использоваться только как качественный показатель величины деформации. Как видно из рис. 2.8, зависимость $\varepsilon = f(K)$ носит экстремальный характер. Из правой ветви этой зависимости следует, что с увеличением усадки стружки K при данном значении перед-

него угла γ степень деформации возрастает. В тоже время при одной и той же усадке стружки K , но при разных значениях переднего угла γ величины относительного сдвига ε имеют различные сильно отличающиеся значения.

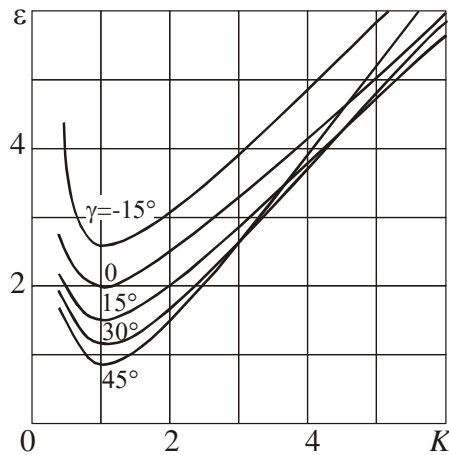


Рис.2.8. Зависимость относительного сдвига ε от усадки стружки K при различных значениях переднего угла γ

3. Значение усадки стружки K , при котором имеет место минимальное значение относительного сдвига ε для всех значений переднего угла γ можно найти, приравняв нулю первую производную уравнения (2.12)

$$\frac{d\varepsilon}{dK} = \frac{K^2 - 1}{K^2 \cos \gamma} = 0.$$

Затем, решая это уравнение относительно K , определим, что минимум относительного сдвига ε будет иметь место в том случае, когда усадка стружки $K = 1$ при всех значениях переднего угла γ .

Одним из внешних проявлений деформаций обрабатываемого материала при его переходе в стружку является текстура стружки, выявляемая после полировки и травления шлифов «корней» стружки. Последние получают следующим образом: процесс резания в нужный момент прерывают, а резец отводят. Часть заготовки с зоной резания и стружкой – «корень» стружки вырезают, а его боковую сторону шлифуют. После этого из «корня» стружки изготавливают металлографический шлиф. При получении «корней» стружек важно мгновенно вывести резец из-под стружки, сохранив при этом неиска-

женной зону пластической деформации (зону стружкообразования). Для этой цели используют специальные приспособления, оснащенные, например, пиропатронами [14, 33].

Используя методику определения относительного сдвига ε при резании А.М. Розенберг [28] установил аналитическую зависимость угла текстуры стружки ψ , то есть угла наклона к условной плоскости сдвига цепочек зерен деформированного материала, с величиной относительного сдвига ε .

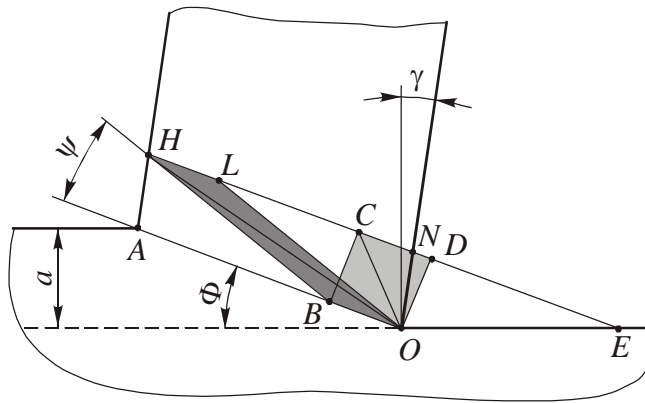


Рис.2.9. Схема образования текстуры стружки в случае, когда зерно деформируемого материала представлено в виде квадрата

После пластической деформации, произошедшей в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке, квадрат $OBCD$ превратится в параллелограмм $OBHL$, а диагональ квадрата OC перейдет в положение диагонали OH , наклоненной к условной плоскости сдвига OA под углом текстуры ψ . Реальное микроскопически малое зерно обрабатываемого материала округлой формы превратится после такой деформации в вытянутую пластинку с продольной осью, наклоненной к условной плоскости сдвига OA под таким же углом ψ .

В этом случае

$$\operatorname{ctg} \psi = \frac{DH}{OD} = \frac{DN + NH}{OD} = \frac{OD \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + a / \sin \Phi}{OD} = \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + \frac{a}{\sin \Phi OD};$$

$$OD = BC = \left(\frac{a}{\sin \Phi} - OD \right) \operatorname{tg} \Phi = \frac{a}{\cos \Phi} - OD \operatorname{tg} \Phi;$$

$$OD = \frac{a}{\cos \Phi (1 + \operatorname{tg} \Phi)}.$$

Подставив значение OD , получим

$$\operatorname{ctg} \psi = \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + \frac{a \cos \Phi (1 + \operatorname{tg} \Phi)}{a \sin \Phi} = \operatorname{tg}(\Phi - \gamma) + 1 + \operatorname{ctg} \Phi = \varepsilon + 1. \quad (2.13)$$

Экспериментально угол текстуры стружки ψ можно найти на микрошлифе стружки, замерив на инструментальном микроскопе угол χ между касательной к прирезцовой стороне стружки и направлением текстуры. В этом случае (рис.2.10)

$$\psi = 90^\circ - \Phi - (\chi - \gamma). \quad (2.14)$$

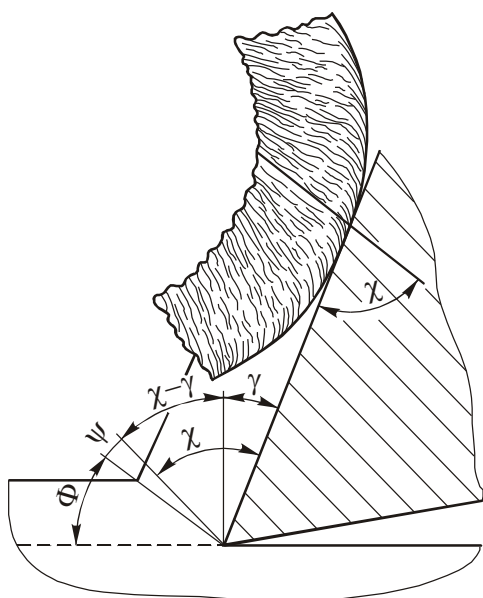


Рис.2.10. Схема определения угла текстуры стружки ψ

Следует отметить, что угол Φ можно определить и по уравнению (2.4), предварительно замерив усадку стружки K .

Достоверность зависимости $\psi = f(\varepsilon)$ была подтверждена экспериментами при резании сталей марок 20 и 40, в широком диапазоне передних углов $\gamma = 30^\circ \dots 10^\circ$, скоростей резания $v = 40 \dots 400$ м/мин при изменении усадки стружки в диапазоне $K = 2,0 \dots 6,5$.

По данным [3] на основании схемы превращения при деформации окружности в эллипс, угол наклона большой оси эллипса, характеризующий направление текстуры стружки (рис. 2.11), может быть также определен по формуле

$$\operatorname{ctg} \psi = \frac{\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + 4}}{2}. \quad (2.15)$$

Это уравнение несколько отличается от уравнения (2.13), однако при подстановке в оба уравнения численных значений относительного сдвига ε разница в расчетах находится в пределах допустимой погрешности измерения угла ψ . Общим для уравнений (2.13) и (2.15) является то, что угол тек-

стуры стружки ψ однозначно зависит от относительного сдвига ε . При этом, чем больше относительный сдвиг ε , тем больше угол текстуры стружки ψ .

Относительный сдвиг при резании может быть определен также через скорость сдвига v_Φ из уравнений (2.8) и (2.11)

$$\varepsilon = \frac{v_\Phi}{v \sin \Phi} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \sin \Phi}, \quad (2.16)$$

а скорость деформации по формуле

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta S}{\Delta h \Delta t} = \frac{v_\Phi}{\Delta h} = \frac{v \cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma) \Delta h}. \quad (2.17)$$

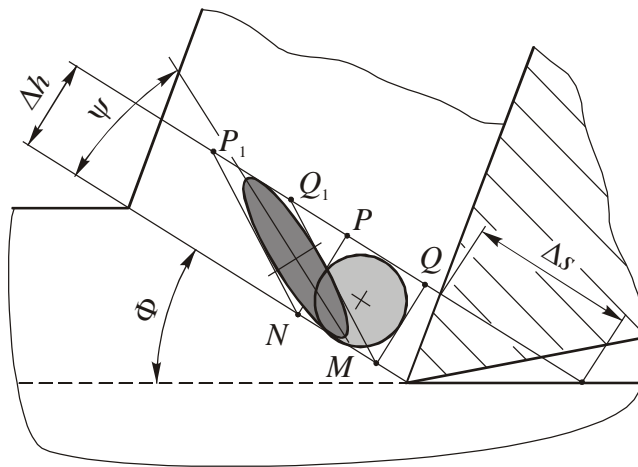


Рис.2.11. Схема образования текстуры стружки в случае, когда зерно деформируемого материала представлено в виде круга

Из этого уравнения следует, что на скорость деформации $\dot{\varepsilon}$ наибольшее влияние оказывает скорость резания v . При очень узкой зоне деформации Δh , которая составляет десятые доли миллиметра, скорость деформации $\dot{\varepsilon}$ достигает очень больших значений. Например, при резании латуни резцом с углом $\gamma=17^\circ$ и скоростью $v=250$ м/мин скорость деформации

$\dot{\varepsilon}=2,4 \cdot 10^4 \text{ с}^{-1}$ [14]. Таким образом, при резании скорость деформации по сравнению с механическими испытаниями выше в 10^6 раз, а степень деформации в несколько раз выше, чем при других видах пластической деформации. При этом деформация протекает при высоких температурах и давлениях на передней поверхности режущего клина.

Отсюда можно сделать вывод о том, что процесс резания металлов является процессом глубокой пластической деформации, протекающей в экстремальных условиях. Поэтому многие закономерности этого процесса в на-

стоящее время не могут быть установлены чисто теоретически и являются результатом экспериментально-теоретических исследований.

2.2. Напряжения и силы при стружкообразовании

Изучение связи напряжений и деформаций, имеющих место при резании материалов, позволяет по величине степени деформации определять силу резания и ее составляющие, уровень нагрузки на механизмы станка, а главное, силовую и тепловую нагрузку на отдельные части инструмента, установить закономерности износа инструмента и другие важные характеристики процесса резания в их связи с параметрами режима резания (v, s, t).

Используя схему резания с условной плоскостью сдвига (см.рис.2.2) рассмотрим схему силового взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом, представив ее в сечении, плоскостью, перпендикулярной к режущей кромке (рис.2.12).

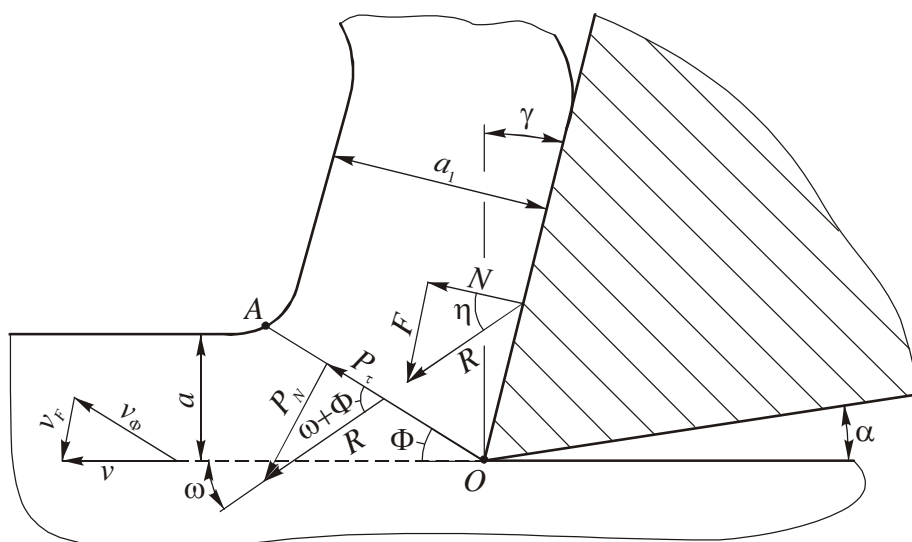


Рис.2.12. Схемы силового взаимодействия режущего клина с обрабатываемым материалом

С момента начала контакта инструмента с заготовкой на передней поверхности инструмента возникает сила резания (стружкообразования) R , которую можно представить как геометрическую сумму сил нормального давления N и трения F : $\bar{R} = \bar{N} + \bar{F}$.

В этом случае угол η между силами N и F - **угол трения**, а $\operatorname{tg} \eta = F / N = \mu$ - **коэффициент трения**.

Действие силы R на стружку вызывает появление напряжений в условной плоскости сдвига OA , для определения величины которых перенесем силу резания R в точку пересечения с условной плоскостью сдвига и разложим ее на составляющие P_τ , действующую вдоль этой плоскости, и P_N , перпендикулярную к ней (рис.2.12). Тогда составляющая

$$P_\tau = \tau f_c = \tau \frac{ab}{\sin \Phi}, \quad (2.18)$$

где τ - касательное напряжение на условной плоскости сдвига; f_c - площадь сдвига, $f_c = \frac{ab}{\sin \Phi}$; a, b - соответственно, толщина и ширина срезаемого слоя.

Составляющая

$$P_N = \sigma_N f_c = \sigma_N \frac{ab}{\sin \Phi}, \quad (2.19)$$

где σ_N - нормальное напряжение сжатия на условной плоскости сдвига.

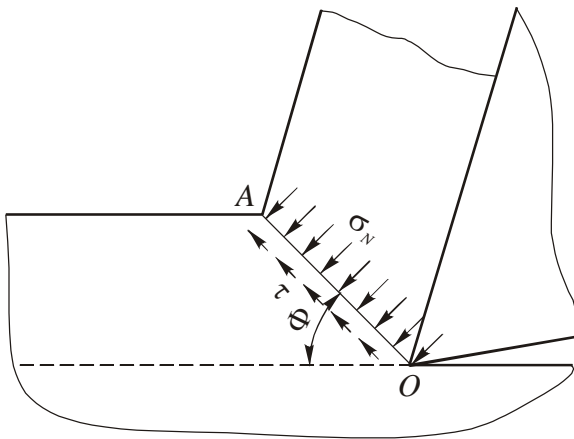


Рис.2.13. Напряжения в условной плоскости сдвига

Многочисленные эксперименты показали, что независимо от условий резания (обрабатываемый материал, скорость резания, толщина и ширина срезаемого слоя, передний угол инструмента) распределение касательного напряжения τ по длине условной плоскости сдвига примерно равномерное (рис.2.13).

Распределение нормальных напряжений σ_N имеет более сложный характер и зависит от степени деформации и режима резания. Так, например, при малой степени деформации (резание на микроскоростях с большим передним углом) нормальные напряжения вдоль условной плоскости сдвига σ_N могут принимать положительные и от-

рицательные значения. При больших степенях деформации и применяемых на практике скоростях резания нормальное напряжение σ_N имеет положительное значение и распределяется также примерно равномерно, как и касательное напряжение. Влияние нормального напряжения σ_N на величину касательного напряжения τ экспериментально не установлено [14].

Наибольший интерес для практики представляют вопросы влияния на величину касательного напряжения τ упрочнения обрабатываемого материала в процессе его деформирования, а также температуры резания и скорости деформирования.

Известно, что при пластическом деформировании большинство металлов склонно к упрочнению и поэтому по мере увеличения степени деформации e_i нормальное напряжение σ_i растет по типичной кривой 1, представленной на рис.2.14.

Эти кривые аппроксимируют для различных схем пластического деформирования степенной функцией

$$\sigma_i = B e_i^n, \quad (2.20)$$

где B - коэффициент, зависящий от предела текучести σ_T деформируемого материала; n - показатель степени упрочнения материала.

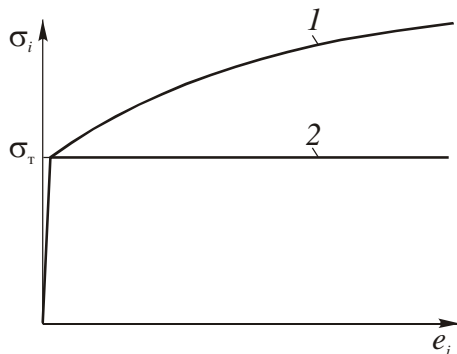


Рис.2.14. Типичная кривая пластического течения: 1 - упрочняющийся материал; 2 - идеально пластичный материал

Применительно к процессу резания при плоском деформированном состоянии уравнение (2.20) можно заменить зависимостью

$$\tau = B \varepsilon^n, \quad (2.21)$$

где τ - касательное напряжение; ε - относительный сдвиг.

Попытки определения касательных напряжений τ при резании на основании результатов лабораторных механических испытаний, проведенных при растяжении и сжатии, не увенчались успехом, так как единую кривую течения, включающую и про-

цесс резания, построить не удалось [10, 14, 29]. Однако в результате этих исследований было установлено, что при резании различных металлов и сплавов с ростом деформации касательные напряжения возрастают не всегда. У некоторых металлов касательные напряжения остаются постоянными, как у идеально пластического тела (рис.2.14, прямая 2), а у некоторых сталей – даже несколько снижается. В этой связи Н.Н. Зоревым было предложено рассчитывать среднее значение касательных напряжений при резании по приближенной эмпирической зависимости [10, 22]

$$\tau_{\text{cp}} = A_{2,5}, \quad (2.22)$$

где $A_{2,5}$ - сопротивление сдвигу при механических испытаниях для деформации относительного сдвига $\varepsilon = 2,5$.

А. М. Розенберг и Л.А. Хворостухин экспериментально установили следующую зависимость между твердостью стружки по Виккерсу HV и средним касательным напряжением в зоне стружкообразования при резании сталей, чугуна, меди и алюминия [28]

$$\tau_{\text{cp}} = 0,185 HV. \quad (2.23)$$

Эксперименты показали, что влияние температуры на снижение среднего касательного напряжения при резании предварительно нагретого металла становится заметным, если температура превышает 700°C . Исключение составляет лишь сталь Г13Л, при резании которой касательное напряжение τ резко падает, начиная с температуры более 600°C . Расчеты температуры в зоне сдвига при резании других сталей на самых напряженных режимах показали, что они не выходят за пределы 700°C [25, 29], даже если процесс считать адиабатическим, то есть осуществляемым без оттока теплоты. Если же учитывать отток теплоты, то температура в зоне сдвига будет ниже указанной. Кроме того, из-за высокой скорости деформации процесс деформирования в зоне сдвига протекает в очень короткий промежуток времени (тысячные доли секунды). Поэтому за такой чрезвычайно малый отрезок времени, в

течение которого частицы металла проходят через зону сдвига, снижение твердости и напряжения под влиянием нагрева не происходит.

Влияние скорости деформации на повышение напряжения сдвига было доказано экспериментально только при резании легкоплавких металлов (свинец, алюминий). При резании металлов с большей температурой плавления (сталь, медь и др.) это влияние отсутствует [28].

По данным зарубежных исследователей (*E.M. Trent, E.J. Amini* и др.) [33] при изменении в широком диапазоне скорости и подачи напряжение сдвига при резании металлов и сплавов изменяется весьма незначительно. Значения этого напряжения не более, чем на 10% отличаются от напряжений сдвига тех же материалов, измеренных при стандартных лабораторных механических испытаниях при соответствующих величинах деформаций. Примерные значения напряжений сдвига τ , измеренные с помощью динамометра, при резании ряда материалов приведены в табл.2.1 [33].

2.1. Значения напряжений сдвига τ для некоторых обрабатываемых материалов

Обрабатываемый материал	τ , Н/мм ²
Техническое железо	370
Сталь (С=0,12%)	480
Никель-хромованадиевая сталь	690
Аустенитная нержавеющая сталь	630
Никель	420
Медь (отожженная/холоднокатаная)	250/270
Латунь	370
Алюминий	97
Магний	125
Свинец	36

Для расчета напряжений сдвига τ воспользуемся схемой сил, действующих на передней поверхности резца (рис.2.15). Здесь сила резания (стружкообразования) R помещена на вершину режущего клина и представлена в виде двух составляющих: 1) \bar{P}_1 - действует в направлении вектора

скорости резания \bar{v} ; 2) \bar{P}_2 - действует в направлении подачи \bar{s}_y , перпендикулярно к вектору скорости \bar{v} . При этом

$$\bar{R} = \bar{P}_1 + \bar{P}_2 \text{ или } R = \sqrt{P_1^2 + P_2^2}. \quad (2.24)$$

С учетом уравнений (2.18) и (2.19), а также углов действия ω^* и наклона условной плоскости сдвига Φ (см.рис.2.12):

$$P_1 = R \cos \omega = \frac{P_\tau \cos \omega}{\cos(\omega + \Phi)} = \tau ab \frac{\cos \omega}{\sin \Phi \cos(\omega + \Phi)}; \quad (2.25)$$

$$P_2 = R \sin \omega = \frac{P_\tau \sin \omega}{\cos(\omega + \Phi)} = \tau ab \frac{\sin \omega}{\sin \Phi \cos(\omega + \Phi)}. \quad (2.26)$$

Из этих зависимостей следует, что касательные напряжения τ и размеры срезаемого слоя a и b прямо пропорционально влияют на силу резания (стружкообразования) R и ее составляющие P_1 и P_2 . Более сложное влияние на их уровень оказывает деформация срезаемого слоя, определяемая углом

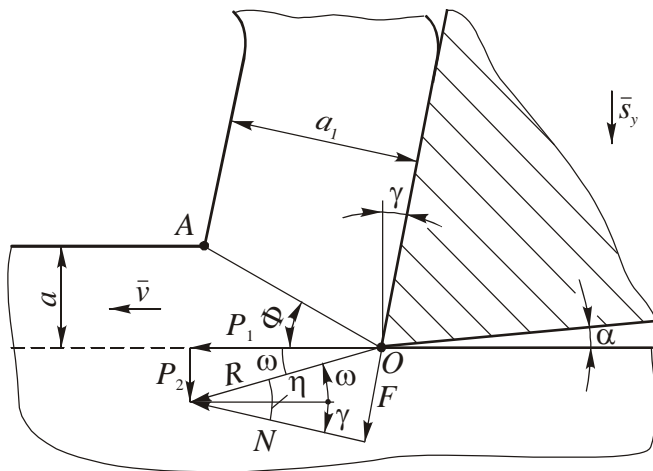


Рис.2.15. Схема сил, действующих на передней поверхности резца при свободном резании

наклона условной плоскости сдвига Φ , а также направление действия силы резания (стружкообразования) R , определяемое углом действия $\omega = \eta - \gamma$. Величина последнего зависит от условий трения на передней поверхности режущего клина и переднего угла (рис.2.15).

Силу стружкообразования R можно рассчитать по уравнению (2.24), предварительно замерив динамометром составляющие P_1 и P_2 . Для нахождения угла действия ω нужно найти угол трения η по формуле

* Угол действия ω - это угол между вектором силы резания (стружкообразования) \bar{R} и вектором скорости резания \bar{v}

$\operatorname{tg}\eta = F / N$. Составляющие этой формулы можно найти по величине силы резания (стружкообразования) R

$$N = R \cos \eta = \tau ab \left[\frac{\cos \omega \cos \eta}{\sin \Phi \sin(\omega + \Phi)} \right] = \tau ab \left[\frac{\cos(\eta - \omega) \cos \eta}{\sin \Phi \sin(\eta - \gamma + \Phi)} \right]; \quad (2.27)$$

$$F = R \sin \eta = \tau ab \left[\frac{\cos(\eta - \gamma) \sin \eta}{\sin \Phi \sin(\eta - \gamma + \Phi)} \right]. \quad (2.28)$$

Содержащиеся в скобках этих уравнений безразмерные величины можно определить следующим образом: 1) угол Φ - по уравнению (2.4), предварительно замерив коэффициент усадки стружки K при заданном значении угла γ ; 2) угол η - по уравнению $\operatorname{tg}\eta = \operatorname{tg}(\omega + \gamma)$, где $\operatorname{tg} \omega = P_2 / P_1$.

Из схемы действия силы резания (стружкообразования) R и ее составляющих (рис.2.15) видно, что величина силы R изменяется при изменении переднего угла γ и режима резания (v, a, b), а также свойств обрабатываемого материала. Последние определяют изменение степени деформации при переходе срезаемого материала в стружку (угол Φ), условий трения на передней поверхности (угол η) и переднего угла γ инструмента. При этом указанные углы тесно взаимосвязаны между собой.

Любые изменения условий трения на передней поверхности инструмента немедленно сказываются на величине деформации стружки, а любые изменения в области стружкообразования – на условиях трения в области контакта стружки с передней поверхностью. Таким образом, имеет место строгая взаимосвязь между зоной деформации сдвига и зоной контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Влияние последней на величину деформации и силы иногда может быть даже более значительным, чем напряжение сдвига τ . Например, напряжение сдвига при резании меди почти в два раза меньше, чем при резании стали (см.табл.2.1). Но так как усадка стружки K , определяемая условиями трения на передней поверхности (углы η и ω), при резании меди больше примерно в такое же число раз, то составляющие силы резания R в обоих случаях одинаковы.

Ранее было установлено, что угол действия ω определяет положение условной плоскости сдвига и направление силы резания (стружкообразования) R . При увеличении этого угла и повороте вектора силы \bar{R} против часовой стрелки усадка стружки K и относительный сдвиг ε увеличиваются, а угол Φ и составляющая P_1 уменьшаются.

Таким образом, условия трения стружки о переднюю поверхность инструмента оказывают существенное влияние на силу резания (стружкообразования) R и ее составляющие P_1 и P_2 при одном и том же значении переднего угла γ .

2.3. Контактные процессы на передней и задней поверхностях инструмента

В процессе резания в тонком прирезцовом слое стружки толщиной менее 1 мм линии текстуры изгибаются в сторону, обратную движению стружки (рис.2.16). Это свидетельствует о наличии вторичной пластической деформации обрабатываемого материала, перешедшего в стружку, возникающей под действием силы трения F на передней поверхности инструмента и

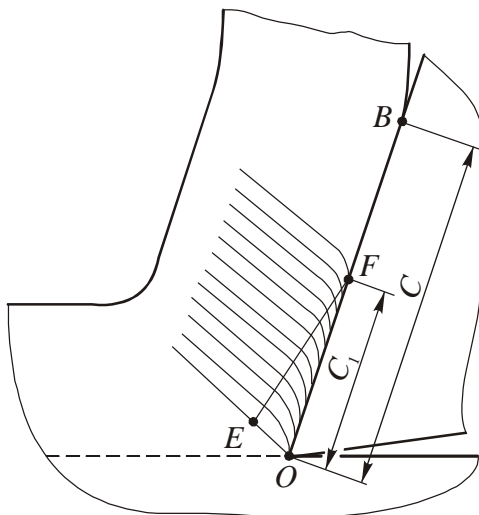


Рис.2.16. Схема искривления линий текстуры стружки при вторичной деформации в застойной зоне OEF

тормозящей движение стружки. При этом, чем больше сила трения F , тем больше толщина заторможенного слоя и больше искривление линии текстуры.

Большие значения силы трения F объясняются высокими касательными напряжениями τ_F , возникающими при трении свежесформированной идеально чистой, новой (ювенильной) поверхности стружки по зачищенной, освобожденной от окислов передней поверхности инструмента. При этом на очень малой по размерам площадке контакта дейст-

вуют большие нормальные напряжения σ_N . В условиях высокой температуры резания и межмолекулярного взаимодействия прирезцового слоя стружки с передней поверхностью инструмента стружка перемещается уже не по передней поверхности инструмента, а по заторможенному слою. Таким образом, в этом случае внешнее трение заменяется внутренним трением. О силе сцепления заторможенного слоя с передней поверхностью инструмента можно судить по тому факту, что если, например, при сварке трением двух стальных образцов со скоростью $v=16\dots 50$ м/мин давление составляет $45\dots 70$ Н/мм², то при резании это давление в $5\dots 10$ раз выше. Следовательно, при резании создаются более жесткие условия, чем при сварке трением. Этим, в частности, объясняется и тот факт, что при мгновенной остановке процесса резания металлов, склонных к наростообразованию (сталь, чугун), заторможенный слой приваривается к передней поверхности инструмента и отделяется от основной массы тела стружки.

Металлографические исследования «корней» стружек показали, что длина контакта стружки с передней поверхностью C (рис.2.16) состоит из двух участков: 1) C_1 - участок пластического контакта; 2) $C-C_1$ - участок внешнего трения. О степени деформации на первом участке контакта можно судить по искривлению линий структуры стружки в застойной зоне OEF .

По данным Н.Н. Зорева [10] при точении стали 50 резцом с передним углом $\gamma=10^\circ$ со скоростью резания $v=82$ м/мин и подачей $s=0,42$ мм/об длина участков контакта $C_1=1,8$ мм, а $C=2,9$ мм. При этом высота заторможенного слоя у режущей кромки составила $0,05$ мм, затем на расстоянии $0,3$ мм от кромки она увеличилась до $0,2$ мм, а далее к концу участка C_1 уменьшилась почти до $0,05$ мм. В этом случае расчетная величина степени деформации сдвига возросла от нуля в начале участка и до $\varepsilon=39$ – в конце его. Это почти в 20 раз выше степени деформации, имеющей место в основной массе стружки. Последнее обстоятельство указывает на то, что удельная работа пластической деформации в контактном слое стружки достигает очень боль-

ших значений. В соответствии с этим и тепловыделение здесь должно в несколько раз превышать тепловыделение, возникающее в зоне стружкообразования.

Работа касательных сил на передней поверхности инструмента фактически является не работой трения, а работой пластической деформации контактного слоя стружки. Средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}} = F / N$, влияющий на процесс стружкообразования, зависит от этого процесса. Следовательно, если по каким либо причинам (например, при изменении свойств обрабатываемого материала) изменяются удельные нагрузки на площадке контакта стружки с передней поверхностью инструмента, то, соответственно, изменяется и средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$. В этом и заключается взаимосвязь процессов, происходящих в зоне стружкообразования (около условной плоскости сдвига) и в зоне контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Установить точную количественную зависимость между внешними факторами процесса резания и средним коэффициентом трения пока не удалось из-за сложности многочисленных внутренних связей процесса резания. И вряд ли эта задача будет когда либо решена, так как (далее это будет показано) на участке пластического контакта стружки с передней поверхностью инструмента закономерности изменения сил трения и нормального напряжения не совпадают. Отношение последних оказывается переменным по всей длине этого участка и имеет весьма сложную связь с параметрами режима резания. Предложенные некоторыми авторами аналитические зависимости, устанавливающие эти связи, являются частными, имеют узкую область применения и физически не обоснованы. Это объясняется тем, что на процесс трения, кроме силовой нагрузки на передней поверхности, большое влияние оказывает температура резания, аналитический расчет которой представляет весьма сложную задачу и которая в настоящее время далека от точного решения.

На процесс трения большое влияние оказывают также свойства обрабатываемого материала. При отсутствии СОЖ коэффициенты трения при реза-

нии стали $\mu=0,5\dots1,7$, свинца - $\mu=0,4\dots0,8$, а алюминия - $\mu=0,93\dots1,5$, что значительно выше, чем при обычном внешнем трении скольжения, происходящем при комнатной температуре.

Эксперименты Н.Г. Абуладзе [1] показали, что длину участка пластического контакта при резании металлов можно определить по следующей эмпирической зависимости

$$C_1 = a[K(1 + \operatorname{tg}\gamma) + \sec\gamma], \quad (2.29)$$

а общую длину контакта

$$C = a(2,05K - 0,5). \quad (2.30)$$

Обычно отношение $C_1/C \leq 0,7$, а для сталей - $C_1/C \approx 0,5$. В уравнениях (2.29) и (2.30) длины контакта на передней поверхности инструмента пропорциональны толщине срезаемого слоя a и зависят также от усадки K и переднего угла γ . При этом скорость резания v , температура θ и свойства обрабатываемого материала влияют на длину контакта через изменение усадки.

Под действием составляющих силы резания (стружкообразования) R - нормальной N и касательной (трения) F , на контактной площадке возникают соответственно нормальные σ_N и касательные τ_F напряжения. Эпюры этих напряжений определялись экспериментально поляризационно-оптическим методом или с помощью специального прибора – разрезного резца [20, 21]. В результате при резании сталей были получены типичные эпюры распределения напряжений σ_N и τ_F по длине площадки контакта стружки с передней поверхностью $f_k = Cb$ (рис.2.17)

$$\sigma_N = \frac{N}{Cb}, \quad \tau_F = \frac{F}{Cb},$$

где C - длина площадки контакта стружки с передней поверхностью; b - ширина контактной поверхности стружки.

Установлено [20], что нормальные напряжения σ_N сильно зависят от условий резания. По длине контакта они распределены неравномерно, моно-

тонно возрастая в направлении к режущей кромке. В свою очередь касательные напряжения τ_F не зависят от условий резания (v, γ, a, θ) и на длине C_1 остаются примерно постоянными, снижаясь до нуля на участке внешнего трения длиной $C - C_1$ (рис.2.17).

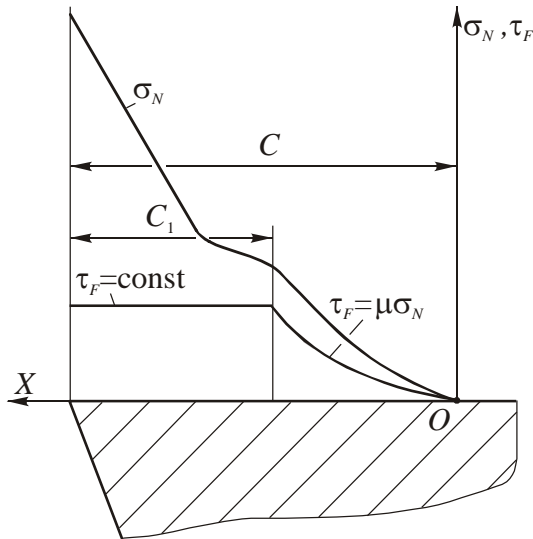


Рис.2.17. Схематическое изображение эпюр нормальных σ_N и касательных τ_F напряжений по длине контакта стружки с передней поверхностью

Если определять коэффициент трения при резании как отношение $\mu = F / N = \text{tg } \eta$, то на длине C_1 он оказывается величиной переменной. В каждой точке контакта из-за переменности площади контакта стружки с передней поверхностью инструмента коэффициент трения следовало бы определять по отношению напряжений

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\tau_F C b}{\sigma_N C b} = \frac{\tau_F}{\sigma_N}. \quad (2.31)$$

Только на участке длиной $C - C_1$, на котором пластическая деформация отсутствует и имеет место внешнее трение, коэффициент трения можно определять по закону Амонтона-Кулона, согласно которому $F = \mu N$. При этом значения коэффициента внешнего трения не зависят от площади контакта и находятся в пределах $\mu_{\text{вт}} = 0,3 \dots 0,5$. На участке длиной C_1 значения коэффициента трения находятся в более широком диапазоне - $\mu = 0,5 \dots 0,9$.

При расчете силы резания обычно используют условную величину среднего коэффициента трения $\mu_{\text{ср}}$, который в основном зависит от условий трения на участке длиной C_1 , где сосредоточена основная часть нагрузки. Рассмотрим влияние на средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$ основных параметров процесса резания: переднего угла γ , толщины срезаемого слоя a и скорости резания v (см. уравнение (2.31)). Как показали эксперименты, с умень-

шением переднего угла γ удельные нормальные напряжения σ_N возрастают, касательные напряжения τ_F остаются практически постоянными и поэтому средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$ уменьшается (рис. 2.18) [10].

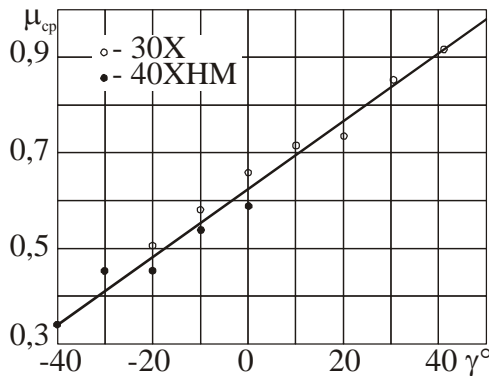


Рис.2.18. Влияние переднего угла γ на средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$ при резании сталей 30Х ($s=0,15$ мм/об, $v=100$ м/мин) и 40ХНМ ($HRC\ 52$, $s=0,15$ мм/об, $v=18$ м/мин)

С увеличением толщины среза a площадь контакта растет и одновременно увеличивается нормальная сила N . Поэтому нормальное напряжение σ_N хотя и повышается, но очень незначительно. При подачах $s > 1$ мм/об и постоянстве касательного напряжения τ_F наблюдается лишь небольшое снижение среднего коэффициента $\mu_{\text{ср}}$.

С ростом скорости резания v растет температура θ на передней поверхности инструмента, усадка стружки K снижается, сокращаются длины контакта C и C_1 . При этом увеличивается нормальное напряжение σ_N и, следовательно, уменьшается средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$.

Выше было показано, что величина касательных напряжений τ_F определяется прочностными свойствами обрабатываемого материала. В работе [20] была установлена связь между средним касательным напряжением τ_F и истинным напряжением сдвига S_k , определяемым при растяжении, путем деления задаваемой нагрузки на площадь сечения шейки в момент разрыва образца

$$\tau_F \cong 0,28 S_k. \quad (2.32)$$

По сравнению с касательным напряжением τ в зоне стружкообразования это напряжение значительно меньше [22]

$$\tau_F \cong 0,5 \tau. \quad (2.33)$$

Такая зависимость объясняется влиянием температуры резания, которая на площадке контакта намного выше, чем в зоне стружкообразования, несмотря на то, что степень первичной деформации намного выше.

Значение истинного напряжения сдвига S_k при резании можно также определить по твердости стружки [29]

$$S_k = 0,32 HV, \quad (2.34)$$

где HV - твердость стружки по Виккерсу.

Эта зависимость была установлена экспериментально для многих пластичных материалов (стали, в т.ч. легированные, титановые и алюминиевые сплавы, медь, бронза и кадмий). Также было установлено, что с ростом прочности и твердости обрабатываемого материала длина контакта стружки сокращается из-за снижения усадки стружки при одинаковой скорости резания (см. уравнение (2.29)). При этом напряжения σ_N и τ_F увеличиваются за счет роста нагрузки на режущий клин и косвенно за счет снижения усадки стружки, вызывающей уменьшение площадки контакта. Поэтому при постоянной температуре резания θ средний коэффициент трения μ_{cp} изменяется очень слабо. Однако, если скорость резания будет постоянна, то с ростом сопротивления сдвигу температура θ при резании более прочных материалов растет быстрее. Это приводит к тому, что касательные напряжения τ_F хотя и увеличиваются, но в меньшей степени, чем нормальные напряжения σ_N , а средний коэффициент трения μ_{cp} , как следует из формулы (2.31) снижается, в том числе и из-за снижения усадки стружки и связанной с ней уменьшением площадки контакта. Поэтому сила резания (стружкообразования) R и ее составляющие P_1 и P_2 также изменяются слабо (см. уравнения (2.25) и (2.26)).

Таким образом, при анализе характера изменения среднего коэффициента трения μ_{cp} в зависимости от основных факторов режима резания были установлены и получили объяснение два парадоксальных явления (рис.2.18):

1) увеличение среднего коэффициента трения μ_{cp} с увеличением переднего угла γ ; 2) слабая зависимость среднего коэффициента трения μ_{cp} и сил резания от механических свойств обрабатываемого материала.

Последнее обстоятельство кажется на первый взгляд неверным, хотя из практики известно, что чем прочнее обрабатываемый материал, тем чаще выкрашиваются и ломаются твердосплавные инструменты. Исследования [10] показали, что это связано не с ростом силы резания, а с увеличением удельных нормальных напряжений σ_N на передней поверхности инструмента. Так, например, при точении стали 10 со скоростью $v=60$ м/мин и подачей $s=0,156$ мм/об из-за больших величин усадки K и площадки контакта удельные нормальные напряжения $\sigma_N=120$ Н/мм², а для значительно более прочной углеродистой стали У12 при меньшей площадке контакта - $\sigma_N=620$ Н/мм². Таким образом, в последнем случае напряжения почти в шесть раз больше, хотя сопротивление сдвига только в два раза больше, чем в первом случае.

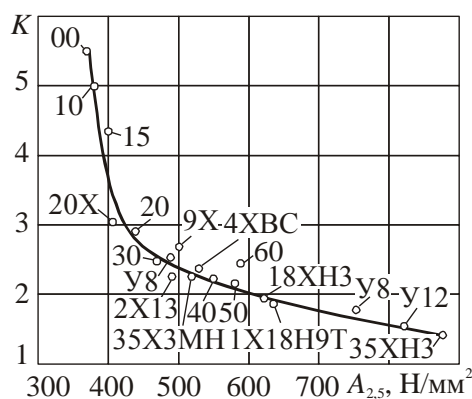


Рис.2.19. Зависимость усадки стружки K от сопротивления сдвигу обрабатываемого материала $A_{2,5}$ при относительном сдвиге $\varepsilon=2,5$ ($v=60$ м/мин, $s=0,51$ мм/об, $t=4$ мм, $\gamma=10^\circ$)

Из рис.2.19 следует, что чем прочнее обрабатываемый материал, тем меньше усадка стружки K , а, следовательно, меньше площадь контакта и выше нормальное напряжение σ_N .

Далее рассмотрим контактные процессы на задней поверхности инструмента.

В процессе снятия стружки режущий клин, несмотря на наличие заднего угла, взаимодействует своей задней поверхностью с поверхностью резания на очень малой площадке контакта (трения). Это объясняется упругим восстановлением - подъемом обработанной поверхности после прохождения резца.

Величина такого подъема Δ у идеального острого режущего клина определяет длину OK площади контакта по задней поверхности инструмента (рис. 2.20,а). Реальный режущий клин всегда имеет при вершине радиус скругления, величина которого в зависимости от технологии заточки и инструментального материала обычно находится в пределах $\rho=0,005\dots 0,02$ мм (рис.2.20,б). Наличие радиуса скругления таких размеров оказывает положительное влияние на процесс резания, так как предотвращает преждевременное разрушение режущей кромки инструмента.

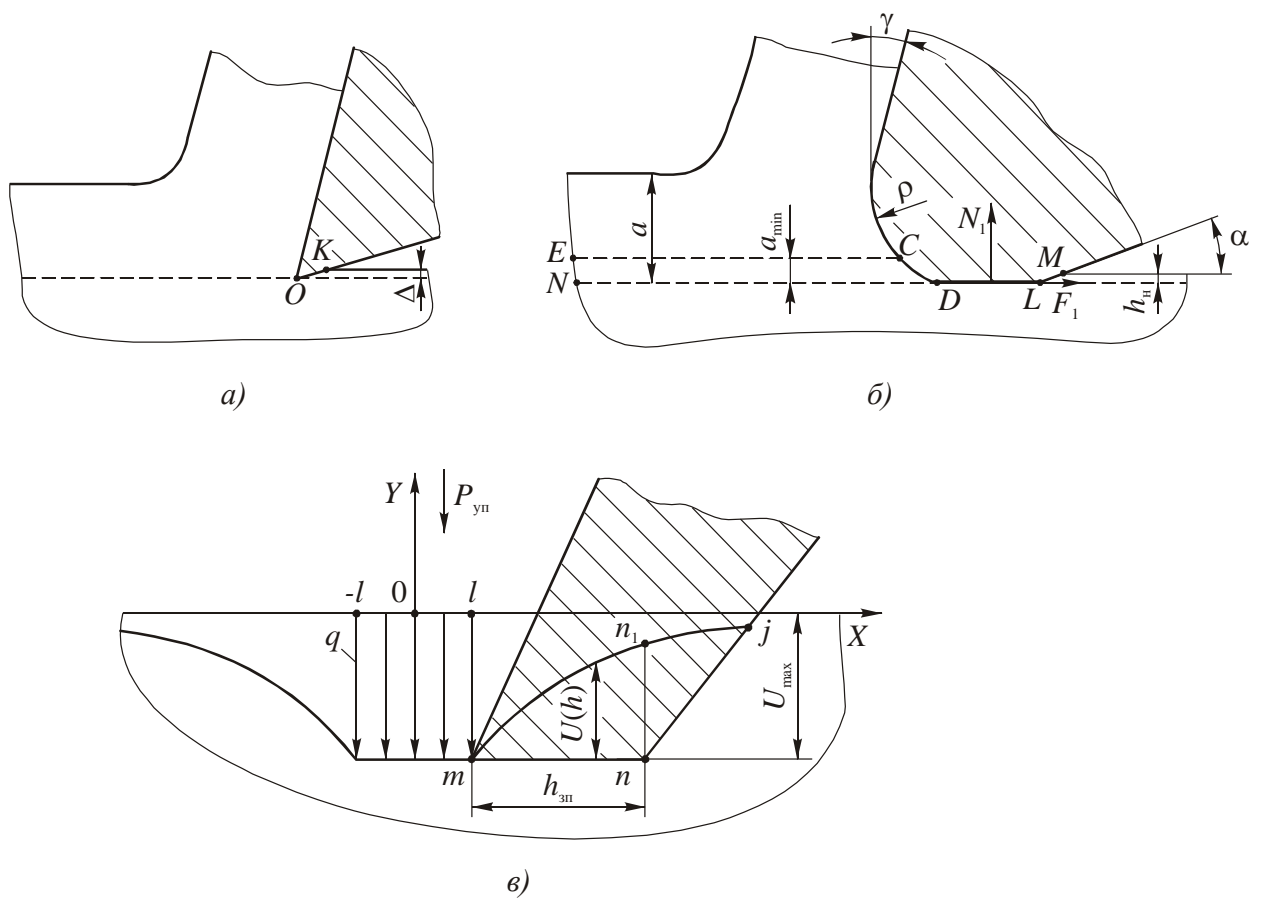


Рис.2.20. Схема взаимодействия с заготовкой:
 а - идеально острого режущего клина; б - реального режущего клина; в – идеально острого режущего клина с фаской износа $h_{зп}$ на задней поверхности

При резании реальным инструментом (рис.2.20,б) наплывающий на резец металл в точке C делится на два потока, из которых верхний поток уходит со стружкой, а нижний, толщиной a_{\min} , подминается задней поверхностью инструмента. При этом реальная поверхность резания CE не совпадает

с номинальной поверхностью ND . Объем металла $CEND$, контактируя с участком CD , площадкой износа DL и участком LM задней поверхности, претерпевает значительную деформацию. Поэтому на обработанной поверхности появляется тонкий, сильно деформированный (наклепанный) слой, толщиной h_n . Напряжения, возникающие в этом слое, оказывают большое влияние на износостойкость и усталостную прочность деталей. Таким образом, фактический контур контакта режущего клина с поверхностью резания чаще всего состоит из трех участков: криволинейного CD и двух прямолинейных участков DL и LM .

Исследования М.Ф. Полетики и В.Н. Козлова выявили некоторые особенности контакта задней поверхности режущего клина с поверхностью среза. Схема взаимодействия идеально острого режущего клина с фаской износа $h_{зп}$ на задней поверхности показана на рис. 2.20, в.

Движущаяся перед клином зона стружкообразования сопровождается волной упругой деформации, что приводит к опусканию границы полуплоскости на величину U_{\max} . При этом восстанавливающаяся позади режущей кромки поверхность mn_j взаимодействует с плоскостью фаски, деформируясь до положения mnj и вызывая дополнительное давление на фаску износа задней поверхности при удалении от режущей кромки.

Прогиб поверхности среза вызывает сила $P_{уп}$, действующая со стороны передней поверхности. При сливной стружке эта сила достаточно стабильна. При элементном стружкообразовании характер взаимодействия режущего клина с поверхностью среза существенно изменяется. Последний этап формирования элемента стружки - его отделение от заготовки сопровождается резким падением (иногда даже до нуля) нагрузки в зоне стружкообразования на участке длиной $(-l \dots l)$, где $2l = a \operatorname{ctg} \Phi$. Упруго восстанавливающаяся поверхность среза создает при этом дополнительное давление, примерно пропорциональное перемещению $U(x)$, и, следовательно, тем большее, чем ближе к режущей кромке находится рассматриваемая точка. Эта дополни-

тельная пульсирующая нагрузка должна быть по амплитуде значительно больше, чем обусловленная деформацией поверхности среза при сливном стружкообразовании, определяемой величиной $U(h)$. Пульсирующая дополнительная нагрузка приводит к изменению закона распределения нормальной контактной нагрузки вдоль фаски mn . В этом случае наибольшее значение нагрузки должно наблюдаться у режущей кромки.

Это исследование показало, что: 1) характер распределения контактных нагрузок на фаске задней поверхности режущего клина зависит от характера стружкообразования в связи с прогибом поверхности среза; 2) при сливном стружкообразовании максимальное значение нормальных контактных нагрузок отстоит от режущей кромки клина и это расстояние зависит от интенсивности нагрузки в области стружкообразования.

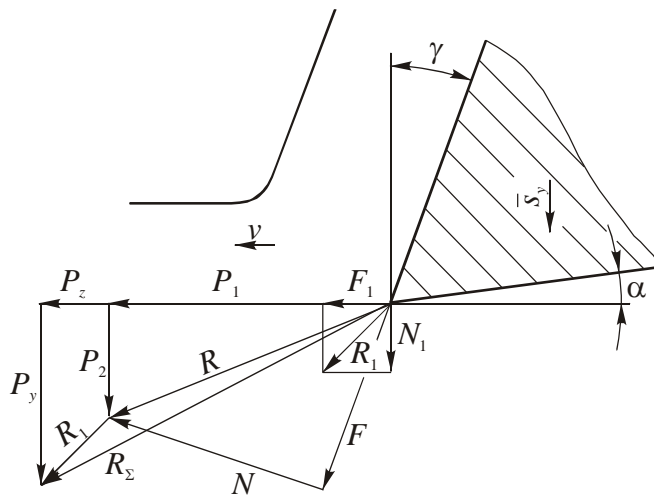


Рис.2.21. Схема сил, действующих на передней и задней поверхностях режущего клина

Нормальную силу N_1 и касательную силу трения F_1 , действующие на задней поверхности клина, из-за малой величины площадки контакта принято изображать так, как это показано на рис. 2.21. Здесь составляющая N_1 - перпендикулярна к площадке контакта, а составляющая F_1 - касательна к ней. Суммируя эти составляющие, по аналогии со схемой сил, действующих на передней поверхности инструмента, получим равнодействующую силу на задней поверхности режущего клина

$$\bar{R}_1 = \bar{N}_1 + \bar{F}_1. \quad (2.35)$$

В отличие от процесса трения на передней поверхности, силы на задней поверхности острого резца значительно меньше по величине. Они практически не зависят от толщины среза a , так как не принимают участия в де-

формации обрабатываемого материала при его переходе в стружку, а являются результатом локальных деформационных процессов на задней поверхности. Эти силы зависят от площади контакта режущего клина с поверхностью резания и изменяются пропорционально длине режущей кромки, равной ширине среза b . При этом сила резания (стружкообразования) R на передней поверхности и ее составляющие N , F по направлению совпадают с направлениями действия соответственно составляющих силы резания P_1 и P_2 и поэтому суммируются с ними. То есть $\bar{R}_\Sigma = \bar{R} + \bar{R}_1$ или по абсолютной величине составляющие вдоль осей Z и Y

$$P_z = P_1 + F_1; \quad (2.36)$$

$$P_y = P_2 + N_1. \quad (2.37)$$

В этих формулах составляющие направлены следующим образом: P_z касательна к поверхности резания, то есть действует в направлении вектора скорости резания \bar{v} ; P_y - перпендикулярна к поверхности резания, то есть действует в направлении вектора подачи \bar{s}_y (см.рис. 1.2 и 2.21).

В связи с тем, что доля составляющих результирующей силы R_1 на задней поверхности острого резца N_1 и F_1 в суммарных значениях составляющих P_z и P_y мала, то при расчете сил для случая черновой обработки ($s > 0,15$ мм/об) ими обычно пренебрегают. При чистовой обработке, когда снимаются тонкие стружки, при больших площадках износа по задней поверхности, а также при резании закаленных сталей доля составляющих результирующей силы R_1 на задней поверхности N_1 и F_1 велика и даже может превысить долю составляющих силы резания (стружкообразования) R на передней поверхности. Тогда это необходимо учитывать в расчетах.

При изготовлении ответственных, сильно нагруженных деталей, требующих высококачественного поверхностного слоя, составляющие результирующей силы R_1 на задней поверхности N_1 и F_1 необходимо знать для расчета величины и знака остаточных напряжений в этом слое.

Для определения величин составляющих N_1 и F_1 на задней поверхности инструмента применяется несколько методов. Рассмотрим один из них – **метод экстраполяции на нулевую толщину среза**. Суть этого метода основана на использовании зависимостей (2.36) и (2.37) [10, 28]. Для этого измеряют составляющие P_z и P_y при различных значениях толщины срезаемого слоя a в условиях постоянных температуры резания или усадки стружки K . Это условие достигается путем регулирования скорости резания и подачи, оказывающих наибольшее влияние на температуру резания. Затем строят линейные зависимости $P_z = f(a)$ и $P_y = f(a)$ (рис.2.22). Экстраполируя на нулевую толщину среза a значения составляющих P_z и P_y на оси Z и Y , находят значения составляющих силы резания на задней поверхности F_1 и N_1 , учитывая, что они не зависят от величины a .

Главный недостаток этого метода заключается в том, что в области наростообразования (см.гл.2.4) контакт режущего клина с задней поверхностью нарушается из-за нестабильности нароста, который периодически разрушается. Поэтому толщина срезаемого слоя a все-таки оказывает некоторое влияние на силы на задней поверхности через остатки разрушенного нароста, часть которого из зоны стружкообразования попадает под заднюю поверхность режущего клина.

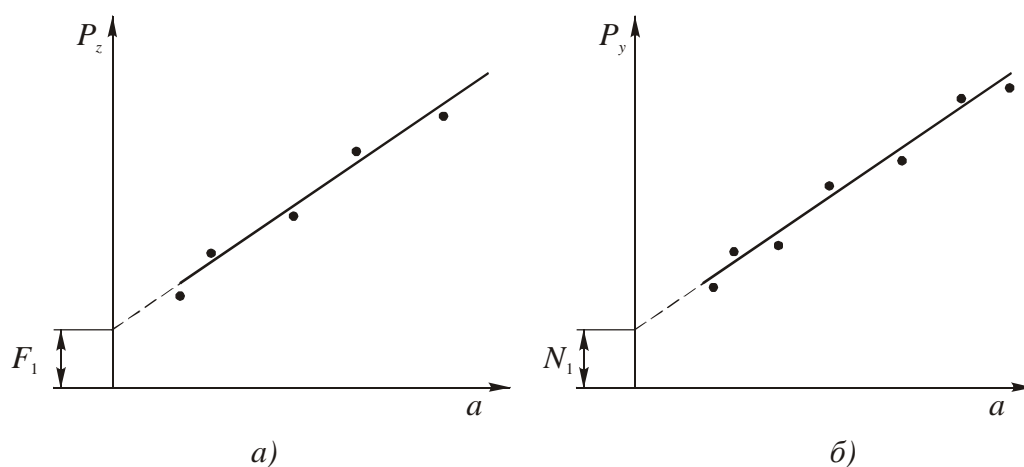


Рис.2.22. Схемы определения составляющих F_1 (а) и N_1 (б) результирующей силы R_1 на задней поверхности резца

Исследования по влиянию фаски износа $h_{зп}$ на задней поверхности режущего клина на составляющие силы резания P_z и P_y показали, что в области наростообразования, когда фаска износа находится в пределах $h_{зп}=0,03...0,1$ мм, указанные составляющие практически не изменяются. Это, по-видимому, связано с уменьшением контакта задней поверхности с обрабатываемым материалом из-за нависающего нароста. После исчезновения нароста наблюдается значительное увеличение указанных составляющих сил резания, почти пропорциональное размеру фаски износа $h_{зп}$. Сказанное подтверждается и характером износа быстрорежущих инструментов, которые работают в области наростообразования (до температуры резания $\theta=600^\circ\text{C}$) и при больших толщинах среза изнашиваются в основном по передней поверхности и почти не изнашиваются по задней поверхности. Если эти же инструменты заточить с передним углом $\gamma=45^\circ$, то есть создать условия, когда нарост практически не образуется, то при тех же скоростях резания появляется значительный износ по задней поверхности. Такая же закономерность наблюдается и при снятии тонких стружек.

При резании термически необработанных сталей интенсивность силы на задней поверхности режущего клина обычно находятся в пределах 20...100 Н/мм. При обработке закаленных сталей силы на задней поверхности инструмента существенно возрастают. При этом одновременно с ростом твердости обрабатываемого материала уменьшается площадка контакта режущего клина по задней поверхности инструмента. Характер изменения нормальных σ_{N_1} и касательных τ_{F_1} напряжений на задней поверхности и коэффициента трения $\mu_1=\sigma_{N_1}/\tau_{F_1}$ в зависимости от твердости по Роквеллу (HRC) показан на рис. 2.23 [9]. Здесь напряжения достигают больших значений - $\sigma_{N_1} \leq 4000$ Н/мм², а $\tau_{F_1} \leq 1000$ Н/мм², а коэффициент трения из-за опережающего увеличения нормальных напряжений с ростом твердости снизился от $\mu_1=0,6$ до $\mu_1=0,2$.

Стали повышенной твердости обычно обрабатывают твердосплавными инструментами со снятием тонких стружек. В этом случае доля сил на задней поверхности в общей силе резания резко возрастает.

Пользуясь схемой сил, показанной на рис. 2.21, составляющую P_y можно определить по формуле

$$P_y = F \cos \gamma - N \sin \gamma + N_1. \quad (2.38)$$

Из этого уравнения следует, что при большом значении переднего угла γ и малых величинах N_1 и F , составляющая силы резания P_y даже может быть отрицательной, так как

$$F \cos \gamma + N_1 < N \sin \gamma.$$

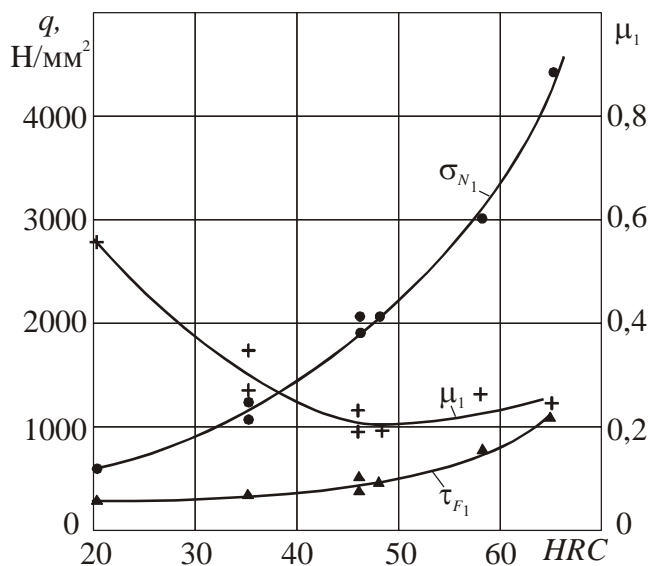


Рис.2.23. Влияние твердости HRC обрабатываемого материала на удельные нормальную σ_{N_1} и касательную τ_{F_1} нагрузки и коэффициент трения μ_1 на задней поверхности инструмента

Такая ситуация возникает, например, при рассверливании отверстий или при точении валов круглыми ротационными резцами. При этом в первом случае на периферии сверла передний угол достигает $\gamma=30^\circ$, составляющие N_1 и F малы при относительно небольшой толщине среза a , а во втором случае составляющая F вообще снижается почти до нуля. В обоих случаях процесс резания происходит

при «самоподаче» инструмента, который характеризуется резким увеличением толщины срезаемого слоя (подачи), а следовательно и силы резания. При наличии зазоров в механизме подачи станка это может привести к самозатягиванию инструмента и, как следствие, к поломке инструмента, заготовки и

даже механизма подачи станка, а также к травме станочника. Поэтому на практике необходимо всячески избегать этой ситуации.

По природе и назначению составляющие F , F_1 , N и N_1 принято называть физическими, а составляющие P_z и P_y - технологическими составляющими.

2.4. Наростообразование при резании металлов

При резании ряда металлов и особенно широкой номенклатуры углеродистых сталей в определенных температурно-скоростных условиях на передней поверхности инструмента возникает клинообразный, очень твердый нарост, являющийся, по сути, продолжением режущего клина инструмента (см.рис.2.4). Нарост оказывает существенное влияние на характеристики процесса резания (деформацию и силы), а также на стойкость инструмента и шероховатость обработанной поверхности. Исследованию этого явления посвящено большое число работ, однако многие вопросы до сих пор являются спорными.

В настоящее время принято считать, что нарост на передней поверхности инструмента образуется из заторможенного слоя срезаемого металла при определенном напряженном состоянии зоны резания, когда наблюдается разрушение металла в самой стружке, уже прошедшей деформацию в условной плоскости сдвига. В этом случае стружка перемещается не по передней поверхности инструмента, а по наросту, примерная схема образования которого показана на рис. 2.24.



Рис.2.24. Схема образования нароста

Исследования шлифов «корней» стружек показали, что нарост нависает над задней поверхностью инструмента, имеет слоистое строение и закруг-

ленную вершину (рис.2.25). При этом передний угол инструмента γ увеличивается до фактического переднего угла γ_{ϕ} , то есть $\gamma_{\phi} > \gamma$.

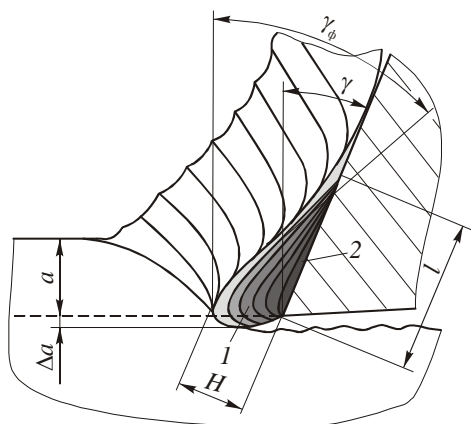


Рис.2.25. Схема строения нароста

больше номинальной толщины на некоторую величину Δa (рис.2.25).

При разрушении нароста одна его часть внедряется в обработанную поверхность, а другая уносится со стружкой (рис.2.26). Силы сцепления нароста с передней поверхностью достаточно большие и поэтому часто наблюдается разрушение твердосплавных инструментов, имеющих пониженное сопротивление на разрыв. По этой причине твердые сплавы рекомендуется использовать только на тех режимах резания, когда нарост отсутствует.

Характерным признаком наростообразования является высокая шероховатость обработанной поверхности, вызванная внедрившимися частицами разрушенного нароста. Хотя нарост и предохраняет заднюю поверхность инструмента от контакта с обработанной поверхностью, однако полностью освободить ее от износа не может из-за периодических срывов и внедрения остатков нароста в обработанную поверхность.

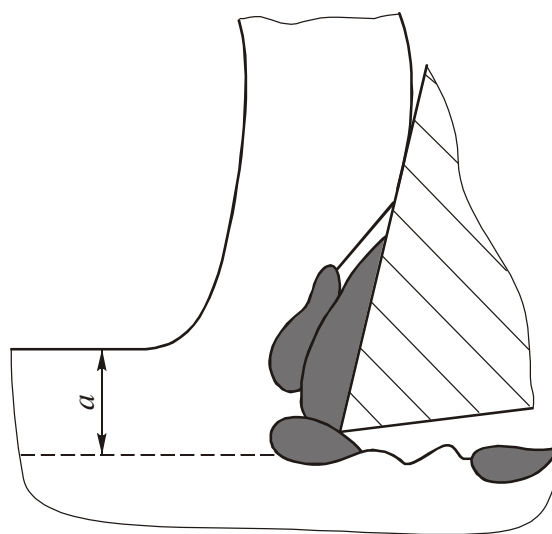


Рис.2.26. Схема разрушения нароста

На размеры нароста (высота H , длина подошвы l , фактический передний угол γ_{ϕ}) основное влияние оказывают механические свойства обрабатываемого материала, толщина срезаемого слоя (подача) a (s), передний угол γ и применяемая СОЖ (см.рис.2.25).

Ряд таких материалов, как медь и ее сплавы, титановые сплавы, высоколегированные стали с большим содержанием хрома и никеля, закаленные стали и белый чугун практически не образуют нарост. У металлов, склонных к наростообразованию, размеры нароста тем больше, чем пластичнее металл и чем меньше его прочность и твердость. Нарост появляется уже на малых скоростях резания при комнатной температуре и характеризуется в этом случае слабой устойчивостью. При по-

вышении скорости резания v температура резания θ растет (рис. 2.27) и при температуре резания $\theta \approx 300^{\circ}\text{C}$ (в диапазоне скоростей резания $v_1 \dots v_2$) высота нароста H достигает максимума. При дальнейшем повышении скорости резания в диапазоне $v_2 \dots v_3$ нарост уменьшается из-за уменьшения его прочности и совсем исчезает при скорости резания v_3 , когда температура резания $\theta \approx 600^{\circ}\text{C}$.

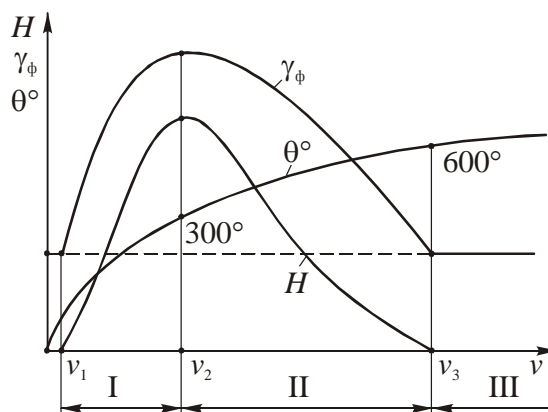


Рис.2.27. Схема влияния скорости резания v на температуру резания θ , высоту нароста H и фактическое значение переднего угла γ_{ϕ}

Влияние на наростообразование СОЖ из-за трудностей проникновения последней на площадку контакта при высоких удельных давлениях проявляется главным образом через изменение температуры резания. Поэтому при использовании СОЖ область наростообразования расширяется, смещаясь в сторону бóльших скоростей резания. При этом устойчивость и стабильность нароста на всех скоростях резания повышается, а коэффициент трения сни-

жается. Это объясняется частичным попаданием СОЖ через микропоры, трещины, неровности и особенно с боковых сторон сходящей стружки.

Влияние переднего угла γ и толщины среза a на высоту нароста H схематично показано на рис. 2.28. Из этого рисунка видно, что при изменении скорости резания v кривые $H = f(v)$ носят горбообразный характер с максимумом высоты нароста H при скорости резания v , когда температура $\theta \cong 300^\circ\text{C}$. Если увеличивать передний угол до максимально возможной по условиям прочности режущего клина величины - $\gamma = 40 \dots 45^\circ$, то нарост не образуется при любых скоростях резания. С дальнейшим ростом температуры резания θ снижаются прочность нароста и силы его сцепления с передней поверхностью инструмента. При температуре резания $\theta = 600^\circ\text{C}$ высота нароста H уменьшается до нуля.

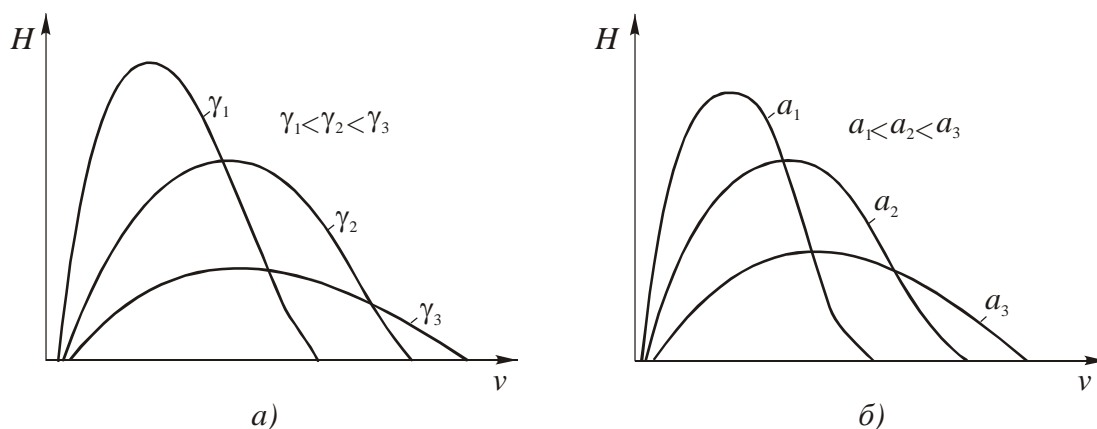


Рис.2.28. Схемы влияния скорости резания v , переднего угла γ (а) и толщины срезаемого слоя a (б) на высоту нароста H

Сказанное относится к случаям образования как сливной, так и суставчатой стружек. При образовании элементной стружки нарост появляется даже при резании чугунов, но, не успевая достичь развитой формы, разрушается. При резании некоторых металлов, например алюминия, нарост не имеет необходимой твердости и поэтому превращается в налип на передней поверхности, который значительно увеличивает сопротивление сходящей стружки и тем самым оказывает негативное влияние на процесс резания.

Характер изменения нароста и коэффициента трения позволил следующим образом объяснить влияние скорости резания v на закономерности изменения основных характеристик процесса резания: усадки стружки и силы резания (рис. 2.29).

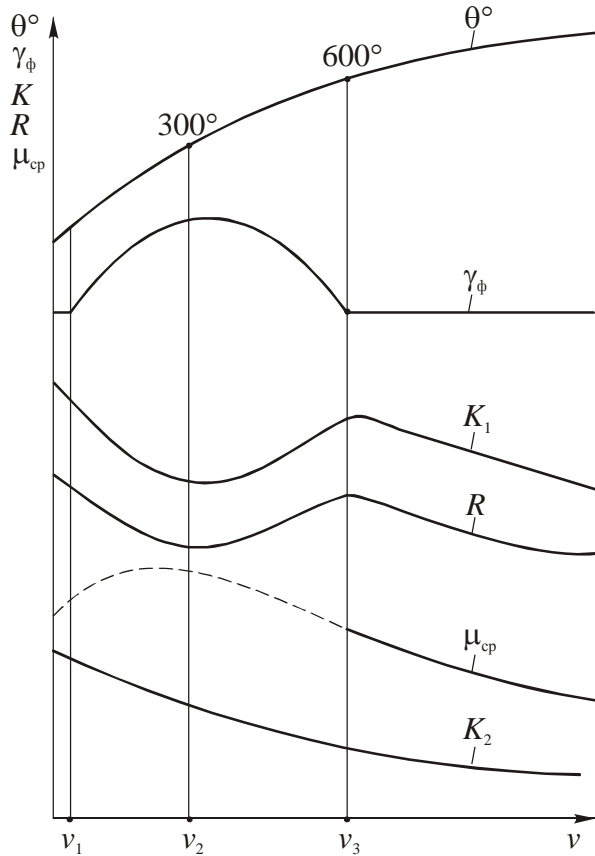


Рис.2.29. Схема взаимосвязи скорости резания v , температуры резания θ , фактического переднего угла γ_{ϕ} , усадки стружки K , силы резания R и среднего коэффициента трения $\mu_{ср}$

С ростом скорости резания в диапазоне $v_1...v_2$ температура резания θ растет, что сопровождается увеличением высоты нароста H , а следовательно и фактического переднего угла γ_{ϕ} . В диапазоне скоростей резания $v_2...v_3$ с ростом температуры резания нарост становится менее прочным и его высота уменьшается до полного исчезновения при температуре резания $\theta=600^{\circ}\text{C}$. Изменение фактического переднего угла γ_{ϕ} с образованием нароста определяет характер изменения усадки стружки и соответственно степени ее деформации - кривая K_1 . На кривой K_2 показано изменение усадки стружки для металлов, не образующих нарост, что определяет и характер изменения силы резания.

Резание в области отсутствия нароста, то есть на скоростях $v > v_3$ сопровождается уменьшением среднего коэффициента трения $\mu_{ср}$ из-за увеличения удельного нормального напряжения σ_N . В свою очередь это вызывает уменьшение угла действия $\omega = \eta - \gamma$ и увеличение угла наклона условной плоскости сдвига Φ . В результате происходит снижение усадки стружки K и силы резания R .

В области наростообразования точно определить величину среднего коэффициента трения $\mu_{\text{ср}}$ очень сложно из-за нестабильности нароста и в связи с тем, что стружка сходит по поверхности нароста, а не по передней поверхности инструмента. Тем не менее, Н.Н. Зорев [10] по «корням» стружек нашел среднее значение фактического переднего угла $\gamma_{\text{ф}}$ и рассчитал средний коэффициент трения с учетом этого угла исходя из схемы резания (см.рис.2.15)

$$\mu_{\text{ср}} = \text{tg } \eta = \text{tg}(\omega + \gamma_{\text{ф}}). \quad (2.39)$$

При этом угол действия ω он рассчитывал по формуле

$$\text{tg } \omega = P_1 / P_2, \quad (2.40)$$

предварительно измерив динамометром значения составляющих P_1 и P_2 силы резания (стружкообразования) R .

На рис. 2.29 схематично представлены рассчитанные значения среднего коэффициента трения $\mu_{\text{ср}}$, которые на участке наростообразования показаны пунктирной линией.

При резании металлов, не образующих нарост, усадка стружки K , средний коэффициент трения $\mu_{\text{ср}}$ и сила резания (стружкообразования) R с увеличением скорости резания монотонно снижаются (см. кривую K_2 на рис. 2.29).

2.5. Энергия и работа, затрачиваемые на процесс резания

Энергия, затрачиваемая на процесс резания, то есть эффективная мощность без учета потерь определяется по формуле

$$Ne = P_z v. \quad (2.41)$$

Эффективная мощность, отнесенная к единице объема W срезанного материала, представляет собой удельную работу

$$A_W = \frac{Ne}{W} = \frac{P_z v}{abv} = \frac{P_z}{ab}. \quad (2.42)$$

Из этого уравнения видно, что размерность удельной работы A_W совпадает с размерностью напряжений, вызываемых действием главной составляющей P_z , характеризующей сопротивление обрабатываемых материалов резанию. Удельную работу можно разделить на три составляющие:

- 1) $A_{W\tau}$ - удельная работа пластической деформации в зоне стружкообразования (сдвига);
- 2) A_{WF} - удельная работа трения при вторичной деформации стружки на передней поверхности инструмента;
- 3) A_{WF_1} - удельная работа трения и деформации на задней поверхности инструмента.

Сумма первых двух составляющих представляет собой работу, затрачиваемую на образование стружки

$$A_{W_c} = A_{W\tau} + A_{WF} = \frac{P_\tau v_\Phi}{abv} + \frac{Fv_1}{abv}, \quad (2.43)$$

где P_τ - составляющая силы резания на условной плоскости сдвига (см. уравнение (2.18)); v_Φ - скорость деформации на условной плоскости сдвига; v_1 - скорость перемещения стружки по передней поверхности; F - сила трения.

По уравнениям (2.5)...(2.7) найдем соотношения указанных скоростей и, подставив их в уравнение (2.43), получим

$$A_{W\tau} = \frac{\tau ab \cos \gamma}{ab \sin \Phi \cos(\Phi - \gamma)} = \frac{\tau \cos \gamma}{\sin \Phi \cos(\Phi - \gamma)}; \quad (2.44)$$

$$A_{WF} = \frac{Fv_1}{abv} = \frac{F \sin \Phi}{ab \cos(\Phi - \gamma)} = \frac{\tau_F C}{aK}. \quad (2.45)$$

Из уравнения (2.11) следует, что отношение угловых параметров в формуле (2.44) равно величине относительного сдвига ε , тогда

$$A_{W\tau} = \tau \varepsilon. \quad (2.46)$$

Касательные напряжения на условной плоскости сдвига τ можно определить по результатам механических испытаний (см. уравнение (2.22)) или

путем измерения твердости стружки (см. уравнение (2.23)), а относительный сдвиг ε - путем измерения усадки стружки (см. уравнение (2.12)).

Удельную работу трения A_{WF} можно найти по уравнению (2.45), предварительно определив по уравнениям (2.32) и (2.33) касательные напряжения на контактной площадке. Длину площадки контакта можно рассчитать по уравнению (2.30), предварительно замерив усадку стружки K .

Практический интерес представляет оценка доли удельной работы трения A_{WF} в общей работе стружкообразования A_{Wc} , то есть отношения A_{WF}/A_{Wc} . А.М. Розенберг [29] при резании различных материалов (сталь, алюминиевые сплавы, медь и ее сплавы) точением, фрезерованием и протягиванием установил, что это отношение зависит от усадки стружки K и переднего угла γ . В зависимости от указанных параметров доля работы трения изменяется в весьма широких пределах – от 14 до 50% (рис.2.30). Для наиболее часто применяемых передних углов $\gamma = -10 \dots 10^\circ$ и средних значений усадки стружки работа трения составляет всего 16...28%. С дальнейшим увеличением усадки стружки и уменьшением переднего угла доля работы трения интенсивно уменьшается, так как быстро увеличивается удельная работа

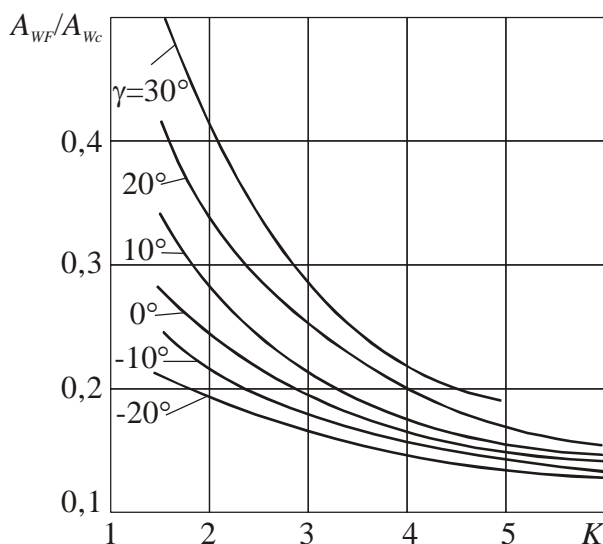


Рис.2.30. Доля работы трения A_{WF} в работе стружкообразования A_{Wc}

первичной деформации $A_{W\tau}$ в условной плоскости сдвига.

Удельная работа трения на задней части поверхности инструмента

$$A_{WF_1} = \frac{F_1 v}{abv} = \frac{\tau_{F_1} C_{3п}}{a}, \quad (2.47)$$

где $C_{3п}$ - длина площадки контакта по задней поверхности.

При резании термически необработанных сталей острым резцом из-за небольших значений τ_{F_1} и $C_{3п}$ ве-

личина A_{WF_1} обычно мала. Однако при снятии тонких стружек ($a \leq 0,1$ мм), а также при увеличении фаски износа по задней поверхности режущего клина и увеличении твердости обрабатываемого материала доля A_{WF_1} в общей удельной работе резания $A_W = A_{Wc} + A_{WF_1}$ существенно возрастает. Так, например, при точении стали 40ХНМ со скоростью резания $v=17$ м/мин, толщиной среза $a=0,1$ мм и шириной фаски износа $h_{зп}=0,8$ мм удельная работа резания $A_W=9120$ Н/мм², а удельная работа стружкообразования $A_{Wc}=2720$ Н/мм². Следовательно, удельная работа трения на задней поверхности $A_{WF_1}=6400$ Н/мм², что составляет 70% от общей удельной работы резания A_W . За счет этого на задней поверхности режущего клина выделяется почти в три раза больше теплоты, чем при трении стружки о переднюю поверхность и в зоне стружкообразования [10].

При резании закаленных сталей, когда толщина срезаемого слоя обычно очень мала, удельная работа трения на задней поверхности A_{WF_1} может достигать больших значений и даже быть больше удельной работы стружкообразования A_{Wc} . При этом значения контактных напряжений на задней поверхности режущего клина τ_{F_1} и σ_{N_1} будут намного выше, чем при резании термически необработанных сталей.

3. СЛОЖНЫЕ СХЕМЫ РЕЗАНИЯ

Свободное прямоугольное резание на практике встречается достаточно редко. Чаще всего из-за изменения кинематики процесса резания и в связи с усложнением конструкции инструментов приходится иметь дело с более сложными схемами косоугольного и несвободного резания. Поэтому далее рассмотрим особенности этих случаев резания и их отличия от свободного прямоугольного резания.

3.1. Косоугольное резание

Под косоугольным резанием понимают процесс снятия припуска инструментом, режущая кромка которого при взаимодействии с заготовкой имеет угол наклона λ между нормалью к этой кромке и вектором продольной скорости резания \vec{v} (рис.3.1). Это достигается либо заточкой главной режущей кромки под углом λ , либо за счет дополнительного движения режущей кромки инструмента вдоль самой себя. В первом случае имеет место **геометрическое косоугольное резание**, а во втором случае - **кинематическое косоугольное резание**.

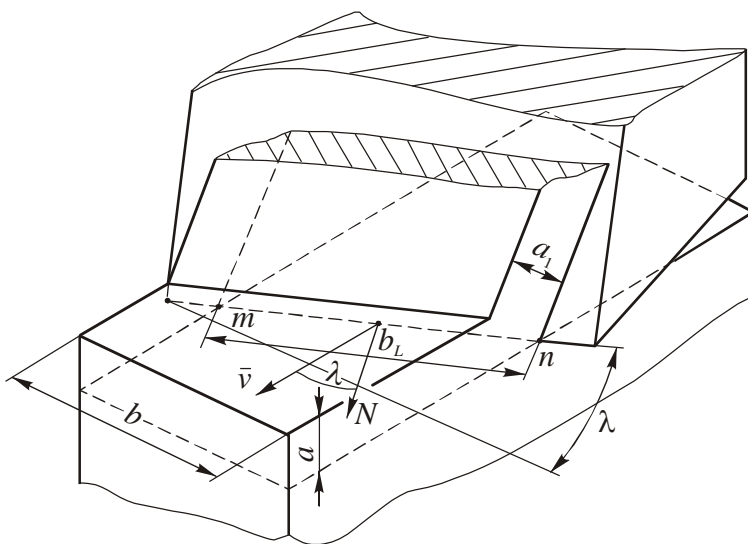


Рис.3.1. Свободное косоугольное резание ($\lambda \neq 0$)

конечные результаты по влиянию на деформацию стружки и силы резания в обоих случаях совпадают. Поэтому далее рассмотрим особенности процесса косоугольного резания на примере более простого по кинематике первого случая - свободного строгания широким резцом с углом наклона главной режущей кромки $\lambda \neq 0$ (рис. 3.1).

В этом случае слой материала толщиной a и шириной b срезается клином, режущая кромка которого mn наклонена под углом λ между вектором продольной скорости \bar{v} и нормалью N к этой же режущей кромке. Так как резание осуществляется с постоянной шириной b , то длина рабочего участка режущей кромки b_L будет зависеть от угла λ

$$b_L = b / \cos \lambda. \quad (3.1)$$

Для наглядности отношения b_L/b (v_L/v) в зависимости от угла λ представлены в табл.3.1. Из этой таблицы видно, что влияние угла λ на указанные отношения становится заметным при $\lambda > 30^\circ$.

3.1. Влияние угла λ на отношения b_L/b (v_L/v)

Отношения	Угол λ°					
	0	15	30	45	60	75
b_L/b (v_L/v)	1	1,04	1,15	1,42	2,0	3,86

Процесс превращения срезаемого слоя в стружку при свободном косоугольном резании рассмотрим с помощью идеализированной схемы (рис.3.2) [2]. Если считать, что обрабатываемый материал абсолютно не деформируем, то при перемещении режущей кромки из положения I в положение II на расстояние ΔL развернутая на передней поверхности резца контактная поверхность срезанной стружки представляла бы собой параллелограмм $mnpq$ с основанием, равным рабочей длине режущей кромки b_L и высотой ΔL_N , равной расстоянию по нормали между указанными положениями режущей кромки.

Боковые стороны параллелограмма, определяющие направление схода стружки по передней поверхности резца, составили с нормалью к режущей кромке угол, равный углу наклона главной режущей кромки λ .

При срезании реального материала, в результате деформации срезаемого слоя, развернутая на передней поверхности резца контактная поверхность срезанной стружки представляла бы собой параллелограмм m_2n_2pq с осно-

ванием, равным рабочей длине режущей кромки b_L и высотой $\Delta L_{CN} < \Delta L_N$. При этом стороны параллелограмма образуют с перпендикуляром к режущей кромки угол схода стружки по передней поверхности $\rho \neq \lambda$.

Превращение параллелограмма $ntrq$ в параллелограмм m_2n_2pq объясняется тем, что движение любой точки на наклонной режущей кромке в направлении вектора \bar{v} можно представить как сложное, состоящее из двух движений: 1) перпендикулярное к режущей кромке со скоростью v_N ; 2) параллельное (вдоль) режущей кромке со скоростью v_L . Отсюда

$$\bar{v} = \bar{v}_N + \bar{v}_L \text{ или } v = \sqrt{v_N^2 + v_L^2}.$$

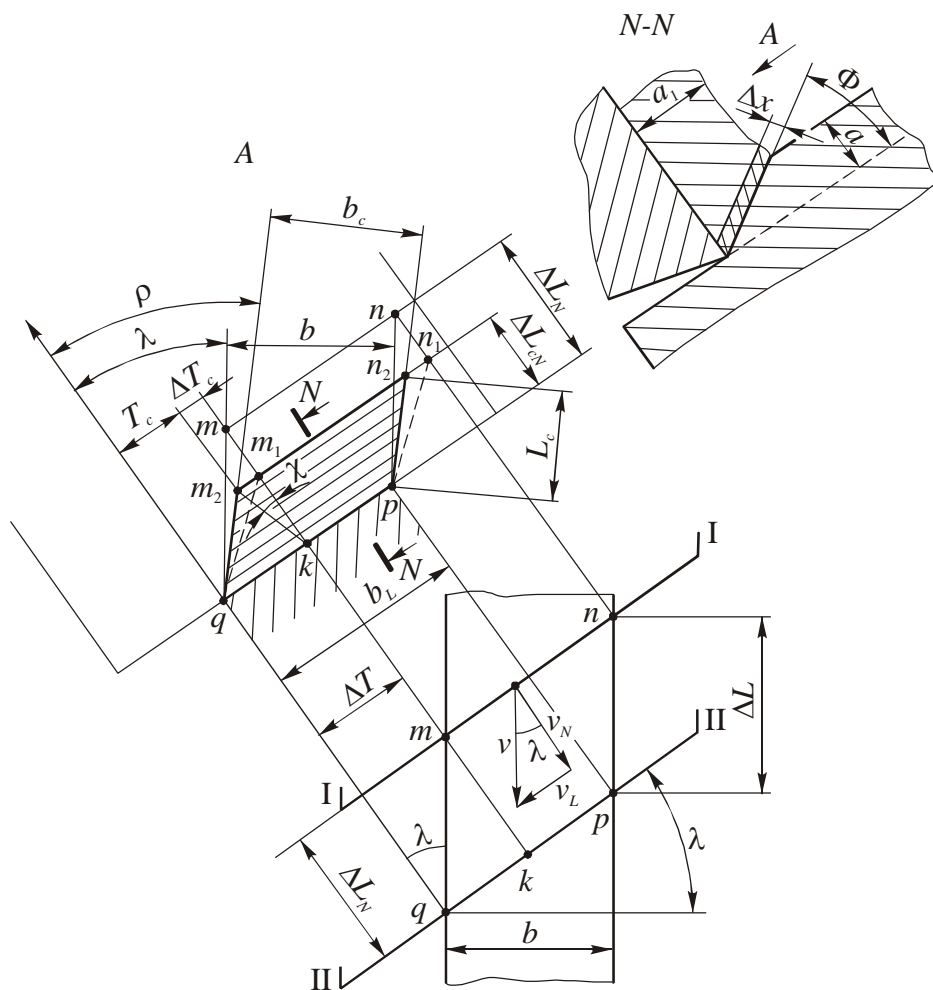


Рис.3.2. Схема образования стружки при свободном косоугольном резании

При перемещении в направлении, перпендикулярном к режущей кромке, на расстояние ΔL_N отдельные слои металла толщиной Δx , деформируясь в условной плоскости сдвига в указанном направлении, вызовут укорочение (усадку) срезанного слоя до размера ΔL_{cN} . В результате режущая кромка m займет положение m_1n_1 и тогда усадка стружки в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке

$$K_{LN} = \Delta L_N / \Delta L_{cN}, \quad (3.2)$$

где ΔL_N - длина срезанного слоя в нормальном сечении до деформации; ΔL_{cN} - длина срезанного слоя (стружки) после деформации.

При этом эксперименты показали, что усадка стружки по длине примерно равна усадке стружки по толщине, то есть $K_{LN} \approx K_a$.

При перемещении вдоль режущей кромки на расстояние ΔT слои стружки, параллельные режущей кромке, под действием силы трения F_L , направленной параллельно режущей кромке, сдвигается вдоль нее так, что верхний край стружки переместится на расстояние ΔT_c .

Сдвиг слоев стружки вдоль режущей кромки подтверждается следующим опытом. Если на верхней плоскости срезанного слоя (рис.3.2) нанести риску mk , перпендикулярную к режущей кромке, то на срезанной стружке эта риска займет положение m_2k , отклонившись от перпендикуляра к режущей кромке в направлении вектора скорости \bar{v}_L на угол χ .

Основные характеристики превращения срезанного слоя в стружку при косоугольном резании определим по упрощенной схеме (рис.3.3). В основе этой схемы лежит допущение, что превращение срезанного слоя в стружку происходит путем простого сдвига материала толщиной Δx по условной плоскости сдвига, наклоненной в сечении, перпендикулярном к режущей кромке, под углом Φ к поверхности резания.

При перемещении инструмента в направлении, перпендикулярном к режущей кромке, на расстояние ΔL_N , слой металла толщиной Δx претерпит

деформацию простого сдвига с величиной абсолютного сдвига ΔS_N . Относительный сдвиг при перпендикулярном перемещении режущей кромки может быть рассчитан так же, как и при прямоугольном резании, по формуле

$$\varepsilon_N = \text{ctg} \Phi + \text{tg}(\Phi - \gamma). \quad (3.3)$$

Так как $K_{LN} \approx K_a$, то угол наклона условной плоскости сдвига может быть рассчитан через усадку стружки по толщине K_a по известному для прямоугольного резания уравнению

$$\text{tg} \Phi = \frac{\cos \gamma}{K_a - \sin \gamma}. \quad (3.4)$$

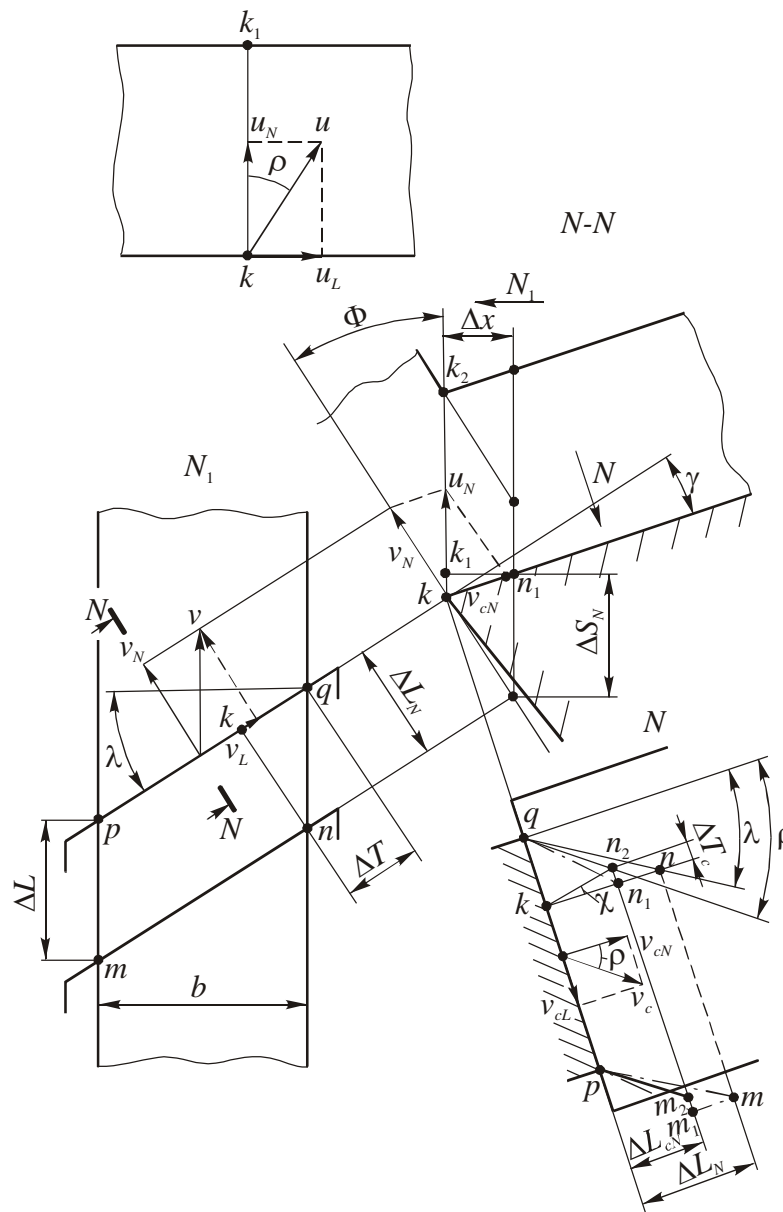


Рис.3.3. Схема для расчета величин относительного сдвига при косоугольном резании

При перемещении инструмента вдоль режущей кромки на расстояние ΔT слой металла толщиной Δx также претерпит деформацию простого сдвига с величиной абсолютного сдвига ΔT_c .

Относительный сдвиг при перемещении вдоль режущей кромки

$$\varepsilon_L = \Delta T_c / \Delta x = \operatorname{tg} \chi, \quad (3.5)$$

где χ - угол отклонения перпендикуляра $k_1 n_1$ к условной плоскости сдвига от нормального положения в результате сдвига слоя материала на величину ΔT_c .

Сдвиги происходят в плоскости kk_2 . Поэтому величину Δx для случая перемещения резца вдоль режущей кромки определим в сечении $N - N$, перпендикулярном к условной плоскости сдвига (рис.3.3)

$$\Delta x = k_1 n_1 = \Delta L_{cN} \cos(\Phi - \gamma).$$

Абсолютный сдвиг

$$\Delta T_c = \Delta L_N \operatorname{tg} \lambda - \Delta L_{cN} \operatorname{tg} \rho,$$

где ρ - угол схода стружки по передней поверхности инструмента.

Подставим в уравнение (3.5) найденные значения ΔT_c и Δx и получим

$$\varepsilon_L = \frac{\Delta L_N \operatorname{tg} \lambda}{\Delta L_{cN} \cos(\Phi - \gamma)} - \frac{\operatorname{tg} \rho}{\cos(\Phi - \gamma)} = \frac{K_{LN} \operatorname{tg} \lambda - \operatorname{tg} \rho}{\cos(\Phi - \gamma)}.$$

Экспериментально было установлено, что при резании без СОЖ угол схода стружки $\rho \approx \lambda$ (рис.3.4), а усадка стружки $K_{LN} = K_a$ [11]. Тогда относительный сдвиг при перемещении резца вдоль режущей кромки

$$\varepsilon_L = \frac{\operatorname{tg} \lambda (K_a - 1)}{\cos(\Phi - \gamma)}. \quad (3.6)$$

Суммарный относительный сдвиг при косоугольном резании

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_N^2 + \varepsilon_L^2}. \quad (3.7)$$

На рис. 3.5 показано влияние угла λ на усадку стружки по толщине K_a , относительные сдвиги ε_N , ε_L и суммарный относительный сдвиг ε , по-

лученные при строгании стали 20X [11]. При этом относительные сдвиги были рассчитаны по вышеприведенным уравнениям. Такие же результаты были получены В.Ф. Бобровым при строгании латуни резцами с углами $\lambda=0^\circ \dots 60^\circ$ [2].

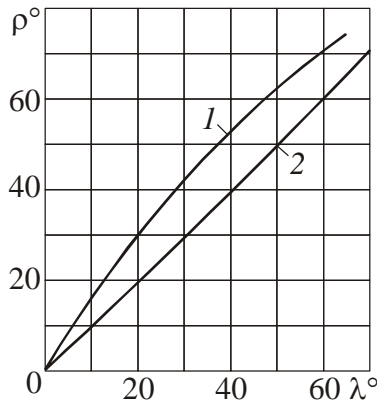


Рис.3.4. Влияние угла наклона главной режущей кромки λ на угол схода стружки ρ по передней поверхности (1 – СОЖ – CCl_4 ; 2 – без СОЖ)

Из рис. 3.5 следует, что усадка стружки по толщине K_a не зависит от толщины срезаемого слоя a и монотонно снижается с ростом угла λ , стремясь при $\lambda=90^\circ$ к единице [11]. Суммарный относительный сдвиг ε при косоугольном резании практически не зависит от угла λ . При снижении нормального относительного сдвига ε_N возрастает относительный сдвиг вдоль режущей кромки инструмента ε_L .

В некоторых случаях при угле $\lambda=60^\circ$ наблюдалось незначительное увеличение суммарного относительного сдвига ε за счет более интенсивного роста сдвига вдоль режущей кромки ε_L или, наоборот, небольшое снижение суммарного относительного сдвига ε за счет падения нормального относительного сдвига ε_N .

Полученная картина изменения усадки K_a и суммарного относительного сдвига ε свидетельствует о том, что усадка стружки не отражает степень деформации металла при стружкообразовании. Так, например, при изменении усадки стружки в 2,6 раза, а угла λ в пределах $\lambda=0 \dots 75^\circ$ суммарный относительный сдвиг ε остается практически постоянным.

Причиной резкого падения усадки стружки при косоугольном резании,

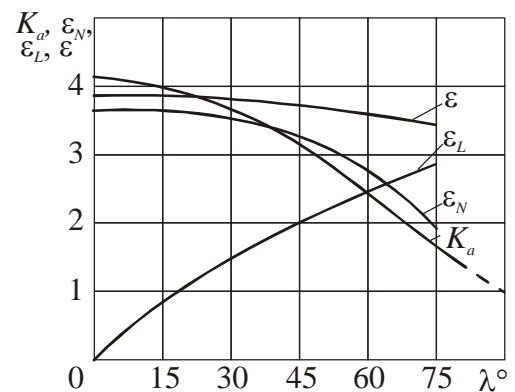


Рис.3.5. Влияние угла λ на усадку стружки по толщине K_a , относительный сдвиг ε и его составляющие ε_N и ε_L (сталь 20X, $v=2$ м/мин, $a=0,1 \dots 0,3$ мм, $b=3$ мм, $\gamma=15^\circ$)

как будет показано ниже, является снижение силы трения F_N в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке. Из сказанного также следует, что при косоугольном резании, так же как и при прямоугольном резании, суммарный относительный сдвиг ε , а также усадка стружки K зависят в основном от величины переднего угла γ , измеряемого в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке, и практически не зависят от величины деформации в плоскости, проходящей вдоль режущей кромки.

При косоугольном резании в отличие от прямоугольного резания имеет место объемная (трехмерная), а не плоская (двухмерная) деформация. Это существенно усложняет схему действия составляющих силы резания R при $\lambda \neq 0$ (рис. 3.6).

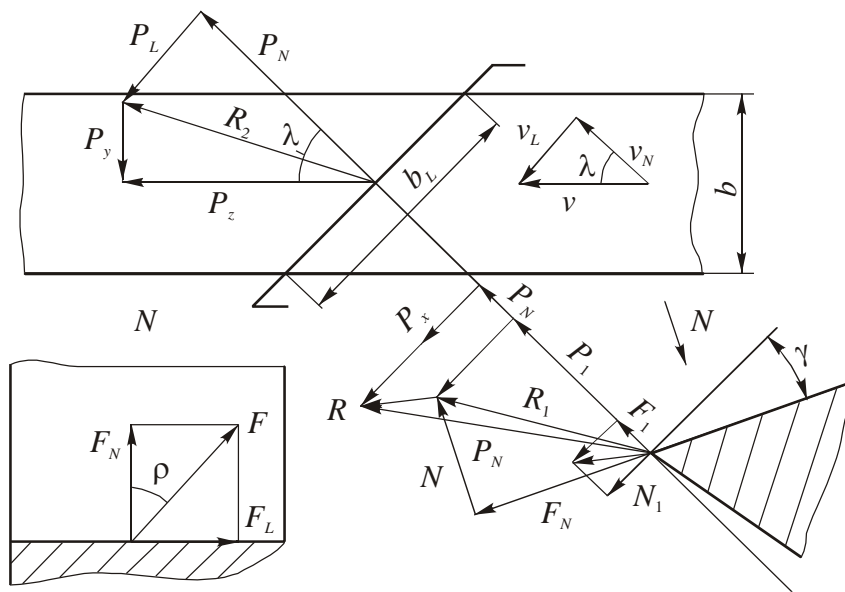


Рис.3.6. Схема действия составляющих силы резания R при косоугольном резании

резания и на физические составляющие силы резания - N - нормальная сила и $\bar{F} = \bar{F}_L + \bar{F}_N$ - сила трения на передней поверхности, а также F_1 , N_1 , F_{1L} - силы на задней поверхности.

Физические составляющие геометрически связаны с технологическими составляющими и используются для объяснения закономерностей влияния

А.М. Розенбергом [26] было установлено, что при наклонном положении главной режущей кромки ($\lambda \neq 0$) равнодействующая сила R не перпендикулярна к ней и может быть разложена на технологические составляющие P_N и P_L , P_y и P_z , лежащие в плоскости ре-

угла λ на процесс резания.

Из рис. 3.6 следует, что

$$P_z = P_N \cos \lambda + P_L \sin \lambda; \quad (3.8)$$

$$P_y = P_N \sin \lambda - P_L \cos \lambda; \quad (3.9)$$

$$P_x = P_N \sin(\eta_N - \gamma), \quad (3.10)$$

где η_N - угол трения в плоскости, нормальной к режущей кромке.

Коэффициент трения

$$\mu_N = \operatorname{tg} \eta_N = F_N / N. \quad (3.11)$$

Из уравнений (3.8) и (3.9) следует, что характер изменения составляющих P_z и P_y определяется изменением соотношения составляющих P_N и P_L и величин $\cos \lambda$ и $\sin \lambda$. Влияние угла λ на эти составляющие показано на рис. 3.7, откуда видно, что значения составляющих P_N и P_z практически постоянны при увеличении угла λ до 45° [11]. При угле $\lambda > 45^\circ$ наблюдается рост составляющей P_z и, главным образом, за счет увеличения длины режущей кромки b_L . При этом составляющая P_y монотонно увеличивается подобно изменению составляющей P_L , но менее интенсивно, чем последняя.

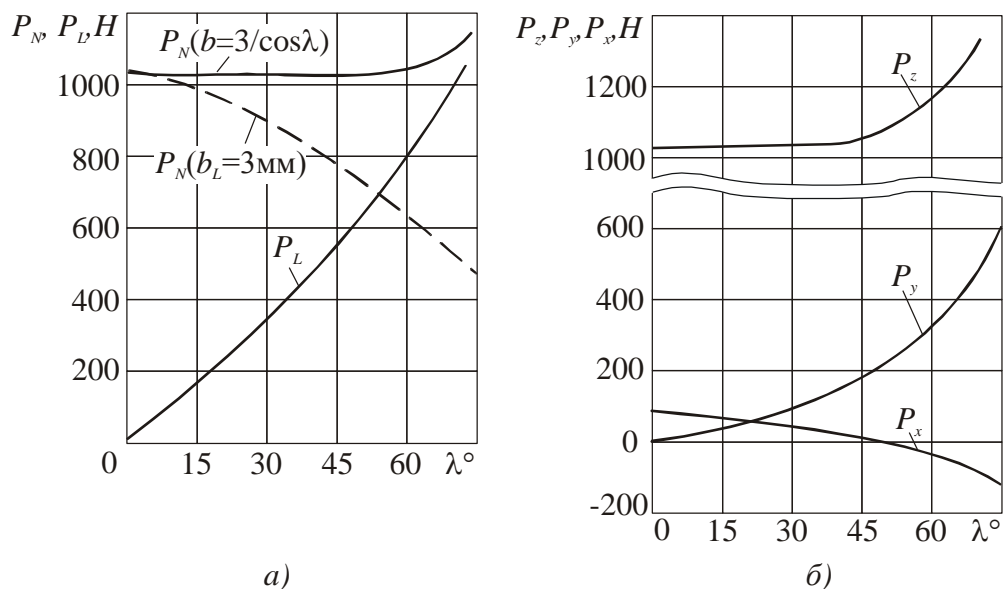


Рис.3.7. Влияние угла λ на величины технологических составляющих P_N , P_L , P_z , P_y , P_x (сталь 20X, $v=2$ м/мин, $a=0,2$ мм, $\gamma=15^\circ$)

Для косоугольного резания характерно малое значение составляющей P_x , которая при угле $\lambda > 50^\circ$ становится отрицательной. В отличие от прямоугольного резания, когда такое явление имеет место при больших передних углах γ и малых толщинах среза a , при косоугольном резании оно наступает быстрее и интенсивнее с увеличением угла λ при одновременном росте толщины среза a . При наличии люфтов в механизме подачи станка возникающая «самоподача» может привести к резкому росту силы резания и, как следствие, к поломке инструмента. Появление «самоподачи» при косоугольном резании объясняется уменьшением угла трения η_N в плоскости, нормальной к режущей кромке. Последнее можно понять, если выяснить, как с ростом угла λ меняются физические составляющие силы резания N , F , F_N , F_L , которые можно рассчитать по формулам (см. рис. 3.5)

$$N = P_1 \cos \gamma - P_2 \sin \gamma; \quad (3.12)$$

$$F_N = P_1 \sin \gamma + P_2 \cos \gamma; \quad (3.13)$$

$$F_L = P_L - F_{1L}; \quad (3.14)$$

$$F = \sqrt{F_N^2 + F_L^2}. \quad (3.15)$$

В этих формулах $P_1 = P_z - F_1$, а $P_2 = P_x - N_1$. При этом силы на задней поверхности F_1 , N_1 , F_{1L} можно определить по методу экстраполяции на нулевую толщину среза.

Характер изменения физических составляющих силы резания на передней поверхности инструмента при изменении угла λ в пределах $\lambda = 0 \dots 75^\circ$ для случая строгания стали 20Х при $a = 0,2$ мм показан на рис. 3.8. При этом для исключения геометрического влияния на длину режущей кромки указанные составляющие пересчитаны для случая, когда $b_L = 3$ мм.

Из рис. 3.8 следует, что при косоугольном резании с увеличением угла λ происходит интенсивное уменьшение составляющей силы трения F_N и увеличение составляющей F_L . Это объясняется известным физическим явлением, широко используемым на практике, и не только при резании. Напри-

мер, в транспортирующих устройствах для снижения силы трения тел, движущихся по наклонной плоскости, последней задают возвратно-поступательное движение в поперечном направлении.

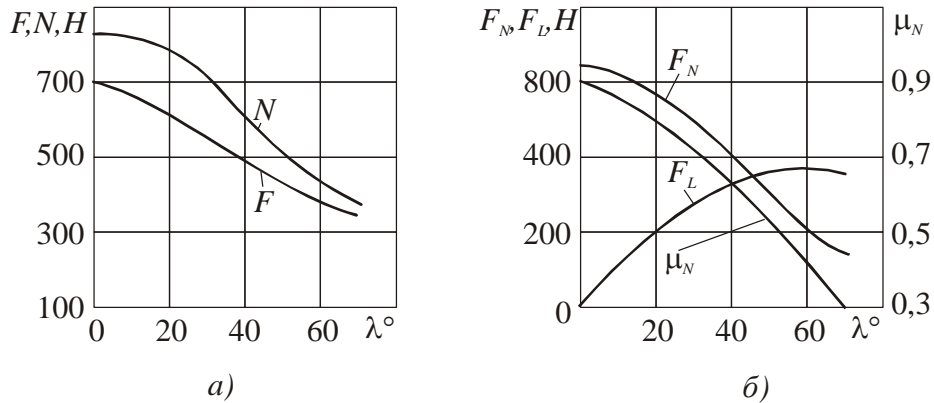


Рис.3.8. Влияние угла λ на величины физических составляющих силы резания F , N , F_N , F_L и коэффициента трения μ_N на передней поверхности (сталь 20X, $v=2$ м/мин, $a=0,2$ мм, $b_L=3$ мм, $\gamma=15^\circ$)

При косоугольном резании с ростом угла λ нормальная составляющая силы резания N снижается менее интенсивно, чем нормальная составляющая силы трения F_N . Это приводит к значительному снижению коэффициента трения μ_N и усадки стружки K_a . Поэтому определение угла наклона условной плоскости сдвига Φ по усадке K_a (3.4) и относительному сдвигу ε_N (3.3) в нормальном сечении необходимо производить с учетом переднего угла γ , измеряемого в сечении, нормальном к режущей кромке, как это делается при прямоугольном резании. Попытки ряда исследователей рассчитать так называемые «действительные передние углы» с учетом угла схода стружки ρ (см.рис. 3.2) не нашли экспериментального подтверждения ни при измерении сил резания [11], ни при стойкостных испытаниях [2].

Снижением коэффициента трения $\mu_N = \operatorname{tg} \eta_N = F_N / N$ объясняется малая величина составляющей P_x и изменение у нее знака на отрицательный, так как в этом случае равнодействующая сила R_1 поворачивается по часовой

стрелке и угол действия $\omega = \eta - \gamma$ становится отрицательным, особенно при значениях угла $\lambda > 50^\circ$ и толщине среза $a > 0,1$ мм.

Таким образом, приведенные данные позволяют сделать следующие выводы об особенностях косоугольного резания:

1) Степень деформации ε , а также главная составляющая силы резания P_z при увеличении угла наклона главной режущей кромки в пределах $\lambda = 0 \dots 50^\circ$, постоянной ширине среза b и переменной длине режущей кромки, снимающей стружку $b_L = b / \cos \lambda$, остаются практически постоянными и от угла λ не зависят. И только при угле $\lambda > 50^\circ$ из-за увеличения степени деформации среза вдоль режущей кромки наблюдается некоторый рост степени деформации ε и составляющей P_z .

2) Усадка стружки по длине K_L и по толщине K_a с ростом угла λ монотонно снижается за счет снижения нормальной составляющей силы трения F_N и коэффициента трения μ_N . При постоянном суммарном относительном сдвиге ε это еще раз доказывает, что усадка стружки K не является показателем степени деформации металла при стружкообразовании.

3) Снижение нормальной составляющей силы трения F_N при увеличении угла λ объясняется ростом тангенциальной составляющей силы трения F_L , действующей вдоль режущей кромки. Предложения измерять так называемый «действительный угол резания» в плоскости схода стружки за счет эффекта «кинематического заострения» экспериментами по изучению степени деформации металла не подтвердились [2, 11].

Так как угол λ оказывает влияние на длину рабочего участка режущей кромки b_L (см. табл. 3.1), то при резании с $b_L = \text{const}$ все составляющие силы резания, кроме составляющих P_L , P_y и F_L , снижаются с ростом угла λ , главным образом за счет уменьшения нормальной силы трения F_N в сечении, перпендикулярном к режущей кромке. Однако при углах $\lambda \leq 50^\circ$ и постоянной ширине среза b это влияние практически отсутствует. Таким обра-

зом, косоугольное резание по сравнению с прямоугольным резанием, не облегчает процесс резания, а напротив, при значениях угла $\lambda > 50^\circ$ деформации и составляющие силы резания становятся больше. Эта тенденция была также подтверждена измерениями температуры резания и износа инструмента.

Отсюда следует, что для уменьшения объема пластической деформации и сил при косоугольном резании необходимо исключить влияние угла λ на длину рабочего участка режущей кромки. Последнее возможно лишь при кинематическом косоугольном резании, которое отличается тем, что угол наклона $\lambda_L = \lambda$ можно создать, если режущей кромке, перемещающейся со скоростью v , придать одновременно движение вдоль нее самой с тангенциальной (продольной) скоростью W_L (рис. 3.9,а), где

$$\operatorname{tg} \lambda_L = W_L / v, \quad (3.16)$$

где W_L - тангенциальная скорость вдоль режущей кромки.

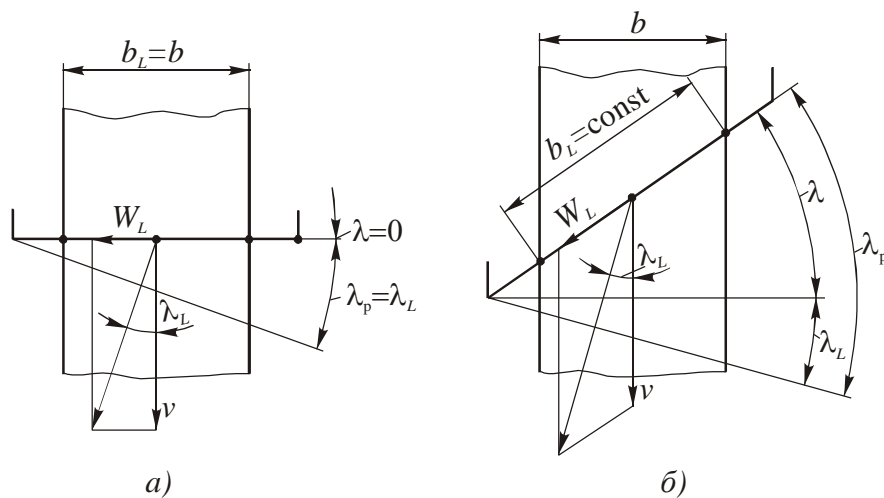


Рис.3.9. Влияние движения инструмента вдоль режущей кромки со скоростью W_L на рабочий угол наклона главной режущей кромки λ_p : а - $\lambda = 0$; б - $\lambda > 0$

Таким образом, дополнительное перемещение инструмента вдоль режущей кромки со скоростью W_L отклоняет вектор истинной скорости резания от перпендикуляра к режущей кромке на угол λ_L , что равносильно приданию инструменту угла наклона главной режущей кромки $\lambda_p = \lambda_L$. Так как

при этом рабочая длина режущей кромки постоянна, то появление угла λ_p вызовет уменьшение составляющих F , N и F_N . То же самое будет иметь место и при работе инструмента с углом $\lambda \neq 0$, если вектор \overline{W}_L направить в сторону входящей точки режущей кромки (рис.3.9,б). Тогда рабочий угол наклона главной режущей кромки

$$\lambda_p = \lambda + \lambda_L, \quad (3.17)$$

где

$$\operatorname{tg} \lambda_L = \frac{W_L}{\gamma + W_L \sin \lambda}. \quad (3.18)$$

При этом эффект снижения главной составляющей силы резания P_z при кинематическом косоугольном резании возрастает с увеличением отношения W_L / v . Для примера на рис. 3.10 показано снижение главной составляющей силы резания P_z при свободном строгании стали 45 резцами с углами $\lambda = 0$ и $\lambda = 45^\circ$ [2].

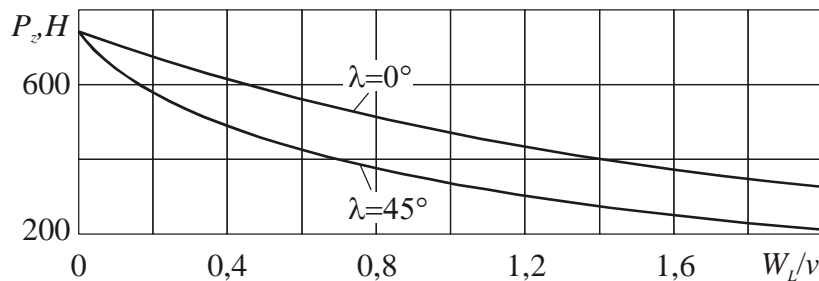


Рис.3.10. Влияние отношения W_L / v на главную составляющую силы резания P_z (сталь 45, $HB=170$, $v=2$ м/мин, $a=0,1$ мм, $b=3$ мм, $\gamma=25^\circ$)

Еще большее снижение главной составляющей силы резания P_z и повышение стойкости инструмента

достигается при использовании ротационного резания, один из вариантов которого показан

на рис. 3.11 [2]. Здесь при несвободном точении использован круглый чашечный резец, приводимый во вращение либо отдельным приводом, либо за счет силы трения, возникающей между режущей кромкой и обработанной поверхностью заготовки. В обоих вариантах рабочий угол наклона λ_p режущей кромки может достигать большой величины. Резец устанавливается под

углом λ к оси заготовки и получает движение подачи s и вращение вокруг своей оси. В этом случае рабочий угол

$$\lambda_p = \lambda_s + \lambda_L, \quad (3.19)$$

где λ_s - угол наклона режущей кромки от движения подачи s , $\lambda_s = \lambda - \arctg s/v$.

Угол наклона от скорости перемещения режущей кромки инструмента по заготовке $v_{\text{и}} = \sqrt{v^2 + s^2}$ и скорости вращения инструмента вокруг оси W_L

$$\text{tg } \lambda_L = \frac{W_L \cos \lambda_s}{\sqrt{v^2 + s^2} + W_L \sin \lambda_s}.$$

Таким образом, при ротационном резании можно достичь больших значений угла λ при постоянной длине рабочего участка режущей кромки. Это, вызывает значительное снижение силы резания и ее главной составляющей P_z , облегчает процесс резания за счет снижения до минимума силы трения на передней поверхности инструмента. В результате при образовании стружки уменьшаются степень деформации металла и температура резания, а стойкость инструмента увеличивается. В качестве недостатков ротационного резания следует отметить увеличение радиальной составляющей P_y , что приводит к появлению вибраций и значительному росту отрицательных значений составляющей подачи P_x , опасность от которых показана выше. Отсутствие необходимых станков и устройств для крепления резцов сдерживает широкое внедрение в производство этого прогрессивного инструмента [13 и др.].

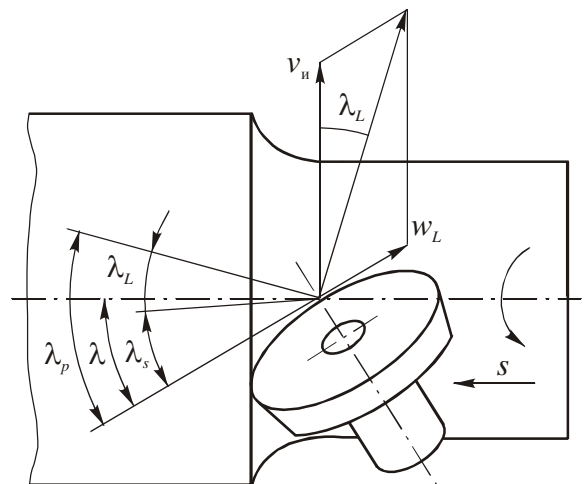


Рис.3.11. Рабочий угол наклона λ_p при несвободном ротационном точении

3.2. Несвободное резание

При несвободном резании в процессе стружкообразования принимают участие не одна, а две или более режущие кромки. Поэтому, в отличие от свободного резания, деформация металла носит не плоский (двухмерный), а объемный (трехмерный) характер.

Наиболее распространенным примером несвободного резания является точение проходными резцами, при котором в образовании стружки участвуют главная OA и вспомогательная OB режущие кромки (рис.3.12). При этом главная режущая кромка формирует поверхность резания, а вспомогательная режущая кромка – обработанную поверхность.

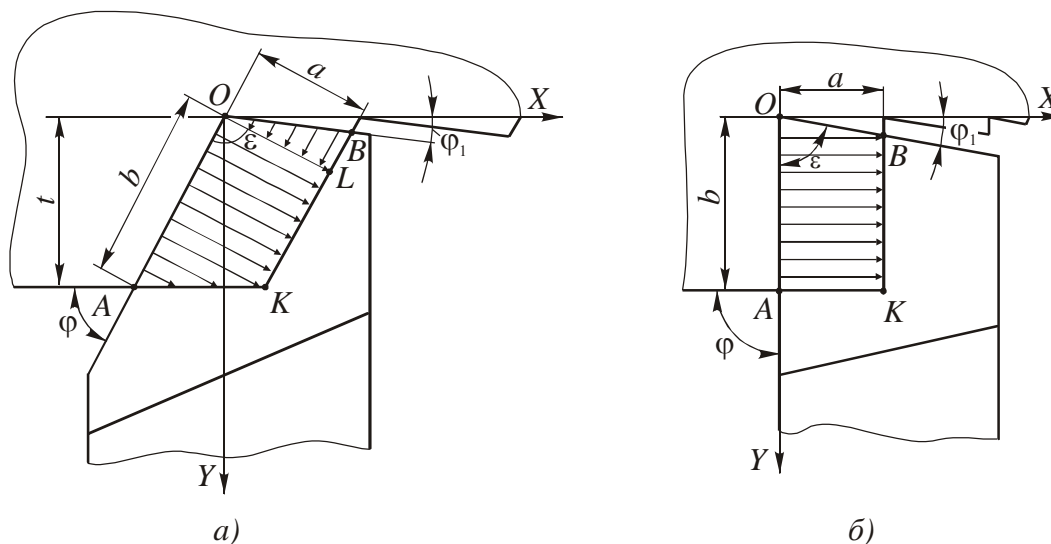


Рис.3.12. Направления течения материала в процессе стружкообразования:
 $a - \varphi < 90^\circ, \varepsilon > 90^\circ$; $b - \varphi = 90^\circ, \varepsilon \leq 90^\circ$

Длина режущих кромок определяется глубиной резания t , подачей s и углами в плане – главным φ и вспомогательным φ_1 по следующим формулам

$$OA = b = t / \sin \varphi; \quad (3.20)$$

$$OB = (s - Rz \operatorname{ctg} \varphi) / \cos \varphi_1, \quad (3.21)$$

где Rz - теоретическая высота гребешков (микронеровностей) на обработанной поверхности.

При $\varphi_1 = 0$, $R_z = 0$, $OB = s$ и $a = s \sin \varphi$. Этот вариант используется при так называемом «силовом резании», когда $t \leq s$ или $a \geq b$.

Изучению особенностей несвободного резания посвящено много работ [10, 14, 28 и др.], однако до сих пор по отдельным вопросам несвободного резания единое мнение отсутствует. Например, до настоящего времени бытует утверждение, что при несвободном резании затруднено отделение стружки в месте стыка главной и вспомогательной режущих кромок, деформация срезаемого слоя увеличивается, а температура и сила резания растут. Однако исследования Г.Л. Куфарева и др. [14], выполненные путем анализа формы и текстуры деформируемого металла на «корнях» стружек, показали, что усадка стружки по толщине K_a и угол наклона условной плоскости сдвига Φ переменны по длине главной режущей кромки. При этом в направлении вершины резца величина деформации не увеличивается, а наоборот уменьшается. Это наглядно можно установить по изменению толщины стружки в поперечном сечении при соотношении $b/a = 2 \dots 4$, а также при обмере «корней» стружек.

Схема стружкообразования при несвободном резании представлена на рис. 3.12 и объясняется следующим образом [14]. Объем металла перед главной режущей кромкой с площадью поперечного сечения $AOLK$ деформируется таким образом, что каждый из элементарных объемов получает деформацию сдвига в плоскости, перпендикулярной к главной режущей кромке. При этом степень деформации переменна и наиболее полно протекает у свободной части обрабатываемой поверхности (точка A). Здесь угол наклона условной плоскости сдвига Φ_A наименьший, а усадка стружки по толщине $K_a = a_{1i} / a$ - наибольшая. На вершине резца (точка O) при резании процесс деформирования протекает в стесненных условиях из-за возрастания так называемого «гидростатического давления», сопровождающего процесс деформирования обрабатываемого материала. Степень деформации наименьшая, а угол наклона условной плоскости сдвига Φ_O имеет наибольшее зна-

чение. Остальная часть припуска с площадью основания *OBL* формируется вспомогательной режущей кромкой путем сдвига в направлении, перпендикулярном к этой режущей кромке, и характеризуется углом Φ_1 , который можно определить по уравнению

$$\operatorname{tg} \Phi_1 = \frac{\cos \gamma \cos \varepsilon}{\sin \gamma \cos^2 \gamma - \frac{\cos(\Phi_O - \gamma)}{\sin \Phi_1}}, \quad (3.22)$$

где ε - угол в плане на стыке двух режущих кромок; Φ_O - угол наклона условной плоскости сдвига в точке *O* (рис.3.12).

В свою очередь угол наклона условной плоскости сдвига в точке *O* определяется по уравнению

$$\operatorname{tg} \Phi_O = \frac{\cos \gamma}{a_{1O} / a - \sin \gamma}, \quad (3.23)$$

где a_{1O} - толщина стружки в точке *O*.

По уравнению (3.23) можно рассчитать угол наклона условной плоскости сдвига в любой *i*-той точке главной режущей кромки Φ_i , предварительно замерив толщину стружки a_{1i} .

Изучение характера текстуры деформированного металла стружки в плоскости, параллельной передней поверхности, показало, что «сдвиговые процессы на главной и вспомогательной режущих кромках непосредственно не суммируются и протекают самостоятельно» [14]. Если главный угол в плане $\varphi = 90^\circ$, то на вспомогательной режущей кромке угол наклона условной плоскости сдвига $\Phi_1 = 0$, то есть процесс сдвиговой деформации отсутствует и заменяется срезом при отделении стружки от заготовки.

Форма поперечного сечения стружки зависит от соотношения b/a или t/s . Как видно из рис. 3.13,а при $b/a > 4$ форма поперечного сечения стружки представляет собой равнобокую трапецию и здесь влияние вспомогательной режущей кромки на процесс деформации практически незаметно. Однако при $b/a = 2 \dots 4$ (рис. 3.13,б) четко просматривается переменность усадки

по толщине стружки. В этом случае для расчета относительного сдвига целесообразно измерять среднюю усадку по длине $K_L = L/L_1$. Если же $b/a=1$ (рис. 3.13, в), то поперечное сечение стружки по форме близко к равнобедренному треугольнику, что соответствует равенству деформации на обеих режущих кромках.

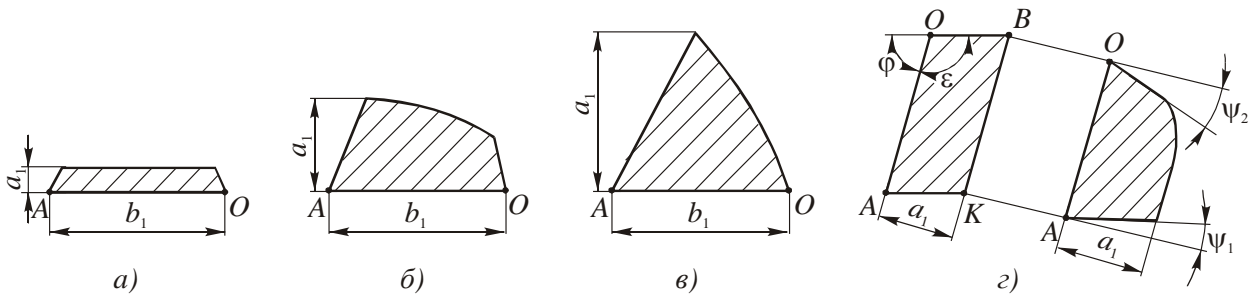


Рис.3.13. Формы поперечного сечения стружки в зависимости от отношения b/a :
 $a - b/a > 4$; $б - b/a = 2...4$; $в - b/a = 1$; $г - b > a$

Измерение сил резания показало, что при несвободном резании, когда $b/a=2...4$ указанные силы несколько меньше, чем при свободном резании, очевидно из-за некоторого снижения степени деформации стружки. Наклон боковых сторон поперечного сечения стружки объясняется переменностью толщины на концах срезаемого слоя, измеряемой в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке. В точках A и O толщина срезаемого слоя снижается до нуля (рис. 3.13).

Деформации от действия двух режущих кромок при несвободном резании оказывают влияние на направление схода стружки по передней поверхности. Экспериментально доказано, что стружка сходит под углом η_{cp} между перпендикулярами к главной режущей кромке AO и к диагонали AB , соединяющей крайние точки параллелограмма $AOBC$ (рис. 3.14). Сказанное справедливо для средней точки срезаемого слоя. Если же усадка стружки переменна, то скорости схода стружки в крайних точках v_A и v_B будут отличаться от v_{cp} . Если $v_B > v_A$, то скорость схода стружки будет тем больше, чем меньше усадка стружки. В результате стружка завивается в плоскости перед-

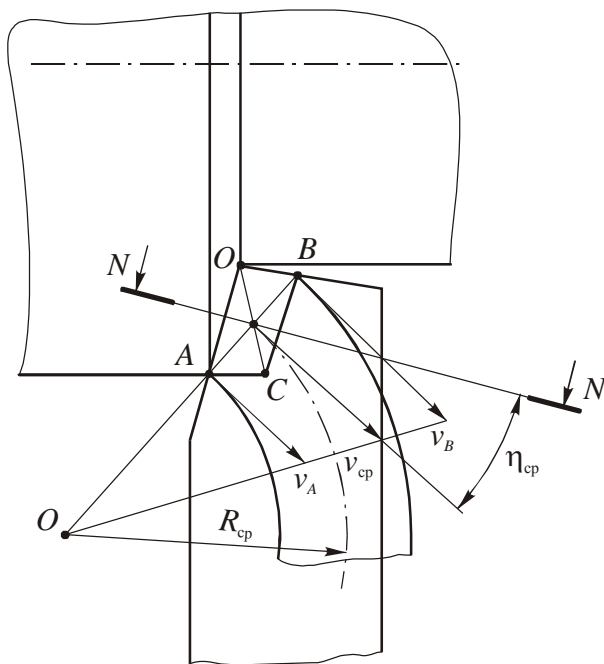


Рис.3.14. Схема завивания стружки на передней поверхности резца и угол ее схода η_{cp}

ней поверхности по кривой, совпадающей с окружностью. Для средней точки среза радиус этой окружности - R_{cp} , а угол схода стружки - η_{cp} .

Очевидно, что угол схода стружки η зависит от соотношений t/s (b/a). Чем меньше эти соотношения, тем больше угол η и, наоборот, при $b/a > 4$ влияние вспомогательной режущей кромки незначительно и угол схода стружки η уменьшается.

При несвободном резании трехмерная зона стружкообразования определяет соответствующую систему сил, отличающуюся от свободного резания (рис.3.15). В этом случае равнодействующая сила резания R при точении заготовки проходным резцом может быть разложена на технологические составляющие: P_z -

главная составляющая, действует в направлении вектора окружной скорости \bar{v} и определяет мощность главного привода станка; P_x - осевая составляющая, действует вдоль оси заготовки параллельно подаче \bar{s}_x и определяет нагрузку на механизм подачи станка; P_y - радиальная составляющая, направлена по оси Y радиально к оси

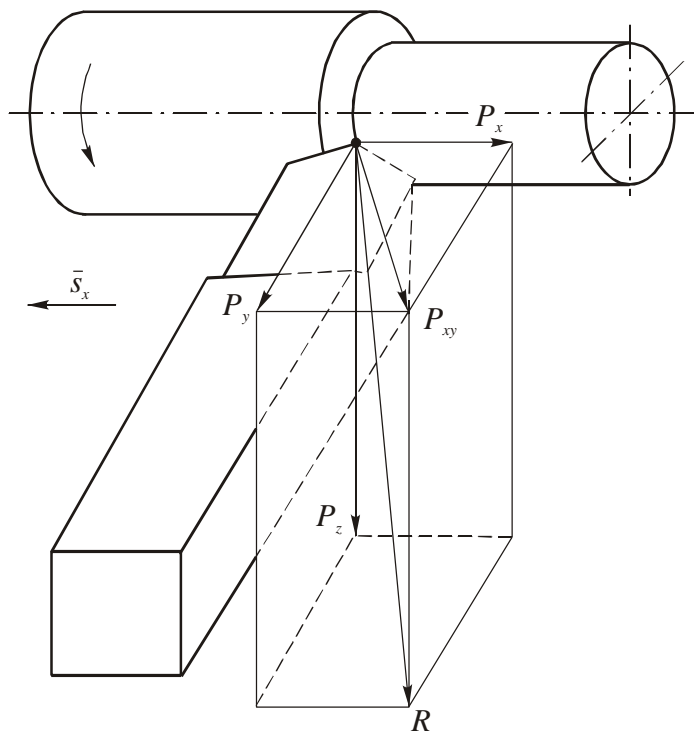


Рис.3.15. Схема разложения равнодействующей силы резания R на составляющие P_z , P_x и P_y

заготовки и определяет силу отжатия резца от заготовки. При малой жесткости заготовки эта составляющая влияет на погрешности формы и размера детали.

Технологические составляющие силы резания используют при расчете механизмов станка и конструировании приспособлений, а также при решении ряда конструкторских и технологических задач.

Составляющие P_x и P_y складываясь, дают промежуточную равнодействующую R_{xy} , лежащую в основной плоскости (рис. 3.16), т.е. $\bar{R}_{xy} = \bar{P}_x + \bar{P}_y$, а численно

$$R_{xy} = \sqrt{P_x^2 + P_y^2}. \quad (3.24)$$

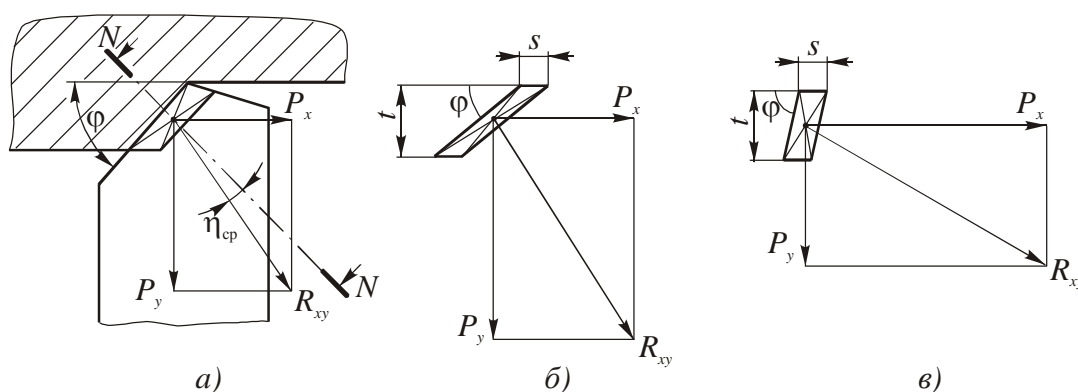


Рис.3.16. Горизонтальные составляющие силы резания P_x и P_y , их равнодействующая R_{xy} (а) и влияние на ее направление главного угла в плане ϕ (б, в)

Равнодействующая R_{xy} по своему направлению совпадает с направлением схода стружки, а соотношение величин ее составляющих зависит от углов схода стружки η и главного угла в плане ϕ . При этом также меняется отношение глубины резания t и подачи s - $P_x / P_y = \text{tg}(\phi \pm \eta)$. О величинах силы резания R и ее составляющих можно судить на примере точения угле-

родистой стали средней твердости при $\varphi=45^\circ$, $\lambda=0$, $\gamma=15^\circ$ и отношении $t/s > 1$ по следующим приближенным значениям

$$P_z : P_y : P_x = 1 : (0,4 \dots 0,5) : (0,25 \dots 0,3).$$

При этом равнодействующая сила резания $R = \sqrt{P_z^2 + P_y^2 + P_x^2}$ или $R = \sqrt{P_z^2 + [(0,4 \dots 0,5)P_z]^2 + [(0,25 \dots 0,3)P_z]^2} = (1,1 \dots 1,15)P_z$ [3].

Из приведенного примера видно, что сила резания (стружкообразования) R определяется, главным образом, величиной главной составляющей P_z и мало от нее отличается. При анализе процесса свободного резания было установлено, что главная составляющая $P_z = P_1 + F_1$ зависит от параметров срезаемого слоя a и b , степени деформации металла ε и величины касательных напряжений, которые, в свою очередь, зависят от свойств обрабатываемого материала, геометрии инструмента и ряда других факторов. Были представлены варианты теоретических уравнений для расчета этой силы. Однако на практике они не получили применения в силу невозможности априори (без опыта) точно определить некоторые входящие в них параметры. Теоретические уравнения позволяют качественно, а иногда и количественно оценить уровень и силу резания R и ее составляющих P_z и P_x , а также оценить влияние на эти составляющие отдельных факторов режима резания.

На практике силы резания и их составляющие рассчитывают по эмпирическим уравнениям, полученным на основании математической обработки опытных данных и представляющим собой степенные зависимости типа $y = C_x x^k$, которые строятся в логарифмических координатах $\lg y - \lg x$ (рис. 3.17).

После логарифмирования эмпирические уравнения превращаются в линейные функции вида

$$\lg y = \lg C_x + k \lg x,$$

где x - переменный фактор; k - степень влияния фактора x ($k = \operatorname{tg} \tau = A/B$); C_x - коэффициент ($C_x = y$ при $x=1$, рис. 3.17).

Обобщенные эмпирические уравнения для расчетов составляющих сил резания учитывают влияние основных параметров режима резания и имеют следующий вид

$$\begin{aligned} P_z &= C_{pz} t^{x_{pz}} s^{y_{pz}} v^{n_{pz}} K_{pz}; \\ P_x &= C_{px} t^{x_{px}} s^{y_{px}} v^{n_{px}} K_{px}; \\ P_y &= C_{py} t^{x_{py}} s^{y_{py}} v^{n_{py}} K_{py}. \end{aligned} \quad (3.25)$$

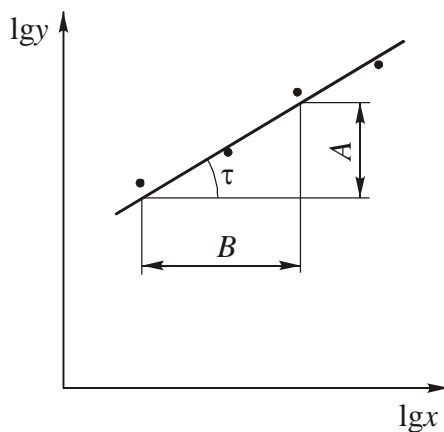


Рис.3.17. Схема для определения показателей степени параметра x и коэффициента C_x

В этих уравнениях показатели степеней отражают влияние параметров режимов резания (v, s, t) на составляющие силы резания. При этом значения показателей степеней и коэффициентов берут в нормативах по режимам резания, которые на протяжении многих лет разрабатывались и уточнялись в различных организациях [17, 18, 19, 23].

В табл. 3.2 в качестве примера приведены значения показателей степени для случая точения сталей средней твердости [3].

3.2. Некоторые значения показателей степеней в уравнениях (3.25)

Инструментальный материал	P_z			P_y			P_x		
	x_{pz}	y_{pz}	n_{pz}	x_{py}	y_{py}	n_{py}	x_{px}	y_{px}	n_{px}
Твердый сплав	1,0	0,75	-0,15	0,9	0,6	-0,3	1,0	0,5	-0,4
Быстрорежущая сталь	1,0	0,75	0	0,9	0,75	0	1,2	0,65	0

Из табл.3.2 следует, что показатель степени y_p при подаче s меньше, чем показатель степени x_p при глубине резания t . Последний равен единице или близок к ней, а показатель при подаче, как правило, значительно меньше

единицы. Это объясняется тем, что ширина и толщина срезаемого слоя по-разному влияет на физические составляющие силы резания. Так, если при разных схемах резания силы на передней и задней поверхностях режущего клина растут пропорционально увеличению глубины (ширины) срезаемого слоя, то при увеличении подачи силы на задней поверхности практически остаются неизменными. Кроме того, с увеличением подачи несколько уменьшается степень деформации срезаемого слоя, что приводит к замедлению роста главной составляющей силы резания P_z [9].

На показатели степеней в уравнениях для расчета составляющих P_y и P_x существенное влияние оказывают главный угол в плане φ и соотношение b/a . Поэтому значения показателей степеней различны по величине. В табл. 3.3 указаны показатели степеней для случая, когда главный угол в плане $\varphi=45^\circ$. Если же угол φ отличается от 45° , то вводят поправочный коэффициент K_φ (табл. 3.3).

3.3. Влияние главного угла в плане φ на значения поправочного коэффициента K_φ

Составляющие силы резания	Обрабатываемый материал	Главный угол в плане φ			
		45°	60°	75°	90°
P_x	Сталь	1	1,27	1,51	1,82
	Чугун	1	1,41	1,2	1,28
P_y	Сталь	1	0,71	0,54	0,44
	Чугун	1	0,87	0,77	0,70

На величину главной составляющей силы резания P_z угол φ практически не влияет и может не учитываться. Передний угол γ при увеличении на 1° снижает составляющую P_z на 1%, а составляющие P_x и P_y - на 4...5%. Угол наклона главной режущей кромки в диапазоне $\lambda=-5...5^\circ$ на указанные составляющие не оказывает заметного влияния (о влиянии этого угла в случае, когда $\lambda>45^\circ$ см. раздел 3.1).

Наибольший удельный вес в величине силы резания и ее составляющих имеют коэффициенты C_{pz} , C_{py} и C_{px} , зависящие от механических свойств обрабатываемых материалов: прочности, твердости и пластичности. Это влияние достаточно сложное и противоречивое и проявляется через изменение касательного напряжения в условной плоскости сдвига τ_s и степени деформации ε . С ростом прочности обрабатываемого материала, касательное напряжение τ_s увеличивается, а степень деформации ε при одинаковых условиях резания из-за уменьшения пластичности снижается. В зависимости от того, что является преобладающим (τ_s или ε) при повышении прочности обрабатываемого материала сила резания может или увеличиваться или уменьшаться при одинаковой величине остальных факторов режимов резания.

Величины коэффициентов в уравнениях (3.25) для некоторых обрабатываемых материалов показано в табл. 3.4 [17, 18].

3.4. Некоторые значения коэффициентов в уравнениях (3.25)

Обрабатываемый материал	C_{pz}	C_{py}	C_{px}
Сталь конструкционная $\sigma_B=735$ МПа	300	243	339
Чугун серый, HB 186	92	54	46
Сталь хромоникелевая 1X18H9T	330	--	--
Титановый сплав BT20	164	88	53
Титановый сплав BT5	650	--	--

Из этой таблицы следует, что при резании хрупких материалов типа чугунов составляющие силы резания в 2...3 раза ниже, чем при резании стали, а при резании различных марок титановых сплавов, значительно отличающихся прочностью и пластичностью, коэффициент C_{pz} изменяется в 4 раза.

Эмпирические уравнения для расчета составляющих силы резания имеют ряд недостатков, главные из которых: 1) ограниченность области их применения в пределах изменения факторов в опытах; 2) снижение точности в случаях изменения условий резания, когда используются поправочные коэффициенты, в которых не учтено взаимовлияние отдельных факторов на силы резания; 3) большая трудоемкость получения формул, что иногда пытаются исправить путем применения методики многофакторных экспериментов, которая широкого практического применения не получила.

Исходя из того, что $P_z \approx R$, Г.И. Грановский предложил упрощенное уравнение для расчета главной составляющей силы резания [8]

$$P_z = K_p \sigma_B s t, \text{ (Н)} \quad (3.26)$$

где K_p - коэффициент, $K_p \approx 2,5$ - при резании конструкционных сталей, $K_p = 2,3 \dots 2,8$ - при резании легированных сталей; σ_B - предел прочности на растяжение, МПа.

Считая по этому уравнению можно приближенно оценить величину главной составляющей силы резания P_z и по ней определить необходимую мощность главного привода станка. Например, при резании стали 45 ($\sigma_B = 610$ МПа) с глубиной $t = 3$ мм и подачей $s = 0,5$ мм/об, главная составляющая силы резания $P_z \approx 2,5 \cdot 610 \cdot 0,5 \cdot 3 \cong 2300$ Н.

Если предел прочности на растяжение σ_B для данной стали неизвестен, то его можно определить по уравнению $\sigma_B \approx 3,1 \cdot \text{НВ}$ (МПа), где НВ – твердость по Бринеллю.

В связи с тем, что уравнение (3.26) не отражает влияния на главную составляющую силы резания P_z таких факторов процесса резания как: скорость резания v , геометрические параметры инструмента, степень деформации металла и др., то его можно использовать для весьма приближенных расчетов. Сравнение результатов расчета с опытными данными показало, что оно дает

заниженные в 1,6...4 раза значения силы резания, что вряд ли допустимо в большинстве случаев [29].

3.3. Качество поверхностного слоя, обработанного резанием

Качество обработанной поверхности определяется шероховатостью (высотой микронеровностей) и напряженным состоянием поверхностного слоя.

При свободном резании основное влияние на шероховатость оказывает нарост. На скоростях резания, где нарост присутствует, шероховатость очень большая и зависит от высоты нароста H и его стабильности. После исчезновения нароста высота микронеровностей резко снижается. Влияние скорости резания v на шероховатость обработанной поверхности R_z схематично показано на рис. 3.18. Здесь для материалов, не образующих нарост, кривая монотонно снижается по мере увеличения скорости резания (рис.3. 18,*a*). Это связано с уменьшением степени упругого восстановления обработанной поверхности и снижением коэффициента трения μ_1 на задней поверхности инструмента. Для наростообразующих металлов картина изменения шероховатости R_z подобна картине изменения высоты нароста H (рис.3. 18,*б*). В диапазоне скоростей резания $v_1 \dots v_2$ когда нарост увеличивается, то вместе с

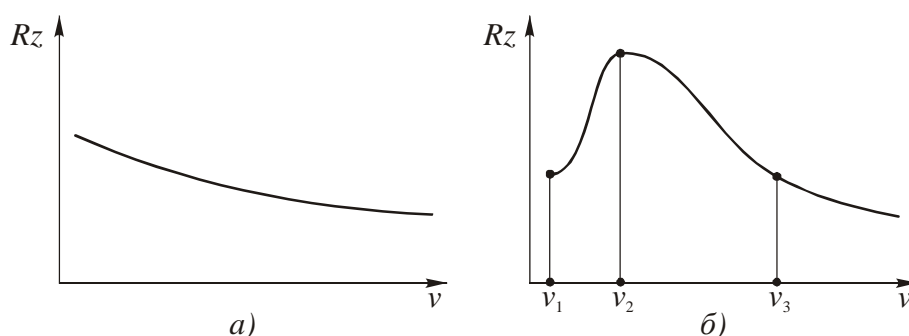


Рис.3.18. Схема влияния скорости v на высоту шероховатости R_z обработанной поверхности при резании материала, не склонного (*a*) и склонного (*б*) к наростообразованию

ним растет шероховатость R_z . В диапазоне скоростей резания $v_2 \dots v_3$ нарост уменьшается и соответственно снижается шероховатость R_z . Если скорость резания $v > v_3$, то наблюдается дальнейшее монотонное, но с меньшей интенсивностью снижение шероховатости R_z , подобно уменьшающемуся коэффициенту трения на передней и задней поверхностях инструмента.

Одно из принципиальных отличий несвободного резания от свободного резания состоит в том, что обработанная поверхность формируется в основном вспомогательной режущей кромкой, а главная режущая кромка участвует в этом процессе лишь небольшим участком при вершине резца. Поэтому при точении проходным резцом теоретическая высота микронеровностей определяется геометрией вершины резца и может быть рассчитана по следующим уравнениям [1]:

- 1) при обработке резцом, когда радиус при вершине $r = 0$ (рис. 3.19,а)

$$R_z = \frac{s}{\operatorname{ctg} \varphi + \operatorname{ctg} \varphi_1}; \quad (3.27)$$

- 2) при обработке резцом, когда $r \neq 0$ (рис. 3.19,б)

$$R_z \cong (1 - \cos \varphi_1)r + s \sin \varphi \cos \varphi; \quad (3.28)$$

- 3) при малых значениях подачи ($s \leq 2r \sin \varphi$), когда резание осуществляется радиусной частью резца

$$R_z = r - 0,5\sqrt{4r^2 - s^2} \cong s^2 / 8r. \quad (3.29)$$

Таким образом, при несвободном резании наибольшее влияние на шероховатость обработанной поверхности R_z оказывают подача s , углы в плане φ и φ_1 и радиус при вершине резца в плане r .

Реальные микронеровности по форме и высоте отличаются от теоретически рассчитанных микронеровностей. Как правило, они имеют переменный шаг, а высота микронеровностей R_z становится больше расчетных значений. Последнее обстоятельство объясняется действием следующих факторов:

1) пластическим течением материала в направлении остаточных гребешков, вызванных ростом пластической деформации в зоне перед главной режущей

кромкой; 2) упругой деформацией восстановления вновь образованной поверхности; 3) износом инструмента по задней поверхности; 4) вибрациями, имеющими место при резании.

Кроме того, на действительную высоту микронеровностей влияют свойства обрабатываемого материала (прочность, пластичность), применяемая СОЖ и нарост.

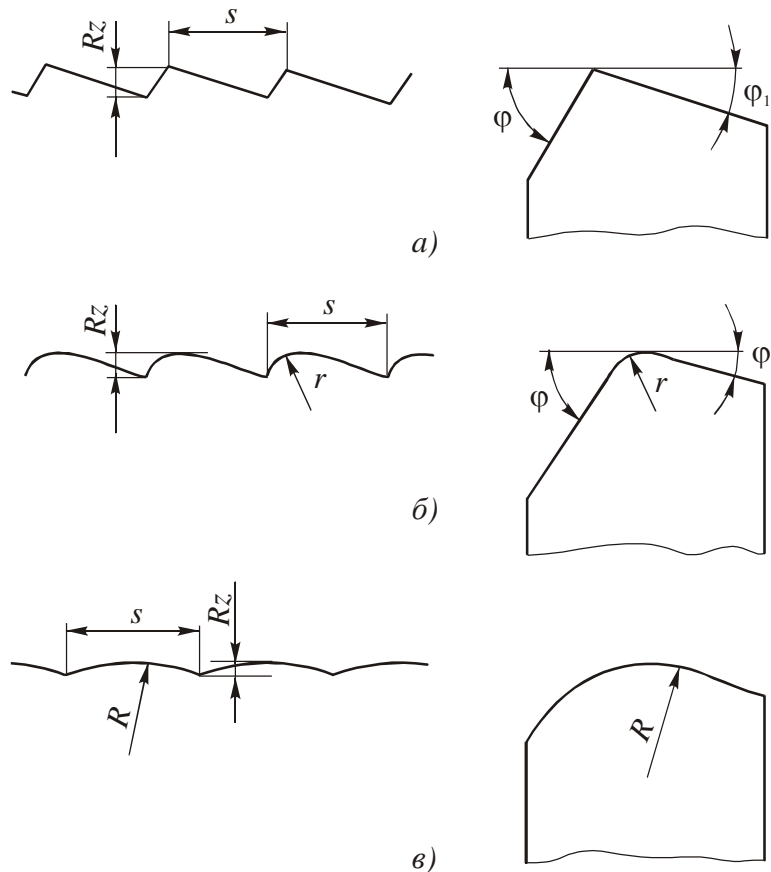


Рис.3.19. Влияние формы вершины резца в плане на высоту микронеровностей R_z

При уменьшении подачи s , углов в плане φ , φ_1 и увеличении радиуса при вершине резца в плане r высота микронеровностей R_z уменьшается. При точении на подачах $s < 0,5$ мм/об высота микронеровностей R_z практически постоянна. С повышением прочности и снижением пластичности обрабатываемого материала высота микронеровностей уменьшается из-за снижения степени деформации металла.

При обработке хрупких материалов, для которых характерно образование элементной стружки трудно достичь малой шероховатости поверхности из-за отрыва ее элементов от обработанной поверхности. Если заточить резец с вспомогательным углом в плане $\varphi_1=0$, а длину вспомогательной режущей кромки принять на 20...30% больше подачи s , то теоретически высота микронеровностей, рассчитанная по уравнениям (3.27)...(3.29), будет равна нулю ($R_z=0$). Такая закономерность используется при конструировании резцов для

силового резания, работающих с большими подачами. При этом увеличение скорости резания свыше 60 м/мин позволяет уменьшить высоту микронеровностей до расчетных значений.

Заточка резцов с углом наклона главной режущей кромки λ используется для отвода стружки от обработанной поверхности во избежание повреждения последней сходящей стружкой. При этом угол λ должен иметь отрицательное значение и быть равным $\lambda \approx -5^\circ$. И хотя в этом случае несколько снижается прочность вершины резца, на чистовых операциях это не опасно, так как силы резания малы.

Применение СОЖ как на водной, так и на масляной основах, позволяет наряду с повышением стойкости инструмента добиться снижения шероховатости обработанной поверхности и особенно на скоростях резания $v \leq 50$ м/мин. При дальнейшем повышении скорости резания эффективность действия СОЖ снижается из-за трудностей проникновения в зону контакта инструмента с обрабатываемым материалом.

Если процесс снятия стружки лезвийным инструментом является финишной операцией, то напряженное состояние в поверхностном слое детали определяется контактными процессами на задней поверхности режущего клина. Величина и знак напряжения оказывает существенное влияние на эксплуатационные свойства деталей машин. Показателями состояния поверхностного слоя деталей являются глубина залегания напряжений, степень наклепа и глубина наклепанного слоя.

Остаточные напряжения возникают как под влиянием сил, действующих на передней поверхности режущего клина, так, и прежде всего, от сил на задней поверхности. Остаточные напряжения могут быть сжимающими и растягивающими. Последние особенно опасны, так как снижают усталостную прочность материала детали и, как следствие, могут образовывать микротрещины на обработанной поверхности. Кроме того, остаточные напряжения вызывают деформации деталей, полученных обработкой резанием.

На рис. 3.20,а схематично показана эпюра изменения остаточных напряжений σ в зависимости от глубины Δ их залегания, характерная для пластичных материалов. Здесь в очень тонком поверхностном слое, толщиной 0,001...0,004 мм (зона I) действуют сжимающие напряжения со знаком «минус». В зоне II действуют растягивающие напряжения со знаком «плюс». Это основная, наиболее протяженная по глубине залегания остаточных напряжений, зона, на порядок большая зоны I. В зоне III действуют уравнивающие сжимающие напряжения со знаком «минус».

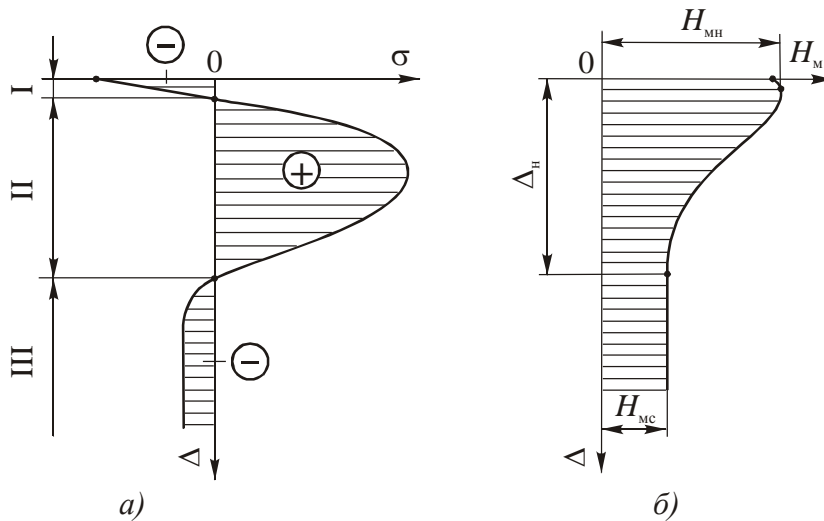


Рис.3.20. Эпюры изменения остаточных напряжений σ (а) и степени наклепа ΔH_M (б) в зависимости от расстояния Δ от обработанной поверхности

На величину и знак остаточных напряжений σ , а также глубину их залегания Δ определяющее влияние оказывают толщина срезаемого слоя a , скорость резания v , передний угол γ , характер и степень износа режущего инструмента. С ростом толщины среза a

увеличиваются растягивающие напряжения и глубина их залегания Δ . С ростом скорости резания v увеличиваются растягивающие напряжения, но снижается глубина их залегания Δ и наоборот. При переходе от положительных передних углов к отрицательным (до $\gamma = -15^\circ$) растягивающие напряжения резко снижаются, но увеличивается глубина их залегания Δ .

При лезвийной обработке хрупких материалов действуют сжимающие остаточные напряжения, а при шлифовании из-за высоких температур остаточные напряжения всегда растягивающие [3].

Под степенью наклепа понимают отношение

$$\Delta H_M = \frac{H_{MH} - H_{MC}}{H_{MC}} \cdot 100\% , \quad (3.30)$$

где H_{MH} - наибольшая микротвердость наклепанного слоя; H_{MC} - микротвердость ненаклепанного слоя.

Степень наклепа ΔH_M и глубина наклепанного слоя Δ_H зависят от степени деформации срезаемого слоя, сил, действующих на режущем клине, глубины срезаемого слоя a , переднего угла γ , характера и степени износа режущего инструмента и особенно от склонности обрабатываемого материала к упрочнению. Так, например, при точении жаропрочного сплава ЭИ 437 увеличение подачи от $s=0,05$ мм/об до $s=0,6$ мм/об увеличивает толщину наклепанного слоя от $\Delta_H=0,09$ мм до $\Delta_H=0,155$ мм, а степень наклепа – от $\Delta H_M=23\%$ до $\Delta H_M=37\%$. Увеличение переднего угла от $\gamma=-60^\circ$ до $\gamma=30^\circ$ уменьшает глубину наклепанного слоя от $\Delta_H=0,24$ мм до $\Delta_H=0,1$ мм, а степень наклепа - от $\Delta H_M=42\%$ до $\Delta H_M=35\%$ [3]. Рост износа инструмента увеличивает степень наклепа ΔH_M и глубину наклепанного слоя Δ_H , а рост скорости резания v , наоборот, снижает эти величины.

3.4. Некоторые современные направления совершенствования обработки материалов резанием

Продукция современного машиностроения характеризуется использованием высокопрочных и труднообрабатываемых материалов, резким повышением требований к точности и качеству изделий и значительным усложнением конструктивных форм деталей машин, получаемых обработкой резанием. Поэтому процесс механической обработки требует постоянного совершенствования. В настоящее время наиболее перспективными направлениями такого совершенствования являются: а) высокоскоростная обработка; б) «сухая» обработка; в) «твердая» обработка.

Исследования в этих направлениях ведутся уже давно, но лишь успехи последних лет в области создания новых инструментальных материалов и

высокоэффективных конструкций металлорежущих станков и оснастки позволили достигнуть значительных практических результатов.

Высокоскоростная обработка – это обработка, при которой скорость резания в 3...5 раз и более превышает скорость обычной обработки (табл.3.5). Она экономически целесообразна при чистовой обработке заготовок, имеющих большое количество поверхностей, для обработки которых необходимо малое время, частые изменения позиционирования узлов станка и смена инструментов. Для этого требуется применение весьма жестких и виброустойчивых станков с частотой вращения шпинделей 15000...20000 об/мин и более, оснащенных линейными двигателями для ускоренных вспомогательных перемещений.

Высокоскоростная обработка по сравнению с обычной обработкой имеет следующие преимущества: а) бóльшая производительность; б) бóльшая точность и низкая шероховатость обработанной поверхности; в) возможность обработки тонкостенных заготовок из-за малых сил резания, так как снимаются тонкие стружки; г) хорошие стружкодробление и стружкоотвод; д) отсутствие тепловых деформаций заготовок.

3.5. Скорость резания при обычной и высокоскоростной обработках (ВСО)

Обрабатываемый материал		Стандартные твердосплавные инструменты (концевые фрезы и сверла)		Специальные инструменты (профильные и торцовые фрезы)	
		Скорость резания, м/мин			
		обычная	ВСО	обычная	ВСО
Алюминиевые сплавы		>305	>3050	>610	>3658
Чугун	мягкий	152	366	366	1219
	обычный	107	244	244	914
Сталь	конструкционная	107	366	366	610
	легированная	76	244	213	366
	нержавеющая	107	152	152	274
	закаленная ($< HRC 65$)	24	122	30	136
Титановые сплавы		38	61	46	91

К недостаткам высокоскоростной обработки относятся: а) высокая стоимость станков; б) невозможность изготовления нетехнологичных дета-

лей; г) для каждой заготовки из-за сложности конфигурации необходимо назначать свои режимы резания; д) инструменты с частотой вращения более 8000 об/мин требуют динамической балансировки и специальных патронов для их крепления.

Идею о возможности высокоскоростной обработки впервые высказал в 1931 г. *C. Salomon* (Германия). Исследуя отрезку алюминиевых листов дисковой фрезой большого диаметра, он пришел к выводу, что с увеличением скорости резания температура сначала резко возрастает, а затем также резко падает (рис.3.21). Это позволило ему предположить, что для каждого обрабатываемого материала существуют две критические скорости v_1 и v_2 , ограничивающие диапазон скоростей, в котором из-за слишком высоких температур процесс резания невозможен.

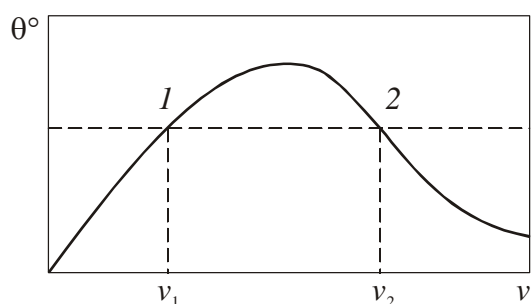


Рис.3.21. Влияние скорости резания на температуру (*C. Salomon*)

Уменьшение температуры резания на правой ветви этой кривой акад. В.Д. Кузнецов объяснял тем, что с ростом скорости резания (деформации) предел текучести обрабатываемого материала приближается к его пределу прочности и металл становится хрупким. В результате объем пластических деформаций, а, следовательно, и количество выделяющейся теплоты уменьшается.

При резании пластичных металлов с ростом скорости резания изменяется характер образования стружки: сливная стружка постепенно переходит в суставчатую стружку, а затем в элементную. М.И. Клушин объяснял это эффектом адиабатического разогревания зоны сдвига теплотой, образуемой при пластическом деформировании слоя, срезаемого с высокой скоростью деформации. В этом случае выделившаяся теплота локализуется в тонком сдвигаемом слое и тем самым способствует интенсификации разрушения срезаемого слоя в процессе его деформирования. В результате локализованной остается также и деформация, не распространяющаяся в окружающий металл, и

сопротивление деформации уменьшается. Таким образом, имеет место так называемый локальный высокотемпературный сдвиг, который приводит к нарушению сплошности стружки с образованием суставов и элементов. При этом, чем выше скорость резания, тем выше скорость деформации и тем вероятнее действие разрушающего сдвига, приводящее к цикличности процесса стружкообразования.

Адиабатическим разогреванием зоны сдвига объясняется также влияние переднего угла режущего клина и толщины срезаемого слоя на тип стружки. Сливная стружка будет превращаться в суставчатую и элементную при тем меньшей скорости резания, чем больше толщина срезаемого слоя и меньше передний угол, то есть чем выше температура резания.

При высокоскоростной обработке скорость резания превышает скорость распространения теплоты и поэтому основная доля теплоты уходит в стружку, а в заготовку и инструмент теплота почти не поступает. В результате стойкость инструмента увеличивается, а тепловые деформации заготовки уменьшаются.

В качестве инструментальных материалов для высокоскоростной обработки применяют мелкозернистые и особомелкозернистые твердые сплавы группы ВК, в том числе с одно- и многослойными покрытиями, а также режущую керамику и СТМ.

«Сухая» обработка - это лезвийная обработка материалов без применения СОЖ или с применением альтернативных СОЖ (аэрозоль, воздух и т.д.). Последние применяют в тех случаях, когда полный отказ от СОЖ невозможен, например, при сверлении, растачивании, резбонарезании и др.

Все большее применение «сухой» обработки вызвано ростом расходов на приобретение, эксплуатацию и утилизацию СОЖ, а также ее неблагоприятным воздействием на организм человека и окружающую среду.

Наиболее легко без СОЖ обрабатывается чугуны, несколько труднее - углеродистые стали и еще труднее – коррозионно-стойкие стали.

«Сухая» обработка труднообрабатываемых материалов приводит к снижению стойкости инструментов и ухудшению качества обработанной поверхности. Это является следствием высоких температур резания, трения и адгезионного взаимодействия между инструментальным и обрабатываемым материалами. В результате усиливаются процессы адгезионного, усталостного и абразивного износов и деформации режущего клина. При этом обычно образуется сливная или путанная стружка, затрудняющая ее отвод из зоны резания.

В качестве альтернативной СОЖ используют, например, аэрозоль, состоящую из воздушной среды, подаваемой в зону резания под давлением 0,05...0,6 МПа, в которой взвешены частицы СОЖ, расходуемые в количестве 5...30 мг/ч. Такого объема СОЖ часто бывает вполне достаточно для значительного снижения в зоне резания сил трения и адгезионного взаимодействия и, как следствие, температуры резания. При этом предотвращается налипание стружки на режущие кромки инструмента.

Охлаждение зоны резания осуществляют и дозированной подачей СОЖ в виде микрокапсул. В результате уменьшается выброс в атмосферу вредных веществ, технологические характеристики процесса резания не ухудшаются, упрощается утилизация и сокращаются расходы на СОЖ.

При «сухом» электростатическом охлаждении режущих инструментов воздух активируют непрерывным электрическим разрядом коронного типа. В результате воздух ионизируется, насыщается озоном и охлаждается. Озон является сильным окислителем и попадая при обработке на поверхности металла приводит к образованию оксидной пленки. Ионизированный охлажденный воздух обладает бóльшей проникающей способностью, чем СОЖ и оказывает значительное воздействие на процессы контактного взаимодействия в зоне резания. Метод сохраняет технологические показатели, обеспечиваемые СОЖ, улучшает санитарно-гигиенические условия, а также сокращает эксплуатационные расходы.

Инструментальные материалы для «сухой» обработки должны обладать повышенными теплостойкостью, твердостью, износостойкостью и пределом прочности на изгиб. Такие свойства имеют твердые сплавы группы ТТК, а также мелкозернистые и особомелкозернистые твердые сплавы группы ВК, в том числе с одно- и многослойными покрытиями.

Очень хорошие результаты получают при использовании режущей керамики и СТМ.

«Твердая» обработка - это лезвийная обработка металлов, закаленных до твердости $HRC_{\ominus} 47...70$. Она осуществляется без применения СОЖ, так как в противном случае из-за тепловых ударов резко снижается стойкость инструментов.

При «твердой» обработке благодаря специально подобранной геометрии режущего клина и режиму обработки в зоне резания металла, например твердостью $HRC_{\ominus} 62$, выделяется такое большое количество теплоты, что происходит местный отпуск металла до твердости $HRC_{\ominus} 25$. При этом основная доля теплоты отводится стружкой, а заготовка и инструмент почти не нагреваются. В результате твердость детали уменьшается примерно на $HRC_{\ominus} 2$, а твердость стружки становится равной $HRC_{\ominus} 45$.

«Твердую» обработку чаще всего применяют вместо шлифования с целью уменьшения трудоемкости изготовления деталей и, как следствие, увеличения на 30...50% экономичности процесса обработки. Это достигается благодаря следующим достоинствам «твердой» обработки: 1) более высокая производительность за счет высоких скоростей резания и уменьшения вспомогательного времени; 2) проще наладка станков; 3) экологичность из-за отсутствия СОЖ; 4) отсутствие прижогов; 5) бóльшая точность обработки, так как малы температурные деформации заготовок.

Высокие температурные (около 1500°C) и силовые (до 20 кН/мм^2) нагрузки, характерные для «твердой» обработки, вызывают большой износ режущего клина и, как следствие, появление на обработанной поверхности так называемого «белого слоя». Последний имеет более высокую, чем обрабаты-

ваемый металл, твердость и неблагоприятные растягивающие напряжения, которые возникают из-за высоких температур и быстрого охлаждения заготовки.

При «твердой» обработке высокая температура с одной стороны облегчает процесс резания, приводя к разупрочнению металла в зоне резания и, тем самым, снижает силу резания, а с другой – отрицательно влияет на стойкость инструмента.

В зависимости от твердости обрабатываемых металлов при «твердой» обработке применяют следующие инструментальные материалы:

а) *металлы твердостью менее $HRC_{\text{Э}} 40$* – мелкозернистые твердые сплавы с покрытиями и без них, так как они хорошо сопротивляются абразивному износу, обладают высокими теплостойкостью и стойкостью к пластическим деформациям;

б) *металлы твердостью $HRC_{\text{Э}} 40...50$* – твердые сплавы, режущая керамика и КНБ. В этом случае инструментальные материалы выбирают исходя из экономических расчетов, так как твердые сплавы имеют низкую теплостойкость, а режущая керамика и КНБ разрушаются в виде сколов, вызванных срывающимся наростом, столь характерным для обработки этих металлов. Поэтому применяют либо твердосплавные инструменты, имеющие низкую размерную стойкость и производительность, либо инструменты из режущей керамики и КНБ, рискуя работать с поломкой пластин;

в) *металлы твердостью $HRC_{\text{Э}} 50...70$* – режущая керамика и КНБ. Режущая керамика обеспечивает бóльшую шероховатость обработанной поверхности ($Ra 0,6$ мкм), чем КНБ ($Ra 0,3$ мкм). Это объясняется тем, что для КНБ характерен равномерный износ по задней поверхности, а для режущей керамики – микровыкрашивания. Поэтому пластины из КНБ сохраняют режущие кромки непрерывными и это позволяет достигать меньшей шероховатости обработанной поверхности.

4. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ

Пластические деформации и трение на контактных площадках режущих инструментов сопровождаются столь обильным выделением теплоты, что инструмент и заготовка нагреваются до весьма высоких температур. При этом нагрев инструмента определяет его износ, уровень допустимых режимов резания и производительность обработки, а нагрев заготовки влияет на точность обработки и уровень технологических остаточных напряжений в обработанных поверхностях. Температура резания оказывает влияние также и на закономерности физических явлений, происходящих при резании материалов, и на их взаимосвязь. Наглядным примером этому служат рассмотренные выше закономерности наростообразования и связанные с ним изменения деформаций и сил резания.

Уровень температуры на различных участках зоны резания и, в частности, на рабочих поверхностях инструмента зависит от местоположения источников теплоты, их формы и интенсивности тепловыделения, а также от закономерностей распространения теплоты, которые в свою очередь определяются условиями теплообмена между заготовкой, стружкой и инструментом. Определив источники образования теплоты при резании, их мощность, а также закономерности теплопередачи, можно получить картину температурных полей в режущем инструменте и заготовке, оценить влияние на температуру режимов резания и геометрии инструмента, сформулировать основные требования к инструментальным материалам, выбрать оптимальные геометрические параметры инструмента и режимы резания, обеспечивающие наибольшую производительность обработки и наметить пути дальнейшего совершенствования процесса резания.

4.1. Источники образования теплоты и уравнение теплового баланса при резании

Экспериментально установлено, что при резании практически вся механическая работа, затраченная на процесс снятия стружки, переходит в тепловую энергию.

В зоне резания различают три источника (очага) образования теплоты (рис.4.1): 1 - зона основной пластической деформации (находится около условной плоскости сдвига) с тепловой мощностью Q_{Φ} ; 2 - зона трения стружки о переднюю поверхность инструмента с тепловой мощностью Q_{γ} ; 3 - зона трения задней поверхности инструмента о заготовку с тепловой мощностью Q_1 .

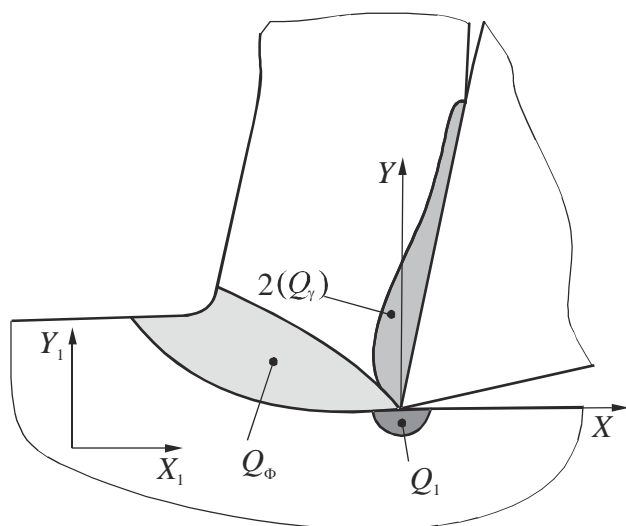


Рис.4.1. Источники образования теплоты при резании

Таким образом, общее количество теплоты, выделяющейся при резании

$$Q = Q_{\Phi} + Q_{\gamma} + Q_1.$$

В соответствии с законом теплообмена теплота от источников теплообразования отводится в направлении менее нагретых частей, находящихся с ними в контакте, а именно: в заготовку $Q_3 = Q_{\Phi_3} + Q_{1_3}$, стружку $Q_c = Q_{\Phi_c} + Q_{\gamma_c}$ и режущий инструмент $Q_{и} = Q_{\gamma_{и}} + Q_{1_{и}}$ (рис.4.2). При этом часть теплоты Q_{oc} отводится в окружающую среду, например, с помощью подводимой в зону резания смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ). Одна-

ко если резание осуществляется на воздухе, то эту теплоту из-за ее малой величины обычно не учитывают.

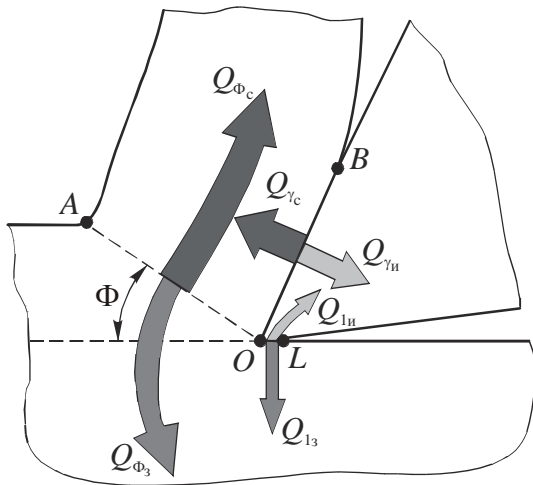


Рис.4.2. Потокн теплоты, отводимой в стружку, заготовку и инструмент

На основании изложенного уравнение теплового баланса имеет вид:

$$Q_{\Phi} + Q_{\gamma} + Q_1 = Q_3 + Q_c + Q_{и} + Q_{oc}. \quad (4.1)$$

Если рассматривать тепловой баланс в единицу времени, то левая часть уравнения (4.1) представляет собой сумму тепловых мощностей трех источников образования теплоты, которые можно найти по уравнениям удельных работ резания и трения (уравнения (2.43)...(2.47)), используя тепловой эквивалент механической работы $A_{ТЭ}$. При этом тепловые мощности указанных трех источников можно определить по следующим формулам:

$$\begin{aligned} Q_{\Phi} &= \frac{\tau \varepsilon a b v}{A_{ТЭ}}; \\ Q_{\gamma} &= \frac{F v_c}{A_{ТЭ}} = \frac{F v}{A_{ТЭ} K}; \\ Q_1 &= \frac{F_1 v}{A_{ТЭ}}, \end{aligned} \quad (4.2)$$

где τ - касательное напряжение в условной плоскости сдвига; ε - относительный сдвиг в зоне деформации; a, b - соответственно толщина и ширина срезаемого слоя; v - скорость резания; v_c - скорость схода стружки по передней поверхности, $v_c = v / K$, K - коэффициент усадки стружки.

Предположив, что интенсивности тепловыделений внутри каждого из указанных источников образования теплоты распределены равномерно, можно определить их средние интенсивности (плотности), разделив тепловые мощности на площади источников:

$$q_{\Phi} = \frac{Q_{\Phi}}{\text{пл.}OA} = \tau \varepsilon v \sin \Phi / A_{\text{ТЭ}};$$

$$q_{\gamma} = \frac{Q_{\gamma}}{\text{пл.}OB} = \frac{F \sin \Phi}{bC \cos(\Phi - \gamma)} = q_F v \frac{\sin \Phi}{\cos(\Phi - \gamma) A_{\text{ТЭ}}}; \quad (4.3)$$

$$q_1 = \frac{Q_1}{\text{пл.}OL} = \frac{F_1 v}{bh_{\text{зп}} A_{\text{ТЭ}}}.$$

В этих формулах площади OA , OB и OL - это соответственно площадь условной плоскости сдвига и площади контакта стружки с передней и задней поверхностями инструмента.

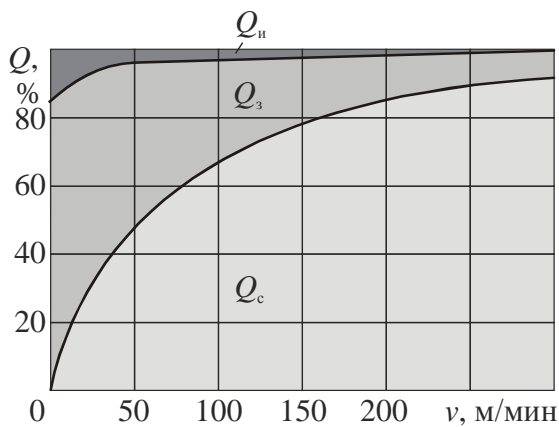


Рис.4.3. Распределение теплоты между стружкой Q_c , заготовкой $Q_з$ и инструментом $Q_и$ при точении стали 40X (Т15К6, $t=1,5$ мм, $s=0,12$ мм/об)

Если приходные статьи теплового баланса определяются относительно просто и с достаточно высокой точностью, то составляющие расходной (правой) части уравнения (4.1) определяют либо экспериментально, либо путем сложных теплофизических расчетов.

Обычно количество теплоты, отводимой в стружку, заготовку и инструмент, определяют экспериментально с помощью калориметров. По данным отечественных и зарубежных исследова-

телей установлена следующая картина распределения теплоты по указанным направлениям (рис.4.3) [3]. Здесь с ростом скорости резания v количество теплоты, уходящей в стружку Q_c , монотонно возрастает, причем наиболее интенсивно это происходит при резании на низких скоростях. Доля теплоты, поступающей в заготовку $Q_з$ и инструмент $Q_и$, при увеличении скорости ре-

зания наоборот сокращается. Например, при точении стали 40X со скоростью резания $v=20\dots50$ м/мин в стружку уходит 30...50% теплоты, в заготовку – 45...65%; при скорости резания $v=150$ м/мин в стружку уходит 75% теплоты, а в заготовку – около 20%. В инструмент обычно переходит небольшая доля теплоты - около 10...15%.

Такое влияние скорости резания на распределение теплоты объясняется тем, что с увеличением скорости резания все большее количество теплоты остается в стружке и все меньшее ее количество успевает перейти в заготовку и инструмент. К тому же с ростом скорости резания снижаются степень деформации обрабатываемого материала, а следовательно, силы резания и площадь контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Все это приводит к сокращению доли теплоты, переходящей в инструмент. Однако это не означает, что температура на контактных площадках инструмента и в самом режущем клине снижается. Напротив, с ростом скорости резания температура значительно увеличивается. Это объясняется тем, что теплота на контактных площадках инструмента концентрируется в очень узком по толщине слое, составляющем десятые доли микрометра, а также тем, что с ростом скорости схода стружки v_c пропорционально увеличивается работа трения на передней поверхности инструмента.

Из рис.4.4 следует, что средняя температура на передней поверхности инструмента θ_{cp} намного выше, чем температура в стружке θ_c [3]. В связи с тем, что на площадке контакта стружки с инструментом эти температуры примерно равны, то это свидетельствует о неравномерности распределения температуры по толщине стружки, которая постепенно снижается по мере приближения к ее свободной стороне.

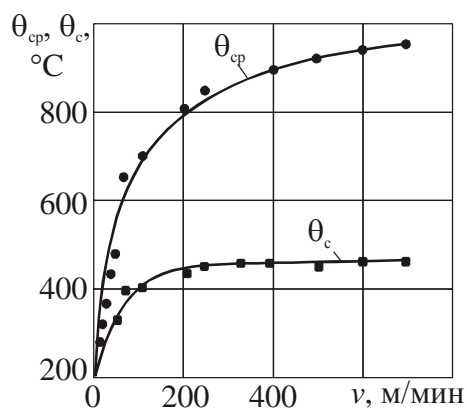


Рис.4.4. Влияние скорости резания v на среднюю температуру резания θ_{cp} и температуру стружки θ_c при точении стали 40X ($T15K6$, $t=1,5$ мм, $s=0,12$ мм/об)

Наряду со скоростью резания на распределение отводимой теплоты большое влияние оказывают механические и теплофизические свойства обрабатываемых материалов. При этом чем выше теплопроводность обрабатываемого материала, тем больше теплоты переходит в заготовку, а чем выше скорость резания, тем меньше теплоты переходит в инструмент (табл.4.1).

4.1. Распределение тепловых потоков при резании некоторых металлов [3, 34]

Обрабатываемый материал	Скорость резания, м/мин	Количество теплоты, %		
		в стружке	в инструменте	в заготовке
Сталь 40Х	21...51	45	4,5	47
	102...312	75	1,5	22
Жаропрочная сталь ЭИ 867	3...15	25	30	45
Алюминий	100	21	2,2	73

При обработке жаропрочных сталей, обладающих по сравнению с конструкционными сталями повышенными прочностью и пластичностью, температура при одинаковых режимах резания будет выше из-за высокой доли теплоты, переходящей в инструмент, что не позволяет осуществлять резание жаропрочных сталей на больших скоростях.

4.2. Температура резания и способы ее измерения.

Влияние на температуру режимов резания

Под температурой резания понимают среднюю температуру на контактных площадках режущего инструмента. Она характеризует уровень нагрева режущего инструмента и в значительной степени влияет на износ инструмента по передней и задней поверхностям. Наиболее просто температуру резания можно определить экспериментально - путем измерения.

Способы измерения температуры резания условно делят на прямые и косвенные. К **прямым** способам относят измерения с помощью различного типа термопар, а к **косвенным** способам – оценку температуры по цветам

побежалости стружки; с помощью термокрасок, меняющих цвет в зависимости от температуры; путем измерения инфракрасного излучения наружной поверхности стружки фотоэлектрическими датчиками и радиационными пирометрами, а также путем измерения микротвердости зоны термических превращений в режущем инструменте, происходящих под воздействием высоких температур.

Косвенные способы измерения температуры имеют низкую точность, поэтому на практике чаще всего применяют прямые способы измерения и в частности искусственные, полуискусственные и естественные термопары.

Принцип действия термопары заключается в следующем: если в месте плотного стыка 2 двух разнородных электропроводящих материалов (термоэлектродов) 1 поместить источник теплоты, концы этих электродов 3 присоединить к регистрирующему прибору 4, а затем охладить или держать при комнатной температуре, то в замкнутой цепи возникнет термоЭДС (рис.4.5). При этом величина термоЭДС, регистрируемая прибором 4, будет тем большей, чем больше разница температур горячего и холодного спаев. Если в этой цепи имеются дополнительные спаи, то во избежание их влияния на термоЭДС, они также должны находиться при одинаковой температуре.

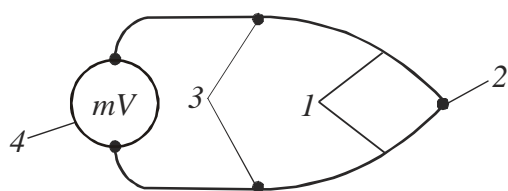


Рис.4.5. Принципиальная схема термопары: 1 – термоэлектроды; 2 – «горячий» спай; 3 – холодные спаи; 4 – регистрирующий прибор

Величина термоЭДС мала и ее обычно регистрируют милливольтметром или записывают на осциллографе. В качестве электродов термопары можно использовать практически любые материалы, отличающиеся химическим составом или физическими свойствами. Так, например, стандартные термопары изготавливают из специальных высокочувствительных сплавов на основе меди: «хромель-алюмель», «хромель-копель» и др. Хорошей чувствительностью к температуре обладает также термопара «железо-константан» (58% Cu+40%Ni).

Хорошей чувствительностью к температуре обладает также термопара «железо-константан» (58% Cu+40%Ni).

Для измерения температуры в различных точках инструмента используют *искусственные термопары* в виде тонких проводов, которые устанавливают в отверстие диаметром 0,5...0,7 мм с максимально возможным (0,2...0,5 мм) приближением «горячего» спая к точке измерения (рис.4.6,*а*). При этом спай прижимают с усилием не менее 50 Н, а провода пары надежно изолируют друг от друга и от корпуса инструмента.

Обеспечить надежное прижатие термопары удастся не всегда и поэтому часто применяют *полуискусственную термопару* (рис.4.6,*б*). В последней один электрод пары приваривают к поверхности инструмента в точке, где требуется измерить температуру, а вторым электродом является сам инструмент. Перед использованием искусственной термопары ее тарируют (градуируют) с помощью стандартной контрольной термопары (рис.4.7).

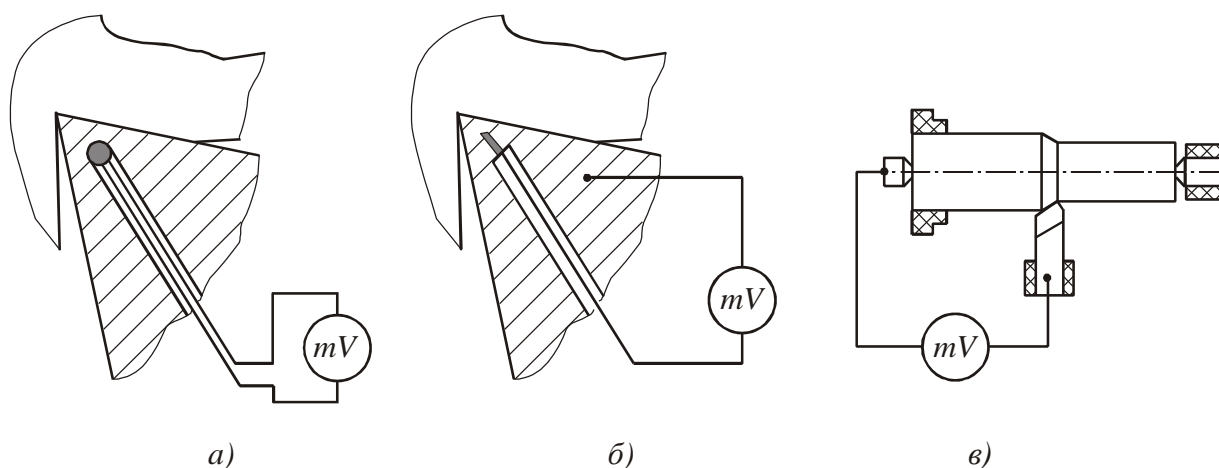


Рис.4.6. Термопары для измерения температуры резания: *а* – искусственная; *б* – полуискусственная; *в* – естественная

Искусственные и полуискусственные термопары не позволяют измерять температуру непосредственно на контактных поверхностях инструмента, где она значительно выше из-за концентрации теплоты в тончайших поверхностных слоях и высокого градиента температуры. Попытки вывести рабочий спай термопары на переднюю поверхность инструмента оказались неудачными из-за затекания металла стружки в просверленные для этого отверстия. Поэтому температура, регистрируемая с помощью таких термопар, ока-

зывается значительно меньше фактической и ее необходимо уточнять методом экстраполяции.

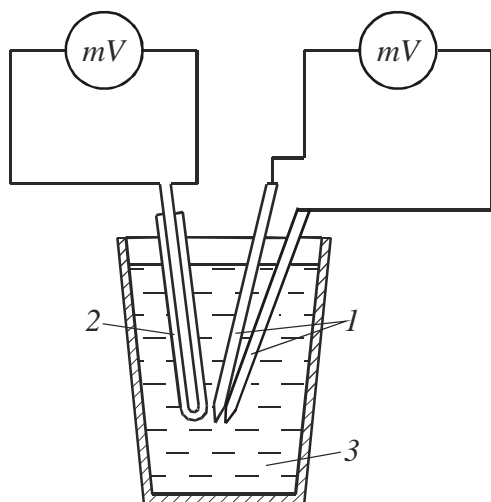


Рис.4.7. Тарировка рабочей термопары с помощью контрольной термопары: 1 – рабочая термопара; 2 – контрольная термопара; 3 – расплавленная соль или легкоплавкий металл

В экспериментах по измерению температуры резания и изучению влияния на нее режимов резания широко применяют *естественную термопару*, в которой в качестве электродов выступает пара «инструмент-заготовка» (см. рис.4.6,в). При этом по сравнению с термопарой «быстрорежущая сталь - обрабатываемая сталь» более чувствительной из-за своего химического состава и других свойств является термопара «твердый сплав - обрабатываемая сталь».

Естественную термопару получают следующим образом (см.рис.4.6,в). Резец и заготовку изолируют от станка, один провод регистрирующего прибора присоединяют к инструменту, а второй – к заготовке. В случаях, когда заготовка вращается, используют токосъемник специальной конструкции (на рисунке не показан), не вносящий искажения в показания термопары. Рабочим спаем естественной термопары являются площадки контакта инструмента с заготовкой по передней и задней поверхностям.

Следует отметить, что способом естественной термопары измеряют не максимальную, а некоторую усредненную температуру на контактных площадках инструмента, которая, однако, по данным [8, 26] достаточно близка к максимальной температуре.

Перед использованием естественной термопары ее также тарируют с помощью контрольной термопары 2 (рис.4.7). Для этого электроды 1 рабочей термопары, изготовленные в виде стержней из материалов инструмента и заготовки, помещают в расплавленный легкоплавкий металл (например, свинец) или в расплав солей 3. При этом если в качестве легкоплавкого металла

используют свинец, то из-за хорошей проводимости такого расплава концы электродов тарированной термопары не сваривают.

Способ естественной термопары позволяет оценить влияние на температуру режимов резания и геометрических параметров инструмента. Пользуясь методом однофакторного эксперимента, с обработкой полученных данных в логарифмических координатах, для расчета температуры резания были получены эмпирические зависимости типа

$$\theta = C_{\theta} v^m s^n t^q K_{\text{ин}} K_{\text{СОТС}},$$

где C_{θ} - температурный коэффициент, характеризующий влияние механических и теплофизических свойств обрабатываемого и инструментального материалов; v , s , t - соответственно скорость, подача и глубина резания; m , n , q - показатели степени, характеризующие влияние на температуру режимов резания; $K_{\text{ин}}$, $K_{\text{СОТС}}$ - коэффициенты, характеризующие влияние на температуру резания соответственно геометрии инструмента и применяемых СОТС.

Для примера приведем два уравнения такого типа, полученные для случая точения конструкционной стали [5, 15, 16]:

- резцом из быстрорежущей стали P18

$$\theta = 148,8 v^{0,4} s^{0,24} t^{0,1}, \quad (4.5)$$

- резцом, оснащенным твердым сплавом T15K6

$$\theta = 314 v^{0,23} s^{0,14} t^{0,04}. \quad (4.6)$$

Из этих уравнений следует, что показатели степеней при v , s и t меньше 1 и по степени влияния на температуру располагаются в следующей последовательности $m > n > q$. Разные значения показателей степеней для быстрорежущего и твердосплавного инструментов объясняются тем, что последние работают в области высоких скоростей, когда температура резания $\theta > 600^{\circ}$. В этом случае с дальнейшим ростом скорости резания в значитель-

ной мере снижаются деформации металла, сила резания, коэффициент трения и поэтому показатели степени становятся меньше.

Наибольшее влияние на температуру резания оказывают скорость и свойства обрабатываемого и инструментального материалов, в частности их теплопроводность, прочность и пластичность.

Теплопроводность материалов характеризуется коэффициентом теплопроводности λ , под которым понимают величину, численно равную количеству теплоты, переданной в единицу времени через слой единичной толщины при разности температур поверхностного слоя в 1° , если площадь поверхности слоя равна единице. Коэффициент λ характеризует способность материалов проводить теплоту и играет большую роль в теплообмене тел. Этот коэффициент у разных материалов различен. Так, например, у конструкционных сталей $\lambda=62,8$ Вт/(м \cdot °С), а у меди – $\lambda=389,6$ Вт/(м \cdot °С).

На рис.4.8 приведены типовые кривые влияния скорости на температу-

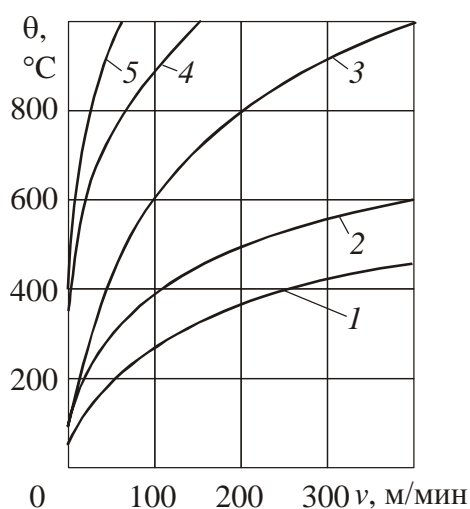


Рис.4.8. Влияние скорости v на температуру резания θ при чистовом точении некоторых металлов: 1 – алюминий; 2 – латунь; 3 – малолегированная сталь; 4 – высоколегированная сталь; 5 – титановый сплав ВТЗ-1

чительно медленнее, так как сокращается время контакта инструмента со стружкой, несущей основную долю теплоты.

ры резания θ некоторых обрабатываемых материалов. Указанные кривые располагаются в соответствии с коэффициентом теплопроводности λ этих материалов: чем коэффициент теплопроводности меньше, тем круче кривая. При этом каждая из кривых имеет очень крутой начальный участок, который соответствует такому изменению скорости резания, когда она меньше скорости распространения теплоты ($v < v_\theta$) и поэтому большая часть теплоты успевает перейти в заготовку. При более высоких скоростях резания температура нарастает зна-

На расположение и уровень кривых (рис.4.8) кроме теплопроводности влияют также (через изменение тепловой мощности источников теплообразования) и такие механические свойства материалов, как прочность и пластичность.

Влияние подачи s и глубины резания t на температуру резания θ менее заметно. Это видно из рис.4.9, а также из уравнений (4.5) и (4.6) [8]. Различие во влиянии подачи s и глубины резания t объясняется тем, что с ростом глубины резания t пропорционально увеличивается площадь контакта стружки с инструментом и следовательно улучшается теплоотвод из зоны контакта, при этом температура резания изменяется весьма незначительно. С ростом же подачи s возрастает объем деформируемого материала, давление на передней поверхности резца, а также тепловая мощность источников теплоты в первичной и вторичной зонах деформаций. Размеры контактной площадки, хотя и несколько увеличиваются, но не пропорционально величине подачи s и поэтому теплоотвод изменяется слабо. Таким образом, с увеличением подачи s температура резания θ растет более заметно, чем при увеличении глубины резания t , но в значительно меньшей степени, чем с увеличением скорости резания v .

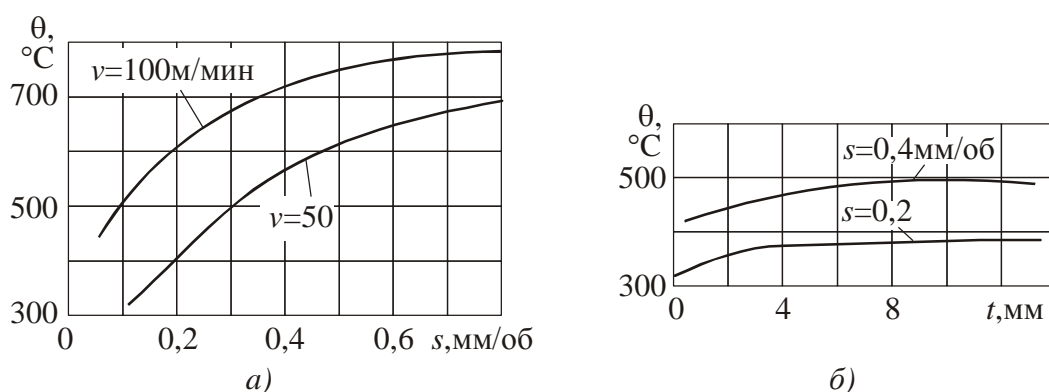


Рис.4.9. Влияние подачи s и глубины t на температуру резания θ :
 a – сталь 40, $t=4$ мм; b – сталь 45, Т15К6, $v=100$ м/мин [9]

На изменение отношения s/t оказывает влияние главный угол в плане φ , с уменьшением которого толщина стружки a уменьшается, а ширина b увеличивается. При этом условия теплоотвода улучшаются, а температура

резания θ снижается (рис.4.10, а). Аналогичное влияние на температуру резания оказывает и увеличение радиуса закругления при вершине резца r в плане (рис.4.10, б) [8].

Выявленные закономерности влияния v , s и t на температуру резания θ позволили установить следующий порядок назначения режимов резания: 1) устанавливаются максимальная толщина срезаемого слоя t , исходя из припуска на обработку и условия прочности режущего инструмента; 2) выбирают наибольшую подачу s , допускаемую прочностью инструмента и режущей пластины; 3) рассчитывают скорость резания v , допускаемую заданной стойкостью инструмента.

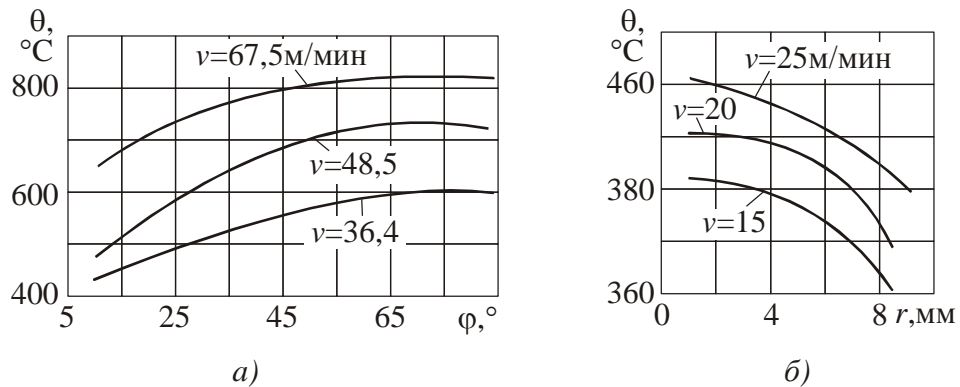


Рис.4.10. Влияние главного угла в плане φ и радиуса при вершине резца r на температуру резания θ : а - сталь 45, Т15К6; б – сталь 45, Р6М5

Передний угол γ влияет на температуру резания θ следующим образом. С его увеличением снижается мощность источника теплообразования в зоне первичной деформации и несколько ухудшаются условия отвода теплоты в инструмент в районе главной режущей кромки. Поэтому на температуру резания передний угол γ не оказывает большого влияния.

Еще меньшее влияние на температуру резания оказывает угол наклона главной режущей кромки λ . При геометрическом косоугольном резании увеличение этого угла до $\lambda = 60^\circ$ практически не влияет ни на степень деформации металла ε , ни на главную составляющую силы резания P_z . Поэтому при

неизменной мощности источника теплообразования температура резания практически не зависит от угла λ [3], хотя на практике это не всегда находит подтверждение.

В случае косоугольного кинематического резания, осуществляемого в результате перемещения режущей кромки, например, при ротационном точении круглыми вращающимися резцами, с ростом угла λ_k температура резания заметно снижается за счет уменьшения сил трения на передней поверхности резца, снижения степени деформации металла и охлаждения режущего лезвия в момент его выхода из-под стружки.

Следует отметить, что измерение температуры резания с помощью термопар не позволяет точно замерять температуры на площадках контакта и получать точные картины распределения температуры в режущем клине, заготовке и стружке. Это очень важно знать при оценке интенсивности износа отдельных участков инструментов с целью выбора их оптимальных геометрических параметров и назначения оптимальных режимов резания. Частичное решение этой задачи дает применение метода термочувствительных покрытий (термоиндикаторов) и радиационного метода.

Метод термочувствительных покрытий основан на способности ряда веществ изменять свой цвет под воздействием температуры. Если нанести тонкий слой термокраски на боковую поверхность резца, то, используя тарировочные таблицы и оценивая изменение цвета под действием температуры на разных участках с помощью инструментального микроскопа, можно построить изотермы – кривые постоянных температур в режущем клине. Однако при этом следует помнить, что этот метод определения температуры резания недостаточно точен при определении температуры вблизи контактных поверхностей режущего клина.

Радиационный метод основан на измерении температуры с помощью оптических фотоэлектрических датчиков и специальных приборов, позволяющих измерять температуру в инфракрасной части спектра в отдельных

точках боковой поверхности резца и зоны резания. Результаты таких измерений, выполненных Г. Бутройдом (Великобритания), показаны на рис.4.11.

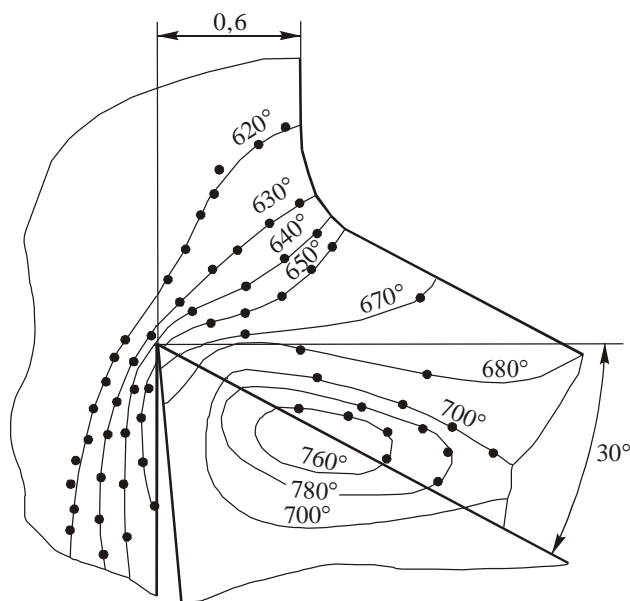


Рис.4.11. Температурное поле в зоне резания, полученное с помощью радиационного метода (сталь, $v=23$ м/мин, $s=0,6$ мм/об, $\gamma=30^\circ$)

Теплофизические расчеты показали, что абсолютные значения температур, измеренные радиационным методом, и особенно на условной плоскости сдвига сильно завышены. Кроме того, с помощью этого метода нельзя измерить температуру резания непосредственно на площадках контакта [26].

Измерения температуры резания, выполненные с помощью радиационных пирометров, показали, что эти приборы из-за низкой разрешающей способности при сравнительно малых площадях измерения дают еще меньшую точность.

4.3. Принципы аналитического определения температурных полей в зоне резания

Теплообмен с окружающей средой от источников теплообразования при отсутствии СОТС осуществляется, главным образом, вследствие радиационного излучения или конвекции. При радиационном излучении теплообмен осуществляется посредством излучения тепловой энергии инфракрасными лучами в атмосфере. При этом расчеты показывают, что при резании потери теплоты за счет радиации весьма малы и поэтому ими можно пренебречь.

При конвекции теплообмен в твердых телах осуществляется путем отбора теплоты от более нагретых участков в менее нагретые. При этом в разных точках твердого тела в разные отрезки времени от начала процесса теп-

лообмена возникают различные температуры. Совокупность мгновенных значений температур в данный момент времени называется **температурным полем**, которое описывается уравнением

$$\theta = f(X, Y, Z, t), \quad (4.7)$$

где X, Y, Z - координаты точки твердого тела; t - время.

Задачу распределения температур в зоне резания при свободном прямоугольном тчении и строгании обычно представляют не трех-, а двухмерной, то есть плоской, подобно тому, как это было принято ранее для решения задачи о напряженно-деформированном состоянии

$$\theta = f(X, Y, t) \text{ при } \frac{\partial \theta}{\partial t} \neq 0. \quad (4.8)$$

Выражения (4.7) и (4.8) описывают температурное поле при неустановившемся процессе теплообмена. При резании обычно температура с момента начала контакта резца с заготовкой устанавливается в течение нескольких секунд, а иногда и долей секунды и длительное время остается постоянной.

Такое температурное поле считается **стационарным**, при этом $\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$.

Для неподвижного источника теплоты J стационарное двухмерное температурное поле можно представить системой концентрических окружностей – **изотерм** (линий одинаковых температур) (рис.4.12,*а*). При увеличении мощности источника теплоты изотермы перемещаются от центра, где тепловая мощность высока, к периферии со скоростью v_θ , которая называется скоростью распространения температурного поля.

Конфигурация температурного поля для движущего источника теплоты зависит от соотношения между скоростью перемещения источника теплоты v и скоростью распространения температурного поля v_θ . В случае, когда $v > v_\theta$, температурное поле трансформируется (рис.4.12,*б*) и тем сильнее, чем выше скорость перемещения источника теплоты v . При достаточно высоких значениях скорости v , имеющих место при резании металлов, изотермы, на-

ходящиеся перед источником теплоты по ходу его движения, сближаются, почти сливаясь друг с другом. При этом тепловую волну за источником теплоты можно не принимать во внимание, что упрощает расчеты. Тепловые источники, движущиеся с такими скоростями, называют **быстродвижущимися источниками**.

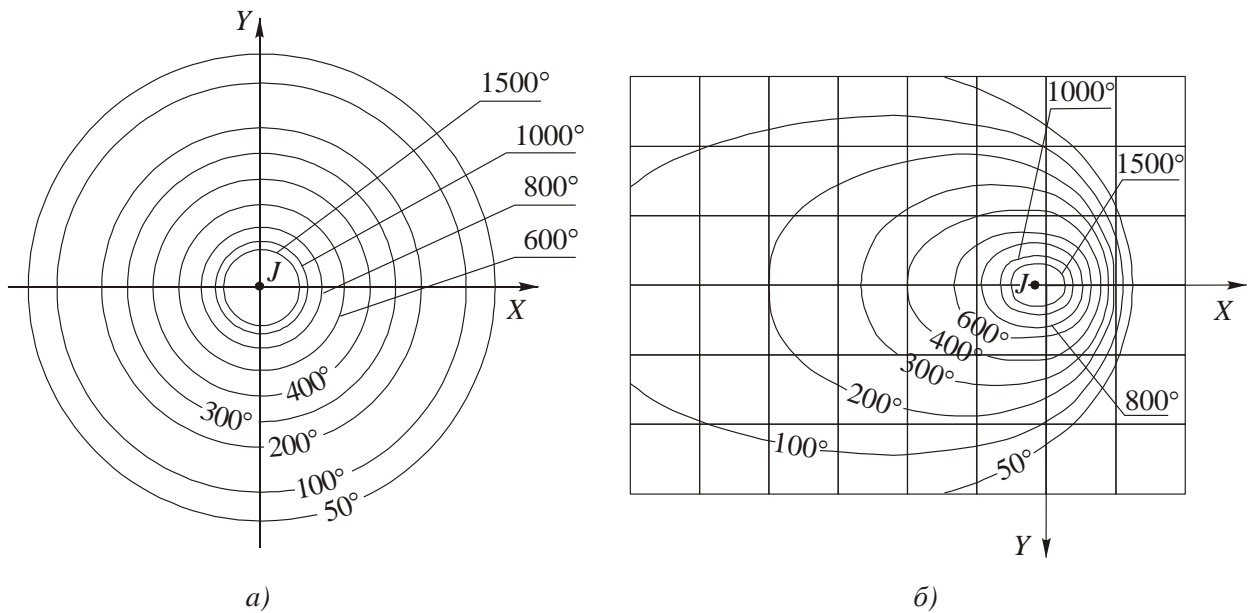


Рис.4.12. Температурное поле, создаваемое непрерывно действующим точечным тепловым источником в изотропном неограниченном теле:
a – при неподвижном источнике; *б* – при движущемся источнике

Температурное поле, изотермы которого сохраняют свое расположение во времени, называется **стационарным**. При стабильном сливном стружкообразовании после достижения в зоне резания теплового баланса, а следовательно и установившегося процесса, стационарное температурное поле формируется в лезвии инструмента, так как все три тепловых источника в зоне резания (см. рис.4.1) не меняют своего расположения относительно инструмента.

В системе координат, связанной с заготовкой, все тепловые источники – движущиеся и поэтому температурное поле заготовки – нестационарное. Однако в системе координат, связанной с инструментом, а следовательно, и с

тепловыми источниками, это поле – стационарное. Поэтому такое поле, стационарное в системе координат, связанной с источниками теплоты, и нестационарное в системе координат, связанной с нагреваемым телом, называется **квазистационарным**. Приставка «квази» означает «как бы», то есть это как бы стационарные поля, хотя по сути они таковыми не являются.

Подобное квазистационарное поле создается и в стружке, которая движется относительно инструмента и всех трех тепловых источников (см. рис.4.1).

Во многих случаях важно не только описать температурное поле изотермами, но и оценить изменение температуры по некоторому направлению. Эта оценка выполняется с помощью **градиента температуры** ($\text{grad } \theta$), под которым понимают вектор, направленный по нормали n к изотермам в сторону возрастания температуры (к источнику теплоты), численно равный изменению температуры на единице длины этой нормали.

Рассмотрим семейство изотерм, отличающихся друг от друга на величину $\Delta\theta$ (рис.4.13).

Градиент температуры – это векторная величина

$$\text{grad } \theta = 1_n \frac{d\theta}{dn}, \quad (4.9)$$

где 1_n - единичный вектор длины по нормали n в сторону возрастания тем-

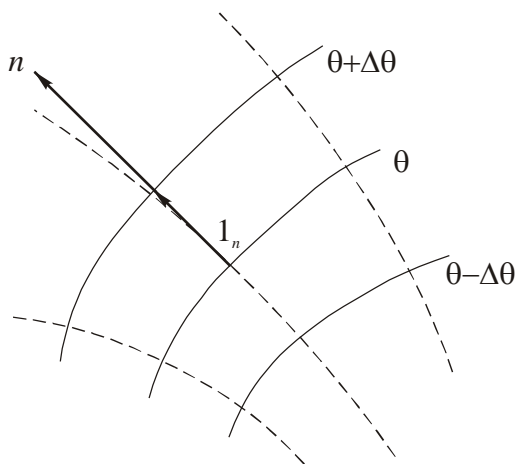


Рис.4.13. Температурный градиент в ячейке температурного поля

пературы; $\frac{d\theta}{dn}$ - производная температуры по длине нормали к изотерме.

Согласно основному закону теплопроводности (закон Фурье) количество теплоты, протекающей в единицу времени через единицу площади изотермической поверхности в направлении нормали n , называемое **интенсивностью (плотностью) теплового потока**, прямо пропорционально

градиенту температуры

$$q = -\lambda \operatorname{grad} \theta = -\lambda \frac{d\theta}{dn}, \quad (4.10)$$

где λ - коэффициент теплопроводности материала, по которому распространяется теплота, Вт/м·°С.

Знак «минус» в правой части уравнения (4.10) указывает на то, что теплота распространяется в сторону понижения температуры.

Коэффициент теплопроводности λ является важной физической характеристикой материала и зависит от его химического состава, физического строения и состояния вещества, а также и от температуры. Для многих металлов с ростом температуры коэффициент теплопроводности λ уменьшается по линейному закону. При этом, чем меньше коэффициент теплопроводности λ обрабатываемого и инструментального материалов, тем меньше мощность тепловых потоков, направленных в заготовку и инструмент, тем больше теплоты локализуется в зоне резания в окрестностях источников ее образования и тем выше температура на контактных поверхностях инструмента, что приводит к повышению интенсивности их износа. Это и является одной из причин низкой производительности при обработке резанием материалов с низким коэффициентом теплопроводности λ (жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов).

Другой важной теплофизической характеристикой материала является **коэффициент температуропроводности**

$$\omega = \frac{\lambda}{c\rho}, \quad (\text{м}^2/\text{с}) \quad (4.11)$$

где c - объемная теплоемкость, то есть количество теплоты, необходимое для того, чтобы нагреть единицу объема материала на 1°С, Дж/кг°С; ρ - плотность вещества, кг/м³; $c\rho$ - объемная теплоемкость, Дж/м³°С.

С увеличением коэффициента температуропроводности ω возрастает скорость изменения температуры в каждой точке твердого тела. В материалах с высоким значением коэффициента температуропроводности ω вырав-

нивание температур будет происходить быстрее, чем у материалов с более низким значением этого коэффициента.

Значение коэффициента теплопроводности ω определяют экспериментально.

Математическое описание температурных полей в твердых телах выполняют с помощью дифференциального уравнения теплопроводности:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \omega \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right). \quad (4.12)$$

Уравнение (4.12), составленное для каждого из твердых тел, участвующих в теплообмене, содержит время t , температуру θ точки тела с координатами x, y, z и ω - коэффициент теплопроводности, принятый условно и независимый от температуры. Чтобы уменьшить погрешность расчетов при таком допущении, теплофизические характеристики λ и ω принимают по средней температуре возможного диапазона ее изменения ($\theta_{\text{cp}} = \theta_{\text{min}} \dots \theta_{\text{max}} \text{ } ^\circ\text{C}$).

Уравнение (4.12) представляет собой линейное дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка и имеет бесчисленное количество решений. Чтобы найти то из них, которое удовлетворяет условиям задачи, необходимо на функцию $\theta(x, y, z, t)$ наложить дополнительные начальные и граничные условия.

Начальные условия фиксируют состояние температурного поля тел в начальный момент времени. Для удобства расчетов начальную температуру принимают равной нулю ($\theta_0 = 0^\circ\text{C}$).

Граничными условиями называют условия взаимодействия поверхности с окружающей средой или с другими телами. Они могут быть определены экспериментально, либо заданы условиями задачи. Если рассматриваемая поверхность не обменивается теплотой с окружающей средой (например, наружная поверхность стружки с воздухом), то она считается адиабатической.

При безззорном контакте двух твердых тел температуры контакта обоих тел считаются равными.

Для описания граничных условий поверхностей тел конечных размеров (или полубесконечных) используют метод «отраженных» (фиктивных) источников, описание которого дано в работе [26].

Задача о теплообмене при резании металлов, в котором участвуют три тела: резец, стружка и заготовка чрезвычайно сложна. Для ее решения прибегают к максимально возможным упрощениям и схематизации процесса теплообмена. При этом кроме начальных и граничных условий необходимо оговорить и математически описать форму и размеры тел и их теплофизические характеристики, форму источников теплообразования и распределение плотности (интенсивности) тепловых потоков. Учитывая, что контактные поверхности тел, участвующих в процессе резания и теплообмена, малы по сравнению с размерами самих тел, их полагают полубесконечными, то есть резец рассматривают как полубесконечный клин, стружку – как полубесконечный стержень, а заготовку – как полубесконечное пространство.

На рис.4.14 представлены упрощенная схема расположения источников теплообразования при резании, а также формы источников и схемы распределения их плотностей q . Здесь для удобства изображения источники теплообразования заготовка, стружка и инструмент раздвинуты.

Мощность и плотность (интенсивность) тепловых источников можно подсчитать по уравнениям (4.2) и (4.3), исходя

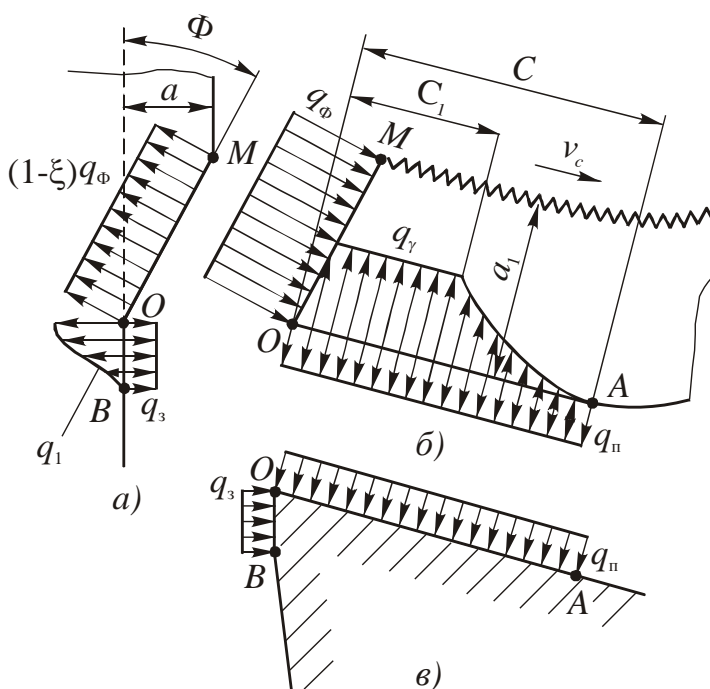


Рис.4.14. Источники и стоки теплоты в зоне резания

из уравнения теплового баланса (4.1). Рассмотрим положение, форму и картину распределения плотности тепловых источников q применительно к трем телам, участвующим в теплообмене при резании.

Температурное поле в заготовке образуется в результате наложения полей, возникающих от действия двух источников теплоты $(1-\xi)q_{\Phi}$, q_1 и одного стока теплоты q_3 в тело резца (рис.4.14,*а*). Источник теплоты на условной плоскости сдвига q_{Φ} является **полосовым, быстродвижущимся** со скоростью v_{Φ} , наклоненным под углом Φ , действующим на поверхность полупространства, и имеет постоянную интенсивность. Здесь коэффициент ξ означает долю теплоты, переходящей в стружку, а $(1-\xi)q_{\Phi}$ - долю теплоты, переходящей в заготовку. Коэффициент ξ зависит от скорости резания v и определяется экспериментально.

Второй источник q_1 на площадке контакта задней поверхности резца с заготовкой имеет интенсивность, распределенную по экспоненциальному закону. Этот источник теплоты по форме полосовой, быстродвижущийся со скоростью резания v . Кроме того, на площадке контакта расположен сток теплоты q_3 , отражающий теплообмен между заготовкой и резцом. Он также представлен как полосовой, с равномерной интенсивностью, быстродвижущийся.

Температурное поле в стружке образуется в результате наложения температурных полей, возникающих под действием двух источников теплоты q_{Φ} и q_{γ} и одного стока теплоты q_{Π} (рис.4.14,*б*). Тепловая мощность источника теплоты определяется работой пластической деформации и коэффициентом ξ . По форме источник q_{Φ} плоский быстродвижущийся со скоростью схода стружки v_c , наклонен под углом Φ к направлению движения.

Источник теплоты q_{γ} расположен на передней поверхности резца. По отношению к стружке он также является движущимся со скоростью v_c . Его мощность определяется работой трения на передней поверхности резца, а за-

кон распределения интенсивности теплоты q_γ - эпюрой распределения удельных касательных сил трения по ширине площадки контакта C . Как было показано выше, на участке пластического контакта $C_1 = C/2$ касательное напряжение примерно постоянно, а за пределами этого участка уменьшается до нуля. По форме источник теплоты q_γ полосовой, быстродвижущийся.

На контактной площадке передней поверхности резца расположен сток теплоты $q_{\text{п}}$, обладающий постоянной интенсивностью, поскольку между стружкой и резцом существует теплообмен. Он также полосовой, быстродвижущийся и рассматривается в системе координат, движущейся совместно с источником теплоты. Температурное поле в стружке рассматривается как квазистационарное.

Температурное поле в инструменте образуется под действием двух плоских неподвижных непрерывно действующих источников теплоты постоянной интенсивности $q_{\text{п}}$ и q_3 , расположенных на передней и задней поверхностях резца (рис.4.14,в). Они являются стационарными, так как теплообмен между заготовкой и инструментом является постоянным в течение всего времени резания, а источник неподвижным.

Решение дифференциального уравнения теплопроводности в системе координат X, Y , необходимое для определения температурных полей в телах, участвующих в теплообмене, может быть выполнено обычным (классическим) методом интегрирования, методом источников теплоты, а также численным методом или моделированием.

В технологической теплофизике из указанных методов наибольшее распространение получил метод источников теплоты, разработанный А.Н. Рыкалиным и использованный А.Н. Резниковым применительно к резанию материалов [25].

Построение температурных полей с помощью метода источников теплоты позволило сравнительно простыми математическими способами получить приемлемое инженерное решение. Для этого необходимо написать ин-

теграл, удовлетворяющий дифференциальному уравнению теплопроводности (4.12) и условиям однозначности, а затем вычислить его.

Основное положение метода источников теплоты заключается в том, что источник или сток теплоты любой формы, движущийся или неподвижный, действующий мгновенно или непрерывно, может быть представлен как система мгновенных точечных источников теплоты, а температурное поле в теле является комбинацией температурных полей, возникающих под действием этой системы.

Под мгновенным источником теплоты понимают такой источник теплоты (стока), который возник и погас, выделив q джоулей теплоты. Температура в любой точке тела с координатами x, y, z , возникающая через t секунд после того, как мгновенный точечный источник теплоты с координатами $x_{и}, y_{и}, z_{и}$ возник и погас, может быть определена по уравнению

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{q}{\lambda \sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}} e^{-\frac{R^2}{4\omega t}}, \quad (4.13)$$

где R - расстояние от рассматриваемой точки до источника теплоты, $R = \sqrt{(x - x_{и})^2 + (y - y_{и})^2 + (z - z_{и})^2}$; λ, ω - соответственно, коэффициенты теплопроводности и температуропроводности обрабатываемого материала.

Уравнение (4.13) было получено В.В. Томсоном (Кельвиным) путем

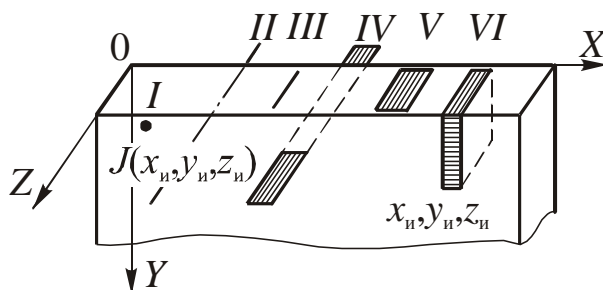


Рис.4.15. Типы источников теплоты:

- I – точечный;
- II – линейный;
- III – линейный ограниченный;
- IV – полосовой;
- V – плоский;
- VI – объемный

решения уравнения теплопроводности (4.12).

На рис.4.15 схематично показаны некоторые типы источников теплоты различной формы, встречающиеся при резании (стационарные и движущиеся).

Для описания температурного поля, находящегося под действием

этих источников теплоты, в работе [25] приведены типовые решения, например:

а) для мгновенного линейного источника теплоты, расположенного параллельно оси OZ и выделяющего $q_{\text{л}}$ теплоты на единице длины,

$$\theta_{\text{л}}(x, y, t) = \frac{q_{\text{л}}}{4\pi\lambda t} \exp\left[-\frac{(x_{\text{и}} - x)^2 + (y_{\text{и}} - y)^2}{4\omega t}\right];$$

б) для быстродвижущегося линейного источника теплоты в подвижной системе координат

$$\theta_{\text{л}}(x, y) = \frac{q_{\text{л}}\sqrt{\omega}}{2\lambda\sqrt{\pi x v}} \exp\left[-\frac{vy^2}{4\omega x}\right] \text{ и т.д.}$$

В этих уравнениях время t исключено, так как рассматриваемая точка тела движется вместе с системой координат, связанной с источником теплоты.

Используя схему расположения и формы источников теплоты (стоков), представленной на рис.4.14, и типовые решения для каждого вида источников [25], можно методом суперпозиции (наложения) температурных полей построить суммарное температурное поле с учетом граничных условий. При этом температурное поле в стружке можно описать уравнением

$$\theta_{\text{с}}(x, y) = \theta_{\text{ф}} + \theta_{\gamma}(x, y) - \theta_{\text{ср}}. \quad (4.14)$$

В этом уравнении температуры от источников деформации $\theta_{\text{ф}}$ и трения по передней поверхности θ_{γ} и от стока теплоты в резце $\theta_{\text{ср}}$ из стружки в резец определяют по типовым решениям, приведенным в работе [25]. Суммарное температурное поле определяют алгебраическим сложением этих температур.

Аналогично поступают при построении температурного поля в заготовке. При этом температура в любой точке заготовки:

$$\theta_{\text{и}}(x_1, y_1) = \theta_{\text{фи}} + \theta_1(x_1, y_1) - \theta_{\text{ри}}(x_1, y_1), \quad (4.15)$$

где $\theta_{\text{фи}}$ - изменение температуры за счет доли теплоты, переходящей в заготовку от источника на условной плоскости сдвига; θ_1 - то же от источника на задней поверхности; $\theta_{\text{ри}}$ - то же от стока теплоты из резца в заготовку на задней поверхности.

Более сложной является задача определения температурного поля в режущем клине резца. Она решается наложением температурных полей от основных источников теплоты $q_{\text{п}}$ и q_3 на передней и задней поверхностях резца, а с учетом граничных условий дополняется влиянием отраженных (фиктивных) источников. На температурное поле влияет также угол заострения режущего клина β .

С точки зрения процесса деформирования металла при резании большой интерес представляет температура около условной плоскости сдвига, которую можно определить по формуле

$$\theta_{\text{ф}} = \frac{A_{\text{вт}}}{K_{\text{эт}} C_{\text{ср}}}, \quad (4.16)$$

где $A_{\text{вт}}$ - удельная работа деформации в зоне условной плоскости сдвига; $K_{\text{эт}}$ - механический эквивалент теплоты; $C_{\text{ср}}$ - среднее значение массовой теплоемкости материала в зависимости от температуры резания.

Расчеты, выполненные в работе [26], показали, что температура деформации мало зависит от режима резания и геометрии инструмента и определяется главным образом свойствами обрабатываемого материала.

При резании на практически применяемых режимах сталей 45, X18H9T и ШХ15 температура деформации около условной плоскости сдвига в среднем равна соответственно 250, 338 и 210°C. Если при резании углеродистых сталей удельная работа деформации в зоне условной плоскости сдвига $A_{\text{вт}}=3$ ГДж/м³, то температура деформации может составлять 600°C [28].

При изучении характера износа инструмента важно знать закономерности распределения температуры по его передней и задней поверхностям. Расчеты, выполненные в работе [26], показали, что закономерности распределе-

ний поверхности реза вполне удовлетворительно аппроксимируются выражением

$$\theta(\psi) \approx \theta_0 + B(\theta_{\Phi}^{cp} - \theta_0)\psi^2 \exp[-m\psi], \quad (4.17)$$

где B и m - эмпирические коэффициенты, для заготовок из конструкционных сталей $B \approx 40$, а $m=4$; θ_0 - температура у режущей кромки, $\theta_0 \approx \theta_{\Phi}^{cp}$; θ_{Φ}^{cp} - средняя температура на условной плоскости сдвига; $\psi = x/C$ - абсцисса точки по длине C участка контакта стружки с передней поверхностью реза.

На рис.4.16 показаны кривые распределения температуры на передней и задней поверхностях реза [26]. Отсюда следует, что при точении твердосплавными резцами максимум температур на передней поверхности находится примерно на середине площадки контакта. Этой точке соответствует максимум глубины лунки износа на передней поверхности реза.

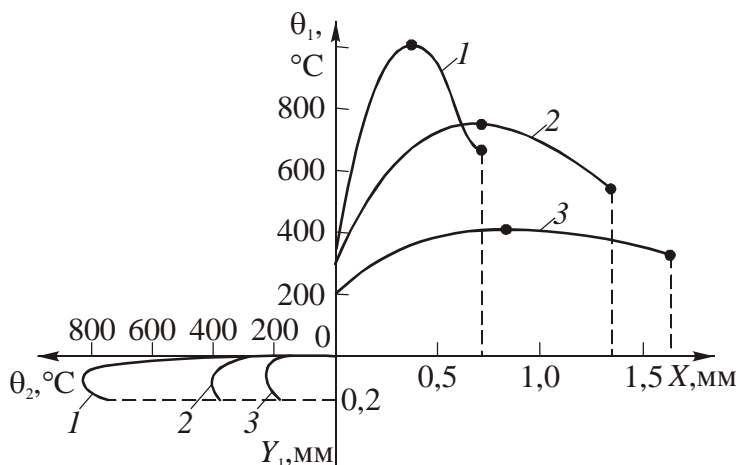


Рис.4.16. Распределение температур на передней и задней поверхностях реза при точении:
1 – ВТ2-ВК8; 2 – ШХ15-Т14К8; 3 – сталь 45-Т15К6
($v=30$ м/мин, $a=0,15$ мм, $b=3,7$ мм)

Для оценки термической напряженности процесса резания широко применяется термин «температура резания», под которым понимают среднюю температуру на площадках контакта по передней и задней поверхностям реза. Исходя из законов распределения температур, полученных аналитическим способом, и

пренебрегая теплообменом на задней поверхности инструмента ввиду малости площадки контакта этой поверхности с заготовкой, было установлено [8, 25, 26], что средняя температура, замеренная методом естественной термопары, близка к максимальной температуре, полученной расчетом. Однако по мере увеличения площадки износа по задней поверхности, а также при точе-

нии с малыми толщинами среза, картина теплообмена на задней поверхности может существенно изменяться. Например, при предельно допустимом износе по задней поверхности резко увеличивается количество теплоты, поступающей в режущий клин, что ускоряет износ как по задней, так и по передней поверхностям и приводит к затуплению или разрушению режущего клина. При точении с малыми толщинами среза возрастает доля теплоты, поступающей в инструмент со стороны задней поверхности, и поэтому пренебрегать этим фактом при расчете температуры резания нельзя.

Теплофизический анализ показал, что снижение температуры на площадках контакта наиболее эффективно достигается путем применения интенсивного охлаждения инструмента, а не стружки и заготовки. В результате такого анализа, выполненного А.Н. Резниковым [25], были предложены формулы для расчета температурных полей в инструменте, стружке и заготовке, вывод которых из-за большого объема и сложности вычислений здесь не приводится. В качестве наглядного примера результатов таких расчетов на рис.4.17 представлены температурные поля в главной секущей плоскости и в плоскости передней поверхности резца при точении стали ШХ15 резцом из твердого сплава марки Т14К8. На этом рисунке видно, что неравномерность

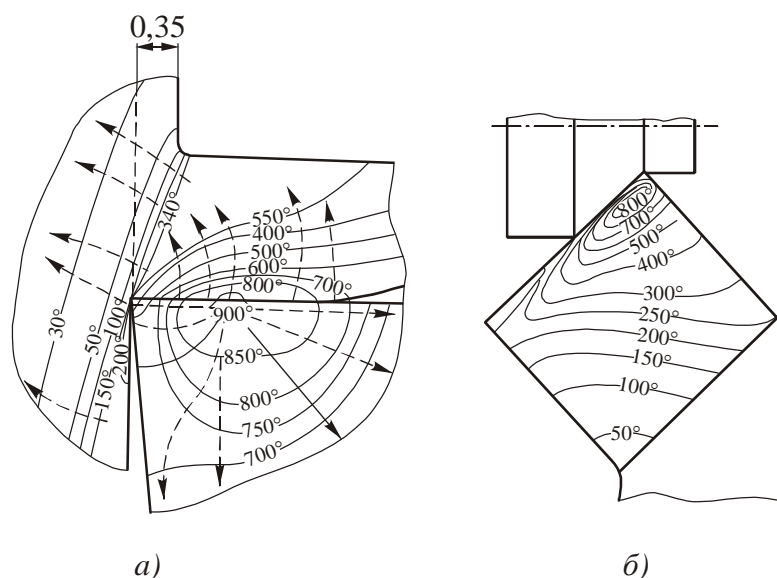


Рис.4.17. Температурные поля в стружке, инструменте и заготовке: а – в сечении, нормальном главной режущей кромке; б – на передней поверхности резца

нагрева отдельных участков резца очень велика и она будет тем больше, чем выше скорость резания и больше износ инструмента. Изотермы (линии постоянных температур) на передней поверхности резца имеют замкнутую форму, а максимальная температура концентрируется в месте стыка главной и вспомогательной режущих кромок.

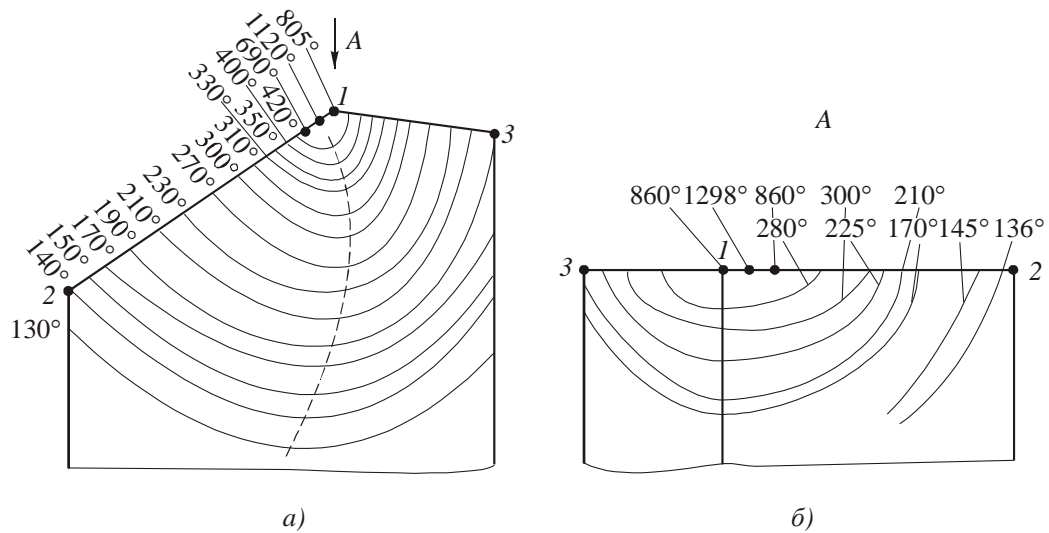


Рис.4.18. Температурные поля на передней (а) и задней (б) поверхностях резца, установленные экспериментально (сталь 45-Т15К6, $v=200$ м/мин, $s=0,29$ мм/об, $t=2$ мм)

Картина температурных полей, полученная расчетом, качественно подтверждается экспериментами, выполненными, например, путем измерения температуры искусственной термопарой при точении стали 45 резцом, оснащенным твердым сплавом марки Т15К6 (рис.4.18) [15]. При этом заметны и некоторые отличия экспериментальных данных от теоретических, которые объясняются тем, что при измерении температуры из-за невозможности вывода рабочего спая термопары на переднюю поверхность резца в эксперименте был использован метод экстраполяции.

5. ПРОЧНОСТЬ И ИЗНОС РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

В процессе резания под действием высоких контактных давлений и температур непрерывно происходит износ режущего клина инструмента, который заканчивается его затуплением или разрушением. После этого производят переточку инструмента с восстановлением его угловых параметров или замену инструмента на новый, а в случае использования инструментов, оснащенных сменными многогранными пластинами (СМП) обновление режущих кромок производят путем поворота пластин, осуществляемого по мере затупления последних.

Износ режущих инструментов определяется, в основном, свойствами инструментальных материалов и конструктивными особенностями инструментов, поэтому далее кратко рассмотрим виды и свойства основных групп инструментальных материалов.

5.1. Инструментальные материалы

Инструментальные материалы, используемые для изготовления режущих инструментов, должны удовлетворять следующим основным требованиям: 1) высокая твердость, более чем в 3...4 раза превышающая твердость обрабатываемого материала; 2) высокая теплостойкость - способность сохранять необходимую твердость до определенной температуры; 3) высокая износостойкость при повышенной температуре - сопротивляемость износу режущего клина; 4) высокие прочность и формоустойчивость режущего клина.

Все известные на сегодняшний день инструментальные материалы условно можно разделить на следующие группы: 1) инструментальные стали; 2) быстрорежущие стали; 3) металлокерамические твердые сплавы; 4) сверхтвердые материалы (СТМ); 5) абразивные материалы (см.гл.9).

Рассмотрим основные свойства инструментальных материалов с точки зрения удовлетворения вышеназванным требованиям.

Инструментальные стали - это углеродистые и низколегированные стали. Углеродистые стали ($C=0,7...1,3\%$) обозначаются буквой У и цифрой -

от У7 до У13, где буква У означает «углеродистые», а цифра - десятые доли процента углерода. У высококачественных высокоуглеродистых сталей, содержащих мало примесей, в конце обозначения ставится буква А, например, У13А.

После закалки в воде и отпуска твердость углеродистых инструментальных сталей составляет HRC_{Σ} 61...63. Эти стали обладают низкой стоимостью и высокой технологичностью, а также высокими прочностью и износостойкостью.

Главным недостатком высокоуглеродистых сталей является их низкая теплостойкость, равная 200...250°C. Поэтому, например, при резании конструкционных сталей инструментами из углеродистых инструментальных сталей средняя скорость резания не превышает 5 м/мин. В этой связи стали У7 и У8 применяют в основном для изготовления слесарных инструментов, а стали У10...У12 – для изготовления режущих инструментов, работающих на низких скоростях резания и ручной подаче.

Для улучшения технологических и режущих свойств углеродистых сталей в них вводят в небольших количествах (1...3%) легирующие элементы (хром, кремний, марганец, вольфрам, молибден, ванадий и др.). В настоящее время из таких низколегированных инструментальных сталей наибольшее применение получили: сталь ХВГ – применяется для изготовления длинномерных инструментов, требующих минимального коробления при термообработке (протяжки, развертки, метчики и др.); сталь 9ХС – применяется для изготовления ручных инструментов (развертки, плашки, фрезы и сверла); сталь Х6ВФ – применяется для изготовления резьбонакатных инструментов.

Все низколегированные инструментальные стали за счет высокого содержания углерода (0,9...1,1%) после термообработки имеют твердость HRC_{Σ} 61...63, обладают хорошей прокаливаемостью по сечению и несколько повышенной теплостойкостью (до 250...300°C).

Быстрорежущие стали (ГОСТ 19265-73) отличаются от инструментальных углеродистых и низколегированных сталей высокой степенью леги-

рованности вольфрамом, молибденом, хромом и ванадием. В результате термической обработки быстрорежущих сталей легирующие элементы придают им высокие теплостойкость (до 620°C), углерод - твердость (до HRC_{Σ} 63...64), а легирующие элементы и углерод - прочность на изгиб (до $\sigma_{и}$ =3000...3500 МПа). Поэтому скорость резания инструментами из быстрорежущих сталей в 4...6 раз выше скорости резания инструментами из инструментальных сталей.

Благодаря высоким прочностным свойствам быстрорежущие стали по сегодняшний день остаются одним из наиболее широко применяемых инструментальных материалов и, особенно для изготовления сложнофасонных инструментов (сверла, фрезы, резьбонарезные и зуборезные инструменты).

Из стандартных отечественных быстрорежущих сталей наилучшими эксплуатационными свойствами обладает сталь марки P18, имеющая следующий химический состав: C=0,7...0,8%, W=17...18,5%, Cr=3,8...4,4%, V=1,0...1,4%, Mo=1%. К недостаткам этой стали относятся высокое содержание дефицитного вольфрама и несколько заниженная прочность на изгиб ($\sigma_{и}$ =2900...3100 МПа). Введение в быстрорежущие стали молибдена позволило при тех же режущих свойствах снизить содержание вольфрама и повысить прочность на изгиб до $\sigma_{и}$ =3300...3400 МПа.

В настоящее время в нашей стране и за рубежом наибольшее применение получила быстрорежущая сталь марки P6M5 (C=0,80...0,88%, W=5,5...6,5%, Cr=3,8...4,4%, V=1,7...2,0%, Mo=5,0...5,5%), имеющая близкую к стали P18 теплостойкость, но несколько худшие эксплуатационные и повышенные технологические свойства.

Из быстрорежущих сталей выделяется группа сталей повышенной теплостойкости, имеющих повышенное содержание ванадия (стали марок P6M5Ф3, P12Ф3) и кобальта (стали марок P6M5K5, P9K10, P9M4K8, P18K5Ф2). Стали повышенной теплостойкости используют для резания труднообрабатываемых материалов, так как благодаря повышенному содержанию кобальта они отличаются высокими износо- и теплостойкостью (до

640°C), а также твердостью (до HRC_{Σ} 65). К технологическим недостаткам этих сталей относятся худшая шлифуемость, вызванная повышенным содержанием ванадия, и пониженная прочность на изгиб (до $\sigma_{и}=2000$ МПа), вызванная введением кобальта, а также их высокая стоимость.

При маркировке быстрорежущих сталей повышенной теплостойкости содержание углерода ($C=0,85...1,2\%$) и хрома ($Cr=3,1...4,4\%$) не указывают. После буквы Р (*Rapid* – быстрый) следует процентное содержание вольфрама, а после букв М – молибдена, Ф – ванадия и К – кобальта.

Металлокерамические твердые сплавы - это композиции из порошков тугоплавких соединений: карбидов вольфрама, титана, тантала и др., спеченных со связкой, чаще всего из кобальта, при высоких температурах в вакууме или защитной атмосфере по технологии, напоминающей изготовление изделий из минеральной керамики. Отсюда и произошло название сплавов – металлокерамические.

Несмотря на высокую стоимость, применяемость инструментов, оснащенных твердосплавными пластинами (в том числе с покрытиями), в настоящее время составляет примерно 55%, а количество стружки, снимаемой этими инструментами, достигает 50...60% от всего объема снимаемой стружки.

Благодаря высоким теплостойкости (800...1000°C), твердости (HRA 87...91) и износостойкости скорость резания твердосплавными инструментами в 4...5 раз выше скоростей резания, достигаемых быстрорежущими инструментами. Однако по прочности на изгиб, которая составляет $\sigma_{и}=900...1600$ МПа, твердые сплавы существенно (в 2...3 раза) уступают быстрорежущим сталям.

Твердые сплавы, применяемые для оснащения металлорежущих инструментов, по составу и областям применения условно делят на четыре основные группы: 1) однокарбидные вольфрамокобальтовые (ВК); 2) двухкарбидные титано-вольфрамовые (ТК); 3) трехкарбидные титано-

тантало-вольфрамовые (ТТК); 4) безвольфрамовые на основе карбида и карбонитрида титана.

Из этих сплавов наибольшее применение в инструментальной промышленности получили твердые сплавы первых трех групп. Последняя группа твердых сплавов из-за низких прочностных свойств пока применяется относительно редко.

Группа однокарбидных твердых сплавов содержит четыре основные марки: ВК3, ВК6, ВК8, ВК10. Здесь в обозначении цифрой указано процентное содержание кобальтовой связки, а остальное составляет карбид вольфрама. При этом чем выше содержание кобальта, тем прочнее сплав, но ниже его тепло- и износостойкость. Однокарбидные твердые сплавы благодаря хорошим прочностным свойствам используют в основном для обработки хрупких металлов типа чугунов, высоколегированных сталей и титановых сплавов. Для чистовой обработки применяют сплавы марок ВК3 и ВК6.

Для улучшения износостойкости и прочности твердых сплавов уменьшают размеры зерен карбидов - от мелкозернистых, обозначаемых буквой М, до особо мелкозернистых, обозначаемых буквами ОМ. К таким сплавам, получившим наибольшее применение в инструментальном производстве, относятся твердые сплавы марок ВК3М, ВК6М и ВК6ОМ, ВК10М, теплостойкость которых составляет 800...850°С.

Для обработки сталей и других материалов (кроме титановых сплавов), образующих при резании сливную стружку, применяют двухкарбидные твердые сплавы марок Т30К4, Т14К8, Т15К6, Т5К10. Здесь в обозначении цифра, стоящая после буквы Т, показывает процентное содержание карбида титана, после буквы К – кобальта, а остальное – карбида вольфрама.

Наличие карбидов титана повышает сопротивляемость инструментов износу по передним поверхностям. У двухкарбидных твердых сплавов, также как и у однокарбидных твердых сплавов, уменьшение содержания кобальта способствует повышению тепло- и износостойкости, но снижает их прочность.

Для чистовой обработки применяют твердые сплавы марок Т30К4 и Т15К6, для получистой и черновой, а также для прерывистой обработки и обработки с ударами – твердые сплавы марок Т14К8 и Т5К10. Теплостойкость этих твердых сплавов составляет 850...950°С.

Еще большие теплостойкость (до 1000°С), прочность и стойкость при ударных нагрузках показали трехкарбидные твердые сплавы, содержащие кроме карбидов титана еще и карбиды тантала. Так как вольфрам, титан и тантал образуют сложный карбид, то при маркировке таких твердых сплавов цифра, стоящая после буквы Т, указывает суммарное процентное содержание карбидов титана и тантала, после буквы К – кобальта, а остальное – карбида вольфрама.

Из трехкарбидных твердых сплавов наибольшее применение получили сплавы марок ТТ7К12, ТТ8К6, ТТ20К9, обладающие наибольшей прочностью. Поэтому их используют при строгании, фрезеровании и при обработке высоколегированных сталей и сплавов.

За рубежом обозначение твердых сплавов производится по *ISO 513*, который подразделяет твердые сплавы на шесть групп в зависимости не от состава, как в нашей стране, а от обрабатываемого материала, типа образующейся стружки и других факторов (табл.5.1).

5.1. Обозначения и области применения* твердых сплавов по *ISO 513*

Буквенные (цвет) обозначения групп твердых сплавов	Области применения
<i>P</i> (синий)	Обработка сталей, стального литья и некоторых ковких чугунов (сливная стружка)
<i>M</i> (желтый)	Обработка нержавеющей сталей, жаропрочных и титановых сплавов (стружка скалывания)
<i>K</i> (красный)	Обработка серых чугунов с шаровидным графитом, ряда ковких чугунов, а также закаленных сталей, цветных металлов и пластмасс (элементарная стружка)
<i>N</i> (зеленый)	Обработка алюминия и цветных металлов
<i>S</i> (светло-коричневый)	Обработка жаропрочных и титановых сплавов
<i>H</i> (светло-серый)	Обработка закаленных сталей и чугунов

* В зависимости от вида обработки (точение, сверление, фрезерование и др.) области применения твердых сплавов могут изменяться

В свою очередь группы твердых сплавов делятся на подгруппы, которые обозначаются индексами: 01, 10, 20, ..., 50. Чем меньше индекс, тем меньше сечение срезаемого слоя и больше скорость резания, а инструментальный материал характеризуется высокой износостойкостью. С увеличением индекса растут подача и глубина резания, а у инструментального материала – прочность. Например: *P 05* – означает, что твердый сплав предназначен для чистовой обработки стали; *M 25* – для получистовой обработки нержавеющей стали; *P 50* – для черновой обработки стали и т.д.

В последнее время за рубежом с целью упрощения выбора инструментальных материалов все большее применение находит цветовое обозначение режущих инструментов. Для этого обрабатываемые материалы в зависимости от механических характеристик делят на группы, каждой из которых присвоен свой цвет. При маркировке режущего инструмента на его корпус дополнительно наносят цветную полоску, указывающую группу материалов, которую можно обрабатывать этим инструментом (табл.5.2).

5.2. Цветовое обозначение метчиков, выпускаемых фирмой «Manigley» (Швейцария)

Обрабатываемые материалы			Цвет полоски на инструменте
Название	Предел прочности при разрыве σ_B , Н/мм ²	Относительное удлинение после разрыва δ , %	
Цветные сплавы, легкообрабатываемые стали	≤ 700	15...35	Желтый
Конструкционные, качественные и легированные стали	≤ 1000	10...30	Черный
Чугуны	≤ 800	≤ 20	Зеленый
Нержавеющие стали	400...1000	25...60	Синий
Термообработанные стали	> 900	≤ 30	Красный

Важной характеристикой инструментальных материалов является их способность сохранять свою твердость при повышенных температурах. На

рис.5.1 показано влияние температуры резания на «горячую» твердость трехкарбидных сплавов (группы ТТК) в сравнении с минералокерамикой, быстрорежущей сталью и однокарбидным твердым сплавом (группы ВК). При этом под «горячей» твердостью понимается твердость, замеряемая непосредственно при нагреве без последующего охлаждения.

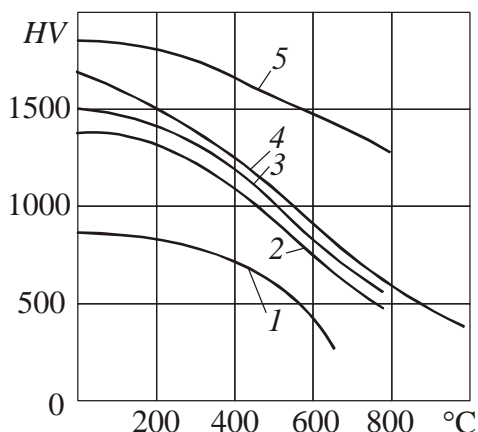


Рис.5.1. Влияние температуры на «горячую» твердость по Виккерсу некоторых инструментальных материалов: 1 – быстрорежущая сталь; 2 – твердый сплав марки ВК10; 3 – твердый сплав марки ВК6; 4 – твердый сплав группы ТТК; 5 – минералокерамика

Для повышения стойкости твердосплавных и быстрорежущих инструментов в последние годы широкое применение получило нанесение различных износостойких одно- и многослойных покрытий из карбидов, нитридов и карбонитридов титана, окиси алюминия и др. материалов (табл.5.3). Оптимальная толщина этих покрытий составляет 6...10 мкм на твердосплавных пластинах и 2...6 мкм – на быстрорежущих инструментах. Благодаря покрытиям, обладающим высокими твердостью и износостойкостью, химической инертностью к обрабатываемому материалу и низкой теплопроводностью, удается повысить стойкость инструментов в 2...5 раз и увеличить скорость резания на 20...60% [5, 6].

В отличие от однослойных покрытий в многослойных покрытиях каждый слой имеет собственное функциональное назначение. Так, например, наружный слой кроме высокой твердости должен иметь низкий коэффициент трения по отношению к обрабатываемому материалу и играть роль твердой

смазки. Последующие слои должны иметь низкую теплопроводность, препятствуя проникновению теплоты в инструмент. Внутренний слой должен обладать хорошей адгезионной способностью к инструментальному материалу.

5.3. Состав и свойства покрытий, наносимых на режущие инструменты (Н. Nilmann)

Состав покрытия	Микротвердость, <i>HV</i>	$T_{ок}$, °C	<i>f</i>
TiN	1930...2200	600	0,5
TiC	2800...3000	400	--
TiCN	3000	400	0,4
TiAlN	3000...3500	540	0,4
TiAlCrN	3500	920	0,4
TiAlCrYN	2700	950	--
CrN	1650...2150	700	0,5
Al ₂ O ₃	2100...3000	1200	--
ZrN	2800	600	0,6
MoS ₂	1500	--	0,02

Примечание: $T_{ок}$ - стойкость к окислению; *f* - коэффициент трения

Для нанесения покрытий в настоящее время наибольшее применение получили два метода:

- 1) *CVD* (*Chemical vapour deposition*) – высокотемпературный (900...1000°C) метод, основанный на химическом осаждении покрытия из газовой фазы;
- 2) *PVD* (*Physical vapour deposition*) – низкотемпературный (300...800°C) метод, основанный на физическом осаждении покрытия из газовой фазы.

В большинстве случаев покрытия наносят методом *PVD*. При этом твердость таких покрытий при любой температуре выше, чем покрытий, полученных методом *CVD* (табл.5.4).

В нашей стране наиболее широко применяется низкотемпературный (600°C) метод катодного напыления и ионной бомбардировки (КИБ), осуществляемый на установках типа «Булат-3Т», «Пуск» и др.

5.4. Влияние температуры на твердость покрытий, наносимых различными методами (*J. Wijngard*)

$\theta, ^\circ\text{C}$	Микротвердость покрытий, <i>HV</i>	
	метод <i>CVD</i>	метод <i>PVD</i>
0	1780	2200
200	1400	2000
400	1100	1300
600	1000	1180
800	700	800
1000	500	600

Минеральная режущая керамика в своей основе имеет оксид алюминия Al_2O_3 и получается путем плавления глинозема (бокситов) в электрических печах. Это так называемая оксидная или белая (по цвету) керамика, например марки ЦМ332, ВО-100. Она имеет очень высокие теплостойкость (до $1400\dots 1500^\circ\text{C}$) и твердость ($HRA\ 90\dots 92$), бóльшую, чем у твердых сплавов, что позволяет обрабатывать ею металлы со скоростью $300\dots 600$ м/мин и более.

Основные недостатки минералокерамики заключаются в ее низкой прочности на изгиб ($\sigma_{\text{и}}=320$ МПа), которая на порядок меньше прочности на изгиб быстрорежущей стали и в большой нестабильности прочностных свойств.

Для повышения прочности в состав минералокерамики вводят различные тугоплавкие соединения: карбиды и оксиды вольфрама, молибдена, титана и др. Это так называемые керметы* - оксидно-карбидная (черная) керамика марок В-3, ВОК-60, ВОК-63, ВОК-200, ТВИН-400. Благодаря указанным добавкам, меньшим зернистости и пористости, а также армированию нитевидными монокристаллами карбида кремния SiC черная керамика по сравнению с белой керамикой имеет более высокую изгибную прочность ($\sigma_{\text{и}}=560\dots 700$ МПа), более стабильные свойства, но меньшую износостойкость.

* За рубежом керметы (*cermet*) – это группа безвольфрамовых твердых сплавов, состоящих из карбида и карбонитрида титана и цементирующего металла (Ni, Co и др.), выполняющего роль связки

В последнее время созданы новые марки режущей керамики на основе нитрида кремния Si_3N_4 , так называемая нитриднокремниевая (серая) керамика марок ТВИН-200, ОНТ-20, силинит Р, у которой прочность на изгиб увеличена до 800 МПа. Это позволяет использовать ее не только при чистовом точении высокопрочных сталей и чугунов, но и при фрезеровании, для которого характерна ударная нагрузка.

Сверхтвердые инструментальные материалы (СТМ) – это алмазы (природные и синтетические) и кубический нитрид бора (КНБ) - эльбор, кубанит, боразон.

Алмаз – самый твердый в природе материал (в 4...5 раз тверже твердого сплава), имеет высокую теплопроводность и низкий коэффициент трения, малую прочность на изгиб ($\sigma_{\text{и}}=210...480$ МПа), низкую теплостойкость (800°C). При более высокой температуре алмаз окисляется и графитизируется до СО и С. Алмаз весьма хрупок и это сильно снижает области его применения в металлообработке. Крупный недостаток алмаза заключается и в его химическом сродстве с железом. Поэтому кристаллы природного алмаза не применяют для обработки сталей, а используют только при тонком точении цветных металлов и сплавов на высоких скоростях резания.

Синтетические алмазы имеют малые размеры и в основном применяются для изготовления абразивных инструментов и композиционных материалов.

Кубический нитрид бора (КНБ) – это синтетический материал со сложной алмазоподобной кристаллической решеткой, не имеет природного аналога. Он изготавливается при высоких давлениях и температурах из так называемого «белого графита» - химического соединения бора и азота. По твердости эльбор близок к алмазу, но обладает более высокой теплостойкостью, достигающей до 1200°C . Эльбор химически инертный материал и поэтому пригоден для обработки металлов самого разного состава. Благодаря высокой твердости и износостойкости его применяют для резания очень твердых материалов, закаленных сталей и даже твердых сплавов. Эльбор выпускают в

виде порошков, применяемых для изготовления абразивных инструментов и композиционных материалов, а также в виде поликристаллов - пластин диаметром 4...40 мм, которые используются для оснащения резцов и фрез. Поликристаллы марок Композит 01, 02, 03, 05, 09, 10 (гексанит-Р) в зависимости от состава и технологии изготовления имеют прочность на изгиб $\sigma_{и} = 470 \dots 1200$ МПа.

В последние годы созданы двухслойные композиционные материалы в виде пластин, у которых верхний слой толщиной 0,5...1,0 мм получают методом спекания при высоких температурах порошков из эльбора или синтетического алмаза, а подложка изготовлена из твердого сплава. Двухслойные пластины имеют большие размеры, благодаря чему их удобнее крепить механическим способом.

Инструменты, оснащенные СТМ, успешно работают в основном на высокоточных и высокоскоростных станках с ЧПУ и обрабатывающих центрах на чистовых операциях со скоростью резания, достигающей до 2000 м/мин, и обеспечивают высокое качество обработанной поверхности, благодаря чему исключается операция шлифования.

5.2. Прочность режущих инструментов

Режущие инструменты сохраняют свои режущие свойства до тех пор, пока в процессе резания их зубья, имеющие форму несимметричного клина, сохраняют геометрические и линейные параметры. Потеря формы режущего клина может произойти либо из-за разрушения (хрупкого или пластического), либо из-за износа клина по передней и задней поверхностям.

Хрупкое разрушение режущего клина происходит в виде мелкого выкрашивания режущих кромок, отслаивания инструментального материала на отдельных участках лезвий или крупных сколов. Такие разрушения характерны для инструментов из инструментальных материалов, обладающих наименьшей пластичностью и прочностью на изгиб, таких, как, например, твердые сплавы, минералокерамика и СТМ.

Выкрашивание режущих кромок происходит обычно при работе с ударами и переменной нагрузкой, имеющей место при врезании и выходе инструмента из контакта с заготовкой, а также связано с поверхностными дефектами инструментального материала, остаточными напряжениями и микротрещинами, вызванными пайкой и заточкой инструмента.

Отслаивание инструментального материала характерно для твердых сплавов. Оно возникает из-за дефектов структуры твердого сплава под действием больших сил адгезии со стороны сходящей стружки и особенно при активном наростообразовании.

Сколы режущей части инструмента обычно происходят за пределами площадки контакта стружки с инструментом, когда микротрещины, увеличиваясь под действием внешних нагрузок, сливаются в магистральную макротрещину, приводящую к разрушению режущего клина. Сколы режущей части инструмента наиболее опасны, так как ведут к большим потерям инструментального материала и браку изделия.

На появление сколов влияет картина и знак напряжений в режущем клине, угол его заострения $\beta = 90^\circ - (\gamma + \alpha)$ в главной секущей плоскости, толщина срезаемого слоя, а также свойства инструментального и обрабатываемого материалов.

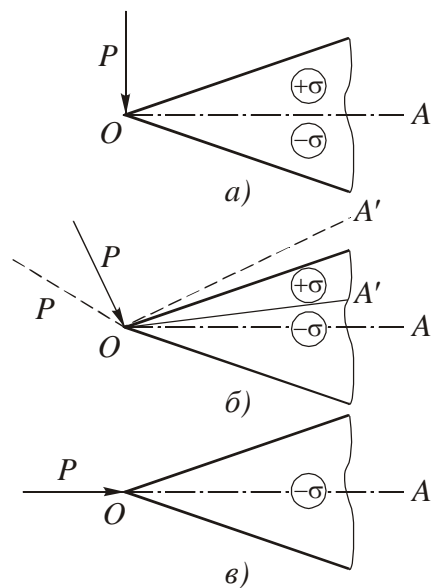


Рис.5.2. Напряжения в симметричном клине при разных направлениях действия силы P

Известно, что при плосконапряженном состоянии клина симметричной формы, испытывающего деформацию изгиба, область растягивающих и сжимающих напряжений зависит от направления прилагаемой к нему силы P . На рис.5.2 показаны три возможных варианта действия силы P , когда последняя: 1) перпендикулярна к линии симметрии клина OA ; 2) наклонна к линии OA ; 3) совпадает с линией OA .

В первом варианте через линию OA проходит нейтральная плоскость, выше которой

возникают нормальные растягивающие напряжения ($+\sigma$), а ниже – сжимающие напряжения ($-\sigma$). Во втором варианте нейтральная плоскость займет положение OA' , при этом область растягивающих напряжений уменьшится, а область сжимающих напряжений увеличится. В третьем случае сжимающие напряжения на верхней и нижней поверхностях клина становятся одинаковыми.

Для реального несимметричного режущего клина ближе всего подходит второй вариант. Исследования с применением поляризационно-оптического метода показали, что при этом нейтральная поверхность изгиба смещена из вершины резца (точка O) к границе площадки контакта на его передней поверхности (рис.5.3) [15]. Приконтактная часть режущего клина находится целиком в области сжимающих эквивалентных* напряжений, что препятствует развитию больших трещин и наблюдаются лишь небольшие выкрашивания режущей кромки.

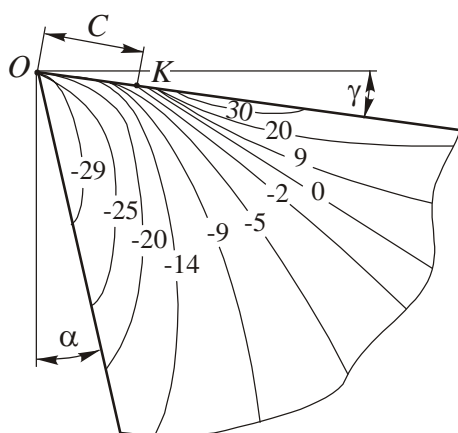


Рис.5.3. Кривые распределения эквивалентных напряжений в режущем клине при резании стали ХН60ВТ (ВК8, $a=0,4$ мм, $\gamma=10^\circ$, $\beta=70^\circ$)

За пределами площадки контакта справа от точки K действуют растягивающие напряжения. Они создают благоприятные условия для зарождения и развития трещин, что, в конечном счете, приводит к сколу крупных частей клина или к полному разрушению инструмента. При этом точка максимума растягивающих напряжений отстоит от режущей кромки на расстоянии $(2,0...2,5)C$, где C - длина контакта [1]. Фактическое разрушение может не

* Одноосные напряжения, равноопасные заданному сложному напряженному состоянию

совпадать с этой точкой, так как на него влияет местоположение дефекта, дающего начало магистральной трещине. Поэтому место разрушения относительно режущей кромки может находиться левее и правее указанной точки и носит случайный, вероятностный характер.

Из параметров режима резания наибольшее влияние на величину растягивающих напряжений оказывает толщина срезаемого слоя a , с увеличением которой растут контактные напряжения. Значение предельно допустимой толщины среза $a_{пр}$, при которой может произойти хрупкое разрушение режущего клина, зависит как от свойств обрабатываемого материала, так и от величины угла заострения режущего клина β (рис.5.4). На величину этого угла влияет в основном только передний угол γ , так как задний угол α на резцах изменяется в небольших пределах, а именно: при черновой обработке $\alpha = 6 \dots 8^\circ$, а при чистовой обработке $\alpha = 8 \dots 12^\circ$. Передний угол изменяется в более широких пределах от $\gamma = 35^\circ$ и до отрицательных значений. В последнем случае на передней поверхности режущего клина создаются благоприятные напряжения сжатия, но значительно возрастают сила и температура резания.

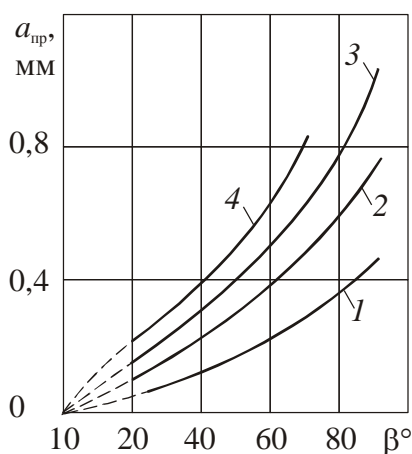


Рис.5.4. Влияние угла β заострения режущего клина на предельную толщину срезаемого слоя $a_{пр}$ при точении:
 1 – сталь 110Г13Л; 2 – сплав ХН60ВТ;
 3 – сталь 12Х18Н10Т; 4 – сталь ШХ15 (ВК8)

Практика внедрения в производство твердых сплавов показала, что на передней поверхности режущего клина весьма целесообразно создавать упрочняющую фаску под углом $\gamma_{ф} = 0 \dots -5^\circ$, а за ней - положительный передний

угол. Кроме того, для повышения прочности твердосплавных пластин их толщина должна быть больше толщины срезаемого слоя примерно в 10 раз. Этим правилам придерживаются все современные изготовители твердосплавных сменных многогранных пластин (СМП).

На хрупкое разрушение режущего клина большое влияние оказывает также число циклов нагружения, имеющих место при прерывистой обработке, и изменение напряжений при врезании и выходе режущего клина. С ростом числа циклов нагружения снижается усталостная прочность инструментального материала и увеличивается вероятность хрупкого разрушения режущего клина. Поэтому, например, при фрезеровании, для которого характерна прерывистая обработка с ударами, предельная толщина среза в 2...3 раза меньше, чем при точении.

Следует отметить, что кроме этих причин отрицательное влияние на прочность твердосплавных пластин оказывает также их переточка. Отсюда очевидными становятся преимущества сменных многогранных пластин (СМП).

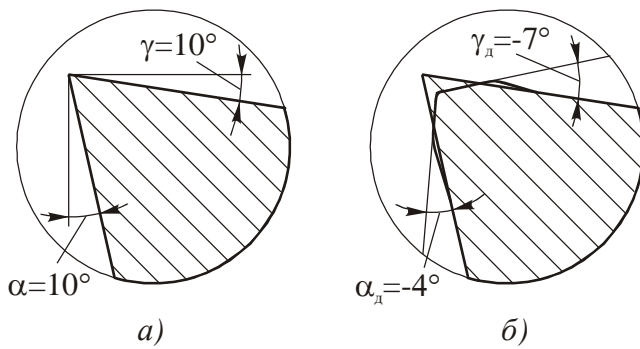


Рис.5.5. Пластическая деформация режущего клина из твердого сплава марки ВК6М при точении титанового сплава марки ВТ-6 ($v=60$ м/мин, $s=0,47$ мм/об, $t=2$ мм)

В процессе резания режущее лезвие иногда подвергается пластическому разрушению, которое выражается в пластической деформации его вершины и опускании режущей кромки. У инструментов из быстрорежущей стали пластическое разрушение проявляется в виде скругления режущей кромки или ее оплавления при достижении

предельной величины износа. У твердосплавных инструментов пластическая деформация режущего клина наступает под действием высоких температур резания и вибраций. Хотя твердые сплавы и считаются хрупким материалом, но уже в нормальных условиях работы они подвергаются явлению ползуче-

сти, которое усиливается с ростом температуры резания. Под действием больших нормальных давлений в районе режущей кромки происходит ее опускание, сопровождающееся некоторым вспучиванием на передней и задней поверхностях. На рис.5.5,*а* показана увеличенная под микроскопом исходная форма режущего клина резца и этот же клин через 80 с (рис.5.5,*б*) после начала резания титанового сплава твердосплавным резцом (опыты А.И. Афонасова). Такое изменение формы клина приводит к тому, что его передний и задний углы принимают отрицательные значения. Это вызывает рост сил резания, интенсифицирует износ по передней и задней поверхностям и в результате резание таким клином становится невозможным. Аналогичная картина пластической деформации режущего клина имеет место при точении высоколегированных сталей, а также при строгании твердосплавными инструментами.

Пластическое разрушение режущего клина инструмента происходит и со стороны его задней поверхности и проявляется в виде течения с последующим срезанием тонких контактных слоев инструментального материала. Такое разрушение клина происходит под действием высокой температуры резания, вызывающей снижение прочности инструментального материала [1].

5.3. Физическая природа износа инструментов

Износ режущего инструмента есть результат трения стружки о переднюю поверхность инструмента и его задней поверхности об обработанную поверхность. Это весьма сложный процесс, протекающий при высоких температурных и контактных нагрузках. По сравнению с износом деталей в машинах при резании удельные давления выше в 300...400 раз, а температура - в 15...20 раз. Кроме того, при резании износ происходит на очень малых площадках контакта, верхние слои которых могут испытывать пластические деформации.

Многочисленные экспериментальные исследования, выполненные как в нашей стране, так и за рубежом, позволили сформировать определенные представления о физической природе износа режущих инструментов. Согласно этим представлениям различают четыре основных вида износа режущих инструментов: 1) механический; 2) адгезионный; 3) диффузионный; 4) химический (окислительный).

Механический (абразивный) износ происходит в результате резания - трения твердых включений инструментального и обрабатываемого материалов (упрочненные частицы нароста, карбиды, нитриды, интерметаллиды* и др.) о переднюю и заднюю поверхности инструмента. Особенно много указанных включений находится в чугунах, а также в высоколегированных сталях и сплавах. Например, в алюминиевых сплавах этими частицами являются высокотвердые частицы кремния. При черновой обработке отливок это могут быть остатки формовочного песка, заполняющие раковины отливок и действующие как абразивный материал.

В наибольшей степени механический износ проявляется при работе инструментов из быстрорежущих сталей и наблюдается в виде царапин, канавок и других микронеровностей на передней и задней поверхностях инструмента. В меньшей степени механический износ наблюдается на твердосплавных инструментах из-за более высокой твердости и износостойкости твердых сплавов.

Адгезионный износ является результатом действия сил адгезии, то есть сил межмолекулярного взаимодействия ювенильных (новых, юных - химически чистых, очищенных от окислов) свежеобразованных поверхностей стружки и заготовки при их контакте с поверхностями инструмента в процессе совместного трения.

Рассмотрим контакт двух трущихся поверхностей, сжимаемых силой P (рис.5.6). В точках $1...5$ их фактического соприкосновения возникают связи -

* Интерметаллические соединения - химические соединения металлов с металлами, например, $CuAl_2$, $MgZn_2$, Al_2CuMn . Входят в структуру большого числа промышленных металлических сплавов, обеспечивая им упрочнение

«мостики», которые при скольжении одной поверхности относительно другой разрываются. Вслед за ними возникают новые связи, которые затем также разрываются и т.д. При этом разрушение происходит, прежде всего, по менее прочному обрабатываемому материалу. Однако время от времени разрушается и инструментальный материал.

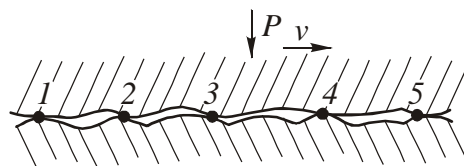


Рис.5.6. Контакт двух поверхностей при адгезионном износе

Причем, если это быстрорежущая сталь, то разрушение происходит в результате появления при высокой температуре в тончайших контактных слоях стали усталостных микротрещин. Адгезионному износу быстрорежущих сталей также способствует динамическая рекристаллизация, снижающая их прочность.

У твердых сплавов отделение частиц износа обычно происходит по границам зерен карбидов по менее прочной кобальтовой связке, объем которой с ростом температуры резания за счет выгорания уменьшается. Характерным признаком адгезионного износа является ячеистый (в виде мелких ямок) вид изношенной поверхности инструмента (рис.5.7).

С повышением температуры резания прочность адгезионных связей ослабляется, размеры отдельных частиц износа уменьшаются и поверхность износа становится более ровной.

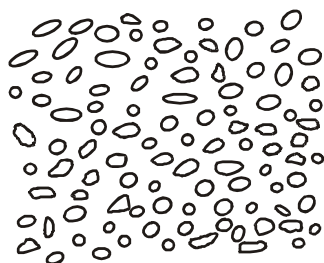


Рис.5.7. Поверхность режущего инструмента при адгезионном износе

Диффузионный износ происходит в результате взаимного переноса (диффузии) атомов контактирующих инструментального и обрабатываемого материалов. Скорость диффузионных процессов зависит от подвижности атомов, которая, в свою очередь, определяется температурой резания. Диф-

диффузия становится заметной при температуре резания свыше 800...900°C, т.е. в области применения твердых сплавов и СТМ.

При резании твердосплавными инструментами материалов на основе железа наиболее быстро диффундирует углерод, имеющий наименьший радиус атомов, и значительно медленнее кобальт, вольфрам и титан. В результате поверхность твердого сплава обезуглероживается. При этом в твердый сплав проникает железо, ухудшающее его структуру. Вследствие таких структурных превращений в тонких поверхностных слоях инструмента происходит охрупчивание и разупрочнение твердого сплава до такой степени, что отдельные участки этих слоев разрушаются и уносятся обрабатываемым материалом и стружкой.

Установлено, что при резании стали двухкарбидными сплавами группы ТК карбиды титана, растворяются в стали медленнее, чем карбиды вольфрама. Аналогично железо быстрее диффундирует в карбид вольфрама, нежели в карбид титана. Поэтому двухкарбидные сплавы в меньшей степени подвержены диффузионному износу, чем однокарбидные.

При обработке чугунов, содержащих повышенное количество углерода, диффузия углерода из твердого сплава замедляется. К тому же температура резания при обработке чугунов значительно меньше, чем при резании сталей. Поэтому здесь однокарбидные сплавы из-за повышенной прочности карбидов вольфрама по износостойкости даже превосходят двухкарбидные. Однокарбидные твердые сплавы используют также при резании цветных металлов и сплавов.

При обработке титановых сплавов из-за химического сродства двухкарбидные сплавы дают худшие результаты по сравнению с однокарбидными сплавами.

Химический (окислительный) износ происходит за счет окисления при высоких температурах трущихся слоев благодаря высокой проникающей способности кислорода и ускоренного его соединения с ювенильными поверхностями стружки и инструмента. Образовавшиеся окисные пленки очень

хрупки и поэтому легко разрушаются, оголяя нижеследующие слои, которые в свою очередь также окисляются и подвергаются разрушению.

Окислительное изнашивание наступает обычно при температуре резания, равной 700...900°C. У твердых сплавов наиболее быстро окисляется кобальтовая связка, при разрушении которой нарушается монолитность сплава, ослабляется связь между зернами карбидов титана и вольфрама. Окислительный износ можно существенно уменьшить или даже предотвратить за счет применения в качестве смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) инертных газов: азота, аргона и гелия.

5.4. Изменение формы клина режущего инструмента при износе

Из-за неравномерного распределения напряжений и температур на контактных площадках инструмента, а также из-за различной природы износа, интенсивности изнашивания различных участков режущих инструментов неодинаковы и зависят от условий резания.

Независимо от типа и назначения режущие инструменты изнашиваются прежде всего по задним поверхностям. Причем наиболее интенсивно изнашиваются участки задних поверхностей, прилегающих к режущей кромке, где контактные напряжения особенно высоки. В результате этого образуется площадка (фаска) износа с нулевым, а в отдельных случаях и с небольшим отрицательным задним углом α_{ϕ} (рис.5.8,а).

При несвободном резании ширина фаски износа $h_{зп}$ по длине режущих кромок неравномерна. Она несколько увеличена на вершине резца (точка *A*), где высокая температура и условия трения наиболее неблагоприятны. Иногда на краю площадки (точка *B*) наблюдается локальный износ в виде узкой проточки, причиной которого является упрочненный поверхностный слой заготовки.

Износ по передней поверхности протекает с образованием лунки шириной $s_{л}$, длиной $b_{л}$ и глубиной $h_{л}$ (рис.5.8,б). Здесь точка *O* наибольшей

глубины лунки $h_{л}$ примерно соответствует максимуму температуры резания на площадке контакта стружки с передней поверхностью. При этом передний край лунки отстоит на небольшом расстоянии f от режущей кромки. Лунка располагается параллельно режущей кромке, несколько не доходя до вспомогательной режущей кромки.

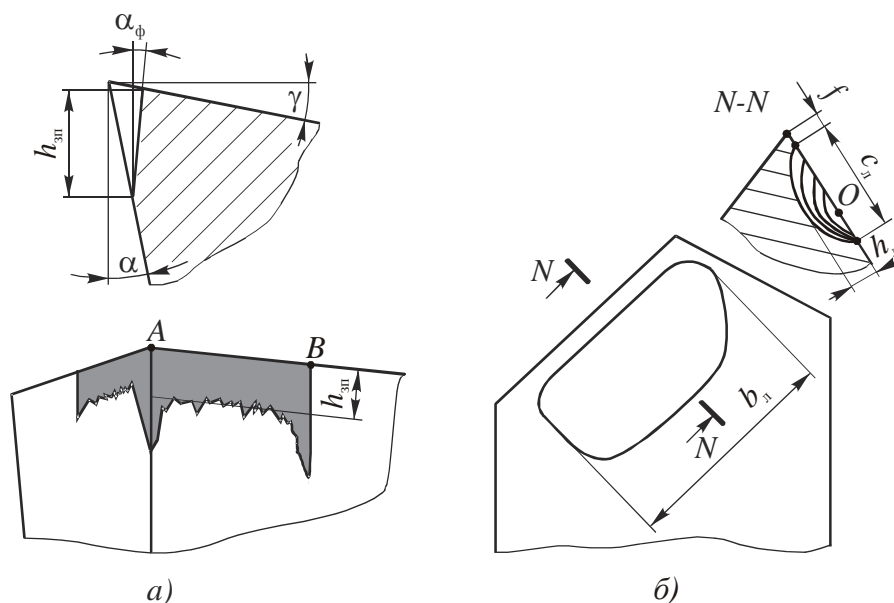


Рис.5.8. Виды износа режущих инструментов:
a – по задним поверхностям; *б* – по передней поверхности

По мере нарастания глубины лунки ее передний край приближается к режущей кромке быстрее, чем от нее удаляется задний край. Такая картина износа наиболее характерна для инструментов из быстрорежущих сталей. При этом с увеличением размеров лунки сила резания уменьшается за счет увеличения переднего угла γ . При одновременном износе передней и задней поверхностей, когда изношенные части соединяются, происходит разрушение лезвия в виде округления режущей кромки. У твердосплавных инструментов этот момент отличается мелким выкрашиванием режущей кромки или ее сколом, то есть хрупким разрушением. При резании высоколегированных сталей и титановых сплавов, когда усадка стружки и длина площадки контакта очень малы, а контактные напряжения и максимальная температура концентрируются около режущей кромки, на передней поверхности вместо

лунки образуется площадка износа длиной $h_{и}$, сопровождаемая уменьшением переднего угла (рис.5.9). Такой вид износа обычно происходит одновременно с пластическим деформированием вершины резца (см.рис.5.5,б).

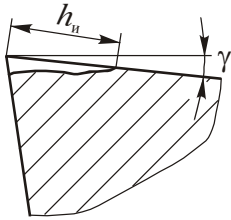


Рис.5.9. Площадка износа по передней поверхности при точении твердосплавными резцами высоколегированных сталей и титановых сплавов

На износ режущих инструментов большое влияние оказывает и процесс наростообразования. Например, при резании в области наростообразования на относительно невысоких скоростях, если нарост имеет развитую и устойчивую форму, то он защищает заднюю поверхность инструмента от износа.

При резании с малыми подачами, когда нарост отсутствует или имеет малые размеры, на всех скоростях резания износ по задней поверхности становится преобладающим. То же наблюдается и при высокоскоростном резании твердосплавными инструментами, когда нарост отсутствует. Это объясняется тем, что из-за усадки стружки, снижающей скорость ее перемещения по передней поверхности, скорость истирания задней поверхности выше, чем передней поверхности. Кроме того, контактные нагрузки на задней поверхности режущего клина выше, чем на передней поверхности.

Оценку величины износа инструмента обычно осуществляют двумя методами: 1) по величине фаски износа по задней поверхности $h_{зп}$ или по глубине $h_{л}$ и ширине $c_{л}$ лунки износа на передней поверхности; 2) по объему изношенного инструментального материала.

Первый метод (линейный) более прост, его можно осуществлять с помощью сравнительно простых измерительных устройств без снятия инструмента со станка. Однако он не дает всесторонней оценки степени износа инструмента при сложной форме изношенных поверхностей и при одновременном износе на разных участках и с различной интенсивностью.

Второй метод (объемный) - более объективен, но значительно труднее осуществим. Например, если определять износ способом взвешивания инст-

румента до и после износа, то точность измерения невысока, так как вес продуктов износа ничтожно мал по сравнению с весом инструмента. Использование с этой целью радиационного метода, хотя и дает большой эффект по скорости эксперимента и объективности оценки интенсивности износа, но требует больших затрат на аппаратуру и средства индивидуальной защиты от облучения.

По этим причинам наибольшее применение в практике механообработки получил линейный метод оценки износа инструмента. В этом случае измеряют среднюю ширину фаски износа по задней поверхности $h_{зп}$, а иногда, например, при чистовой обработке - линейный (размерный) износ, оказывающий определяющее влияние на точности обработки. Размерный износ h_p является следствием износа инструмента по задней поверхности и оценивается по смещению вершины резца в направлении, перпендикулярном к обработанной поверхности (рис.5.10).

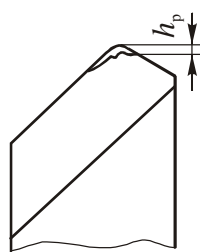


Рис.5.10. Размерный износ резца

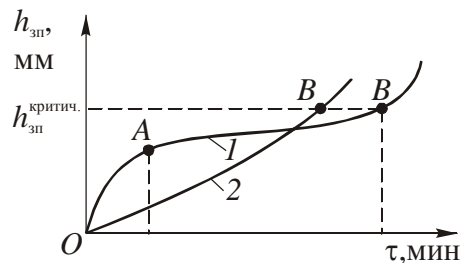


Рис.5.11. Зависимость фаски износа по задней поверхности $h_{зп}$ от времени работы инструмента τ

Типичная кривая 1 состоит из трех участков: 1) OA - начального износа (приработки), который характеризуется интенсивным нарастанием пло-

площадки износа; 2) AB - нормального износа; 3) за точкой B - катастрофического износа.

Для предотвращения разрушения инструмента и сокращения затрат на его переточку при достижении износа, соответствующего точке B , процесс резания необходимо прекращать. При чистовой обработке переточку инструмента необходимо назначать еще ранее из-за уменьшения точности обработки и увеличения шероховатости обработанной поверхности.

Типичная кривая 2 отличается от кривой 1 отсутствием участка приработки и нарастанием площадки износа вплоть до точки B , за которой начинается катастрофический износ. При износе только по задней поверхности она имеет вид, вогнутый в сторону оси времени τ .

При износе по передней поверхности в форме лунки ее ширина $c_{л}$ и глубина $h_{л}$ изменяются по выпуклой кривой. Такой вид износа обычно отличается от износа по задней поверхности.

Износ по кривой 1 характерен в основном для работы быстрорежущими инструментами на средних скоростях резания, когда период нормального изнашивания составляет 85...90% от общего времени работы инструмента. Износ по кривой 2 наблюдается при работе твердосплавными инструментами или при работе на низких скоростях резания быстрорежущими инструментами. В последнем случае период нормального износа может оказаться настолько большим, что процесс резания прекращают еще до наступления катастрофического износа.

6. СТОЙКОСТЬ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

Продолжительность резания новым или переточенным инструментом до его отказа, то есть до достижения предельно допустимого износа, называется **периодом стойкости** или **стойкостью** инструмента.

Кроме времени стойкость можно оценивать площадью обработанной поверхности, числом обработанных заготовок, отверстий и др.

От стойкости инструмента зависит производительность процесса резания. Поэтому в теории и практике обработки материалов резанием вопросу повышения стойкости режущих инструментов уделяется большое внимание.

6.1. Связь стойкости режущих инструментов с режимами резания

Стойкость режущих инструментов обычно определяют по кривым износа $h = f(\tau)$. Однако для этого необходимо знать предельно допустимую величину износа, то есть **критерий затупления**. На практике чаще всего в качестве этого критерия принимают допустимую для данного инструмента ширину фаски износа по задней поверхности $h_{зп}$. Верхним пределом этой величины является такое ее значение, после которого начинается период катастрофического износа (на типичной кривой это точка перегиба B , см.рис.5.11).

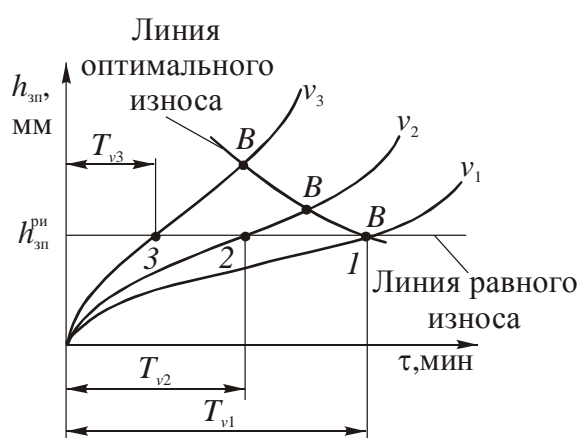


Рис.6.1. Критерии равного и оптимального износов

При построении кривых износа для разных скоростей резания $v_3 > v_2 > v_1$ видно, что с ростом скорости резания v кривые становятся круче и происходит смещение точки B в сторону больших допустимых значений $h_{зп}$ (рис.6.1), т.е. в этом случае за оптимальный износ, строго говоря, следовало бы принимать для каждой скорости свое значение $h_{зп}$.

Однако на практике с целью упрощения износ по задней поверхности $h_{зп}^{рп}$ принимают одинаковым (равновеликим) для всего семейства кривых износа и называют его **критерием равного износа**. В ряде случаев, например на автоматических линиях или на станках с числовым программным управлением (ЧПУ) целесообразно применять более производительный и более экономичный **критерий оптимального износа** [8], о котором будет сказано далее.

Численные значения критериев затупления определяют экспериментально. Они зависят от многих условий резания и, главным образом, от сочетания свойств режущего и обрабатываемого материалов. Например, при не-свободном точении твердым сплавом сталей и чугунов наибольшая величина фаски износа измеряется у вершины резца в главной секущей плоскости, т.е. в месте с наихудшими условиями теплоотвода. При этом допустимое максимальное значение фаски износа составляет: при обработке стали $h_{зп}=0,8...1,0$ мм, а при обработке чугуна с подачей $s \leq 0,3$ мм/об – $h_{зп}=1,4...1,7$ мм и с подачей $s > 0,3$ мм/об - $h_{зп}=0,8...1,0$ мм.

Момент затупления режущего инструмента иногда определяют и по следующим технологическим критериям: а) увеличение шероховатости обработанной поверхности, вызванное износом инструмента; б) потеря размера детали при чистовой обработке; в) появление «свиста»; г) появление вибраций; д) поломка мелкогабаритного инструмента и т.п. Обычно величина износа инструмента при использовании этих критериев ниже принятого при определении стойкости, обеспечивающей максимальное время работы инструмента.

Данные о закономерностях износа инструментов позволяют оценивать влияние на стойкость режимов резания и находить оптимальные значения геометрических параметров инструментов.

Выше было показано, что наибольшее влияние на износ инструментов оказывает температурно-скоростной фактор. Поэтому уже в первых работах по совершенствованию режущих инструментов *F.W. Taylor* предложил оце-

нивать их работоспособность путем нахождения зависимости «стойкость-скорость» ($T - v$).

Эта методика не потеряла своей актуальности и на сегодняшний день. Суть ее заключается в следующем: строят зависимости износа от времени (см.рис.6.1) и, задаваясь критерием равной стойкости для разных скоростей резания, находят значения соответствующих величин стойкости при всех прочих равных условиях резания. Графически в прямоугольных координатах связь стойкости со скоростью выглядят в виде кривых 1 или 2 (рис.6.2,а). Монотонно убывающая кривая 1 близка к параболе и характерна для быстро-режущих инструментов и однокарбидных твердосплавных резцов, обрабатывающих чугун. Кривая 2 имеет более сложную форму с двумя перегибами в точках б и в. Эта кривая встречается при резании твердосплавными инструментами легированных сталей и сплавов, в том числе труднообрабатываемых сталей, при изменении скоростей резания в широком диапазоне.

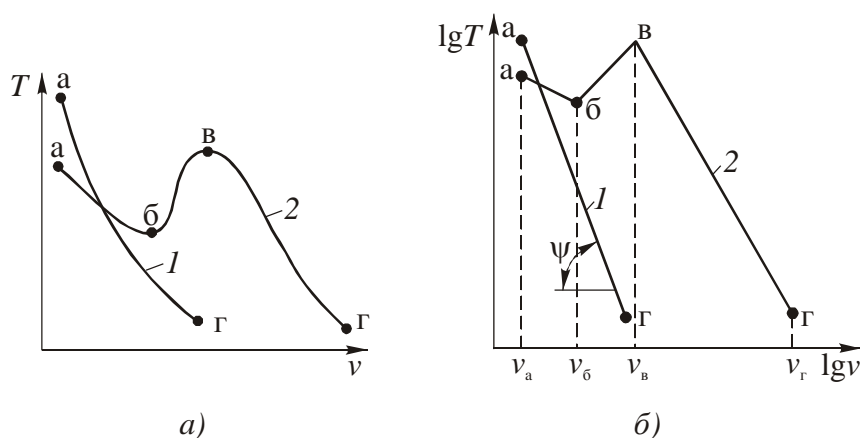


Рис.6.2. Зависимость стойкости инструмента T от скорости резания v :
а – в прямоугольных координатах; б – в логарифмических координатах

Далее для удобства использования в технологических расчетах указанные кривые строят в логарифмических координатах (рис.6.2,б) и тогда зависимость $T - v$ аппроксимируют в виде степенных эмпирических формул типа

$$T = \frac{C_1}{v^{m_1}}, \quad (6.1)$$

где C_1 - постоянная, зависящая от условий резания; v - скорость резания; m_1 - показатель степени, учитывающий влияние скорости резания на стойкость, $m_1 = \operatorname{tg} \psi$.

В формуле (6.1) постоянную C_1 находят из рис.6.1, как $C_1 = T_i v_i^{m_1}$, где T_i - стойкость, соответствующая скорости v_i при критерии равного износа.

Пользуясь уравнением (6.1) можно при критерии равного износа сделать перерасчет стойкости T_i для разных скоростей резания v_i

$$C_1 = v_1 T_1^{m_1} = v_2 T_2^{m_1} \dots = v_i T_i^{m_1}, \text{ тогда } T_i = T_1 \left(\frac{v_1}{v_i} \right)^{\frac{1}{m_1}}.$$

Зависимость $T - v$ имеет большую крутизну (особенно для инструментов из быстрорежущих сталей) из-за большой степени влияния скорости резания на стойкость. Так, например, при точении стали быстрорежущими резцами $m_1=8$ и при уменьшении скорости всего в 1,09 раза (на 9%) стойкость T увеличивается в 2 раза, а если скорость v уменьшить в 2 раза, то стойкость должна увеличиться в 256 раз, что на практике невозможно. Такое несоответствие объясняется тем, что зависимость $T - v$ справедлива лишь в диапазоне скоростей резания, в котором проводились стойкостные испытания инструмента.

При расчете скорости резания уравнение (6.1) преобразуют в формулу

$$v = \frac{C}{T^m}, \quad (6.2)$$

где C - постоянная величина; m - показатель относительной стойкости.

В формуле (6.2) показатель относительной стойкости $m < 1$ и в зависимости от вида обработки, инструментального и обрабатываемого материалов изменяется в широких пределах: $m=0,1 \dots 0,75$.

В табл.6.1 приведены ориентировочные значения показателя относительной стойкости m для некоторых наиболее часто встречаемых условий резания [3].

6.1. Показатели относительной стойкости m для некоторых конструкций режущих инструментов и инструментальных материалов

Режущие инструменты	Обрабатываемые материалы	Инструментальные материалы		
		быстрорежущая сталь	твердый сплав группы ВК	твердый сплав группы ТК
Токарные резцы	Сталь	0,125	--	0,25
	Чугун	0,1	0,2	--
Сверла	Сталь	0,2	0,25	--
	Чугун	0,125	0,4	--
Развертки	Сталь	0,4	--	0,75
	Чугун	0,3	0,45	--
Торцовые фрезы	Сталь	0,2	--	0,2
	Чугун	0,15	0,35	--

Следует иметь в виду, что при проведении стойкостных испытаний и построении зависимостей $T - v$ из-за неоднородности инструментального и обрабатываемого материалов наблюдается значительный разброс экспериментальных данных и поэтому для определения средних, более вероятных значений стойкости необходимо многократно повторять опыты.

Из табл.6.1 следует, что при использовании быстрорежущих инструментов показатель относительной стойкости m для всех инструментов, кроме разверток, работающих в диапазоне низких скоростей резания, не превышает 0,2. В то же время у твердосплавных инструментов показатель m в 1,5...2,0 раза выше, чем у быстрорежущих инструментов. Это объясняется повышенными износо- и теплостойкостью твердосплавных инструментов.

При обработке чугунов, обладающих повышенными абразивными свойствами, показатели относительной стойкости однокарбидных твердых сплавов существенно, в 2...3 раза, выше, чем инструментов из быстрорежущих сталей. Для расчета скорости резания при немонотонном изменении стойкости от скорости (кривая 2, рис.6.2,б) обычно используют ниспадающую часть в-г этой кривой.

Падение стойкости на участке а-б объясняется влиянием адгезионного износа, который при изменении скорости резания в пределах $v_a \dots v_b$ возрастает. Увеличение стойкости на участке б-в связывают с уменьшением силы

адгезионного (межмолекулярного) взаимодействия, вызванное ростом температуры резания. При дальнейшем увеличении скорости, когда температура резания составляет более $800 \dots 900^\circ\text{C}$, в пределах $v_6 \dots v_T$ превалирует диффузионный износ. Очевидно, что применение твердосплавных инструментов на скоростях менее v_6 нецелесообразно.

Влияние подачи и глубины резания на стойкость инструментов определяют по той же методике, что и влияние скорости резания. На основании трех частных зависимостей $T = \frac{C_1}{v^{m_1}}$, $T = \frac{C_2}{t^q}$, $T = \frac{C_3}{s^p}$ находят общую зависимость

$$T = \frac{C_4}{v^{m_1} s^p t^q}. \quad (6.3)$$

При этом из-за влияния режима резания на температуру показатели степени в формуле (6.3) располагаются в порядке убывания, т.е. $m_1 > p > q$.

Наименьшее влияние на стойкость инструментов оказывает глубина резания t , а наибольшее влияние – скорость резания. Увеличение подачи s , а, следовательно, и толщины срезаемого слоя a , снижает стойкость инструмента T существенно больше, чем увеличение глубины резания t или соответственно ширины среза b . Поэтому для того, чтобы стойкость инструмента была выше, при постоянной площади сечения срезаемого слоя следует увеличивать ширину среза за счет уменьшения толщины, т.е. работать с большим отношением b/a (t/s). Это правило носит универсальный характер и справедливо для всех видов режущих инструментов и способов обработки различных материалов.

Расчет скорости резания выполняют исходя из уравнения (6.3) [3]

$$v = \frac{C_v}{T^m t^{x_v} s^{y_v}}, \quad (6.4)$$

где $m = \frac{1}{m_1}$, $x_v = \frac{q}{m_1}$, $y_v = \frac{p}{m_1}$, $C_v = C_4^{1/m_1}$ при $x_v < y_v < 1$.

Из уравнения (6.4) следует, что при заданной стойкости инструмента для достижения более высокой скорости резания, а следовательно и производительности необходимо работать с возможно большим отношением t/s . Этого можно достичь путем максимального увеличения глубины резания t или уменьшения главного угла в плане φ .

При разработке нормативов по режимам резания было установлено, что показатели степени x_v и y_v не являются постоянными, а зависят от типа инструмента, свойств режущих и инструментальных материалов, а также от подачи и глубины резания. Например, при точении углеродистой стали быстрорежущими резцами при $s=0,2\dots0,4$ мм/об, $t > 1$ мм $x_v=0,26$, $y_v=0,36$, а при $s > 0,4$ мм/об и $t > 1$ мм $x_v=0,18$, $y_v=0,66$ [3].

Для иллюстрации в табл.6.2 приведены некоторые примеры обработки точением ряда материалов при стойкости $T=60$ мин [34].

6.2. Некоторые значения коэффициента C_v и показателей степеней в уравнении (6.4)

Обрабатываемые материалы	Инструментальные материалы	Глубина t , мм	Подача s , мм/об	C_v	m	x_v	y_v
Конструкционная сталь, $\sigma_B=735$ МПа	T15K6	1...5	0,3...0,7	350	0,2	0,15	0,35
	P6M5	--	--	22,7	0,3	--	0,5
Серый чугун, HB 186	BK6	1...5	0,4	317	0,2	0,15	0,20
Аустенитная сталь X18H9T	BK8	5	0,1...0,2	157	0,17	0,17	0,42
Титановый сплав BT20	BK6M	2...5	0,2...0,4	145	0,44	0,57	0,85
Сталь 38ХМЮА	T30K4	0,1...0,35	0,03...0,12	647	0,56	0,07	0,15

Наибольшее влияние на скорость резания оказывают свойства обрабатываемого материала. Например, при резании закаленной стали или высокопрочного чугуна скорость резания в 200 раз меньше, чем при обработке алюминия. Далее по убывающей следует влияние инструментального материала,

при изменении которого скорость резания может изменяться до 75 раз, а при изменении геометрии инструмента, глубины и ширины среза – до 3...5 раз.

6.2. Влияние на стойкость геометрических параметров режущих инструментов

Любой вновь созданный или перетачиваемый инструмент для достижения наибольшей стойкости, производительности или других технологических характеристик должен иметь оптимальные значения геометрических параметров. Поэтому далее рассмотрим пути достижения наивысшей стойкости инструментов при определенных режимах резания, видах обработки, свойствах режущих и обрабатываемых материалов.

Передний угол γ является одним из важнейших геометрических параметров инструмента. От его величины зависят степень деформации срезаемого слоя, сила и температура резания, прочность режущего лезвия и стойкость инструмента.

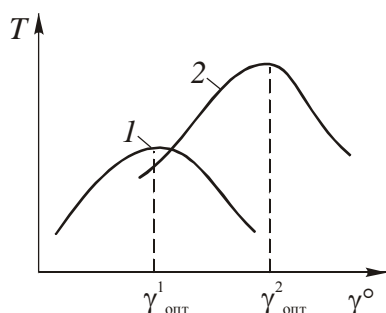


Рис.6.3. Схема определения оптимального значения переднего угла γ при точении материалов различной твердости: 1 - твердый материал; 2 – мягкий материал

С увеличением угла γ снижаются степень деформации, силы резания и трения, уменьшается тепловыделение, что способствует повышению стойкости инструмента. Однако с другой стороны, увеличение угла γ приводит к уменьшению угла заострения β и поэтому ухудшает отвод теплоты в инструмент и снижает прочность режущего клина. Из-за такого двойственного характера влияния переднего угла γ на процесс резания

зависимость $T - \gamma$ представляет собой горбообразную кривую, максимум которой соответствует оптимальное значение переднего угла $\gamma_{\text{опт}}$ (рис.6.3).

Для различных инструментальных и обрабатываемых материалов оптимальные значения углов γ будут разными. При этом чем пластичнее обрабатываемый материал, тем больше угол γ . Для хрупких инструментальных и обрабатываемых материалов угол γ с целью повышения прочности режущего клина должен быть минимальным. В частности у быстрорежущих резцов при точении стали 45 $\gamma_{\text{опт}}=18^\circ$, а чугуна - $\gamma_{\text{опт}}=0\dots5^\circ$. Для менее прочных инструментальных материалов, таких как твердые сплавы, минералокерамика, эльбор и алмазы оптимальный передний угол находится в пределах $\gamma_{\text{опт}}=0\dots-15^\circ$. При этом следует иметь в виду, что когда используют отрицательные значения углов γ , то резко возрастают силы резания, температура и, как следствие, количество выделяемой теплоты. В результате стойкость инструмента падает, увеличивается вероятность возникновения вибраций и даже разрушения режущих пластин. В полной мере эта проблема проявилась при внедрении твердых сплавов как в виде напайных пластин, так и в виде СМП. В результате была предложена форма пластины с упрочняющей фаской на передней поверхности под углом $\gamma_{\text{ф}}=0\dots-5^\circ$ и положительным передним углом γ за этой фаской. Ширина фаски зависит от толщины срезаемого слоя a и в среднем $f=(1\dots2)a$, т.е. ширина фаски не должна превышать длину контакта стружки с инструментом. В противном случае деформации и силы резания будут определяться величиной переднего угла на фаске $\gamma_{\text{ф}}$ (см.рис.1.5,а).

Задний угол α обеспечивает зазор между заготовкой и задней поверхностью режущего клина и, тем самым, способствует снижению интенсивности износа инструмента и повышению его стойкости. Угол α также как и угол γ влияет на прочность режущего клина через изменение угла заострения β , а также на условия отвода теплоты от вершины инструмента и поэтому зависимость $T-\alpha$ также принимает экстремальный характер (рис.6.4). На оптимальное значение угла α оказывают влияние толщина среза a , а, следо-

вательно, и подача s и свойства обрабатываемого и инструментального материалов. При этом, чем меньше подача s , тем больше оптимальный угол $\alpha_{\text{опт}}$. При снижении прочности обрабатываемого материала и повышении прочности и износостойкости инструментального материала угол α увеличивают.

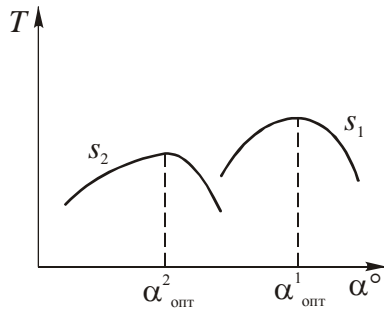


Рис.6.4. Схема определения оптимального заднего угла режущего инструмента ($s_2 > s_1$)

С увеличением угла α связана еще одна особенность. При одинаковом размере фаски износа по задней поверхности с ростом угла α увеличивается объем инструментального материала, подлежащего износу, что способствует повышению стойкости инструмента. Из рис.6.5 видно, что при увеличении угла α масса изношенного материала также увеличивается, то есть $M_{II} > M_I$. Ограничением для увеличения угла α служит снижение прочности режущего клина и ухудшение отвода теплоты от режущей кромки.

На величину оптимального угла $\alpha_{\text{опт}}$ влияет также конструкция инструмента. Например, у проходных резцов $\alpha_{\text{опт}} = 6...8^\circ$, у отрезных и фасонных резцов, работающих с меньшей подачей, $\alpha_{\text{опт}} = 10...12^\circ$, а у дисковых фрез, работающих с подачей $s_z \leq 0,01$ мм/зуб - $\alpha_{\text{опт}} = 30^\circ$.

Главный угол в плане φ определяет отношение b/a ширины срезаемого слоя к его толщине, которое с увеличением угла φ непрерывно уменьшается, достигая минимума при $\varphi = 90^\circ$.

Выше было показано, что уменьшение угла φ способствует улучшению отвода теп-

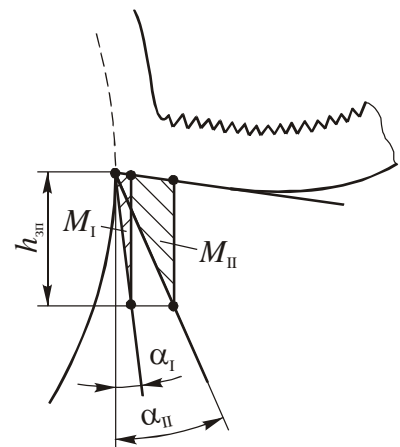


Рис.6.5. Влияние заднего угла α на массу изношенного инструментального материала

лоты от режущей кромки, а, следовательно, и снижению температуры резания и поэтому стойкость инструмента монотонно увеличивается. Однако при этом меняется соотношение осевой и радиальной составляющих силы резания P_x/P_y . Причем увеличение радиальной составляющей P_y при малых значениях угла φ сопровождается увеличением вибраций. Поэтому оптимальное значение угла φ в основном зависит от жесткости технологической системы, а именно: чем выше жесткость системы, тем меньше угол φ . На практике чаще всего угол $\varphi=45\dots60^\circ$, а на операциях, связанных с подрезкой торцев ступенчатых деталей, угол $\varphi=90^\circ$.

Угол наклона главной режущей кромки λ , как и передний угол, оказывает влияние на стойкость инструментов через изменения условий стружкообразования и направления схода стружки. При несвободном резании с ударными нагрузками угол λ способствует повышению прочности вершины резца.

Выше было показано, что при изменении угла λ температура и главная составляющая силы резания P_z остаются неизменными из-за увеличения ширины срезаемого слоя. В тоже время существенное влияние на износ оказывает возрастающая сила трения вдоль режущей кромки. При несвободном косоугольном резании и положительном угле λ , процесс износа усугубляют затрудненные условия схода стружки в направлении к оси заготовки. В основном же положительное значение угла λ используют для повышения прочности резца при действии ударных нагрузок, при низкой прочности инструментальных материалов и повышенной твердости обрабатываемых материалов. Например, рекомендуется: при работе твердосплавными резцами - $\lambda=0\dots5^\circ$; при точении и строгании с ударами - $\lambda=10\dots15^\circ$; при точении с ударами закаленных сталей - $\lambda=30\dots45^\circ$ [34].

Другая закономерность изменения стойкости инструментов наблюдается при кинематическом косоугольном резании круглыми самовращающимися резцами. В этом случае благодаря значительному снижению сил трения и по-

стоянному обновлению режущей кромки температура резания и интенсивность износа с ростом кинематического угла λ_k снижаются до такого уровня, что позволяет вести обработку быстрорежущими резцами на скоростях, достигаемых при работе проходными твердосплавными резцами. К сожалению, в настоящее время этот способ обработки по ряду причин пока не получил широкого практического применения. Однако он весьма перспективен, особенно для резания труднообрабатываемых материалов.

6.3. Расчет оптимальной скорости резания

Скорость резания является основным параметром, определяющим машинное (основное) время операции. Ее величина кроме прочих факторов зависит от принятой стойкости инструмента. При оптимизации режимов резания за основной критерий чаще всего принимают критерии **минимальной себестоимости** и **максимальной производительности**. Используют также и другие критерии, связанные, например, с технологическими требованиями к детали (шероховатость обработанной поверхности, точность размеров и др.).

При использовании первого критерия за оптимальную скорость резания принимают скорость, обеспечивающую минимальную себестоимость операции. При этом расчет скорости ведут по уравнению (6.4) с использованием нормативов по режимам резания [17, 18, 19, 23 и др.] в следующей последовательности:

1. Назначают глубину резания, исходя из припуска на обработку и характера операции. Например, на чистовую операцию оставляют небольшой припуск (не более 0,5 мм), а остальной припуск - на черновую обработку и промежуточные операции. Если припуск более 7 мм, то предусматривают два и более проходов.

2. Выбирают подачу. Например, на чистовых операциях ($s < 0,1$ мм/об) подачу определяют с учетом требуемой шероховатости. На черновых операциях подачу выбирают максимально возможной (она определяется прочностью инструмента и механизма подачи станка). Далее рассчитывают силу по-

дачи, крутящие моменты на валах коробок скоростей и подач станка и мощность резания.

3. Определяют оптимальную стойкость инструмента исходя из условий минимальной себестоимости или максимальной производительности операции.

Для решения последней задачи часто рассматривают не всю себестоимость, а только ее переменную часть, зависящую от наладки операции и режима резания. В таком упрощенном виде себестоимость может быть описана уравнением

$$C = t_o E + t_{cm} \frac{E}{Q} + \frac{\mathcal{E}_и}{Q}, \quad (6.5)$$

где t_o - основное (машинное) время на обработку резанием, $t_o = \frac{\pi d L}{v_s} = K_o T^m$; d , L - соответственно диаметр и длина заготовки; K_o - коэффициент; E - стоимость 1 мин работы станка и станочника; t_{cm} - время на смену инструмента и подналадку станка; Q - количество обработанных деталей за 1 период стойкости инструмента, $Q = \frac{T}{t_o}$; $\mathcal{E}_и$ - затраты на инструмент и его эксплуатацию.

Выразим уравнение (6.5) через период стойкости T :

$$C = K_o T^m E + t_{cm} K_o T^{m-1} E + \mathcal{E}_и K_o T^{m-1}. \quad (6.6)$$

Найдем минимум этой части себестоимости, приравняв производную функции (6.6) нулю

$$\frac{dC}{dT} = K_o E T^{m-1} \left[m + (m-1)t_{cm} T^{-1} + (m-1) \frac{\mathcal{E}_и}{E} T^{-1} \right] = 0.$$

Так как $K_o E T^{m-1} \neq 0$, то, решая содержимое квадратных скобок относительно T , найдем стойкость минимальной себестоимости (экономическую стойкость)

$$T_{\text{эк}} = \frac{1-m}{m} \left(t_{\text{см}} + \frac{\text{Э}_и}{E} \right). \quad (6.7)$$

Графически это решение можно представить в следующем виде (рис.6.6). Здесь кривая $\text{Э}_и$ представляет затраты, связанные с инструментом, кривая E – затраты, связанные с эксплуатацией станка, включая зарплату станочника, а кривая C – переменная доля себестоимости, как сумма обеих затрат. Минимум себестоимости и будет соответствовать $T_{\text{эк}}$, по которой определяют оптимальную скорость резания.

Для снижения экономической стойкости $T_{\text{эк}}$ и соответственно для увеличения скорости резания v и производительности (см. уравнение (6.7)) необходимо снизить затраты на смену и эксплуатацию инструментов, например, за счет применения инструментов, оснащенных твердосплавными СМП. При использовании более дорогих автоматизированных станков, например обрабатывающих центров, увеличивается стоимость станкочаса и поэтому для уменьшения стоимости операции необходимо снижать $T_{\text{эк}}$.

На экономическую стойкость инструмента $T_{\text{эк}}$ влияют его стоимость и размеры (через стоимость и затраты на его эксплуатацию $\text{Э}_и$). Экономическая стойкость растет с увеличением сложности заточки и наладки инструмента, а для фрез, протяжек и концевых инструментов (сверла, зенкеры, метчики) - с увеличением их диаметра.

Стойкость наибольшей производительности найдем из уравнения (6.7), исключив издержки производства

$$T_{\text{нп}} = \frac{1-m}{m} t_{\text{см}}. \quad (6.8)$$

Эта стойкость меньше, чем $T_{\text{эк}}$ и используется при расчете скорости резания, когда стремятся достичь наибольшей производительности, не считаясь с издержками производства, например, при «расшивке» узких мест.

На рис.6.7 показана схема влияния стойкости T на себестоимость C и производительность Π и соотношение $T_{\text{эк}}$ и $T_{\text{нп}}$. С ростом стойкости себе-

стоимость операции C резко уменьшается и, достигнув минимума, медленно растет, а производительность Π сначала растет до максимума $T_{\text{нп}}$, а затем снижается.

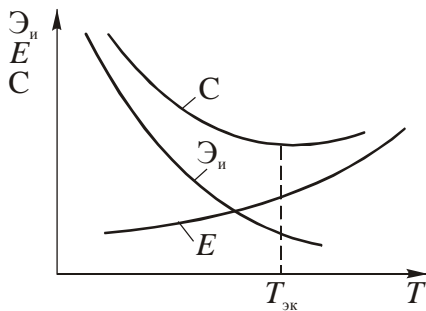


Рис.6.6. Схема определения экономической стойкости $T_{\text{эк}}$

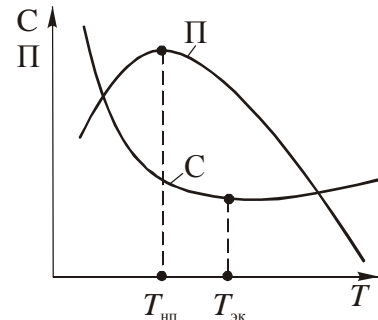


Рис.6.7. Схема влияния стойкости T на себестоимость C и производительность Π операций

Приведенные уравнения для расчета стойкости инструментов математически корректны, однако на практике для отдельных видов инструментов их следует уточнять. Например, при разворачивании отверстий из-за большого значения показателя относительной стойкости $m=0,4\dots0,7$ в уравнении (6.7) расчетное значение $T_{\text{эк}}$ будет очень мало. Скорость резания в этом случае весьма высока, а это приводит к появлению вибраций и увеличению шероховатости обработанных поверхностей, что на практике неприемлемо.

Зависимость $C = f(T)$ (рис.6.6) имеет в окрестностях точки минимума пологую форму и поэтому даже значительные (в два раза) отклонения от принятой в расчетах скорости резания в меньшую или большую стороны мало сказывается на себестоимости операций.

На основании опыта при одноинструментной обработке быстрорежущими резцами рекомендуют принимать расчетную стойкость в пределах 60...90 мин, твердосплавными и минералокерамическими резцами — 30...60 мин, алмазными резцами, обрабатывающими цветные металлы — 10...20 часов, а эльборовыми резцами, обрабатывающими закаленные стали —

120...150 мин [34]. При использовании современных дорогостоящих станков с ЧПУ стойкость инструмента должна находиться в пределах 5...15 мин.

При многоинструментной наладке на полуавтоматах и автоматах, агрегатных станках и автоматических линиях вопрос определения оптимальной стойкости значительно усложняется. В самом простом случае, когда на станке в одинаковых условиях работают одинаковые инструменты

$$T_{\text{ЭК}} = kT_{\text{ЭК}i}, \quad (6.9)$$

где k - количество инструментов в наладке; $T_{\text{ЭК}i}$ - экономическая стойкость каждого инструмента в условиях одноинструментной обработки.

С увеличением числа инструментов в наладке из-за больших затрат времени на смену и наладку и увеличения затрат на эксплуатацию инструментов экономическая стойкость должна быть больше, а скорость резания – меньше, чем при одноинструментной обработке. В этом случае ориентируются на опытные данные с учетом наименьших потерь на смену инструмента и наладку станка, стараясь при обработке на автоматических линиях проводить замену изношенных инструментов между сменами или циклами. При этом время цикла принимается равным времени обработки одной детали. Из-за высоких значений экономической стойкости скорости резания существенно снижают. Приходится проводить многовариантные расчеты и тем больше, чем сложнее наладки.

На станках с ЧПУ, в том числе и на обрабатывающих центрах, режущие инструменты работают последовательно, один за другим. Поэтому в этом случае для каждого инструмента можно рассчитать свои режимы резания. Так как детали на таких станках обычно обрабатывают партиями, то стойкость отдельно взятого инструмента берут с учетом числа заготовок в партии N_3 и основного (штучного) времени t_0 , т.е

$$T = t_0 N_3. \quad (6.10)$$

Затем по уравнению (6.4) рассчитывают скорость резания v при этой стойкости и определяют число оборотов заготовки или инструмента

$$n = \frac{1000v}{\pi d}.$$

Большим достоинством станков с ЧПУ является автоматизация смены инструментов, бесступенчатое регулирование чисел оборотов и подач и их смена по задаваемой программе, что способствует снижению себестоимости и повышению производительности механообработки.

6.4. Обрабатываемость материалов резанием

Обрабатываемость материалов резанием - это способность материалов поддаваться обработке резанием или иначе - комплекс свойств материалов, обеспечивающих при их обработке резанием достижение следующих технологических показателей: 1) скорость резания v_T при заданной стойкости T (например, v_{60} , т.е. скорость резания при стойкости $T=60$ мин); 2) качество обработанной поверхности (шероховатость, наклеп, остаточные напряжения); 3) сила резания и потребляемая мощность; 4) форма стружки, ее транспортабельность и т.д.

Обрабатываемость зависит от химического состава обрабатываемого материала, его механических и теплофизических свойств, вида обработки резанием, конструкции инструмента и инструментального материала, режима резания, применяемых СОТС и других факторов.

Результаты исследований обрабатываемости по указанным критериям используют для разработки нормативных документов для технологов, необходимых при разработке новых и совершенствовании применяемых технологических процессов, рекомендаций по назначению режимов резания, совершенствованию химического состава и улучшению свойств инструментальных и обрабатываемых материалов.

В производственных условиях из перечисленных выше критериев обрабатываемости наиболее часто используют критерий v_T - скорость резания при заданной стойкости. По нему определяют производительность обработки

данного материала и необходимые затраты для осуществления процесса резания.

Для сравнения обрабатываемости разных материалов часто используют **коэффициент обрабатываемости**, под которым понимают отношение

$$K_{об} = \frac{v_{60}^A}{v_{60}^B},$$

где v_{60}^A - скорость резания при $T=60$ мин, характеризующая обрабатываемость исследуемого материала А; v_{60}^B – скорость резания при $T=60$ мин, характеризующая обрабатываемость эталонного материала Б.

За эталон обычно принимают сталь 45 ($\sigma_B=650$ МПа, HB 180) и поэтому для нее коэффициент обрабатываемости $K_{об}=1$. При точении стали 45 твердосплавным резцом $v_{60}=135$ м/мин, а резцом из быстрорежущей стали Р18 - $v_{60}=75$ м/мин.

Чем выше значение коэффициента обрабатываемости $K_{об}$, тем лучше обрабатываемость материала. По этому коэффициенту для разных металлов можно посчитать v_{60} . Например, при точении твердосплавным резцом аустенитной нержавеющей стали $K_{об}=0,5$ [31] и тогда $v_{60}=135 \cdot 0,5=67,5$ м/мин. При точении этой же стали резцом из стали Р18 $K_{об}=0,3$, а $v_{60}=75 \cdot 0,3=22,5$ м/мин.

Если для данного материала коэффициент обрабатываемости неизвестен, то для его определения необходимо экспериментально найти зависимость «стойкость-скорость» ($T - v$).

Для сокращения затрат времени и средств при нахождении этой зависимости разработаны различные экспресс-методы оценки обрабатываемости. Рассмотрим простейший из них – метод оценки обрабатываемости по интенсивности износа, предложенный А.С. Кондратовым. Суть метода состоит в том, что заготовку из испытуемого материала обтачивают только одним резцом при постоянной глубине t и подаче s на различных скоростях резания

$v_1, v_2, v_3, \dots, v_i$. Для каждой скорости через определенные отрезки времени T_i замеряют соответствующие этим временам приращения износа по задней поверхности резца $\Delta h_{зп_i}$ и оценивают интенсивность износа по формуле

$$U_i = \frac{\Delta h_{зп_i}}{T_i}.$$

В двойных логарифмических координатах строят зависимость $U = f(v)$ (рис.6.8), представляющую собой прямую, тангенс угла наклона которой к оси U принимается равным показателю относительной стойкости m в формуле

$$v = \frac{C}{T^m}.$$

Для нахождения коэффициента C в этой формуле определяют эквивалентную интенсивность износа за весь период

$$U_{\text{эКВ}} = \frac{\Delta h_{зп_1} + \Delta h_{зп_2} + \Delta h_{зп_3} + \dots + \Delta h_{зп_i}}{T_1 + T_2 + T_3 + \dots + T_i}.$$

Из рис.6.8 находят скорость резания $v_{\text{эКВ}}$, соответствующую эквивалентной интенсивности износа $U_{\text{эКВ}}$. Так как $v_{\text{эКВ}} = \frac{C}{T^m}$, то постоянный коэффициент $C = v_{\text{эКВ}} T^m$. Отсюда находят показатель обрабатываемости, подставив значения m и C в уравнение $v_{60} = \frac{C}{60^m}$.

Метод А.С. Кондратова дает хорошую точность при резании твердосплавными резцами и, по сравнению с классическим методом $T - v$, описанным выше, в 6...10 раз сокращает время испытаний.

Известны и другие экспресс-методы оценки обрабатываемости. Например, для испытаний быстрорежущих инструментов часто применяют метод торцевой обточки [3] или метод конического точения [8].

Далее кратко рассмотрим особенности обрабатываемости основных групп конструкционных материалов, получивших широкое применение в машиностроении.

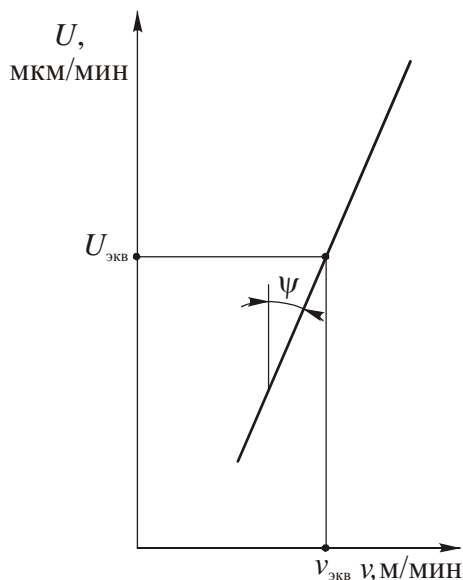


Рис.6.8. Связь между скоростью резания v и интенсивностью износа U при определении обрабатываемости по методу А.С. Кондратова

1. Углеродистые и легированные стали применяют для изготовления деталей машин. Они отличаются химическим составом, физико-механическими и теплофизическими свойствами, которые отражаются на их обрабатываемости.

По химическому составу и содержанию легирующих элементов эти стали можно условно разделить на следующие подгруппы: углеродистые стали (стали 20, 40, 45 и др.); низколегированные хромистые, хромоникелевые и другие стали, содержащие углерод в пределах $C=0,2\dots0,5\%$ и легирующие элементы (хром, никель, марганец, кремний, вольфрам и молибден), суммарное количество которых достигает 3%; углеродистые инструментальные стали ($C=0,8\dots1,2\%$); высоколегированные стали с высоким содержанием легирующих элементов.

Обрабатываемость всех углеродистых сталей зависит в основном от содержания в них углерода, с увеличением которого твердость сталей повышается, а скорость резания v_{60} снижается.

У среднеуглеродистых и низколегированных сталей ($C=0,35\dots0,55\%$) коэффициент обрабатываемости колеблется в пределах $K_{об}=0,7\dots1,0$. Введение в эти стали в небольшом количестве ($1\dots2\%$) легирующих элементов обеспечивает повышение прочности и других механических свойств (предела текучести, относительного удлинения) при небольшом снижении коэффициента обрабатываемости. Обрабатываемость этих сталей может быть улучшена за счет изменения структуры методами дополнительной термообработки (отжиг, нормализация, закалка с последующим отпуском).

Наилучшей обрабатываемостью обладают стали со структурой перлит (феррит+цементит). У пластинчатого перлита цементит, обладающий повышенной твердостью, имеет форму пластин и феррит в виде сетки. Путем термообработки пластинчатый перлит может быть превращен в зернистый перлит с цементитом в виде мелких глобулярных (округлых) зерен. При этом обрабатываемость такой стали существенно улучшается. Однако с увеличением размеров глобулей шероховатость обработанной поверхности ухудшается. Для чистовой операции лучшую обрабатываемость по этому критерию обеспечивает пластинчатый перлит.

Чтобы максимально улучшить обрабатываемость высокоуглеродистых сталей ($C>0,6\%$), они должны иметь структуру зернистого перлита, обладающего меньшей истирающей способностью, даже если это ухудшает качество поверхности.

В инструментальных, легированных и быстрорежущих сталях увеличение легирующих элементов всегда приводит к ухудшению обрабатываемости (до $K_{об}=0,6$) и росту шероховатости обработанной поверхности вследствие образования твердых карбидов. При этом, как правило, повышается предел прочности σ_B при растяжении и твердость сталей, возрастает сопротивление сталей обработке резанием. Наихудшую обрабатываемость имеют структуры: сорбитообразный перлит, сорбит и троостит после закалки и отпуска. Наилучшей по обрабатываемости структурой инструментальных сталей яв-

ляется зернистый перлит с равномерно распределенными мелкими карбидами после тщательной проковки и сфероидизирующего отжига.

На обрабатываемость сталей оказывают влияние также некоторые металлургические факторы, в частности способы литья и прокатки. Например, конверторные низкоуглеродистые стали обрабатываются лучше, чем выплавленные в мартеновских и электрических печах, так как содержат в больших количествах серу и фосфор. Холоднокатаные стали, содержащие углерод до 0,3%, обрабатываются лучше, чем горячекатаные, а при содержании углерода $C > 0,4\%$ - хуже.

Самой худшей обрабатываемостью обладают высоколегированные коррозионностойкие и жаростойкие стали, так как содержат в больших количествах легирующие элементы: хром (15...18%), никель (8...11%), марганец (1...2%). Иногда в них входят в небольших количествах титан, вольфрам, молибден, ниобий при некотором снижении содержания хрома и никеля. Снижение обрабатываемости этих сталей связано с изменением их механических и теплофизических свойств. Например, жаростойкие (окалиностойкие) и жаропрочные стали аустенитного класса отличаются высокой упрочняемостью при резании. Некоторые марки сталей в процессе пластического деформирования склонны к структурным превращениям, заключающимся в переходе аустенита в мартенсит. Эти стали, как правило, имеют низкую теплопроводность, что затрудняет отвод теплоты из зоны резания в стружку и заготовку. При этом повышается температура резания и интенсивность износа инструментов.

Присутствие в ряде сталей и сплавов карбидов и интерметаллидов, имеющих высокую твердость, вызывает повышенный абразивный износ инструментов и особенно инструментов из быстрорежущей стали. Для обработки этих сталей чаще всего используют инструментальные материалы высокой прочности, такие как, например, однокарбидные твердые сплавы, обладающие к тому же высокой износостойкостью.

Для некоторых марок сталей обрабатываемость улучшают правильно подобранными режимами термообработки (отжиг, закалка).

В целом же в зависимости от химического состава у высоколегированных сталей коэффициент обрабатываемости снижается от $K_{об}=0,65$ (хромистые, коррозионностойкие стали) до $K_{об}=0,3$ (хромоникелевые жаростойкие стали).

Еще меньшую обрабатываемость имеют жаропрочные сплавы на никелевой основе с содержанием никеля до 60...80%, у них $K_{об}=0,16...0,04$ (сплавы марок ЖС6К, ЖСЗДК).

Наилучшую обрабатываемость имеют низкоуглеродистые ($C < 0,2\%$) - автоматные стали, применяемые для изготовления деталей на станках-автоматах. Для улучшения обрабатываемости в них вводят небольшие добавки серы (0,2...0,3%), фосфора (до 0,15%) и свинца (0,15...0,3%), которые снижают коэффициент трения и интенсивность износа инструмента (сера), а также улучшают дробление стружки (свинец, фосфор). За счет этого коэффициент обрабатываемости таких сталей увеличился до $K_{об}=1,5...2,1$, производительность обработки возросла в 2 раза, уменьшились силы резания и шероховатость обработанной поверхности. Однако при этом механические свойства автоматных сталей несколько снизились.

2. **Чугуны** применяют, главным образом, для изготовления корпусных деталей машин методом литья благодаря низкой стоимости материала и высокой технологичности. Чугуны относятся к материалам с относительно низкой прочностью, не испытывающим пластических деформаций в процессе образования стружки. Поэтому силы резания и затрачиваемая при этом мощность ниже, чем при обработке сталей, а из-за малой пластичности чугунов образуется элементная, реже суставчатая стружка, снижающая площадь ее контакта с передней поверхностью инструмента. В результате контактные напряжения возрастают и концентрируются около режущей кромки. Поэтому при обработке чугунов следует применять более прочные однокарбидные сплавы группы ВК.

Температура резания при обработке чугунов ниже, чем при обработке сталей той же твердости, обрабатываемость их также ниже. Это связано главным образом с высоким абразивным действием весьма твердого цемента, что интенсифицирует износ и особенно инструментов из быстрорежущих сталей.

Различают белые, серые, ковкие и высокопрочные чугуны. Три последних чугуна имеют следующие основы, оказывающие определяющее влияние на их обрабатываемость: ферритная; ферритно-перлитная и перлитная.

Из всей номенклатуры чугунов наилучшую обрабатываемость по критерию v_{60} имеют ферритные чугуны, содержащие феррит и графит. Обрабатываемость перлитных ковких и сверхпрочных чугунов, содержащих перлит и графит, ухудшается. Самую низкую обрабатываемость имеют белые чугуны, содержащие перлит, цементит и карбиды легирующих элементов (хром, ванадий, молибден). Например, прокатные валки из отбеленного чугуна обрабатывают твердосплавными резцами со скоростью резания $v=3\dots 10$ м/мин. Однако наилучшие результаты при чистовой обработке таких валков дают инструменты, оснащенные эльбором.

Высокопрочные чугуны с шаровидной формой графита обладают лучшей обрабатываемостью, чем чугуны с пластинчатым графитом. Это достигается за счет применения для них в отличие от серых чугунов дополнительной термообработки (отжиг или высокий отпуск).

Для отдельных групп чугунов обрабатываемость связывают с их твердостью

$$v_{60} = \frac{c}{\text{НВ}^n},$$

где c - коэффициент; НВ - твердость по Бринеллю; n - показатель степени, зависящий от формы графита, $n=1,5$ - для шаровидного графита; $n=2,2$ - для пластинчатого графита [22].

3. Титановые сплавы обладают высокими физико-механическими свойствами и широко применяются в авиа- и ракетостроении. Их условно

можно разделить на следующие основные группы: 1) повышенной пластичности ($\sigma_B < 600$ Н/мм²); 2) средней прочности ($\sigma_B = 600$ Н/мм²); 3) высокой прочности ($\sigma_B = 1000 \dots 1500$ Н/мм²); 4) жаропрочные ($\sigma_B = 450 \dots 1250$ Н/мм²). При этом, чем выше прочность титанового сплава, тем хуже его обрабатываемость.

В целом титановые сплавы при довольно высокой прочности обладают пониженной пластичностью, обусловленной наличием в их составе алюминия. Теплопроводность титановых сплавов в 17 раз меньше, чем алюминия, а при резании они склонны к упрочнению. Снижение пластичности связано со свойством титана интенсивно поглощать из атмосферы водород, кислород и азот. При этом относительное удлинение после разрыва $\delta \leq 25\%$. Срезаемая стружка имеет малую усадку, а ширина площадки контакта в 1,5...2,0 раза меньше, чем при резании углеродистых сталей. По этой причине нормальные контактные напряжения высоки, хотя силы резания примерно такие же, как и при резании стали. Из-за плохой теплопроводности возникает высокая температура в области вершины режущего клина (в 2 раза большая, чем у стали 40), что приводит к пластической деформации вершины и опусканию режущей кромки.

По обрабатываемости титановые сплавы существенно уступают конструкционным сталям. В зависимости от марки сплава коэффициент обрабатываемости титановых сплавов колеблется в пределах от $K_{об} = 0,8$ (сплав ОТ4-1) до $K_{об} = 0,45$ (сплавы ВТ14, ВТ1 и др.). Поэтому для резания титановых сплавов используют инструментальные материалы высокой прочности: быстрорежущие стали повышенной теплостойкости и однокарбидные твердые сплавы группы ВК. Сплавы, содержащие карбиды титана, для обработки титановых сплавов непригодны из-за химического сродства с обрабатываемым материалом.

4. Цветные металлы и сплавы на основе меди и алюминия обладают наилучшей обрабатываемостью по сравнению со сталями. Так, при реза-

нии твердосплавными резцами меди марок М1...М3 $K_{об}=4...6$, а сплавов алюминия марок АЛ2, АЛ4, АМ3 - $K_{об}=10...12$ [8]. Это объясняется низкой прочностью и твердостью этих металлов и их высокой теплопроводностью. Поэтому температура резания низка, а интенсивность износа мала.

Из-за высокой пластичности меди при ее обработке на низких скоростях силы резания достаточно большие, так как усадка стружки очень велика ($K=6...8$ и более). По этой причине чистая медь с высокой электропроводностью считается труднообрабатываемым материалом и особенно при глубоком сверлении, когда имеет место высокая шероховатость обработанной поверхности и плохой стружкоотвод.

Лучшей обрабатываемостью за счет добавки свинца (до 2...3%) обладают латуни и свинцовистые бронзы. Поэтому, например, латуни широко применяют для изготовления деталей на станках-автоматах.

При резании алюминиевых сплавов из-за высокой стойкости инструментов скорость резания твердосплавными инструментами достигает 600 м/мин, а инструментами из быстрорежущей стали - 300 м/мин. Только при резании некоторых наиболее прочных алюминиевых сплавов, например силиконов, содержащих 17...20 % кремния, даже при использовании твердосплавных инструментов приходится снижать скорость резания почти до 100 м/мин из-за высокой твердости частиц кремния ($HV > 400$), вызывающих абразивный износ инструмента [8].

6.5. Применение смазочно-охлаждающих технологических средств при резании материалов

Смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС) широко используют в механообработке для улучшения обрабатываемости материалов и применяют в виде жидкостей, газов, консистентных (пластичных) и твердых смазок. Из них наибольшее применение получили жидкие СОТС, которые принято называть смазочно-охлаждающими жидкостями (СОЖ).

На процесс резания СОЖ влияют главным образом через смазывающее, охлаждающее и моющее действия.

Смазывающему действию СОЖ должно предшествовать проникновение среды на контактные площадки инструмента и заготовки.

Согласно последним исследованиям поступление СОЖ в контактную зону может происходить по следующим схемам (рис.6.9): а) через сеть капилляров между поверхностями заготовки и инструмента; б) через полости, возникающие при периодических срывах нароста; в) при нарушении сплошности контакта между поверхностями заготовки и инструмента, вызванного колебаниями; г) путем диффузии через трещины и другие дефекты, возникающие при образовании стружки в процессе пластической деформации.

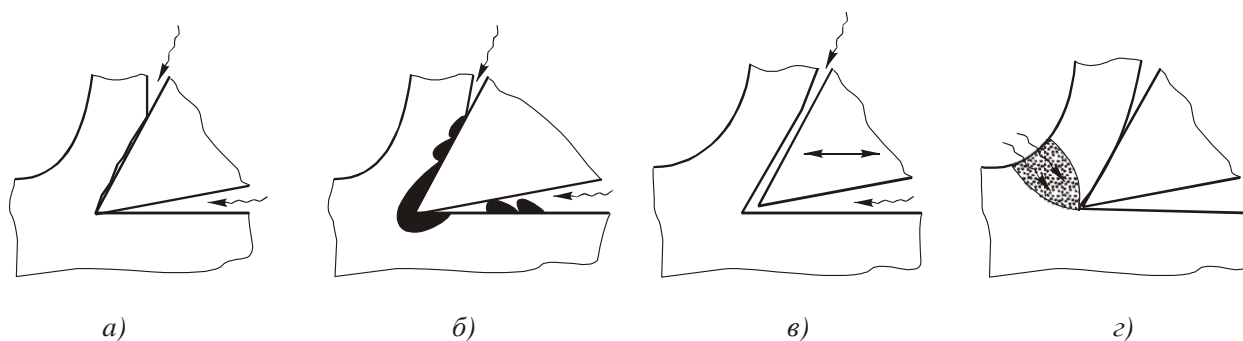


Рис.6.9. Схемы поступления СОЖ в контактную зону при резании (В.Н. Латышев): а – через сеть капилляров между поверхностями заготовки и инструмента; б – через полости, возникающие при периодических срывах нароста; в – при нарушении сплошности контакта между поверхностями заготовки и инструмента; з – путем диффузии через трещины и другие дефекты в стружке

Несмотря на малые размеры капилляров (1...4 мкм) особенно на низких и средних скоростях резания обеспечивается постоянное поступление в зону резания ионов и молекул СОЖ и ее паров. При работе на высоких скоростях и с большими подачами условия проникновения СОЖ ухудшаются из-за резкого роста контактных давлений и температуры, при этом смазочный материал поступает в зону резания в виде паров – продуктов разложения СОЖ.

Благоприятные условия для проникновения СОЖ создает высокая реакционная способность новых, свежееобразованных (ювенильных) поверхностей стружки и заготовки, которые как насос притягивают молекулы и ионы смазывающих материалов. При этом проникающая способность СОТС зависит от размеров молекул и ионов, а также от их способности адсорбироваться (концентрироваться) на трущихся поверхностях. Наибольшую проникающую способность имеют ионы галогенов (хлора, брома, фтора, йода) и молекулы некоторых органических кислот (олеиновой, стеариновой и др.).

Смазывающее действие СОЖ проявляется за счет образования пленок на поверхностях трения, которые по своей природе могут быть физическими, образуемыми за счет молекулярной адсорбции или химическими – за счет химических реакций с вновь образуемыми поверхностями стружки и заготовки. Эти тончайшие пленки снижают силы трения, ослабляют или экранируют адгезионное взаимодействие между инструментом, стружкой и заготовкой, что приводит к снижению износа инструмента и уменьшению шероховатости обработанной поверхности.

Смазывающее действие СОЖ вызывает уменьшение шероховатости обработанной поверхности. Поэтому жидкости, обладающие повышенным смазывающим действием используют на чистовых операциях, при резании на малых скоростях, а также на высоких скоростях, например, при использовании инструментов с выглаживающими элементами, таких как сверла и развертки одностороннего резания [12, 32]. В этих случаях используют масляные СОЖ с противоизносными и противозадирными присадками (S, Cl, P). Водные эмульсии на этих операциях из-за возникновения вибраций, как правило, не применяют.

Охлаждающее действие СОЖ заключается в отводе теплоты резания от наиболее нагретых участков инструмента и заготовки путем конвективного теплообмена, т.е. теплообмена, связанного с движением жидкости и ее теплопроводностью. При этом теплоотвод проявляется тем эффективнее, чем выше теплопроводность, удельная теплоемкость, смачиваемость СОЖ и чем

выше скорость ее движения через зону резания. При правильном выборе способа подвода СОЖ температуру резания можно снизить на 100...200°С.

Моющее действие СОЖ заключается в удалении из зоны резания продуктов износа инструмента и заготовки в виде твердых частиц карбидов, мелкой стружки и т.п., усиливающих абразивный износ инструмента и повышающих шероховатость обработанной поверхности. Моющее действие улучшается за счет введения в СОЖ эмульгаторов – поверхностно-активных веществ (ПАВ), уменьшающих поверхностное натяжение жидкости. Молекулы СОЖ при этом активно обволакивают удаляемые частицы, препятствуют их слипанию и, тем самым, облегчают их удаление из зоны резания. Особое значение моему действию СОЖ придается при абразивной обработке и при резании хрупких материалов.

Кроме указанных трех основных свойств СОЖ должны также: 1) обладать стабильностью при хранении и эксплуатации; 2) не вызывать коррозию деталей станка, инструмента и заготовки; 3) не разлагаться под действием бактерий; 4) не оказывать вредного воздействия на окружающую среду и здоровье рабочих. Для этого в состав СОЖ вводят антикоррозионные, противоизносные, противозадирные, антипенные, бактерицидные и другие присадки.

Все СОЖ по физико-химическим особенностям основы делятся на водные и масляные.

Водные СОЖ обладают наилучшим охлаждающим действием, однако их смазывающее действие выражено слабо. Кроме того, эти СОЖ могут вызывать сильную коррозию деталей станков, инструментов и заготовок. Водные СОЖ применяют при обработке металлов с высокими скоростями резания и большими контактными напряжениями, то есть там, где охлаждение играет первостепенную роль (точение, сверление, шлифование и др.).

Водные СОЖ подразделяют на четыре группы: 1) растворы электролитов; 2) масляные эмульсии; 3) синтетические СОЖ; 4) полусинтетические СОЖ.

Растворы электролитов представляют собой растворы солей неорганических кислот (сода, буры, хлористого калия, натрия и др.) концентрацией не более 2% во избежание выпадения твердых минеральных отложений. Растворы электролитов прозрачны и поэтому их применяют на операциях, требующих визуального контроля над процессом резания. Они обладают высокой охлаждающей способностью, снижают коррозионную агрессивность и улучшают функциональные свойства воды.

Масляные эмульсии изготавливают на основе концентрата, называемого эмульсолом, который состоит из масляной основы, эмульгатора, а также большого числа противоизносных, противозадирных и других присадок. Масляная основа эмульсола представляет собой смесь различных минеральных масел, например, индустриального, объемом до 70...85%. Эмульгаторы предотвращают слипание капель масла и играют роль смазочных веществ и ингибиторов (замедлителей) коррозии. Это хорошо растворимые в воде мылообразные продукты или минеральные высокодисперсные порошки, прилипающие и закрепляющие капли масляной основы. В качестве ингибиторов коррозии используют, например, кальцинированную соду, тринатрий фосфат и др. Содержание последних в эмульсии составляет 0,5...5,0%. Для защиты от микроорганизмов в СОЖ добавляют бактерицидные присадки (до 0,05...0,15%).

В целом водные эмульсии обладают хорошим охлаждающим и частично смазывающим свойствами. В зависимости от характера операции эмульсии изготавливают с разной концентрацией эмульсола (от 0,05 до 20,0%). В механообработке наиболее распространенными являются эмульсолы марок ЭТ-2, НГЛ-205, Аквол, Укринол и др.

В настоящее время при лезвийной обработке высоколегированных, жаропрочных и коррозионностойких сталей в водные СОЖ часто вводят полимерные высокомолекулярные соединения с определенными заранее заданными свойствами. Разработано несколько марок полимеросодержащих СОЖ, таких как МХО-60, МХО-65 и др., содержащих кроме обычного эмульсола

ЭТ-2 латекс поливинилхлорида, триэтаноламин и др. При их использовании в зоне резания под воздействием температуры и давления происходит разрушение полимера с образованием различных активных продуктов, которые взаимодействуют с обрабатываемым и инструментальными материалами.

Основными компонентами *синтетических* СОЖ являются водорастворимые органические вещества, в основном, поверхностно-активные вещества (ПАВ) при отсутствии в их составе минерального масла. Это прозрачные растворы, обладающие стабильными свойствами.

В состав *полусинтетических* СОЖ входят маловязкие минеральные или синтетические масла, органические жидкости и водорастворимые полимеры. Такие СОЖ называют микроэмульсиями, так как они обладают высокой степенью дисперсности (измельчения), увеличивающей их проникающую способность.

Масляные (углеводородные) СОЖ состоят из минерального масла, к которому добавляют специальные присадки различного назначения, улучшающие их свойства.

Достоинствами масляных СОЖ являются хорошие смазывающие и антикоррозионные свойства, недостатками – низкая (в 5...8 раз ниже, чем у водных СОЖ) охлаждающая способность, теплопроводность и теплоемкость, высокая себестоимость и повышенная пожароопасность. Поэтому масляные СОЖ применяют в основном на операциях, характеризующихся большими контактными давлениями и малым тепловыделением, требующих смазывающего действия СОЖ (резьбонарезание, протягивание, зубонарезание, глубокое сверление).

Одной из важнейших характеристик масляных СОЖ является их вязкость. При этом, чем ниже вязкость СОЖ, тем лучше она проникает в зону резания и тем выше ее моющее и охлаждающее действия.

Эффективность масляных СОЖ также связана с их химической активностью, то есть способностью создавать на трущихся поверхностях смазочные пленки. Последние образуются в результате взаимодействия ювениль-

ных поверхностей инструмента и стружки с химически активными молекулами, например, кислорода, йода, хлора и др. Эти пленки уменьшают силы трения, а также адгезионный и диффузионный износы режущего клина.

Химическую активность СОЖ можно регулировать за счет введения в жидкость антифрикционных, противоизносных и противозадирных присадок. Причем в качестве антифрикционных присадок используют ПАВ, технические масла и жиры, коллоидные дисперсии графита и дисульфида молибдена. Содержание жировых добавок составляет 0,5...0,25% и они способствуют повышенному смачиванию поверхности инструмента и образованию адсорбционных смазывающих пленок, уменьшающих трение при небольших нагрузках и температурах.

Противоизносные присадки снижают износ режущих инструментов за счет образования химических пленок. В качестве таких присадок чаще всего используют фосфорорганические соединения (0,15...5,0%).

Противозадирные присадки за счет образования пленок, выдерживающих высокое давление, предотвращают схватывание поверхностей режущих инструментов с поверхностями стружки и заготовки и уменьшают износ инструментов при высоких температурных и механических нагрузках. В состав противозадирных присадок входят вещества, содержащие серу, хлор, фосфор, йод и др. в количестве от 0,5 до 3 %.

Для стабилизации масляных СОЖ применяют антиоксиданты. Для уменьшения теплообразования, ухудшающего охлаждающее действие СОЖ, добавляют антипенные присадки, а для уменьшения образования тумана, ухудшающего условия работы и увеличивающего расход СОЖ, вводят анти-туманные присадки.

Основным компонентом масляных СОЖ являются масла: минеральные (до 70...90%), промышленные (И-5А, И-20А) и авиационные (МС-8, МС-14 и др.). В качестве дополнительных компонентов применяют технические растительные масла (рапсовое, касторовое, подсолнечное и др.) и в малых коли-

чествах технические животные жиры, которые в основном используются для получения олеиновой кислоты.

Основу современного ассортимента масляных СОЖ составляют жидкости серий МР, ОСМ и ЛЗ.

На эффективность СОЖ большое влияние оказывает также способ ее подачи в зону резания. Наиболее часто применяют три способа подачи СОЖ (рис.6.10): 1) поливом; 2) напорной струей со стороны задней поверхности инструмента; 3) через отверстия в инструменте.

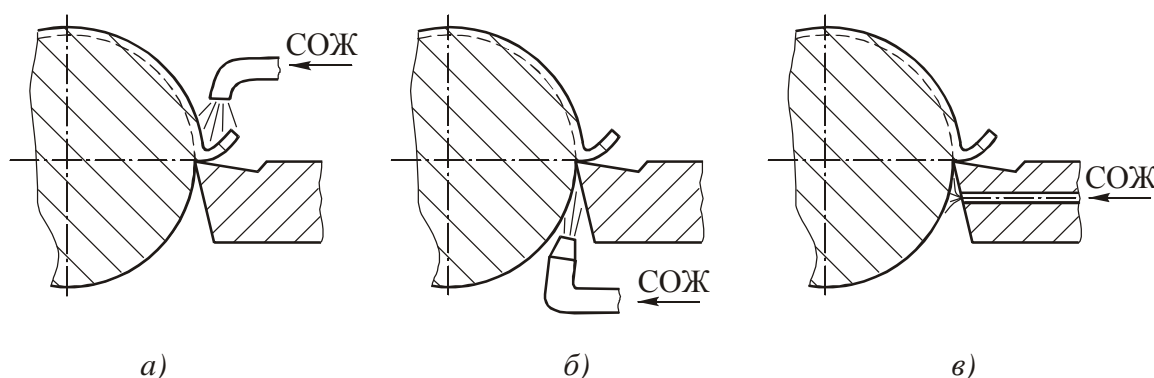


Рис.6.10. Способы подачи СОЖ в зону резания: *а* – поливом сверху; *б* – напорной струей со стороны задней поверхности; *в* – через отверстие в инструменте

Способ подачи СОЖ поливом наиболее прост, но и наименее эффективен. Он характеризуется большим расходом жидкости, разбрызгиванием и нагревом СОЖ. Образующаяся в этом случае паровая «подушка» при испарении значительно уменьшает охлаждающее действие жидкости.

Способ подачи СОЖ напорной струей более эффективен, чем поливом. В этом случае СОЖ подается под давлением 2...3 МПа через насадку с отверстием диаметром 0,3...0,5 мм непосредственно к наиболее нагретым участкам инструмента с высокой скоростью струи (40...50 м/с). Благодаря этому улучшаются условия проникновения СОЖ в зону резания. При этом, испаряясь, СОЖ интенсивно отводит теплоту резания благодаря высокой скорости протекания через зону резания. Применение такого способа охлаждения позволяет, например, при точении нержавеющей стали повысить стойкость бы-

строрежущих резцов в 5...7 раз при малом расходе СОЖ (0,3...0,5 л/мин) [34]. К числу недостатков охлаждения напорной струей следует отнести: необходимость создания специальных устройств для подачи СОЖ и ее тонкой очистки, а также высокий уровень шума. Этот способ подачи СОЖ применяется сравнительно редко и главным образом на специальных станках при резании труднообрабатываемых материалов.

Напорная подача СОЖ в зону резания осуществляется через внутренние отверстия в самом инструменте. Особенно высокий эффект достигается при работе концевых инструментов для обработки отверстий (сверла, зенкеры, развертки, метчики). При этом обеспечивается не только хорошее проникновение СОЖ, но и надежное удаление стружки, несущей основную долю теплоты резания. Однако в этом случае вырастает стоимость изготовления таких инструментов и увеличивается разбрызгивание СОЖ. Это требует герметизации зоны обработки и применения специальных насосных станций.

Из-за больших затрат на СОЖ, ее утилизацию и очистку от нее стружки в последние годы наметилась тенденция по экономичному ее использованию или отказу от ее применения («сухая обработка») там, где это возможно (см.гл.3). Если применение «сухой обработки» невозможно, например при сверлении, то используют распыленные СОЖ, которые получают путем смешивания жидкости с воздухом или инертными газами, подаваемыми под большим давлением. При этом в качестве жидкости обычно используют минеральные масла или эмульсии, подаваемые с расходом 20...30 г/ч. Распыленная жидкость имеет лучшую проникающую и охлаждающую способности, но требует специальных устройств для ее подачи и удаления из зоны резания.

Исследование влияния трех видов СОЖ (эмульсия, масляная и вода) и двух способов подачи (напорный, поливом) на основные характеристики процесса резания при точении сталей, выполненное Б.М. Орловым, показало, что наиболее эффективным является подвод СОЖ напорной струей со стороны задней поверхности резца. При этом подача воды по сравнению с резани-

ем без применения СОЖ снижает температуру резания в зоне активного наростообразования ($v < 60$ м/мин) на 400°C , эмульсии – на 200°C , а масляной СОЖ - на 100°C (рис.6.11). За зоной наростообразования ($v > 60$ м/мин) это влияние менее заметно (снижение температуры находится в пределах $50 \dots 100^{\circ}\text{C}$). Если СОЖ подается поливом, то даже такая сильная охлаждающая среда, как вода, снижает температуру очень слабо, примерно на $50 \dots 80^{\circ}\text{C}$.

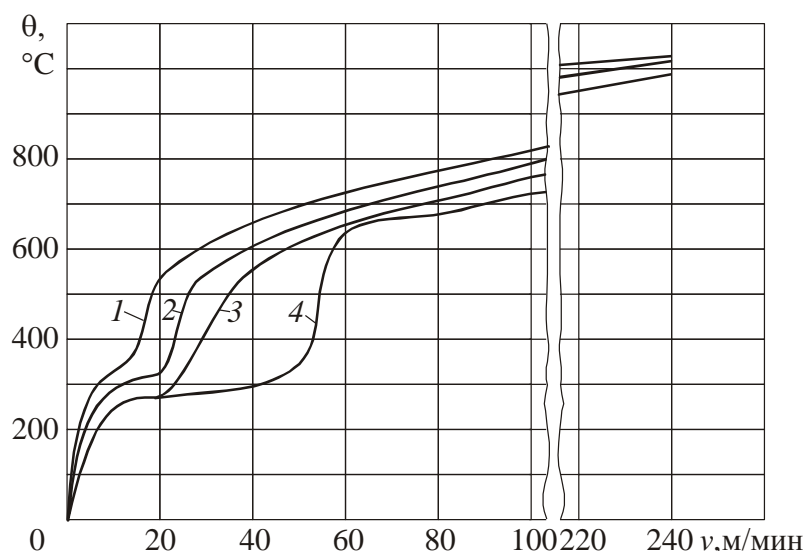


Рис.6.11. Влияние напорного охлаждения на температуру резания θ при точении стали 30 ($s=0,43$ мм/об, $t=2$ мм, $r=0,3$ мм, $\gamma=0^{\circ}$, $\phi=70^{\circ}$): 1 – без СОЖ; 2 – масляная СОЖ типа МР-7; 3 – эмульсия (5% раствор эмульсола ЭТ-2); 4 – вода

Исследование Б.М. Орлова влияния напорного охлаждения на усадку стружки показало, что экстремальные точки типичной кривой зависимости усадки от скорости резания из-за уменьшения температуры резания сдвигаются в сторону бóльших скоростей и попадание максимумов усадки на кривую без охлаждения, очевидно, связано не только с охлаждающим действием СОЖ, а и с непосредственным влиянием скорости резания на высоту нароста (рис.6.12). При резании за зоной наростообразования ($v > 60$ м/мин), когда нарост отсутствует, влияние СОЖ практически исчезает. Аналогично выглядят и зависимости для составляющих силы резания. Таким образом, это исследование показало, что СОЖ не устраняет наростообразование, как утверждает-

ся некоторыми исследователями, а наоборот способствует расширению зоны его образования на бóльшие скорости резания. При этом уменьшение шероховатости, глубины и степени наклепа в области наростообразования объясняется стабилизацией формы нароста и увеличением фактического переднего угла при напорной подаче СОЖ.

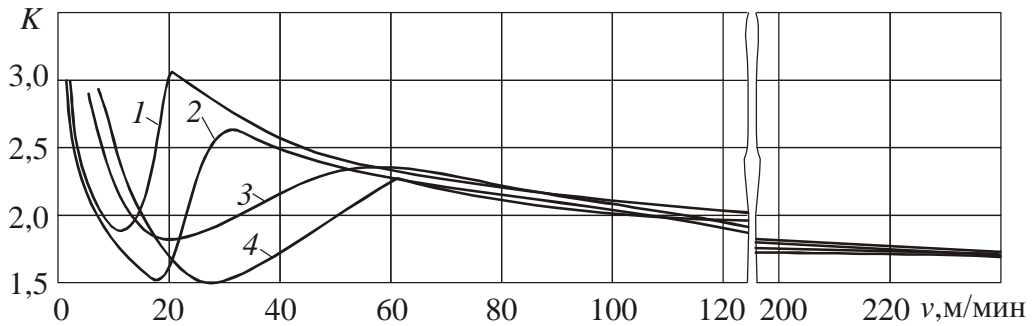


Рис.6.12. Влияние напорного охлаждения на усадку стружки K при точении стали 30 ($s=0,43$ мм/об, $t=2$ мм, $r=0,3$ мм, $\gamma=0^\circ$, $\phi=70^\circ$): 1 – без СОЖ; 2 – масляная СОЖ типа МР-7; 3 – эмульсия (5% раствор эмульсола ЭТ-2); 4 – вода

Что касается влияния СОЖ на обрабатываемость материалов, то даже при подаче эмульсии поливом, несмотря на небольшое снижение температуры при резании сталей 45 быстрорежущими резцами, коэффициент обрабатываемости увеличивается на 20...30% ($K_{об}=1,2...1,3$). При напорном охлаждении этот эффект существенно возрастает и тем сильнее, чем более труднообрабатываемый материал подвергается обработке резанием.

Далее кратко рассмотрим другие виды СОТС.

Газообразные СОТС по сравнению с жидкостями обладают высокой проникающей способностью и поэтому находят применение при резании с большими скоростями и подачами. Их применяют в основном в смеси с СОЖ, распыленными в виде аэрозолей, либо в виде активных (углерод, углекислый газ) или инертных (азот, аргон) газов. При этом наиболее дешевым и доступным газообразным СОТС является воздух.

Пластичные СОТС применяют в виде консистентных смазок. Они занимают промежуточное положение между маслами и твердыми СОТС и со-

стоят из двух компонентов: жидкой основы (масло) и загустителя (5...30%), в ячейках которого удерживается масло. Типы загустителей: мыльные, углеводородные (парафин), неорганические (силикагель) и органические (красители, полимеры и др.). Пластичные смазки лучше жидких смазок удерживаются на поверхностях при тяжелых режимах трения в основном при обработке давлением. При резании они применяются весьма ограничено из-за трудностей введения в зону резания, невозможностью сбора, очистки и повторного использования. Поэтому пластичные смазки применяют в основном на ручных операциях с низкими скоростями резания путем периодического смазывания инструмента кистью, шприцами и т.п., например, при нарезании резьбы метчиками и плашками, развертывании, полировании и др.

Твердые СОТС (тальк, графит, дисульфид молибдена, воск, парафин и др.) применяют в основном в качестве наполнителей жидких и пластичных СОТС. В чистом виде твердые СОТС применяют крайне редко, например, при обработке отверстий малого диаметра, при нарезании резьбы в металлах, склонных к налипанию на инструмент. Твердые СОТС обеспечивают низкий коэффициент трения (графит - $f_{тр}=0,04$, дисульфид молибдена - $f_{тр}=0,03$) и выдерживают высокие температуры и давления.

Капсулированные СОТС представляют собой набор отдельных мелких, размером от нескольких микрометров до 1...2 мм и более частиц-капсул. Последние состоят из СОТС, заключенного, например, в желатиновую оболочку. Для улучшения смазочного действия СОТС в их состав в качестве присадок вводят трибоактивные (от греч. *tribos* – трение) элементы (сера, фосфор, йод). Для придания капсулам направленного движения в сторону режущей кромки инструмента в их оболочку вводят магнетит Fe_3O_4 . В результате действующая магнитная сила всегда направлена в сторону пространственной неоднородности магнитного поля, которую при резании представляет режущая кромка инструмента. При определенном механическом или термическом воздействии путем диффузии сквозь оболочку капсулы

СОТС высвобождается и попадает на поверхности трения. Капсулированные СОТС позволяют значительно упростить их утилизацию и сократить расход.

Многофункциональные СОТС объединяют свойства гидравлической жидкости, обычной СОЖ и раствора для очистки заготовок. В результате их использования детали после лезвийной обработки остаются совершенно чистыми.

7. ФРЕЗЕРОВАНИЕ

Фрезерование в отличие от точения и строгания осуществляется многолезвийными инструментами и поэтому является весьма производительным способом обработки плоскостей, уступов, канавок, пазов, а также различных фасонных поверхностей (зубчатых, шлицевых, резьбовых и др.).

При фрезеровании реализуются общие закономерности процесса резания, рассмотренные выше на примерах точения и строгания. В тоже время процесс резания при фрезеровании имеет ряд специфических особенностей, к которым относятся: прерывистость и кратковременность работы каждого зуба фрезы; переменность толщины срезаемой стружки за время контакта зуба фрезы с заготовкой; периодическое охлаждение зубьев и их освобождение от стружки при выходе из зоны резания.

Эти особенности оказывают существенное влияние на закономерности процесса стружкообразования, силы и мощность резания, износ и стойкость инструмента и должны учитываться при назначении оптимальных режимов фрезерования.

7.1. Схемы резания, применяемые при фрезеровании. Геометрические параметры зубьев фрез и параметры срезаемых слоев

В механообработке применяется большое количество различных конструкций фрез, отличающихся формой зубьев, способами крепления на станках и др. [12].

Все многообразие конструкций фрез по схеме удаления припуска можно условно разделить на две основные группы: 1) с горизонтальным расположением оси вращения, параллельной обрабатываемой поверхности (фрезы цилиндрические, дисковые, отрезные, пазовые и фасонные); 2) с вертикальной осью вращения, перпендикулярной к обработанной поверхности (фрезы торцовые, концевые, шпоночные и др.).

Фрезы первой группы насадные, крепятся на оправке, один конец которой устанавливают в шпинделе, а другой конец - в отверстии серьги гори-

зонтально-фрезерного станка. Такие фрезы отличаются друг от друга соотношением длины и диаметра и используются для обработки плоскостей, подрезки торцев, получения канавок и пазов, отрезки заготовок и обработки фасонных поверхностей.

Фрезы второй группы крепят консольно в шпинделе вертикально-фрезерного станка непосредственно или через переходные втулки и оправки. Такие фрезы используют для обработки плоскостей, в том числе ступенчатых, а также пазов, канавок, торцев и т.п.

Кроме перечисленных конструкций фрез, имеющих универсальное назначение, имеется большая группа специальных фрез: шлице- и зубонарезных, резьбонарезных и др. Излагаемые ниже сведения о закономерностях процесса резания при фрезеровании справедливы и для этой группы фрез.

При фрезеровании главное движение представляет собой вращение фрезы вокруг своей оси, а движение подачи совершается как самой фрезой, так и (чаще всего) поступательным движением заготовки, закрепленной на столе фрезерного станка. В отличие от точения при фрезеровании эти два движения кинематически не связаны и выполняются автономно. Если эти движения по направлению противоположны, то такое фрезерование называется «встречным» (против подачи), а если совпадает – то «попутным» (по подаче).

Учитывая, что положение оси фрезы относительно заготовки может быть различным, а это, как будет показано далее, сказывается на форме и размерах срезаемого слоя, а соответственно и на других закономерностях процесса резания, рассмотрим эти вопросы лишь применительно к цилиндрическим и торцовым фрезам.

Цилиндрическая фреза (рис. 7.1) представляет собой цилиндр длиной L , которая больше диаметра фрезы d . На наружной поверхности цилиндра нарезаны прямые, а чаще всего для более плавного входа в срезаемый слой, винтовые режущие зубья (у дисковых фрез в отличие от цилиндрических фрез $L \ll d$).

Передние γ и задние α углы цилиндрических фрез обычно задают в плоскости схода стружки, т.е. в нормальном к режущим кромкам сечении $N-N$, а контролируют в торцевой плоскости $T-T$.

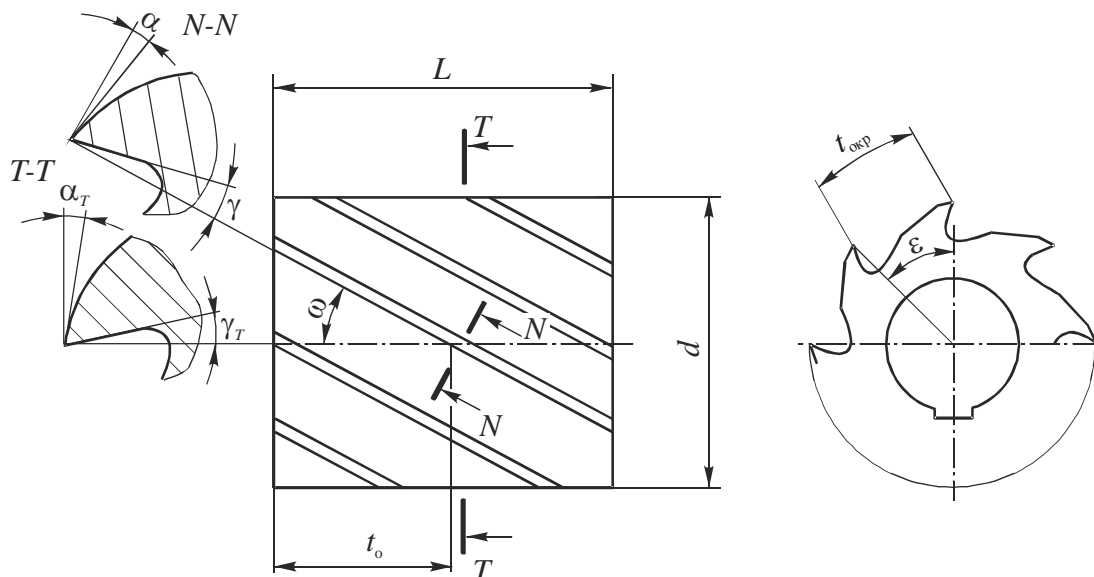


Рис.7.1. Конструктивные и геометрические параметры цилиндрической фрезы

Пересчет углов с сечения $N-N$ на сечение $T-T$ производят по формулам:

$$\operatorname{tg} \gamma_T = \frac{\operatorname{tg} \gamma}{\cos \omega},$$

$$\operatorname{tg} \alpha_T = \operatorname{tg} \alpha \cos \omega,$$

где ω - угол наклона режущих кромок к оси фрезы.

Параметры срезаемого слоя при фрезеровании цилиндрическими фрезами следующие (рис.7.2): B – ширина, t - глубина резания, ψ_m - угол контакта фрезы с заготовкой. Так как длина цилиндрической фрезы больше ее диаметра ($L > d$), а вспомогательные режущие кромки отсутствуют, то цилиндрические фрезы в отличие от других типов фрез, работают по схеме свободного резания. Если цилиндрические фрезы имеют винтовые зубья ($\omega \neq 0$), то они работают по схеме свободного косоугольного резания.

В зависимости от длины дуги контакта на ней размещается одновременно несколько зубьев: $m = \psi_m / \varepsilon$, где ε - угловой шаг зубьев (различают также окружной шаг $t_{\text{окр}} = \pi d / z$ и осевой шаг $t_o = \pi d / z \text{tg } \omega$).

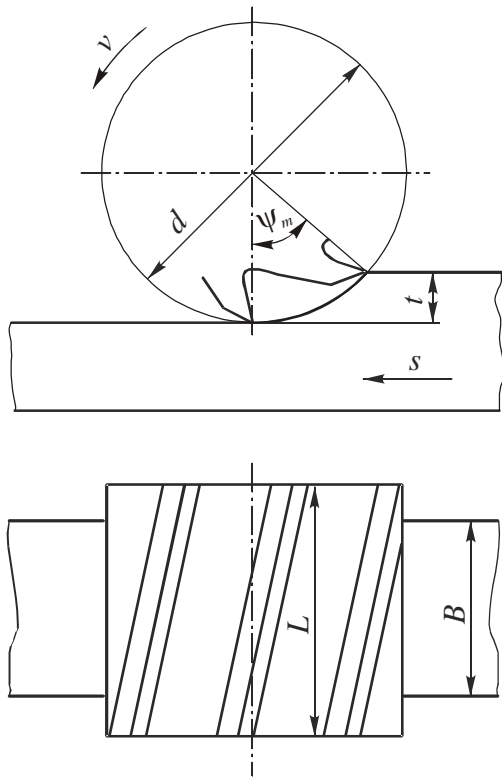


Рис.7.2. Параметры срезаемого слоя при цилиндрическом фрезеровании

Траектория движения вершин зубьев фрезы складывается из вращательного движения и поступательного движения в направлении подачи и представляет собой удлиненную циклоиду (трохоиду). При небольшом по длине рабочем участке циклоиду можно с небольшой погрешностью (около 1%) заменить дугой окружности. При этом толщина слоя, срезаемого одним зубом при угле поворота ψ_i , определяется как расстояние по нормали к двум последовательным положениям траектории зуба, т.е. по радиусу и будет равна $a_i = s_z \sin \psi_i$, где s_z - подача на зуб (рис. 7.3). Таким образом, за время перемещения вершины зуба по длине

контакта толщина срезаемого слоя изменяется от нуля до $a_{\text{max}} = s_z \sin \psi_m$.

В дальнейших расчетах будем пользоваться также срединной толщиной среза: $a_{\text{ср}} = s_z \sin(\psi_m / 2)$, измеряемой на половине дуги контакта. Иногда ее ошибочно называют средней толщиной, которая равна $0,5 s_z \sin \psi_m$.

Полный угол контакта ψ_m фрезы с заготовкой можно найти по следующим формулам:

$$\cos \psi_m = 1 - \frac{2t}{d} \quad \text{или} \quad \sin \psi_m = 2\sqrt{\frac{t}{d} - \frac{t^2}{d^2}} \approx 2\sqrt{\frac{t}{d}}.$$

При фрезеровании пользуются понятиями-

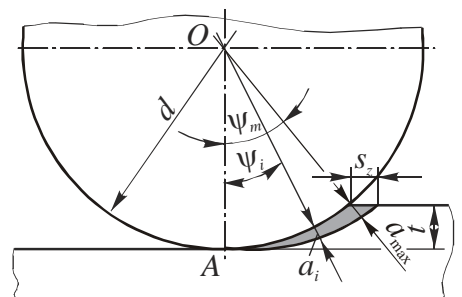


Рис.7.3. Схема определения толщины слоя, срезаемого зубом цилиндрической фрезы

ми: подача на оборот фрезы $s_o = s_z z$, (мм/об) и подача в минуту $s_M = s_o n = s_z z n$, (мм/мин), где z - число зубьев фрезы; n - частота вращения фрезы, об/мин.

Площадь слоя, срезаемого одним прямолинейным зубом при его перемещении по дуге контакта зуба фрезы с заготовкой $F_z = B s_z \sin \psi_m$, а всеми зубьями фрезы на дуге контакта - $F_{\text{сум}} = B s_z (\sin \psi_1 + \sin \psi_2 + \dots + \sin \psi_i)$, т.е.

$F_{\text{сум}} = B s_z \sum_{i=1}^{i=m} \sin \psi_i$, где m - число зубьев фрезы на дуге контакта с заготовкой.

У фрез с винтовыми зубьями расчет усложняется тем, что концы рабочих участков зубьев таких фрез в любой момент времени находятся на разных по величине углах поворота. Поэтому толщина стружки по длине винтовых зубьев будет переменной.

Торцовая фреза в отличие от цилиндрической фрезы работает по схеме несвободного резания, так как кроме главных режущих кромок, находящихся на внешнем цилиндре, она имеет еще и вспомогательные режущие кромки.

На рис. 7.4 показаны параметры срезаемого слоя при торцовом фрезеровании: t - глубина, B - ширина фрезерования. Сравнение с цилиндрическими фрезами показывает, что при переходе от цилиндрического фрезерования к торцовому направление измерения параметров t и B меняется местами. Кроме того, для торцового фрезерования характерно наличие больших углов контакта фрезы с заготовкой, достигающих при $B = d$ до $\psi_m = 180^\circ$.

По аналогии с цилиндрической фрезой толщина стружки, снимаемой каждым зубом торцовой фрезы, в любой момент времени определяется по формуле: $a_i = s_z \sin \psi_i$. При этом толщина стружки переменна и изменяется от нуля до максимального значения $a_{\text{max}} = s_z$ при угле $\psi_i = 90^\circ$, а затем снова снижается до нуля.

По форме сечения срезаемый слой представляет собой прямоугольник площадью $F_z = s_z \sin \psi_i t$, а площадь слоев, срезаемых одновременно всеми зубьями на дуге контакта:

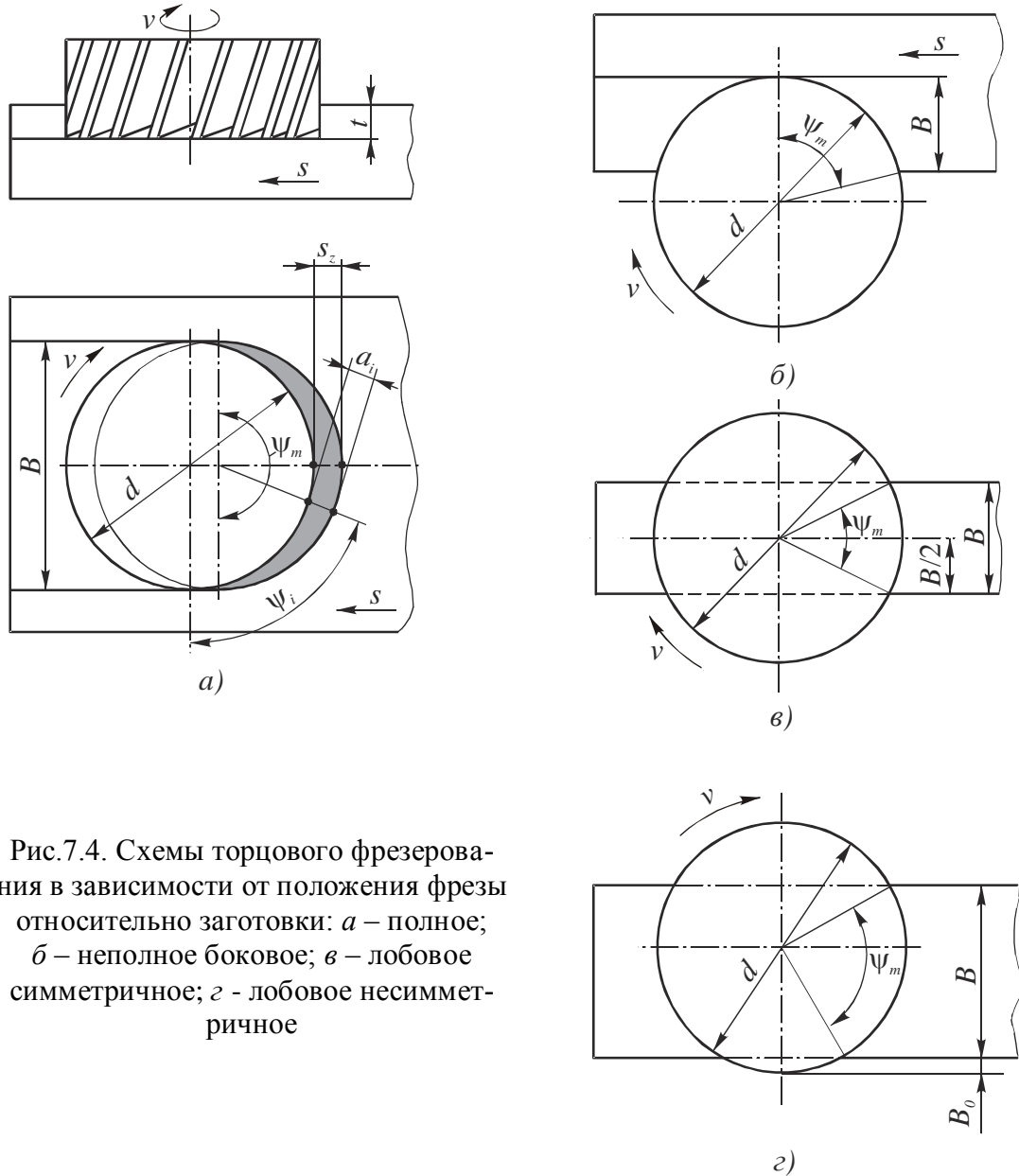


Рис.7.4. Схемы торцевого фрезерования в зависимости от положения фрезы относительно заготовки: *a* – полное; *б* – неполное боковое; *в* – лобовое симметричное; *г* - лобовое несимметричное

$$F_{\text{сум}} = t s_z \sum_1^m \sin \psi_i. \quad (7.1)$$

Угол контакта ψ_m зависит от положения фрезы (в плане) относительно заготовки и от отношения B/d . При полном фрезеровании (рис. 7.4, *a*) $B = d$, угол контакта $\psi_m = 180^\circ$; при неполном боковом фрезеровании

(рис. 7.4, б) $B < d$, $\sin \psi_m = 2\sqrt{B(d-B)}/d$; при лобовом симметричном фрезеровании (рис. 7.4, в) $B < d$, $\sin \psi_m / 2 = B/d$; при лобовом несимметричном фрезеровании со смещением фрезы относительно заготовки на величину B_0

(рис. 7.4, г) $\psi_m = \arcsin\left(1 - \frac{2B_0}{d}\right) + \arcsin\left[\frac{2(B+B_0)}{d} - 1\right]$.

7.2. Толщина срезаемого слоя на винтовом зубе цилиндрической фрезы.

Условие равномерного фрезерования

На рис. 7.5 показана развертка на плоскость поверхности резания (m , n , q , p) и винтовой режущей кромки зуба цилиндрической фрезы, две крайние точки 1 и 2 рабочего участка которой при каждом мгновенном положении зуба находятся под разными углами контакта ψ_1 и ψ_2 . При этом толщина срезаемого слоя a вдоль режущей кромки будет переменной.

Площадь срезаемого слоя можно определить путем интегрирования с пределами от ψ_1 до ψ_2 .

Длина режущей кромки, находящейся в контакте с заготовкой, $l = \frac{d\psi}{2\sin\omega}$, тогда дифференциал площади dF на участке $dl = \frac{d}{2} \cdot \frac{d\psi}{\sin\omega}$ выра-

зим как $dF = \frac{s_z d}{2\sin\omega} \sin\psi d\psi$.

Площадь dF_z слоя, срезаемого одним зубом:

$$F_z = \int_{\psi_1}^{\psi_2} dF = \frac{s_z d}{2\sin\omega} \int_{\psi_1}^{\psi_2} \sin\psi d\psi.$$

Решая этот интеграл, получим, что площадь срезаемого слоя

$$F_z = \frac{s_z d}{2\sin\omega} (\cos\psi_1 - \cos\psi_2). \quad (7.2)$$

Из этого уравнения следует, что по мере продвижения зуба по поверхности резания площадь сечения срезаемого слоя будет переменной. Тогда

при m зубьев, находящихся под стружкой, в пределах угла контакта ψ_m суммарная площадь сечения срезаемого слоя

$$F_{\text{сум}} = \frac{s_z d}{2 \sin \omega} \sum_1^m (\cos \psi_1 - \cos \psi_2). \quad (7.3)$$

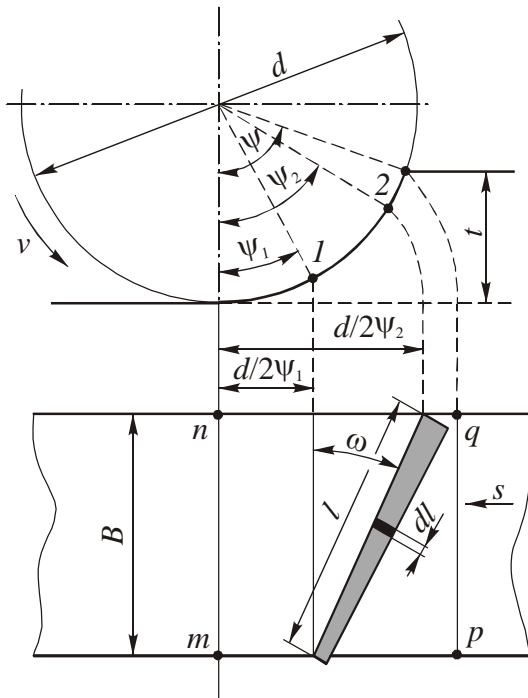


Рис.7.5. Толщина слоя, срезаемого винтовым зубом цилиндрической фрезы

При работе цилиндрической фрезы с винтовыми зубьями можно создать условия, при которых $F_{\text{сум}}$ будет оставаться постоянной при любом угле поворота фрезы. При этом силовая нагрузка на фрезу также будет постоянной и процесс резания будет проходить спокойно, без толчков и вибраций, что позволит повысить стойкость инструмента и его производительность.

Условие равномерного фрезерования обеспечивается в том случае, если выдерживается соотношение

$$C = \frac{B}{t_0} = \frac{Bz \operatorname{tg} \omega}{\pi d}, \quad (7.4)$$

где C - целое число; B - ширина фрезерования; t_0 - осевой шаг зубьев фрезы; ω - угол наклона винтовых зубьев к оси фрезы.

Графически выполнение этого соотношения выглядит так, как показано на рис. 7.6 ($m = 3$, $C = 1$). Какое бы положение не занимали три зуба фрезы при повороте на любой угол ψ_i , суммарная площадь сечения $F_{\text{сум}}$ при этом будет оставаться постоянной и иметь вид прямоугольного треугольника ABC с катетами AB и BC . Аналитически это объясняется тем, что при суммировании в уравнении (7.1) косинусы промежуточных углов попарно сокращаются и тогда это уравнение принимает вид:

$$F_{\text{сум}} = C \frac{d}{2} \frac{s_z}{\sin \omega} (\cos 0 - \cos \psi_m) = C \frac{ds_z}{2 \sin \omega} (1 - \cos \psi_m). \quad (7.5)$$

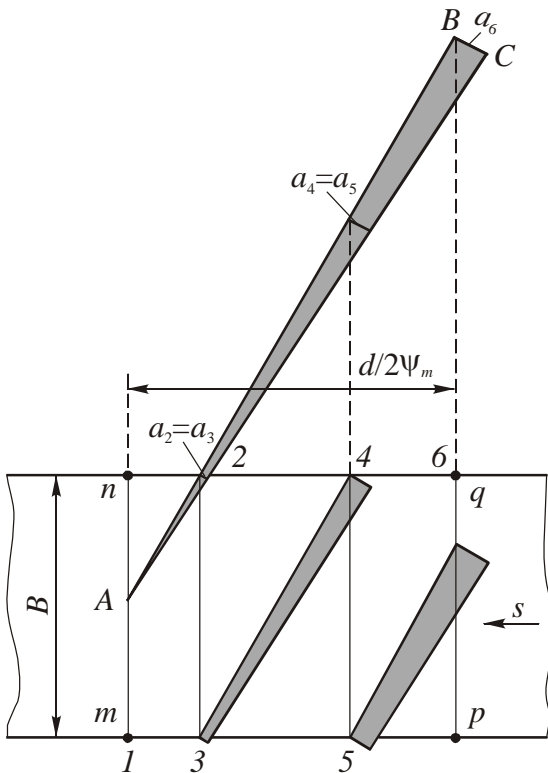


Рис.7.6. Условие равномерного фрезерования

Выше было показано, что $\cos \psi_m = 1 - \frac{2t}{d}$, тогда, подставив это выражение в уравнение (7.5), после преобразований получим:

$$F_{\text{сум}} = C \frac{s_z t}{\sin \omega}.$$

Это уравнение содержит лишь постоянные члены и независимо от числа зубьев фрезы, находящихся под стружкой, всегда $F_{\text{сум}} = \text{const}$.

Условием равномерного фрезерования (7.4) необходимо руководствоваться при проектировании операций фрезерования, особенно в массовом и крупносерийном производствах.

Для этого, задавшись значением C и двумя параметрами фрезы, находят третий параметр. Например, для заданной величины B и выбранных значений d и z находят угол ω или, зная угол ω и z , подбирают диаметр фрезы d .

7.3. Силы резания, работа и мощность при цилиндрическом фрезеровании

На рис. 7.7 показаны схемы разложения на составляющие результирующей силы резания R , действующей на винтовом зубе цилиндрической фрезы при встречном и попутном фрезеровании. Эти схемы имеют много общего с косоугольным свободным точением и строганием. Здесь результирующая сила резания R является геометрической суммой двух составляющих: 1) P_z - окружной (главной) составляющей, создающей крутящий мо-

мент на шпинделе станка $M_{кр} = P_z d / 2$; 2) P_y - радиальной составляющей (силы взаимного отталкивания инструмента и заготовки в направлении по радиусу фрезы).

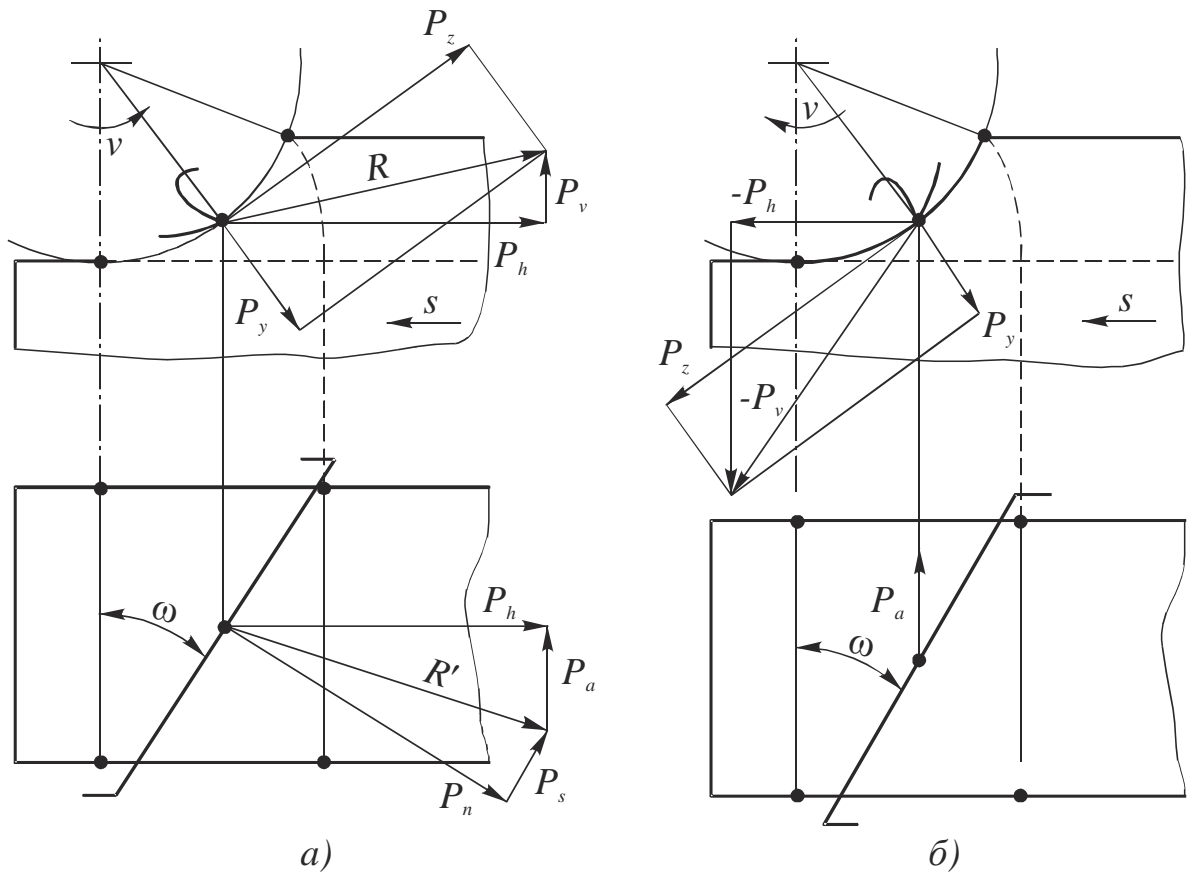


Рис.7.7. Составляющие силы резания R на винтовом зубе цилиндрической фрезы: a – встречное фрезерование; b – попутное фрезерование

Результирующая сила резания R может быть также разложена на горизонтальную составляющую P_h , действующую в направлении против подачи (рис.7.7, a), и нагружающую механизм подачи станка, а также на вертикальную составляющую P_v , вызывающую прогиб оправки инструмента при встречном фрезеровании и прижимающую заготовку к столу станка при попутном фрезеровании.

На горизонтальной проекции составляющая силы резания R' может быть разложена на горизонтальную составляющую P_h , составляющую P_a , действующую вдоль оси фрезы и составляющие P_s , действующую вдоль ре-

жущей кромки, и P_n , действующую нормально к режущей кромке. При косоугольном резании составляющая P_s вызывает дополнительную деформацию срезаемой стружки в направлении, параллельном режущей кромке.

Величины этих составляющих можно выразить через главную (окружную) составляющую P_z . Так, например, у фрез с углами наклона винтовых зубьев $\omega \leq 35 \dots 40^\circ$ $P_y = (0,4 \dots 0,6)P_z$, а $P_a = (0,2 \dots 0,4)P_z \operatorname{tg} \omega$.

Средние значения составляющих P_z , P_y и P_a имеют примерно одинаковую величину как при попутном, так и при встречном фрезеровании, при этом меняется лишь направление их действия. При этом вертикальная составляющая P_v изменяет не только свое направление, но и величину. Так, например, при встречном фрезеровании $P_v = (0 \dots 0,25)P_z$, а при попутном значительно больше - $P_v = (0,7 \dots 0,9)P_z$.

Горизонтальная составляющая P_h также меняет свое направление. При встречном фрезеровании $P_h = (1,1 \dots 1,2)P_z$, а при попутном фрезеровании - $P_h = (0,8 \dots 0,9)P_z$. Она действует в направлении подачи, что очень опасно, так как при наличии люфтов в механизме подачи фрезерного станка может вызвать самозатягивание фрезы под стружку.

Из этого следует, что наибольший интерес для расчетов сил резания на фрезе представляет собой окружная составляющая P_z , по которой рассчитывают мощность резания.

Для расчета окружной составляющей P_z используют удельное давление резания

$$k_s = C_\omega C_p a^K = C_\omega C_p (s_z \sin \psi)^K, \text{ (Н/мм}^2\text{)}$$

где C_ω - коэффициент, учитывающий влияние угла ω ; C_p - коэффициент, зависящий от механических свойств обрабатываемого материала; a - толщина срезаемого слоя; K - показатель степени.

Показатель степени K имеет отрицательные значения, так как в процессе деформации металла при образовании стружки не участвуют силы на задней поверхности зубьев, а также в связи с тем, что с ростом толщины срезаемого слоя a усадка стружки несколько снижается.

Выше было установлено, что при косоугольном свободном резании коэффициент C_ω в диапазоне используемых на практике значений $\omega = \lambda \leq 60^\circ$ не оказывает влияния на главную составляющую силы резания вследствие пропорционального увеличения длины режущей кромки. Поэтому в дальнейших расчетах примем $C_\omega = 1$.

Значения коэффициентов C_p и показателей степени K для фрез с $\gamma = 15^\circ$, обрабатывающих некоторых материалы, приведены в табл. 7.1.

7.1. Коэффициенты C_p и показатели степени K для некоторых обрабатываемых материалов

Обрабатываемый материал	C_p	K
Стали 10, 20, 20Х	120	-0,36
35, 40	135	-0,29
50, 40Х	155	-0,28
Чугун НВ 100	44	-0,4
НВ 170	69	-0,34
НВ 195	77	-0,33

Окружную составляющую силы резания на одном зубе P_z цилиндрической фрезы представим как

$$P_z = k_s F_z = k_s B s_z \sin \psi_1 = C_p B s_z^{K+1} \sin^{K+1} \psi.$$

В связи с тем, что на винтовом зубе фрезы толщина срезаемого слоя есть величина переменная, то составляющую P_z найдем путем интегрирования. Для этого выделим на режущей кромке бесконечно малый по длине участок dB (рис. 7.8), тогда элементарная окружная составляющая

$$dP_z = k_s a_t dB = C_p \frac{d}{2} \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} \sin^{K+1} \psi d\psi,$$

а полная сила на зубе по всей ширине фрезерования B

$$P_z = C_p \frac{d}{2} \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} \int_{\psi_1}^{\psi_2} \sin^{K+1} \psi d\psi. \quad (7.6)$$

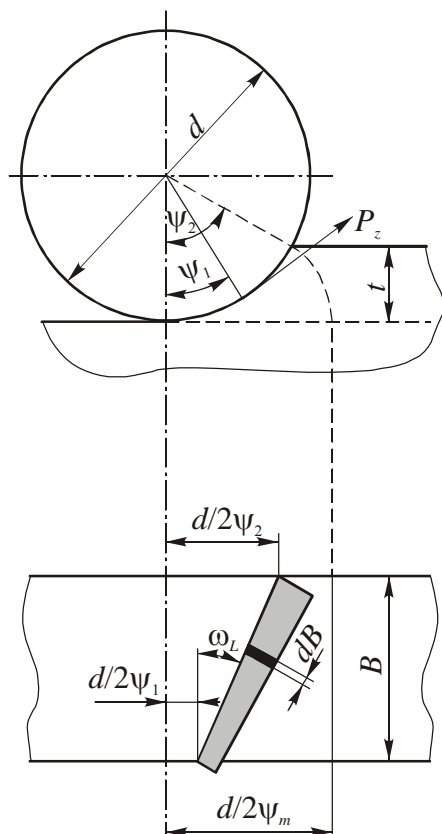


Рис.7.8. Окружная составляющая силы резания P_z на винтовом зубе цилиндрической фрезы

Интеграл в уравнении (7.6) получил название «фрезерного» интеграла. Так как у этого интеграла степень при $\sin \psi$ дробная ($K+1 < 0$), то интеграл может быть решен только приблизительно с использованием теоремы о среднем значении функции. Учитывая, что при работе цилиндрическими фрезами максимальный угол контакта ψ_m мал, а разность пределов интегрирования не превышает 45° , то приближенное решение интеграла дает ошибку, не превышающую 1%, и имеет следующий вид:

$$\int_{\psi_1}^{\psi_2} \sin^{K+1} \psi d\psi = \frac{2^{K+2}}{K+2} \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\psi_1}{2} \right) \right].$$

Подставим это решение в уравнение (7.6) и найдем

$$P_z = C_p \frac{d}{2} \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} \frac{2^{K+2}}{K+2} \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right]. \quad (7.7)$$

Для случая, когда на дуге контакта ψ_m будет одновременно находиться m зубьев суммарная окружная составляющая силы резания на фрезе

$$P_{z\text{сум}} = C_p \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} \frac{2^{K+1}}{K+2} \sum_1^m \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right]. \quad (7.8)$$

Уравнение (7.8) применимо для случаев неравномерного фрезерования, так как часть его под знаком суммы не остается постоянной и окружная составляющая силы резания в процессе вращения фрезы будет испытывать переменную нагрузку с амплитудой колебания (рис. 7.9)

$$A = P_{z\text{сум}}^{\max} - P_{z\text{сум}}^{\min}.$$

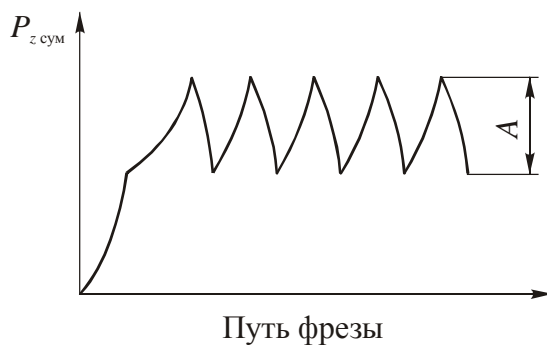


Рис.7.9. Изменение суммарной окружной силы $P_{z\text{сум}}$ при работе цилиндрической фрезы

Крутящий момент на фрезе

$$M_{\text{кр}} = \frac{2^K}{K+2} d^2 C_p \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} \sum_1^m \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right]. \quad (7.9)$$

Для случая равномерного фрезерования $\psi_{1\min} = 0$, $\psi_{2\min} = \psi_m$ и $F_{\text{сум}} = \text{const}$ определяется по уравнениям (7.4) или (7.5) при условии

$C = \frac{B}{t_0} = \frac{Bz \operatorname{tg} \omega}{\pi d}$, где C - целое число. Тогда при вычислении суммы синусов

углов $\frac{\Psi_2}{2}$ и $\frac{\Psi_1}{2}$ в уравнении (7.8) все промежуточные углы попарно равны друг другу, но имеют обратные знаки и поэтому сокращаются. Поэтому

$$\sum_1^m \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right] = C \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_m}{2} \right).$$

Тогда

$$P_{z \text{ сум}} = \frac{2^{K+1}}{K+2} C_p d \operatorname{ctg} \omega s_z^{K+1} C \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_m}{2} \right). \quad (7.10)$$

Так как $C_p d \operatorname{ctg} \omega = \frac{Bz}{\pi}$ и $\sin \frac{\Psi_m}{2} = \sqrt{\frac{t}{d}}$, то при подстановке этих значе-

ний в уравнение (7.10) получим

$$P_{z \text{ сум}} = C_p \frac{Bz}{\pi} \frac{2^{K+1}}{K+2} s_z^{K+1} \left(\frac{t}{d} \right)^{\frac{K+2}{2}}. \quad (7.11)$$

В уравнении (7.11) отсутствуют переменные величины, а при повороте фрезы на любой угол $F_{\text{сум}} = \text{const}$. Некоторая неравномерность фрезерования может появиться в результате биения зубьев, что может быть вызвано либо погрешностями заточки, либо несоосностью фрезы, полученной при ее посадке на оправку.

Из уравнения (7.11) также следует, что окружная сила $P_{z \text{ сум}}$ при равномерном фрезеровании возрастает с увеличением B , z , s_z и t . При этом B и z вызывают пропорциональное увеличение $P_{z \text{ сум}}$, а s_z и t его несколько замедленное увеличение, что связано с ростом толщины стружки и соответственно с уменьшением удельной силы резания k_s .

На практике важно иметь представление о влиянии диаметра фрезы d на окружную составляющую силы резания. При среднем значении степени $K = -0,3$ окружная составляющая с увеличением диаметра фрезы уменьшается в $d^{-0,85}$ раз. Это объясняется тем, что с уменьшением диаметра фрезы (при $t, z = \text{const}$) на дуге контакта одновременно помещается меньшее число зубьев, а из-за уменьшения угла контакта снижается максимальная толщина срезаемого слоя.

Степень неравномерности при фрезеровании оценивается величиной коэффициента неравномерности

$$\mu = \frac{P_{z \text{ сум}}^{\max}}{P_{z \text{ ср}}}.$$

На основании уравнения (7.8)

$$P_{z \text{ сум}}^{\max} = C_p \frac{d}{2} \text{ctg} \omega s_z^{K+1} \frac{2^{K+2}}{K+2} \sum_1^m \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right]^{\max}.$$

За среднее значение $P_{z \text{ ср}}$ принимается окружная составляющая при равномерном фрезеровании, которая при отношении $B/t_0 = C$, где t_0 - осевой шаг зубьев, равна:

$$P_{z \text{ ср}} = C_p \frac{d}{2} \text{ctg} \omega s_z^{K+1} \frac{2^{K+1}}{K+2} C \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_m}{2} \right). \quad (7.12)$$

Отсюда, опуская промежуточные сокращения, найдем, что

$$\mu = \frac{t_0}{B} \frac{\sum_1^m \left[\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_2}{2} \right) - \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_1}{2} \right) \right]^{\max}}{\sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_m}{2} \right)}. \quad (7.13)$$

Таким образом, из уравнения (7.13) следует, что коэффициент неравномерности μ зависит в основном от отношения $\frac{B}{t_0} = C$. Расчеты, выполненные А.М. Розенбергом [24], показали, что на коэффициент неравномерности также, хотя и в меньшей степени, влияет отношение $\frac{\varepsilon}{\Psi_m}$, где ε - угловой шаг зубьев. При этом отношение $\frac{\Psi_m}{\varepsilon}$ показывает, какое число зубьев размещается на дуге контакта зуба фрезы с заготовкой.

На рис. 7.10 показано изменение коэффициента неравномерности μ в зависимости от отношения B/t_0 , откуда видно, что при равенстве этого отношения целому числу $\mu=1$, а когда $B/t_0 = 2,5; 3,5; 4,5$ и т.д., степень не-

равномерности достигает максимума, причем последний снижается по мере увеличения отношения B/t_0 .

Таким образом, если не удастся выполнить условие равномерного фрезерования, то для снижения неравномерности нужно стремиться к тому, чтобы отношение B/t_0 было по возможности максимальным. Этому также способствует уменьшение отношения ε/ψ_m , сопровождаемое увеличением числа зубьев, одновременно работающих на дуге контакта.

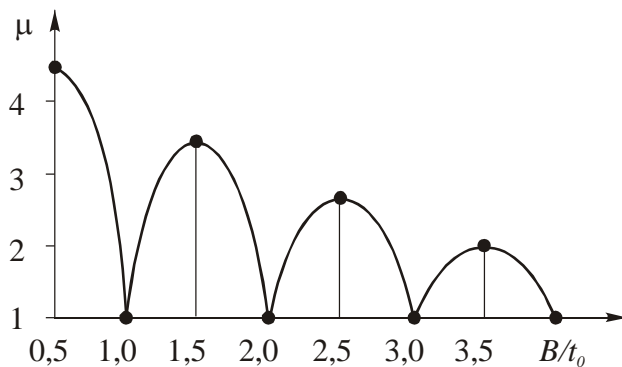


Рис.7.10. Влияние отношения B/t_0 на коэффициент неравномерности μ при цилиндрическом фрезеровании

Эффективную мощность при фрезеровании можно найти через работу одного зуба фрезы при его повороте на элементарный угол $d\psi$

$$dP_z = P_z \frac{d}{2} d\psi = C_p \frac{d}{2} B s_z^{K+1} \sin^{K+1} d\psi.$$

При повороте зуба в пределах угла контакта ψ_m работа одного зуба фрезы

$$A_z = C_p \frac{d}{2} B s_z^{K+1} \int_0^{\psi_m} \sin^{K+1} \psi d\psi. \quad (7.14)$$

Интеграл в уравнении (7.14) является частным случаем «фрезерного» интеграла, приближенное решение которого приведено выше. Для данных пределов интегрирования получим

$$\int_0^{\psi_m} \sin^{K+1} \psi d\psi = \frac{2^{K+1}}{K+2} 2 \sin^{K+2} \left(\frac{\psi_m}{2} \right).$$

Подставим это уравнение, а также известное соотношение $\sin \psi_m / 2 = t / d$ в уравнение (7.14) и получим

$$A_z = C_p B s_z^{K+1} t^{\frac{K+2}{2}} d^{-\frac{K}{2}} \frac{2^{K+1}}{K+2}. \quad (7.15)$$

Работа всех зубьев фрезы за один оборот $A_0 = A_z z$, а за одну минуту $A_M = A_z z n$, где n - частота вращения фрезы, об/мин.

Отсюда эффективная мощность

$$Ne = \left(\frac{2^{K+1}}{K-2} \cdot \frac{C_p}{6000 \cdot 1000} \right) B d^{-\frac{K}{2}} t^{\frac{K+2}{2}} z n, \text{ (кВт)}. \quad (7.16)$$

В практике эффективную мощность рассчитывают по эмпирической формуле

$$Ne = C_N B t^x s_z^y z n d^q. \quad (7.17)$$

Это уравнение можно получить из уравнения (7.16), выразив сомножитель в скобке через C_N , а показатели степени $x = (K+2)/2$, $y = K+1$, $q = -K/2$.

Например, для случая фрезерования конструкционной стали ($\sigma_B = 735$ МПа) цилиндрическими фрезами эффективная мощность рассчитывается по формуле [34]

$$Ne = 3 \cdot 10^8 t^{0,86} s_z^{0,72} B z n d^{0,14}, \text{ (кВт)}.$$

Из этого примера видно, что эффективная мощность изменяется прямо пропорционально произведению $B z n$, так как аналогично изменяется объем снимаемого материала в единицу времени. Далее по степени влияния на эффективную мощность следуют глубина резания $t^{0,86}$ и подача $s_z^{0,72}$, определяющие толщину срезаемого слоя. Наименьшее влияние на эффективную мощность оказывает диаметр фрезы.

7.4. Силы и мощность при торцовом фрезеровании

Для случая полного фрезерования при $B=d$, с углом контакта $\psi_m=180^\circ$ и углами $\varphi=0^\circ$, $\omega=0^\circ$ на рис. 7.11 показана схема разложения равнодействующей силы резания R на составляющие силы, действующие на зубе торцовой фрезы. Остальные схемы разложения равнодействующей силы резания R при торцовом фрезеровании являются частными случаями этого варианта.

Равнодействующую силы резания R на зубе фрезы можно разложить на окружную составляющую P_z и радиальную составляющую P_y (силу отталкивания) или же на горизонтальную составляющую P_h (силу подачи) и вертикальную составляющую P_v , перпендикулярную к ней.

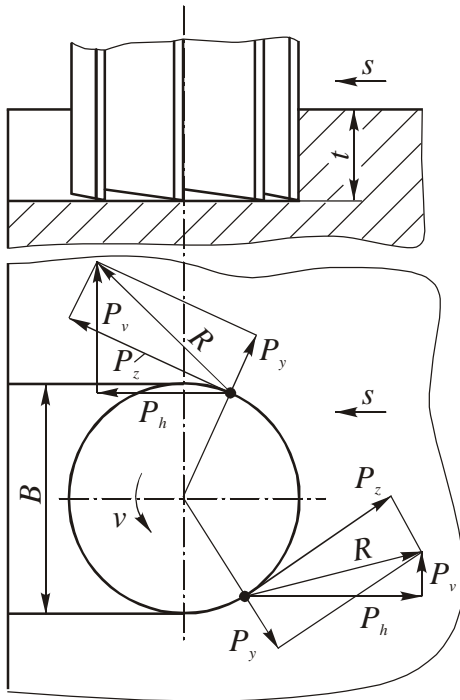


Рис.7.11. Составляющие силы резания R на зубе торцовой фрезы

Зубья торцовой фрезы, находящиеся на первой (нижней) половине дуги контакта, работают в условиях встречного фрезерования, а на второй половине – в условиях попутного фрезерования. При этом по мере поворота фрезы составляющие P_z и P_h изменяют не только свою величину, но и направление (рис. 7.11).

В условиях несвободного резания окружную составляющую P_z на зубе фрезы можно представить как произведение удельной силы резания k_s на площадь срезаемого слоя F_z

$$P_z = k_s F_z = k_s a_z^K t = k_s s_z \sin \psi t.$$

С учетом несвободного резания, когда в работе принимают участие зубья, расположенные на торце фрезы

$$k_s = C_p a_z^K t^l = C_p s_z^K \sin^K \psi t^l .$$

Тогда мгновенная окружная составляющая на зубе фрезы

$$P_z = C_p s_z^{K+1} t^{l+1} \sin^{K+1} \psi . \quad (7.18)$$

По экспериментальным данным [27] для сталей 20 и 50 - $C_p = 192 \dots 195$, $K = -0,24 \dots -0,2$, $l = -0,07 \dots -0,06$; для чугунов твердостью НВ 95...195 - $C_p = 70 \dots 110$, $K = -0,25 \dots -0,32$, $l = -0,05 \dots -0,09$.

Суммарное значение составляющей P_z на всех зубьях торцовой фрезы m , находящихся на дуге контакта с заготовкой

$$P_{z \text{ сум}} = C_p s_z^{K+1} t^{l+1} \sum_1^m \sin^{K+1} \psi . \quad (7.19)$$

Из уравнения (7.19) следует, что $P_{z \text{ сум}}$ величина переменная, так как по мере выхода очередного зуба фрезы из контакта с заготовкой сумма $\sin \psi$ скачкообразно снижается.

Для определения мощности при торцовом фрезеровании воспользуемся методикой, принятой для цилиндрического фрезерования, и найдем элементарную работу одного зуба при повороте фрезы на угол $d\psi$

$$dA_z = P_z \frac{d}{2} d\psi = C_p \frac{d}{2} B s_z^{K+1} t^{l+1} \sin^{K+1} \psi d\psi .$$

Работа, совершаемая одним зубом фрезы при полном фрезеровании ($\psi_m = 180^\circ$)

$$A_z = C_p \frac{d}{2} s_z^{K+1} t^{l+1} \int_0^{180^\circ} \sin^{K+1} \psi d\psi .$$

При решении «фрезерного» интеграла по методике, изложенной выше, для случая цилиндрического фрезерования из-за больших значений угла контакта, достигающего до 180° , возникают большие погрешности (до 20...25%). Поэтому дугу контакта разбивают на два равных участка: 1) $0 \dots 90^\circ$ и

2) 90...180°. За счет этого при приближенном решении интеграла погрешность снижается до 3...7%, что вполне приемлемо.

Тогда полную работу, совершаемую одним зубом фрезы, можно представить как

$$A_z = 2C_p \frac{d}{2} s_z^{K+1} t^{l+1} \int_0^{90^\circ} \sin^{K+1} \psi d\psi. \quad (7.20)$$

По аналогии с цилиндрическим равномерным фрезерованием (см. уравнение (7.10)) решение интеграла найдем как

$$\int_0^{90^\circ} \sin^{K+1} \psi d\psi = 2 \sin^{K+2} \left(\frac{\Psi_m}{2} \right).$$

Подставим это решение в уравнение (7.19) и получим

$$A_z = 2C_p \frac{d}{2} s_z^{K+1} t^{l+1} 2 \sin^{K+2} (45^\circ) = 2C_p d s_z^{K+1} t^{l+1} \left(\frac{\sqrt{2}}{2} \right)^{K+2}$$

или

$$A_z = 2^{\frac{K}{2}} C_p d s_z^{K+1} t^{l+1}. \quad (7.21)$$

Отсюда эффективная мощность при торцовом фрезеровании

$$Ne = \frac{A_z z n}{6000 \cdot 1000} = \frac{2^{\frac{K}{2}} C_p s_z^{K+1} t^{l+1}}{6000 \cdot 1000} d z n, \quad (\text{кВт}), \quad (7.22)$$

где C_p - удельная сила резания, Н/мм²; s_z - подача, мм/зуб; t, d - соответственно, глубина срезаемого слоя и диаметр фрезы, мм; n - частота вращения фрезы, об/мин.

Для случая бокового неполного фрезерования (рис. 7.5,б), когда $B < d$, $\psi_m = 90^\circ$ - мощность $Ne' = 0,5Ne$, а при

$$\psi_m < 90^\circ - Ne' = Ne 2^{\frac{K}{2}} \left(\frac{B}{d} \right)^{\frac{K+2}{2}}. \quad (7.23)$$

Для лобового симметричного фрезерования (рис. 7.5,в), когда $B_0 = \frac{d-B}{2}$ эффективная мощность

$$Ne'' = Ne - 2Ne' = Ne - 2Ne2^{\frac{K}{2}} \left(\frac{B_0}{d} \right)^{\frac{K+2}{2}}. \quad (7.24)$$

Обычно при расчетах по эмпирическим уравнениям в нормативах по режимам фрезерования для этих и других случаев используют поправочные коэффициенты на значение эффективной мощности Ne .

При торцовом фрезеровании в отличие от цилиндрического фрезерования осуществить равномерное лобовое фрезерование невозможно, так как при любых условиях окружная составляющая $P_{z\text{ сум}}$, рассчитанная по уравнению (7.19), а соответственно и крутящий момент во время работы торцовой фрезы будут переменными. К тому же угол наклона ω режущих кромок в сочетании с относительно небольшой глубиной фрезерования t не может оказывать такое влияние на неравномерность фрезерования, как это имеет место при цилиндрическом фрезеровании.

При лобовом симметричном торцовом фрезеровании коэффициент неравномерности [27] определяется по следующему уравнению

$$\mu = \frac{\pi \sum^m \sin^{K+1} \psi}{2^{\frac{K}{2}} z \left[1 - \left(1 - \frac{B}{d} \right)^{\frac{K+2}{2}} \right]}. \quad (7.25)$$

Отсюда следует, что коэффициент неравномерности μ зависит от отношения B/d и числа зубьев фрезы z . На рис. 7.12 показано изменение коэффициента μ в зависимости от соотношения B/d при $z = 2; 4; 8; 12$. Скачкообразный характер изменения коэффициента μ становится понятным, если посмотреть на положение зубьев фрезы относительно заготовки (рис. 7.13): резкое снижение нагрузки на фрезу наблюдается тогда, когда после выхода из контакта зуба 1 , зуб 6 еще не снимает стружку. При увеличении отноше-

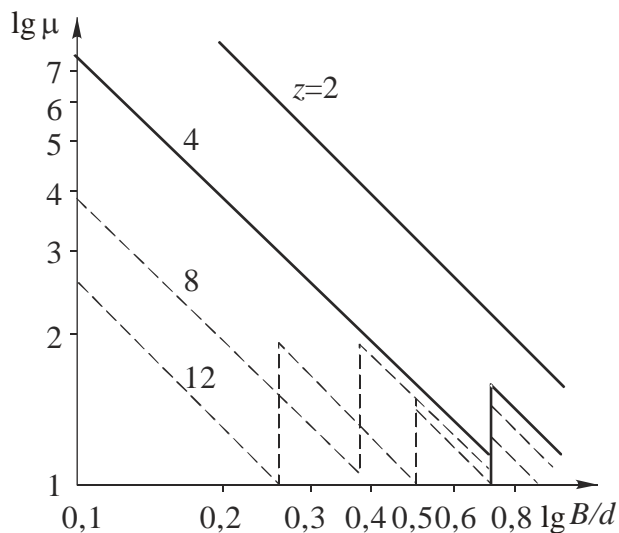


Рис.7.12. Влияние отношения B/d и числа зубьев z на коэффициент неравномерности μ при лобовом симметричном фрезеровании

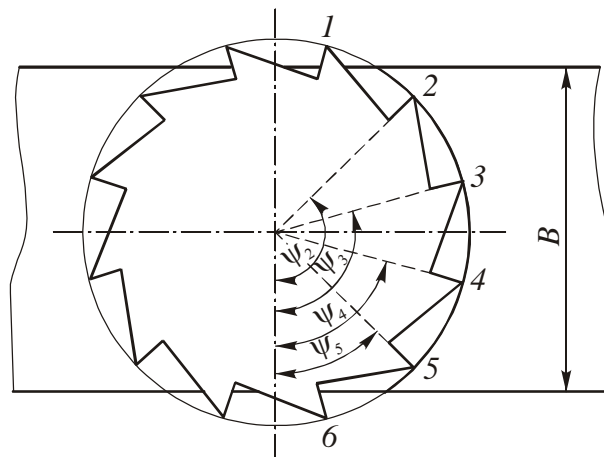


Рис.7.13. Положение зубьев торцовой фрезы на поверхности цилиндра при лобовом симметричном фрезеровании

ния B/d и числа зубьев z эти скачки по величине становятся меньшими за счет увеличения числа зубьев одновременно располагаемых на дуге контакта.

7.5. Износ и стойкость фрез. Особенности расчета режимов резания при фрезеровании

Фрезы работают в достаточно сложных условиях, так как кроме переменных нагрузок на зубьях они еще испытывают удары и вибрации. Поэтому допускаемые прочностью зубьев фрезы подачи на зуб s_z при фрезеровании намного меньше, чем, например, при точении.

В зависимости от механических свойств инструментальных и обрабатываемых материалов, а также от вида фрез подачи на зуб колеблются в пределах $s_z = 0,01...0,3$ мм/зуб при обработке сталей и $s_z = 0,25...0,6$ мм/зуб – при обработке чугунов и цветных металлов. Поэтому цилиндрические, дисковые и фасонные фрезы, снимающие тонкие и широкие стружки изнашиваются по задним поверхностям зубьев с равномерным распределением площа-

док износа по длине режущих кромок. Такой же характер износа наблюдается у всех видов фрез при обработке хрупких материалов (чугун, бронза и др.).

Зубья торцовых фрез при обработке пластичных материалов изнашиваются одновременно по передним и задним поверхностям с превалированием износа по задним поверхностям. Поэтому при фрезеровании за критерий износа принимают, как правило, допустимую ширину фаски износа по задней поверхности, которая зависит от свойств инструментальных и обрабатываемых материалов и вида фрезерования.

Так, например, у цилиндрических быстрорежущих фрез при черновом фрезеровании сталей допустимая ширина фаски износа $h_{зп} = 0,4..0,6$ мм, на чистовых операциях $h_{зп} = 0,15..0,25$ мм, а при обработке чугунов соответственно $h_{зп} = 0,5..0,8$ мм и $h_{зп} = 0,2..0,3$ мм.

У твердосплавных фрез, например марки ВК8, допустимая ширина фаски износа существенно выше и составляет: при черновой обработке сталей - $h_{зп} = 1,0..1,2$ мм, а чугунов $h_{зп} = 1,5..2,0$ мм.

Стойкость цилиндрических фрез может быть повышена в 2...4 раза при попутном фрезеровании материалов, обладающих высокой степенью упрочнения. При встречном фрезеровании в момент врезания с нулевой толщиной среза возможно проскальзывание зубьев и образование наклепанного упрочненного слоя, на котором последующие зубья фрезы подвергаются более интенсивному износу.

При попутном фрезеровании резание начинается со снятия более толстых стружек и при отсутствии проскальзывания и корки на свободной поверхности заготовки позволяет значительно (в 2...4 раза) повысить стойкость инструмента. В противном случае наличие корки может дать не повышение, а снижение стойкости инструмента.

При торцовом фрезеровании, когда $B < d$, изменение нагрузки на зубья при врезании и выходе из контакта с заготовкой можно регулировать смещением фрезы относительно заготовки (рис. 7.14). Если фреза смещена в сторо-

ну входа на величину B_0 , то на входе толщина срезаемого слоя $a_{\text{ВХ}}$ увеличивается, а на выходе - $a_{\text{ВЫХ}}$ уменьшается и наоборот, при смещении в сторону выхода толщина на входе $a_{\text{ВХ}}$ снижается, а на выходе - $a_{\text{ВЫХ}}$ увеличивается.

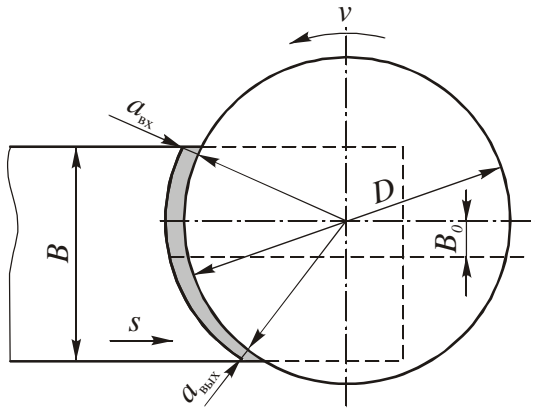


Рис.7.14. Влияние смещения B_0 торцевой фрезы относительно заготовки на толщину срезаемого слоя при входе $a_{\text{ВХ}}$ и выходе $a_{\text{ВЫХ}}$ зубьев из контакта с заготовкой

которого может произойти выкрашивание режущей кромки фрезы. В этом случае более желательно смещение фрезы в сторону входа, как показано на рис. 7.14.

Скорость резания, допускаемая стойкостью инструмента при работе цилиндрическими, дисковыми и фасонными фрезами, рассчитывают по эмпирическим уравнениям типа

$$v = \frac{C_v d^{z_v}}{T^m t^{x_v} s_z^{y_v} B^{q_v} z^{p_v}} K_v. \quad (7.26)$$

Здесь поправочный коэффициент K_v берется как произведение коэффициентов, учитывающих влияние обрабатываемого материала, встречного или попутного фрезерования, применяемой СОЖ и другие факторы, не вошедшие в уравнение.

Значения коэффициентов C_v и степеней в уравнении (7.26) для быстрорежущей цилиндрической фрезы приведены в табл. 7.2 [3].

При фрезеровании твердосплавными фрезами для предотвращения выкрашивания режущих зубьев при входе под нагрузку с ударом чаще всего используют вариант смещения фрезы в сторону выхода. При этом стойкость фрезы повышается в случае, когда $B_0 = (0,03...0,05)d$. Однако при фрезеровании некоторых высокопластичных легированных материалов наблюдается образование большого заусенца на выходе зуба фрезы и тем большего, чем больше толщина $a_{\text{ВЫХ}}$, из-за

7.2. Значения коэффициентов и степеней в уравнении (7.28) для расчета скорости резания при цилиндрическом фрезеровании

Обрабатываемый материал	s_z , мм/зуб	C_v	m	x_v	y_v	z_v	q_v	p_v
Углеродистая сталь $\sigma_B = 750$ МПа	$>0,1$	35,4	0,33	0,3	0,4	0,45	0,1	0,1
Чугун НВ 190	$>0,15$	27	0,25	0,5	0,6	0,7	0,3	0,3

Из табл. 7.2 видно, что показатели степеней x_v и y_v при t и s_z приблизительно одинаковы, так как зависят от толщины срезаемого слоя. Существенно меньшее влияние ширины фрезерования B и числа зубьев z на скорость резания связано с увеличением длины режущих кромок, снижающей температуру резания за счет лучшего отвода теплоты. То же можно сказать и про увеличение диаметра фрезы, которое сопровождается увеличением жесткости инструмента, снижением максимальной толщины срезаемого слоя и соответственным повышением стойкости инструмента.

Торцовое фрезерование обычно производится фрезами, оснащенными твердосплавными напайными или сменными многогранными пластинами (СМП), которые обеспечивают высокий уровень производительности.

Скорость резания для торцовых фрез определяют также по эмпирическим уравнениям

$$v = \frac{C_v d^{z_v}}{T^m t^{x_v} s_z^{y_v} B^{q_v}} K_v. \quad (7.27)$$

В этой формуле поправочный коэффициент K_v учитывает влияние схемы фрезерования (отношение B/d) и смещение фрезы B_0 относительно заготовки.

Для примера в табл. 7.3 приведены значения коэффициентов C_v и показателей степеней в уравнении (7.27) для случая лобового симметричного фрезерования без СОЖ торцовыми твердосплавными фрезами [3].

7.3. Значения коэффициентов, необходимых для расчета скорости резания при торцовом фрезеровании по формуле (7.27)

Обрабатываемый материал	Инструментальный материал	C_v	m	x_v	y_v	q_v	z_v
Конструкционная сталь $\sigma_B=750$ МПа	T15K6	356	0,2	0,1	0,4	0,2	0,2
Чугун HB190	BK6	528	0,32	0,15	0,35	0,2	0,2

Здесь условия резания близки к условиям точения и строгания. Поэтому влияние подачи на стойкость фрез и скорость резания существенно выше, чем влияние глубины резания t , измеряемой вдоль режущей кромки.

Расчет режимов резания при фрезеровании, как и при других видах обработки резанием, начинают с выбора конструкции инструмента в соответствии с размерами и материалом заготовки, а также требованиями чертежа детали. При фрезеровании необходимо подобрать размеры и геометрические параметры инструмента из условия обеспечения условия равномерности фрезерования или, по крайней мере, наименьшей неравномерности. Для чистовых операций назначают величину подачи на оборот $s_o = s_z n$, исходя из требований к шероховатости обработанной поверхности, а для черновых операций – максимально возможную подачу на зуб s_z из условий прочности зубьев фрезы и механизма подачи станка. При этом глубину фрезерования принимают максимальной, исходя из величины припуска на обработку. На черновых операциях, если позволяют вышеуказанные ограничения по нагрузке на инструмент и станок, припуск стараются снять за один проход.

Экономическую стойкость фрез выбирают по справочникам в зависимости от типа и размеров инструмента. При этом, чем больше диаметр и сложнее конструкция фрезы, тем выше $T_{эк}$. Затем рассчитывают скорость резания и число оборотов фрезы и уточняют по кинематическим возможностям станка.

Привод подач фрезерного станка, как правило, кинематически не связан с приводом вращения шпинделя, поэтому при фрезеровании необходимо определять минутную подачу $s_M = s_z z n$ и уточнять его величину по паспорту фрезерного станка. После этого назначают фактически принятое значение подачи на зуб s_z . Далее по формулам, приведенным выше, рассчитывают силы и мощность при фрезеровании и принимают окончательное решение о выборе модели станка.

8. СВЕРЛЕНИЕ

Для осуществления процесса сверления применяют различные конструкции сверл и, прежде всего, быстрорежущие спиральные сверла, которые являются одним из наиболее сложных видов многолезвийных инструментов. Спиральные сверла имеют переменные по длине режущих кромок передние и задние углы, винтовые передние и фасонные задние поверхности, неблагоприятную геометрию режущих клиньев и, особенно в центре сверла, малую радиальную жесткость вследствие консольного крепления инструмента и затрудненные условия отвода стружки, которые оказывают наибольшее влияние на закономерности процесса сверления.

Таким образом, в каждой точке режущих кромок сверла имеют место свои условия стружкообразования, переменные тепловые и силовые нагрузки, влияющие на износ и стойкость инструмента. Из-за малой радиальной жесткости спиральных сверл и больших силовых нагрузок, имеющих место при снятии больших по ширине срезаемых слоев, использование твердых сплавов встречает определенные трудности. Это в значительной мере сдерживает рост производительности при сверлении отверстий и особенно в высокопрочных материалах.

8.1. Конструктивные и геометрические параметры спиральных сверл и размеры срезаемого слоя

Спиральное сверло (рис. 8.1) состоит из рабочей части, шейки и хвостовика. В свою очередь рабочая часть сверла состоит из режущей и калибрующей частей. На режущей части сверла, заточенной на конус с углом при вершине 2φ , располагаются две симметрично расположенные главные режущие кромки 1, представляющие собой линии пересечения двух винтовых передних 2 и двух фасонных главных задних поверхностей 3. Главные режущие кромки соединены поперечной режущей кромкой (перемычкой) 4 – линией пересечения двух главных задних поверхностей. На наружной поверхности сверла, выполненной в виде двух направляющих калибрующих ленто-

чек шириной f , находятся две вспомогательные режущие кромки 5. Передняя поверхность спирального сверла представляет собой линейчатую конволютную винтовую поверхность, так как она образуется винтовым движением с постоянным шагом главной режущей кромки, наклоненной к оси сверла

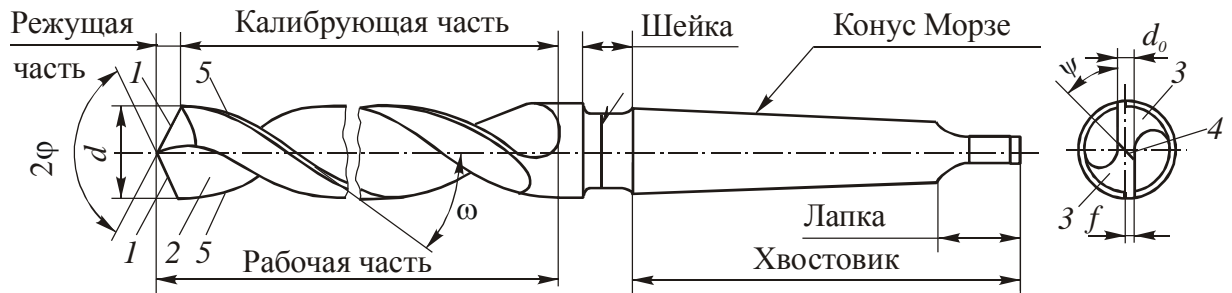


Рис.8.1. Основные конструктивные элементы и геометрические параметры спирального сверла: 1 – главная режущая кромка; 2 – передняя поверхность; 3 – главная задняя поверхность; 4 – поперечная режущая кромка; 5 – вспомогательная режущая кромка

под углом φ по направляющему цилиндру, диаметр которого равен сердцевине сверла d_0 (рис.8.2). К основным геометрическим параметрам спирального сверла, кроме угла φ , относятся угол ω - наклона винтовых стружечных канавок к оси сверла, измеряемый на наружном диаметре сверла d и угол ψ - наклона поперечной режущей кромки (перемычки). Калибрующая часть сверла не только калибрует отверстие, но и выступает в качестве направляющей инструмента в обработанном отверстии и служит запасом на переточку сверла, осуществляемую по задним поверхностям.

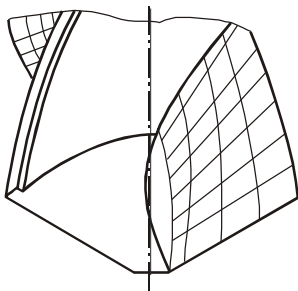


Рис.8.2. Передняя поверхность спирального сверла

Для снижения сил трения на направляющих ленточках их ширина $f = (0,32 \dots 0,45)\sqrt{d}$, где d - диаметр сверла. Во избежание защемления сверла в обработанном отверстии, возможном из-за упругого восстановления поверхности последнего, на ленточках предусматривают обратную конусность, т.е. уменьшение диаметра

инструмента в направлении к хвостовику в пределах $0,03 \dots 0,12$ мм на 100 мм длины рабочей части сверла.

Для повышения продольной устойчивости сверла предусмотрена прямая конусность его сердцевины, т.е. увеличение диаметра сердцевины к хвостовику в пределах $1,4 \dots 1,7$ мм на 100 мм длины рабочей части сверла. При этом начальный диаметр сердцевины сверла $d_0 = (0,15 \dots 0,25)d$.

Для крепления сверла в шпинделе станка служит хвостовик, который может быть коническим (конус Морзе) или цилиндрическим. Хвостовики спиральных сверл изготавливают из конструкционной стали и соединяют сваркой с рабочей частью.

Половина угла при вершине сверла φ выполняет роль угла в плане. У стандартных сверл универсального назначения угол $2\varphi = 116 \dots 120^\circ$. Этот угол можно изменить путем заточки, но при этом нарушается прямолинейность главных режущих кромок и изменяется фактическое значение передних углов. Обычно угол 2φ у спиральных сверл затачивают в пределах $2\varphi = 70 \dots 135^\circ$. При этом меньшее значение этого угла берут при сверлении хрупких материалов, например чугунов, а большее – при сверлении вязких легированных сталей и цветных металлов.

Передние и задние углы на главных режущих кромках сверла переменны по длине этих кромок. На рис. 8.3 в произвольно взятой точке i , на радиусе r_i эти углы показаны в трех сечениях: 1) $N-N$ - перпендикулярно к главной режущей кромке; 2) $A-A$ – параллельно оси сверла; 3) $B-B$ - касательно к окружности радиусом r_i .

Значения передних углов в сечении $A-A$ зависят от угла ω_i наклона воображаемой винтовой линии к оси сверла

$$\operatorname{tg} \gamma_{Ai} = \operatorname{tg} \omega_i = \frac{r_i}{r} \operatorname{tg} \omega.$$

Если принять, что превышение главных режущих кромок относительно оси сверла $r_0 = d_0/2 = 0$, где d_0 - диаметр сердцевины сверла, то передний угол в продольном сечении $A-A$

$$\operatorname{tg} \gamma_{Ai} = \operatorname{tg} \omega_i.$$

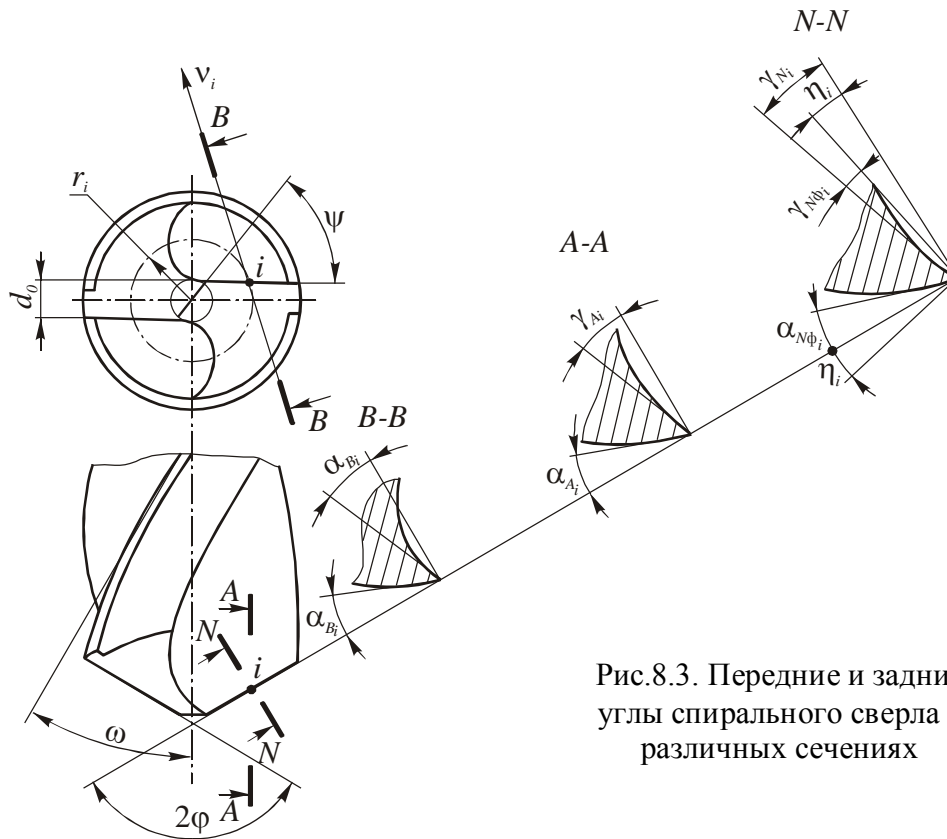


Рис.8.3. Передние и задние углы спирального сверла в различных сечениях

Передний угол в нормальном сечении $N-N$

$$\operatorname{tg} \gamma_{Ni} = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{Ai}}{\sin \varphi} = \frac{r_i}{r} \frac{\operatorname{tg} \omega}{\sin \varphi}. \quad (8.1)$$

Таким образом, передние углы γ_{Ai} и γ_{Ni} изменяется по длине главных режущих кромок спирального сверла.

У стандартных спиральных сверл превышение главных режущих кромок $r_0 > 0$ и поэтому определение фактических (рабочих) передних углов $\gamma_{N\phi_i}$ в сечении $N-N$ значительно усложняется. Это объясняется тем, что основная плоскость, относительно которой отсчитываются передние углы, проходит через главную режущую кромку и перпендикуляр к вектору скоро-

сти резания \bar{v}_i . Поэтому положение основной плоскости в i -ой точке переменнo и отклоняется от плоскости, параллельной оси сверла, на угол η_i (рис.8.4,б). При этом поверхность резания будет представлять собой не конус, а поверхность однополостного гиперболоида и тогда фактические передние углы в перпендикулярном сечении уменьшатся на угол η_i

$$\gamma_{N\phi_i} = \gamma_{Ni} - \eta_i, \text{ где } \operatorname{tg} \eta_i = \frac{\cos \varphi c}{\sqrt{(r_i/r)^2 - c^2}},$$

где γ_{Ni} - передний угол, отсчитываемый от плоскости, параллельной оси сверла; c - коэффициент радиуса сердцевины, $c = r_0 / r_i$.

После преобразования этого уравнения было получено следующее

$$\gamma_{N\phi_i} = \operatorname{arctg} \left\{ \frac{\operatorname{tg} \omega \sqrt{(r_i/r)^2 - c^2}}{\sin \varphi - \operatorname{tg} \omega \cos \varphi c} \right\} - \operatorname{arctg} \left(\frac{\cos \varphi c}{\sqrt{(r_i/r)^2 - c^2}} \right), \quad (8.2)$$

которое существенно упрощается, если в него подставить значения, принятые для стандартных сверл - $\omega = 30^\circ$, $\varphi = 60^\circ$, $c = 0,16$:

$$\gamma_{N\phi_i} = \operatorname{arctg} \left(0,7 \sqrt{(r_i/r)^2 - 0,0256} \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{0,08}{\sqrt{(r_i/r)^2 - 0,0256}} \right). \quad (8.3)$$

Картина распределения передних углов по длине главных режущих кромок спирального сверла, рассчитанная по уравнениям (8.1) и (8.3), показана на рис. 8.4.

При наличии превышения $r_0 > 0$ в каждой точке главной режущей кромки сверла из-за поворота вектора скорости резания \bar{v}_i относительно перпендикуляра к этой режущей кромке N возникают переменные значения угла наклона главной режущей кромки λ_i (рис. 8.4,в) которые можно определить по уравнению

$$\sin \lambda_i = \frac{r_0}{r_i} \sin \varphi. \quad (8.4)$$

Из рис. 8.4 следует, что в любой i -ой точке главной режущей кромки фактические передние углы имеют разные значения, изменяясь от положительных значений ($\gamma_{N\Phi i}=27^\circ$) на периферии и до отрицательных значений в районе поперечной режущей кромки ($\gamma_{N\Phi i}=-30^\circ$). Угол наклона λ_i , наоборот увеличивается при уменьшении радиуса r_i , достигая больших значений около поперечной режущей кромки.

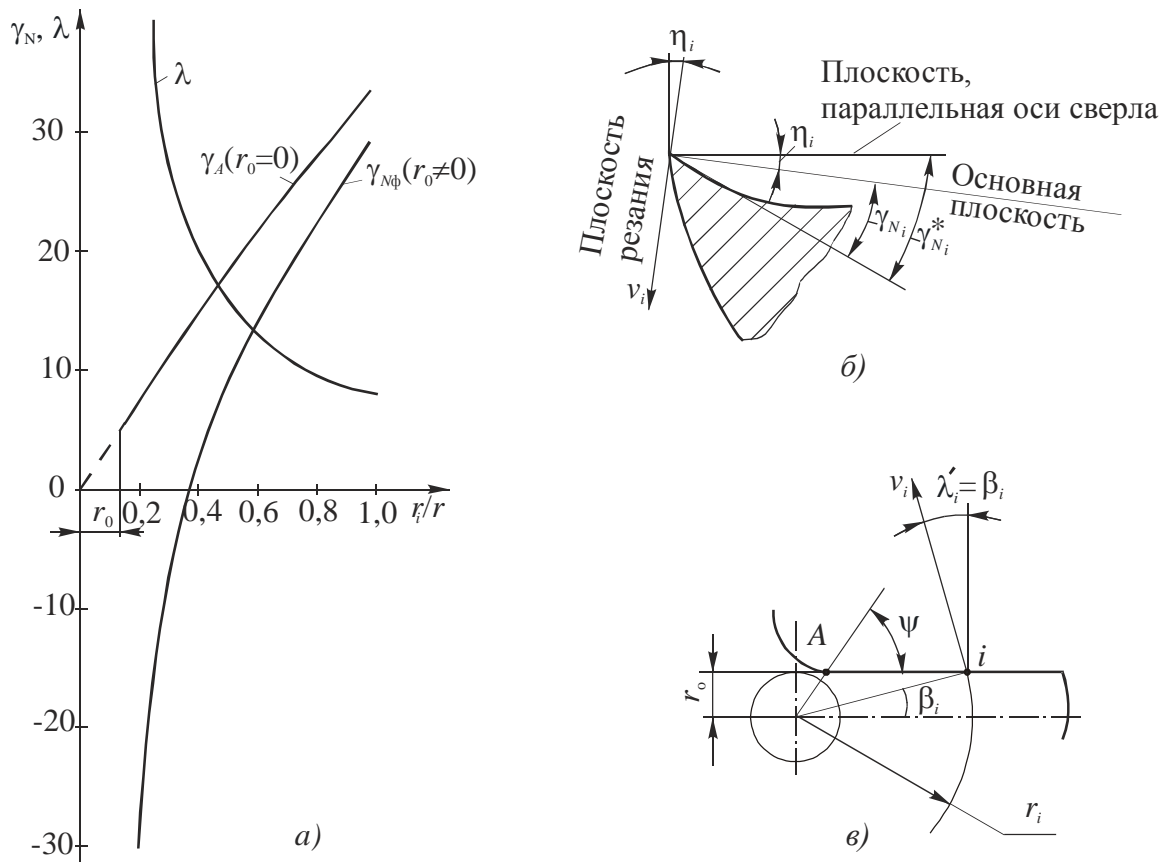


Рис.8.4. Распределение по длине главных режущих кромок спирального сверла переднего угла γ и угла наклона главной режущей кромки λ

Задние углы α у осевых инструментов обычно задаются в цилиндрическом сечении. На их величину оказывает влияние кинематика сверла (рис. 8.5): по мере приближения i -ой точки главной режущей кромки к оси сверла задний угол $\alpha_{ст}$, замеренный в статическом положении, уменьшается на величину угла θ_i , который можно рассчитать по формуле

$$\operatorname{tg} \theta_i = \frac{s}{\pi d_i},$$

где s - подача сверла, мм/об; d_i - диаметр i -ой точки сверла.

Следовательно

$$\alpha_{к_i} = \alpha_{ст_i} - \theta_i, \quad (8.5)$$

где θ_i - угол подъема винтовой линии i -ой точки главной режущей кромки сверла, зависящий от подачи сверла s и диаметра цилиндра r_i , проходящего через i -ую точку.

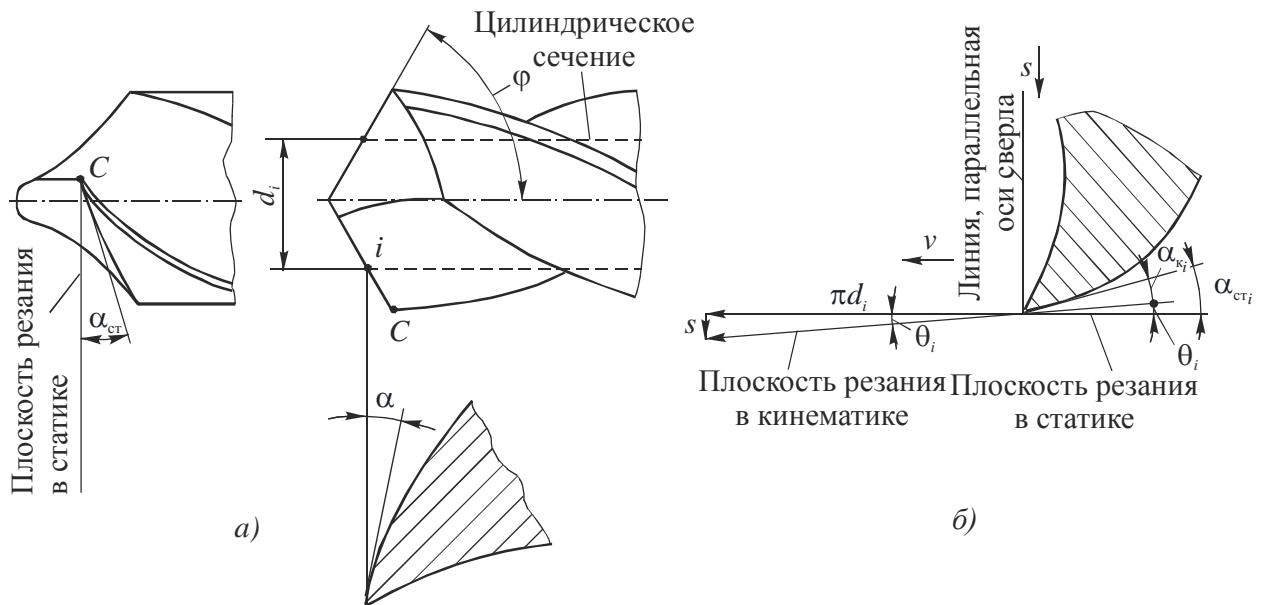


Рис.8.5. Статический $\alpha_{ст}$ и кинематический $\alpha_{к}$ задние углы в цилиндрическом сечении спирального сверла

Форма задних поверхностей спирального сверла определяется методом заточки. На практике наибольшее применение получили заточки по конической и винтовой поверхностям, а также по плоскостям. При этом все методы заточки должны обеспечивать статический задний угол на периферии (ленточке) сверла в пределах $\alpha_{ст} = 8 \dots 14^\circ$.

Поперечная режущая кромка AB (рис. 8.6,а) состоит из двух полуокруж-
 мок AO и OB , являющихся продолжением до оси сверла главных режущих
 кромок. В сечении $N-N$ этих полуокружков передние углы имеют большие от-
 рицательные значения. При этом на форму сечения и величину передних уг-

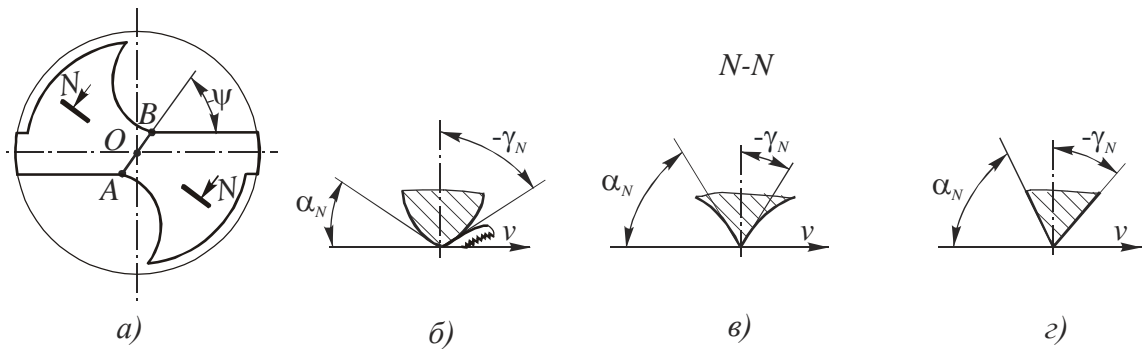


Рис.8.6. Передние углы на поперечной режущей кромке спирального сверла:
 а – вид сверла с торца; б – коническая заточка; в – винтовая заточка;
 г – двухплоскостная заточка

лов влияет принятый метод заточки сверла. Так, например, при заточке по
 конической поверхности (рис. 8.6,б) $\gamma_N \approx \varphi = -60^\circ$, по винтовой поверхности
 (рис. 8.6, в) $\gamma_N \approx -20 \dots -30^\circ$, а по двум плоскостям (рис. 8.6,г) - $\gamma_N \approx -30^\circ$.

Размеры срезаемого слоя при сверлении (рис. 8.7) определяются кине-
 матикой процесса сверления. Траектория движения режущих кромок спи-
 рального сверла состоит из: вращательного дви-

жения вокруг оси сверла со скоростью $v = \frac{\pi d n}{1000}$,

(м/мин) и поступательного движения вдоль этой
 же оси (движения подачи s , (мм/об)). При этом
 подача на одну главную режущую кромку
 $s_z = s/2$, так как $z = 2$. Отсюда толщина слоя

срезаемого одной режущей кромкой $a = \frac{s}{2} \sin \varphi$, а

ширина - $b = \frac{d - d_0}{2 \sin \varphi}$.

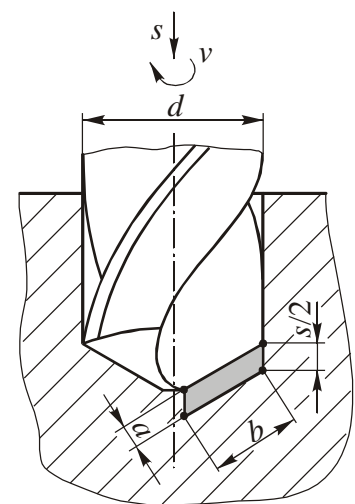


Рис.8.7. Размеры слоя, сре-
 заемого при сверлении

Глубина резания при сплошном сверлении $t = d/2$, а при рассверливании отверстий диаметром d_1 - $t = \frac{d - d_1}{2}$. Машинное время, затраченное на сверление одного отверстия $T_M = l/sn$, где l - глубина отверстия, n - частота вращения сверла, об/мин.

8.2. Распределение температуры резания и усадки стружки по длине главных режущих кромок спирального сверла

Выше на примере точения было показано, что температурно-скоростной фактор оказывает основное влияние на наростообразование, степень деформации металла, силы резания, износ и стойкость режущих инструментов.

При сверлении изменение скорости резания от нуля в центре и до максимального значения на периферии инструмента, в сочетании с изменением передних углов от положительных значений на периферии и до отрицательных значений около оси сверла значительно усложняет картину изменения температуры резания по длине режущих кромок. Эта картина была получена Д.В. Кожевниковым экспериментально с помощью: а) искусственной закладной перерезаемой термопары (рис. 8.8); б) естественной термопары «сверло-заготовка» при свободном сверлении трубок различных диаметров (рис. 8.9). Последний способ он использовал при оценке температуры на поперечной режущей кромке сверла путем рассверливания отверстий диаметром, равным длине перемычки d_0 . При этом диаметры сверл изменяли в пределах $d = 9 \dots 34$ мм, подачу - $s = 0,19 \dots 0,6$ мм/об, скорость резания на периферии сверла - $v = 2 \dots 41$ м/мин.

В результате выполненного исследования было установлено, что при изменении частоты вращения сверла в диапазоне $23 \dots 475$ об/мин температура по длине режущих кромок изменялась в пределах $\theta = 30 \dots 50^\circ\text{C}$ относительно среднего значения, которое с ростом частоты вращения возрастало от 125°C до 450°C . При сверлении трубок с увеличением частоты вращения

сверла и подачи наблюдалась тенденция роста температуры в направлении от центра к периферии сверла в этих же пределах.

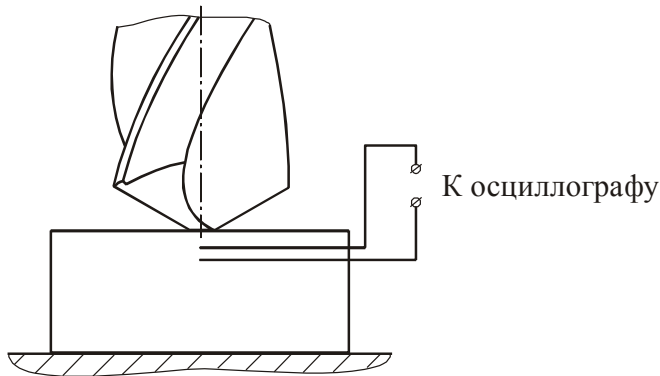


Рис.8.8. Измерение температуры резания в различных точках режущих кромок сверла методом закладной перерезаемой искусственной термопары

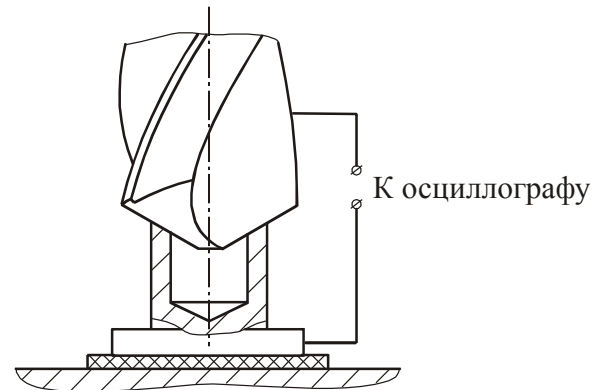


Рис.8.9. Измерение температуры резания в различных точках режущих кромок сверла методом естественной термопары

Такое изменение температуры по длине режущих кромок сверла объясняется противоположным влиянием на нее скорости резания и передних углов. Этому же, по-видимому, способствуют и благоприятные условия теплообмена между участками режущих кромок сверла в ограниченно замкнутом объеме деформируемого металла при его переходе в стружку. Сравнение

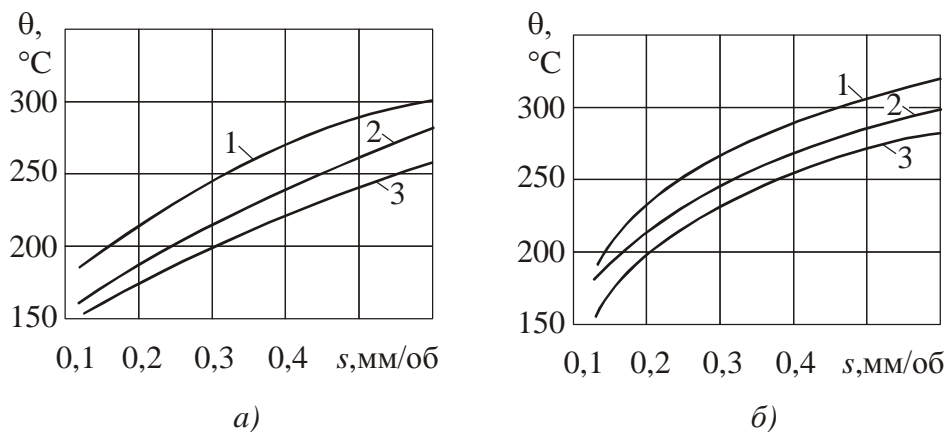


Рис.8.10. Температура резания θ при сверлении и рассверливании отверстий диаметром d_0 , замеренная естественной термопарой: а -

$d=34$ мм, Р6М5, $v=7$ м/мин, $d_0=8,5$ мм;

б - $d=19$ мм, Р6М5, $v=7,2$ м/мин, $d_0=4$ мм

(1 – коническая заточка, 2 – винтовая заточка, 3 – рассверливание)

температуры резания, замеренной методом естественной термопары, при сплошном сверлении и рассверливании отверстий диаметром d_0 , равном длине поперечной режущей кромки сверла показало (рис. 8.10), что из-за больших отрицательных передних углов на этой кромке температура в центре сверла, где скорость близка к нулю, не ниже, а даже несколько выше (на 30...50°C), чем на главных режущих кромках. Причем при конической заточке указанная разница температур выше, чем при винтовой заточке.

Таким образом, можно утверждать, что при заданной частоте вращения сверла имеет место примерное равенство температуры в различных точках его режущих кромок. Это косвенно подтверждается измерением усадки стружки, когда на разных участках главных режущих кромок сверла усадка меняется в зависимости от скорости резания по примерно одинаковой типичной кривой, подобной установленной при точении. С ростом скорости и повышении температуры резания до 300°C благодаря увеличению нароста и соответствующего увеличению фактического значения переднего угла усадка снижается, а при дальнейшем росте температуры и снижении высоты нароста – увеличивается. Аналогичная картина наблюдается и при измерении сил резания.

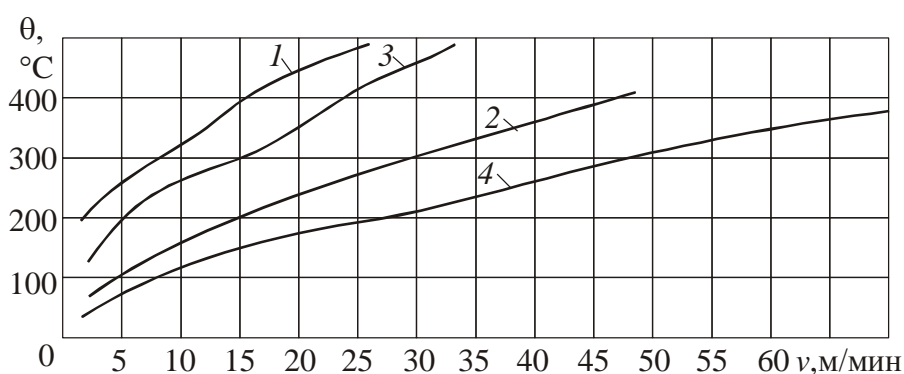


Рис.8.11. Влияние СОЖ на температуру резания при сверлении: 1 – без охлаждения ($s=0,43$ мм/об); 2 – с охлаждением ($s=0,43$ мм/об); 3 – без охлаждения ($s=0,25$ мм/об); 4 – с охлаждением ($s=0,25$ мм/об) ($d=19,5$ мм, Р6М5, коническая заточка, 5% раствор эмульсола ЭТ-2)

Существенное влияние на температуру резания при сверлении быстро-режущими сверлами оказывают смазочно-охлаждающие жидкости. Например, подача СОЖ через отверстия в сверле даже под низким давлением от насоса сверлильного станка вызывает снижение температуры резания на 100...300°С (рис.8.11). Увеличение давления СОЖ до 50 МПа и повышение скорости ее протекания через зону резания вызывает еще большее снижение температуры. При этом охлаждающее действие СОЖ проявляется тем больше, чем больше скорость резания и подача.

8.3. Составляющие силы резания при сверлении

В отличие от точения при сверлении участвуют не одна, а три (две главные и одна поперечная) режущие кромки, которые в совокупности определяют силовую нагрузку на сверло. Кроме этого при сверлении имеет место трение ленточек сверла о стенки обработанного отверстия, что оказывает влияние на крутящий момент.

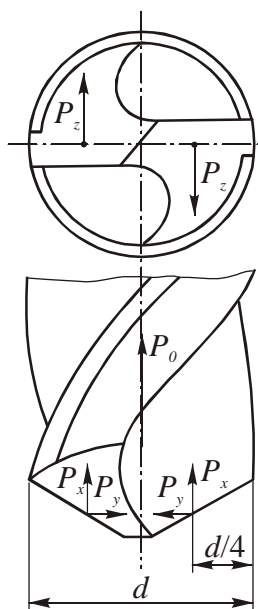


Рис.8.12. Схема сил, действующих на спиральное сверло

Равнодействующую силы резания на главной режущей кромке сверла можно разложить как при точении на три взаимно перпендикулярные составляющие: 1) P_z - тангенциальная, действует в направлении вектора скорости резания; 2) P_x - сила подачи, действует параллельно оси сверла; 3) P_y - радиальная, дей-

ствует радиально к оси сверла (рис. 8.12).

Крутящий момент при сверлении

$$\sum M_{кр} = 2P_z \frac{d}{2} + 2M_{трл} + M_{прк} , \quad (8.6)$$

где P_z - тангенциальная составляющая силы резания, действующая на одной главной режущей кромке; $M_{трл}$ - момент трения на ленточках,

$$M_{\text{трл}} \leq 12\% \sum M_{\text{кр}}; \quad M_{\text{прк}} - \text{ момент на поперечной режущей кромке,}$$

$$M_{\text{прк}} \leq 8\% \sum M_{\text{кр}}.$$

Отсюда мощность, потребляемая при сверлении

$$Ne = 1,6 \cdot 10^{-3} M_{\text{кр}} n, \quad (\text{кВт}). \quad (8.7)$$

Осевая сила

$$P_o = 2P_x + P_{x_{\text{прк}}},$$

где P_x - сила подачи, действующая на одной главной режущей кромке сверла; $P_{x_{\text{прк}}}$ - сила подачи, действующая на поперечной режущей кромке сверла и зависящая от метода заточки, $P_{x_{\text{прк}}} = (30 \dots 60\%) P_o$.

При изучении картины распределения силы подачи P_x по длине поперечной режущей кромки было установлено, что в центре этой кромки отсутствует пик осевой силы, как это иногда утверждают в литературе, а наоборот наблюдается даже небольшое ее снижение (рис.8.13), которое можно объяснить тем, что металл в центре обрабатываемого отверстия удаляется (вытягивается) участками полукромки поперечной режущей кромки. Кроме того, на

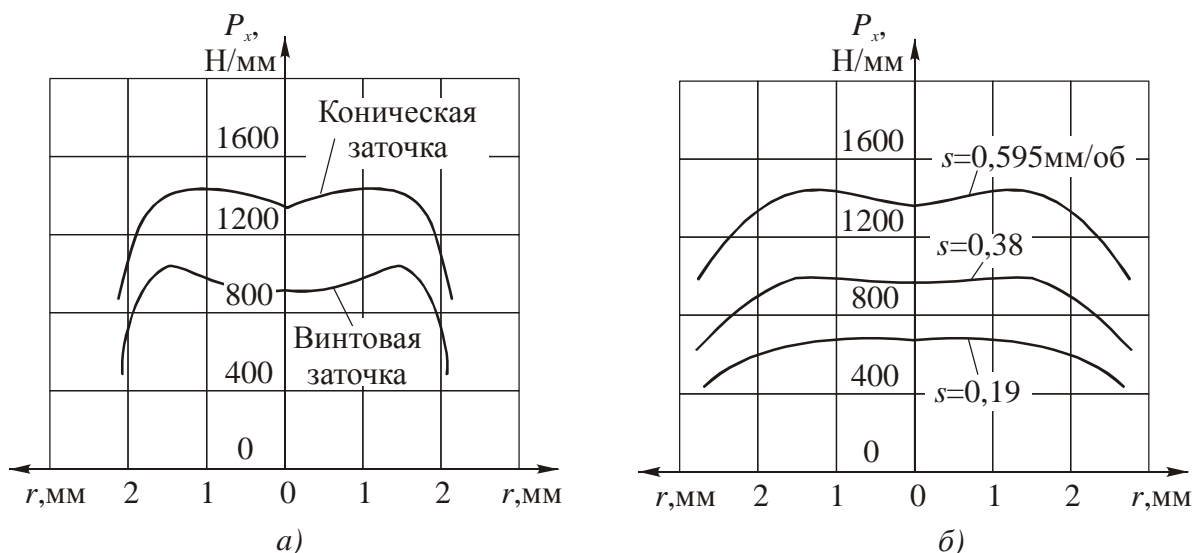


Рис.8.13. Распределение силы подачи P_x по длине поперечной режущей кромки спирального сверла: а - $d=24$ мм, P6M5, $s=0,38$ мм/об; б - $d=28$ мм, P6M5, винтовая заточка

практике всегда имеет место отклонение последней от оси вращения сверла из-за вибраций, погрешностей заточки, установки сверла на станке и др. факторов.

Радиальные составляющие P_y на главных режущих кромках направлены навстречу друг другу и теоретически должны уравниваться. Однако на практике из-за погрешностей заточки и установки сверла, а также неравномерности нагрузки, вызванной, например, колебанием твердости заготовки или другими причинами, равновесие радиальных составляющих P_y нарушается. При этом из-за появления неуравновешенной силы ΔP_y возникают поперечные колебания сверла, вызывающие разбивку (увеличение диаметра обработанного отверстия), увод оси отверстий и тем большие, чем больше глубина сверления.

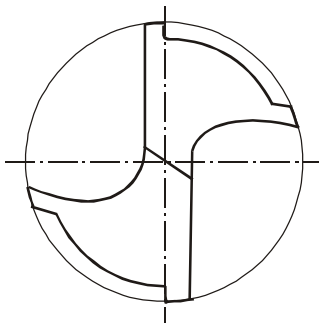


Рис.8.14. Вид спереди спирального сверла с четырьмя калибрующими ленточками

Одним из действенных способов борьбы с уводом оси отверстия является способ повышения поперечной устойчивости спирального сверла в отверстии за счет формирования двух дополнительных калибрующих ленточек на концах перьев (рис. 8.14) в сочетании с автоматическим кратковременным вводом-выводом сверла из отверстия в процессе сверления.

Измерения сил резания, выполненные при сверлении сталей спиральными быстрорежущими сверлами, при изменении в широком диапазоне скорости резания и подачи показали, что из-за слабого изменения температуры резания по длине главных режущих кромок сверла картина изменения сил при сверлении оказалась подобной картине, полученной при точении (рис. 8.15). В частности, было установлено, что при сверлении, как и при точении, с увеличением скорости растет температура резания, увеличивается высота нароста (до $\theta \approx 300^\circ\text{C}$), а силы резания уменьшаются. При дальнейшем увеличении скорости и температуры резания ($\theta > 300^\circ\text{C}$)

высота нароста уменьшается, а силы резания растут.

Подача влияет на осевую силу и крутящий момент как масштабный фактор, увеличивающий толщину срезаемого слоя и одновременно как температурный фактор, под действием которого происходит смещение минимума осевой силы и крутящего момента по оси скорости резания в сторону больших скоростей (рис.8.15).

С помощью метода экстраполяции на нулевую толщину среза при условии постоянства температуры резания удалось оценить уровень тангенциальной составляющей P_z на задней поверхности сверла, который оказался того же порядка, что и при точении (50...70 Н/мм длины режущей кромки). На поперечной кромке уровень составляющей P_z оказался в 6...7 раз выше, очевидно, из наклепа обработанной поверхности под этой кромкой.

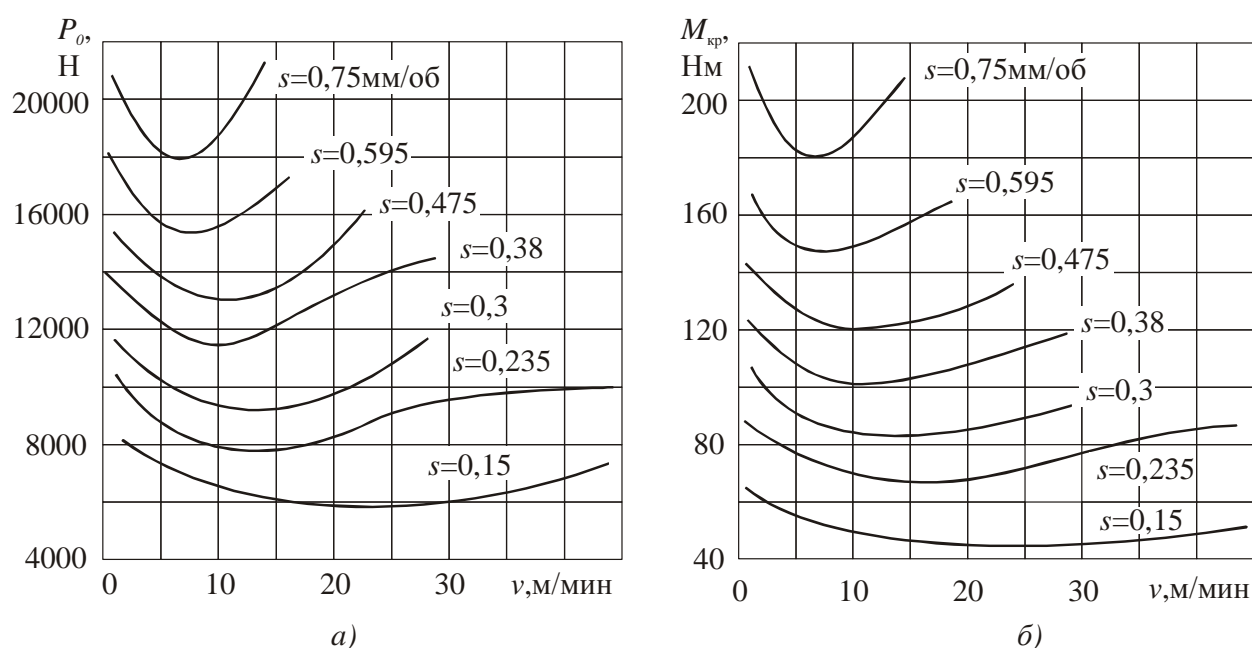


Рис.8.15. Влияние скорости резания v и подачи s на осевую силу P_o (а) и крутящий момент $M_{кр}$ (б) при сверлении стали 45 ($d=27,9$ мм, Р6М5, $2\phi=118^\circ$, коническая заточка)

При изменении диаметра сверла в диапазоне $d=3...34$ мм влияние скорости резания на осевую силу и крутящий момент (рис. 8.16) такое же, как и на рис 8.15. Причем как видно из рис. 8.16, диаметр сверла влияет на силы

резания только как масштабный фактор. Минимумы сил, соответствующие максимуму высоты нароста, соответствуют примерно одной и той же скорости резания. Тем самым подтверждается экспериментально установленное отсутствие влияния диаметра сверла на температуру резания при $v = \text{const}$.

Силы на передних и задних поверхностях сверла увеличиваются прямо пропорционально его диаметру, так как диаметр играет роль ширины срезаемого слоя. Отсюда следует, что на осевую силу P_o и тангенциальную составляющую P_z диаметр сверла влияет примерно в первой степени, а на крутящий момент $M_{кр}$ - в квадрате.

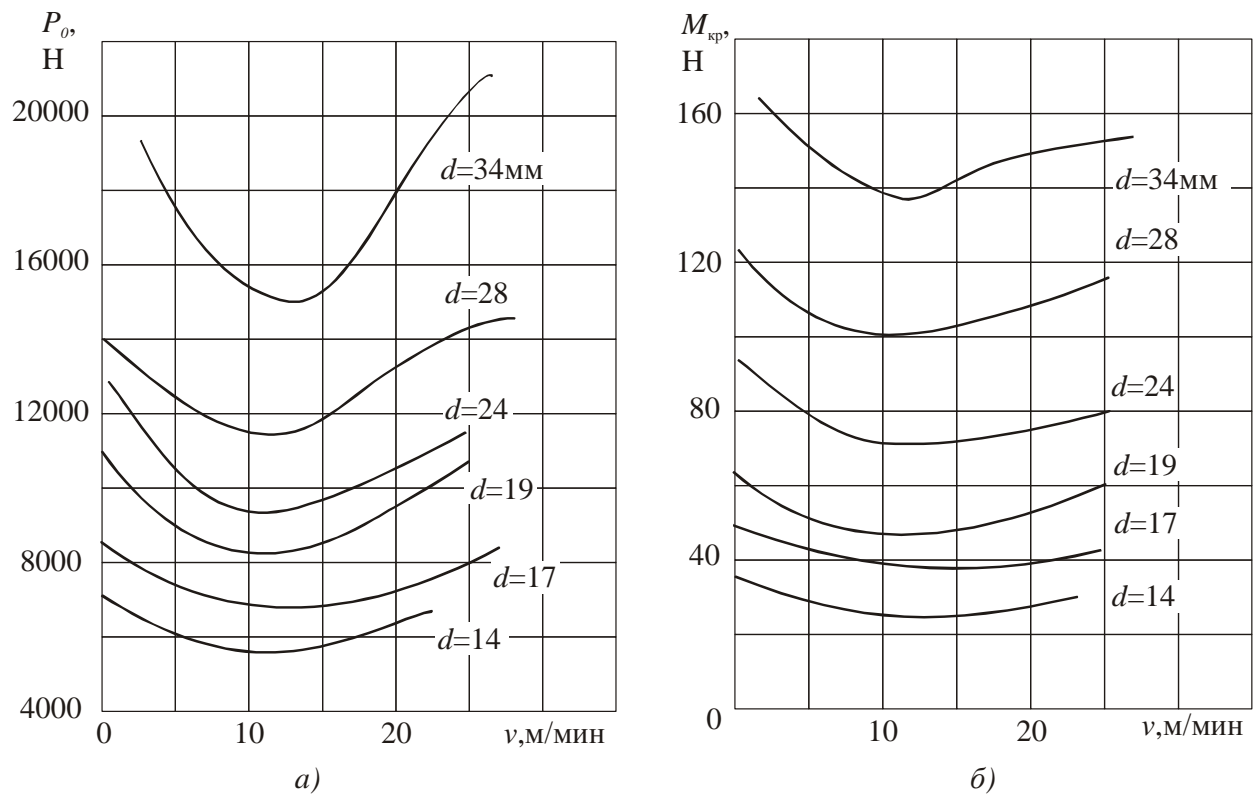


Рис.8.16. Влияние диаметра сверла d на осевую силу P_o (а) и крутящий момент $M_{кр}$ (б) при сверлении стали 45 (Р6М5, $v = \text{const}$, $s = 0,38$ мм/об, $2\phi = 118^\circ$, коническая заточка)

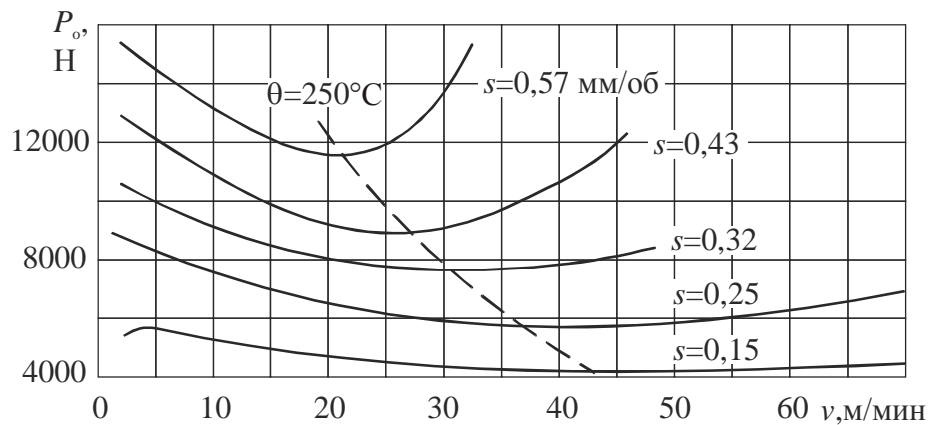
На практике осевую силу и крутящий момент рассчитывают, соответственно, по следующим уравнениям

$$P_o = C_p d^{x_p} s^{y_p} K_p, \quad (8.8)$$

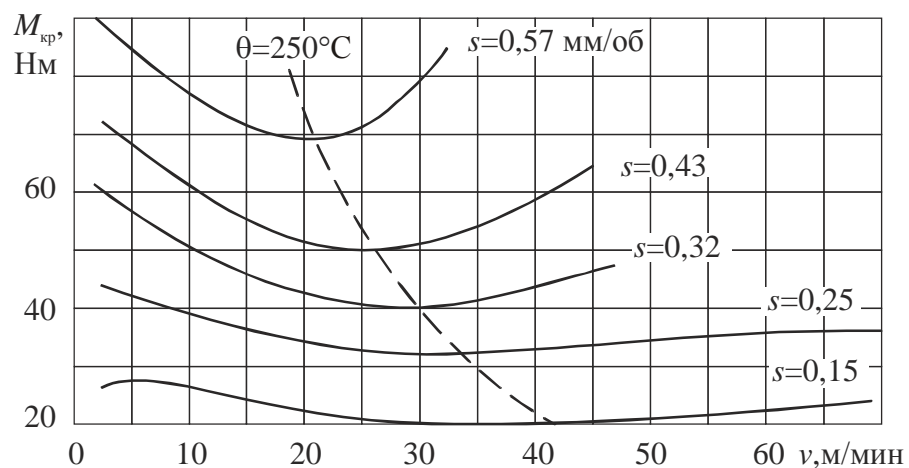
$$M_{кр} = C_M d^{x_M} s^{y_M} K_M, \quad (8.9)$$

где C_p , C_M - коэффициенты, характеризующие условия сверления и свойства обрабатываемого материала, принятого за эталон; K_p , K_M - коэффициенты, характеризующие изменение условий сверления (метод заточки, подточки, СОЖ и др.).

Для различных обрабатываемых материалов показатели степени при подаче меньше единицы, а именно $x_p = 0,8...0,9$, $y_p = 0,7...0,9$. Это объясняется тем, что с увеличением подачи силы на задних поверхностях спирального сверла остаются неизменными.



а)



б)

Рис.8.17. Влияние СОЖ на осевую силу P_o (а) и крутящий момент $M_{кр}$ (б) при сверлении стали 45 ($d = 19,5$ мм, СОЖ – 5% раствор эмульсола ЭТ-2, Р6М5, $2\varphi = 118^\circ$, коническая заточка)

О влиянии СОЖ (5% раствор эмульсола ЭТ-2) на осевую силу P_o и крутящий момент $M_{кр}$ можно судить по представленным на рис.8.17 экспериментальным данным, полученным Д.В. Кожевниковым при сверлении стали 45 сверлами с внутренним охлаждением. Здесь СОЖ подавалась через внутренние отверстия в сверле. Как видно из этого рисунка, СОЖ оказывает активное влияние на осевую силу P_o и крутящий момент $M_{кр}$ через изменение температуры резания и геометрию нароста. Подобно сверлению без СОЖ (см. рис. 8.15) полученные зависимости осевой силы P_o и крутящего момента $M_{кр}$ от скорости резания и подачи имеют почти такой же характер. Отличие заключается лишь в том, что из-за снижения температуры резания и стабильного состояния нароста при использовании СОЖ зона его действия на силы распространяется на больший диапазон скоростей. В результате минимумы сил при температуре резания $\theta \approx 300^\circ\text{C}$, когда нарост достигает максимальной высоты, сдвигается в область более высоких скоростей резания.

Смазывающее действие СОЖ оказывает влияние на снижение сил резания, которые при одинаковой температуре уменьшаются на 6...7%, что при расчете сил можно не учитывать, так как большее влияние на силы резания оказывает износ лезвий сверла.

8.4. Износ и стойкость сверл. Расчет режимов резания при сверлении

При сверлении скорости резания и пути трения переменны по длине режущих кромок. Стружки срезаются широкие и тонкие, поэтому спиральные сверла изнашиваются в основном по задним поверхностям главных режущих кромок. При этом износ имеет вид фаски, переменной по длине режущих кромок ширины $h_{зп}$, величина которой примерно пропорциональна радиусу сверла. При сверлении хрупких материалов износ сверла происходит по уголкам h_y . При сверлении на высоких скоростях вязких материалов износ происходит по передним поверхностям в виде лунки износа и по ленточкам в виде фаски износа h_d (рис. 8.18).

Наиболее опасным является износ по уголкам и ленточкам сверла, так как в этом случае при большом износе в процессе переточки приходится стачивать значительный объем инструментального материала. Поэтому при сверлении нельзя допускать катастрофического износа сверл в виде оплавления уголков и затирания ленточек.

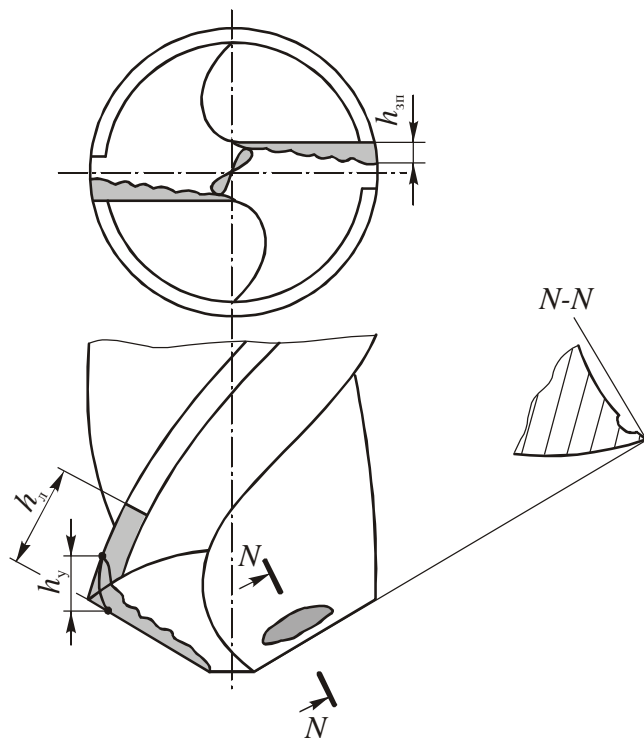


Рис.8.18. Виды износа на различных участках передних и задних поверхностях спирального сверла

Поперечная режущая кромка из-за малых скоростей трения в центре сверла изнашивается значительно медленнее. Большой износ этой кромки вызывает резкий рост осевой силы резания, а износ по ленточкам - значительное увеличение крутящего момента. Интенсивный износ поперечной режущей кромки свидетельствует о том, что в процессе изготовления сверла был нарушен режим термической обработки инструментального материала.

Влияние различных факторов на износ сверл по задним поверхностям при обработке конструкционной стали может быть выражено следующей эмпирической формулой [34]

$$h_{зп} = C v^{4,85} s^{2,35} T^{1,42} . \quad (8.10)$$

Из этой формулы следует, что наибольшее влияние на износ сверла оказывает скорость резания и значительно меньшее влияние – подача. Поэтому с точки зрения износа сверла предпочтительнее работать с большей подачей и меньшей скоростью резания, что при заданной стойкости T обеспечивает большую производительность процесса сверления.

Между скоростью резания и стойкостью сверла имеется такая же зависимость, как и при точении

$$v = \frac{C_v}{T^m}.$$

Показатель относительной стойкости для быстрорежущих спиральных сверл - $m = 0,125 \dots 0,2$, а экономическая стойкость инструмента при одноинструментной наладке обычно $T \approx d$, мин, где d - диаметр сверла.

Допустимая величина фаски износа спиральных сверл на уголках $h_{3п}^{\max}$ назначается в зависимости от обрабатываемого материала и приводится в нормативах по режимам сверления. Так, например, при сверлении конструкционных сталей величина этой фаски $h_{3п}^{\max} = 0,3 \dots 0,8$ мм. При этом большее значение ширины фаски износа относится к сверлам больших диаметров. На практике об окончательном затуплении сверла обычно судят по появлению вибраций, сопровождающихся характерным скрежетом, а также синей или желтой стружки.

Скорость резания при сверлении рассчитывают по уравнению

$$v = \frac{C_v d^{x_v}}{T^m s^{y_v}} K_v, \quad (8.11)$$

где C_v - коэффициент, зависящий от свойств обрабатываемого материала, для конструкционной стали ($C > 0,6\%$) и $\sigma_B = 750$ МПа $C_v = 89$ для подачи $s < 0,2$ мм/об и $C_v = 12,4$ для подачи $s > 0,2$ мм/об; для чугуна твердостью НВ 190 $C_v = 20,6$; m - показатель степени для этих материалов, соответственно, $m = 0,2$ и $0,125$, $x_v = 0,4$ и $0,25$, $y_v = 0,6$ и $0,5$ [8, 31]; K_v - коэффициент, учитывающий влияние СОЖ, глубины сверления, способы заточки и др., $K_v = K_{\text{СОЖ}} K_l K_{\text{зат}}$.

Обычно нормативы разрабатывают для случая сверления на вертикально-сверлильных станках отверстий глубиной до $3d$ с подачей СОЖ в виде водной эмульсии поливом сверху. Большим недостатком этого способа охлаждения являются затрудненные условия попадания СОЖ в зону резания, вызванные сходящей стружкой и формой рабочей части сверла, действующей как винтовой насос, откачивающий СОЖ из отверстия. Кроме того, при

соприкосновении СОЖ с нагретыми участками сверла при испарении образуется паровая «рубашка», ухудшающая теплоотвод. Поэтому лучшие результаты дает внутренний подвод СОЖ под давлением через отверстия в сверле, улучшающий к тому же отвод стружки из отверстия. При этом независимо от расположения оси сверла (вертикальное, горизонтальное) и глубины сверления обеспечивается высокое охлаждающее и смазывающее действия СОЖ. При этом стойкость сверл становится тем большее, чем ниже теплопроводность обрабатываемого материала. Так, например, при сверлении высоколегированных сталей (1Х18Н9Т, 45Г17ЮЗ и др.), имеющих в 4 раза меньшую теплопроводность, чем сталь 40, достигнуто повышение стойкости сверл в 40 раз по сравнению с подачей СОЖ поливом, в то время как при сверлении стали 40 - только в 4 раза.

Увеличение глубины отверстий при сверлении с подачей СОЖ поливом затрудняет условия ее поступления в зону резания и снижает эффективность охлаждения. Поэтому при использовании таких сверл при расчетах рекомендуется снижать режимы резания путем введения поправочного коэффициента K_l , величина которого зависит от отношения l/d [31].

8.1. Значение поправочного коэффициента K_l в зависимости от относительной глубины отверстия l/d

l/d	3	4	5	6	8	10
K_l	0,9	0,8	0,7	0,65	0,56	0,5

К основным недостаткам спиральных сверл, снижающих их стойкость, относятся: 1) большие положительные передние углы на периферии; 2) неблагоприятная геометрия поперечной режущей кромки; 3) отсутствие задних углов на вспомогательных режущих кромках, расположенных на ленточках сверла. Для исправления этих недостатков спиральных сверл рекомендуются следующие мероприятия:

1. Двойная заточка (рис. 8.19). Применяют для уменьшения интенсивности изнашивания уголков на внешних участках главных режущих кромок. Для этого на уголках сверла затачивают фаски длиной $l = (0,2 \dots 0,25)d$ с двойными углами при вершине $2\varphi_0 = 70^\circ$ и $2\varphi = 116 \dots 120^\circ$. Такая заточка при сверлении сталей сверлами диаметром $d > 10$ мм увеличивает стойкость сверл в 2...4 раза за счет уменьшения толщины срезаемой стружки, улучшения теплоотвода и небольшого снижения передних углов на уголках сверла.

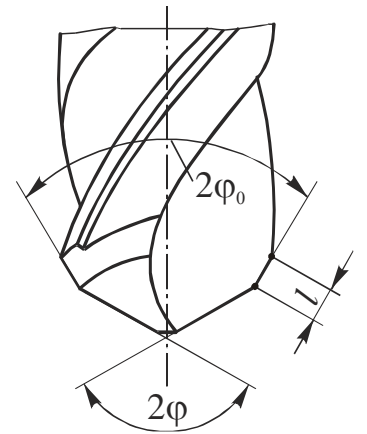


Рис.8.19. Двойная заточка спирального сверла

2. Подточка перемычки. Применяют для снижения осевой силы P_o и повышения подачи. Наиболее часто применяемые способы подточки сверл показаны на рис. 8.20. Например, на обеих полукромках путем выборки металла с передних поверхностей и оставления укороченной перемычки длиной l'_n создают нулевые передние углы вместо отрицательных углов (рис. 8.20, а) или уменьшают длину перемычки до величины $l'_n = 1,5$ мм у сверл диаметром $d = 12 \dots 15$ мм или $l'_n = 4$ мм у сверл диаметром $d = 40 \dots 50$ мм (рис. 8.20, б). Последний способ за счет сокращения длины перемычки и улучшения условий отвода стружки позволяет снизить осевую силу. Однако он не обеспечивает значительно-

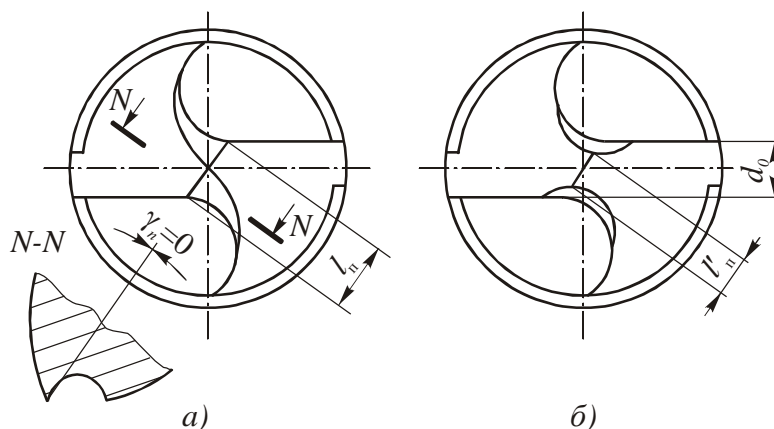


Рис.8.20. Подточка поперечной режущей кромки спирального сверла с целью: а – создания нулевых передних углов; б – укорочения поперечной режущей кромки

уменьшения отрицательных углов на подточенной части. Подточка поперечной режущей кромки не уменьшает жесткость сверла, но снижает осевую силу и способствует повышению стойкости

сверл в 1,5...1,7 раза.

3. Создание задних углов на ленточках сверла ($\alpha_1 = 6...8^\circ$) обеспечивает снижение сил трения между сверлом и стенками обработанного отверстия. Это достигается за счет подточки ленточки (рис. 8.21) на небольшом участке длиной $l_\phi = 1,5...3$ мм с оставлением участка ленточки шириной $f_0 = 0,2...0,4$ мм во избежание ухудшения условий центрирования и направления сверла в отверстии. При сверлении сталей такая подточка обеспечивает повышение стойкости сверл в 1,5 раза за счет снижения трения и предотвращения налипания мелкой стружки, увеличивающей интенсивность износа сверл. Подточка ленточек не рекомендуется при сверлении заготовок с литой или штамповочной корками, а также при сверлении материалов повышенной твердости из-за быстрого износа калибрующих ленточек сверл.

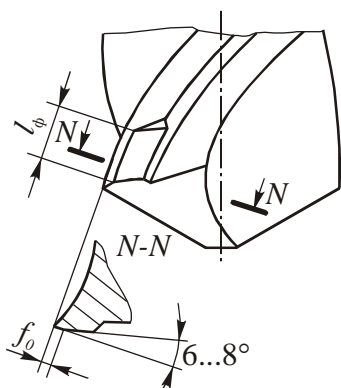


Рис.8.21. Подточка калибрующей ленточки спирального сверла

Мероприятия по дополнительной заточке и подточке сверл учитывают в уравнении (8.11) путем введения поправочного коэффициента $K_{зат}$.

Расчет режимов резания при сверлении производят в следующей последовательности:

1. Назначают максимально возможную подачу s сверла исходя из жесткости и прочности сверла с целью достижения максимально возможной производительности [3]:

- при сверлении стали $s_{max} = 4,46 \frac{d^{0,8}}{\sigma_B^{0,94}}$, (мм/об);
- при сверлении чугуна $s_{max} = 7,34 \frac{d^{0,81}}{(HB)^{0,75}}$, (мм/об).

Далее расчетные значения подач уточняют с учетом глубины (см.табл.8.1) и вида (глухое, сквозное) отверстия. При больших глубинах, а также при сквозном сверлении s_{max} корректируют в сторону снижения.

2. Рассчитывают по уравнению (8.11) скорость резания по заданным значениям d и s и принятому периоду стойкости сверла. Уточняют по паспортным данным станка частоту вращения сверла $n_{ст}$, при этом $n_{ст} \leq n_p$.

3. Рассчитывают по уравнениям (8.7)...(8.9) силы и мощность при сверлении и проверяют по допустимой прочности механизма подачи станка и мощности главного привода.

Рассмотренные выше вопросы сверления относятся к сверлам спиральным из быстрорежущих сталей, так как последние получили наибольшее применение на практике. Из-за специфических условий процесса резания применение спиральных сверл, оснащенных твердыми сплавами, достаточно ограничено. На сегодняшний день это сдерживает рост производительности при сверлении отверстий и, особенно, в труднообрабатываемых материалах. Основными причинами этого являются: малая жесткость сверл, вызванная их консольным креплением; большие осевые нагрузки, особенно в области или около поперечной режущей кромки; радиальные колебания сверла в момент засверливания и др. При недостаточной прочности твердых сплавов это приводит к выкрашиванию и поломке режущей части сверл. Тем не менее, в нашей стране и за рубежом постоянно ведутся работы по совершенствованию конструкций твердосплавных сверл и расширению области их применения. В настоящее время практическое применение получили сверла с напайными напайными твердосплавными пластинами (рис. 8.22, а), с напайными коронками (рис. 8.22, б) и с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП) (рис. 8.22, в).

Спиральные сверла с напайными твердосплавными пластинами успешно применяются при сверлении чугунов, цветных металлов, пластмасс, многих строительных материалов, т.е. тех материалов, при обработке которых силы невелики и требуется повышенная износостойкость сверл, так как в этом случае превалирует абразивный износ.

При сверлении сталей и сплавов, особенно высокопрочных и твердых, наилучшие результаты показывают сверла с напайными коронками и сверла

с механическим креплением СМП. Многочисленные эксперименты показали, что эти сверла обладают повышенной жесткостью и могут успешно работать только в условиях применения внутреннего напорного охлаждения.

Сверла с механическим креплением СМП обычно имеют прямые канавки и применяются для сверления неглубоких отверстий ($l \leq 2...3d$) относительно больших диаметров ($d > 18$ мм). У сверл с напайными коронками, направляющие ленточки выполняют только на твердосплавной режущей части, так как при высоких скоростях резания, допускаемых этими сверлами, диаметр рабочей части сверла во избежание затирания корпуса занижают.

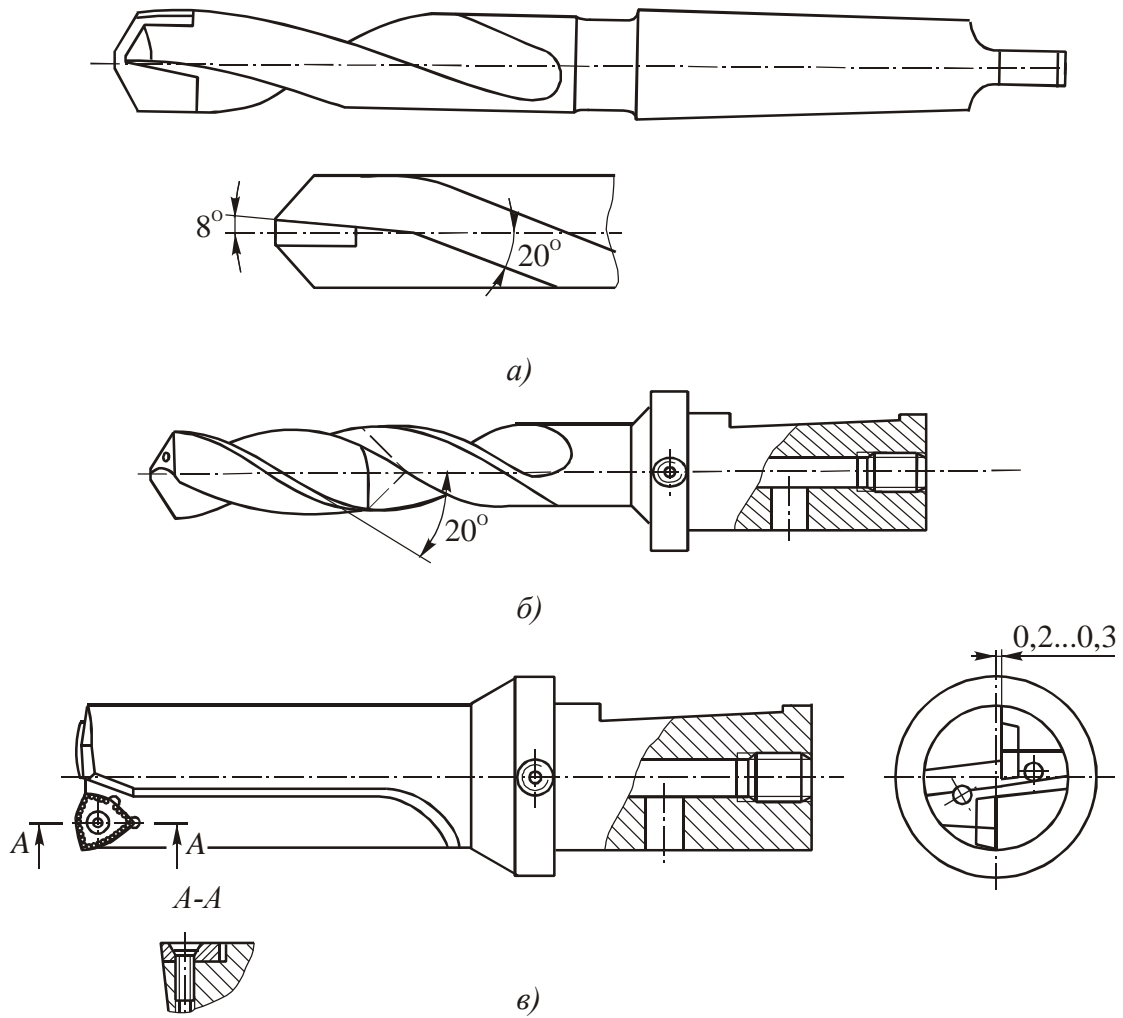


Рис.8.22. Конструкции твердосплавных спиральных сверл: *а* – с напайной пластиной; *б* – с напайной коронкой; *в* – с механическим креплением СМП

Для повышения устойчивости сверл в отверстиях и уменьшения поперечных колебаний в процессе резания разработаны различные варианты асимметричной заточки твердосплавных сверл, обеспечивающие их повышенные надежность и стойкость в процессе сверления [7].

Для сверления глубоких отверстий ($l > 5d$) в крупносерийном и массовом производствах стандартные спиральные сверла обычно не применяют, а используют сверла одностороннего резания, оснащенные твердым сплавом: ружейные, типа БГА и эжекторные [12, 32].

9. ШЛИФОВАНИЕ

Шлифование осуществляется абразивными инструментами и применяется в основном для выполнения чистовых операций. Шлифование иногда используют вместо лезвийных инструментов на обдирочных операциях для снятия больших припусков, например в прокатном производстве. Это объясняется его высокой производительностью, достигаемой за счет очень большой суммарной активной длины режущих кромок зерен инструмента и высоких скоростей резания ($v=30\dots60$ м/с и более), достигаемых благодаря высокой теплостойкости и износостойкости абразивов. Шлифование обеспечивает минимальную шероховатость и высокую точность при обработке различных материалов, в том числе труднообрабатываемых, а также материалов, неподдающихся обработке лезвийными инструментами.

К недостаткам шлифования относятся: 1) высокий уровень энергии, затрачиваемой на удаление единицы объема припуска (примерно в 10 раз больший, чем при лезвийной обработке), вызываемый неблагоприятной геометрией режущих элементов – зерен, снимающих очень тонкие стружки; 2) высокая мгновенная температура ($1000\dots1600^\circ\text{C}$), приводящая к появлению прижогов на обработанной поверхности; 3) шаржирование обработанной поверхности частью выкрошившихся зерен, что ускоряет износ сопрягаемых деталей машин.

Указанные недостатки исправляются путем совершенствования способов шлифования, создания новых абразивных материалов и конструкций абразивных инструментов, оптимизации режимов обработки, применения высокоэффективных СОЖ и способов их подвода в зону резания.

9.1. Характеристики шлифовальных инструментов

Шлифовальные инструменты по своему устройству намного сложнее лезвийных инструментов и состоят из огромного числа режущих элементов – абразивных зерен, сцементированных связкой.

Шлифовальные инструменты изготавливают в виде кругов различной конфигурации и размеров, брусков, сегментов, а также в виде лент, шкурок, порошков и паст.

Характеристиками шлифовальных инструментов, изготавливаемых на жесткой основе, являются: материал и размеры режущих зерен, материал связки, структура и твердость кругов, а для алмазных и эльборовых абразивных инструментов – концентрация зерен в режущем слое инструмента. Эти характеристики наносят на рабочие поверхности инструментов в виде маркировки. Там же указывают рабочую окружную скорость, допускаемую прочностью абразивного круга.

Далее кратко рассмотрим основные характеристики абразивных инструментов.

Абразивные зерна представляют собой монокристаллы, поликристаллы и обломки кристаллов неправильной геометрической формы, обладающие высокой твердостью, теплостойкостью и износостойкостью. Абразивные зерна химически инертны к большинству обрабатываемых материалов.

В качестве материалов зерен применяют в основном синтетические материалы:

1. *Электрокорунды* - кристаллы оксида алюминия (Al_2O_3) получают путем плавки глинозема (бокситов) в электропечах с последующим дроблением и сортировкой зерен по размерам. В зависимости от содержания примесей электрокорунды имеют различный цвет, структуру и свойства и выпускаются трех основных разновидностей: нормальный, белый и монокорунд. По свойствам и применяемости они в свою очередь делятся на группы со специальным обозначением, например, нормальный электрокорунд обозначают 12А...16А, белый электрокорунд - 22А...25А. При этом, чем выше номер, тем меньше примесей, тем выше физические и режущие свойства.

Теплостойкость электрокорундов 1700...1800°C.

Монокорунд (43А, 44А, 45А) содержит до 99% кристаллов окиси алюминия и изготавливается по особой технологии путем плавки боксита с сер-

нистым железом и восстановителем. Зерна монокорунда освобождаются от сульфидов, проходят обогащение и рассев. Монокорунд обладает высокой режущей способностью и применяется для обработки труднообрабатываемых сталей и сплавов.

В последние годы применяют легированные электрокорунды: хромистый, титановый, циркониевый, обладающие лучшими режущими свойствами и повышенной стойкостью.

2. *Карбиды кремния (карборунды)* - химические соединения кремния с углеродом (SiC), получают плавкой в электропечах при высокой температуре (2100...2200°C) смеси кварцевого песка, нефтяного кокса и антрацита. В зависимости от содержания примесей карбиды кремния бывают двух видов: черный (КЧ) и зеленый (КЗ). Карбид кремния зеленый имеет меньше примесей, поэтому он обладает более высокой режущей способностью и применяется при заточке твердосплавных инструментов. Карбид кремния черный используют для шлифования металлов с малым пределом прочности на разрыв таких, как, например, чугуны, медь, латунь, бронза и алюминий. В целом за счет более высокой микротвердости режущие свойства карбидов кремния выше, чем у электрокорундов, однако теплостойкость у них несколько ниже (1300...1400°C).

3. *Синтетические алмазы* изготавливают путем синтеза углерода с кубической решеткой из графита с гексогональной решеткой при очень высоких давлении (1000...2000 МН/м²) и температуре (1500...2500°C). Они имеют сложную алмазоподобную кристаллическую решетку и обладают наивысшей твердостью. При этом образуются сравнительно мелкие кристаллы массой 0,2...0,8 карат, размером не выше 1,0 мм. За счет изменения режима синтеза выпускают несколько марок шлифовальных порошков, различающихся, главным образом, механическими свойствами, формой и шероховатостью поверхности и, соответственно, разной абразивной способностью.

4. *Кубический нитрид бора – КНБ* (эльбор и др.) – сверхтвердый искусственный материал из гексагонального нитрида бора («белый» графит) с ис-

пользованием катализаторов на специальных прессах при давлении 300...980 МН/м² и температуре около 2000°С. Эльбор имеет такую же кубическую кристаллическую решетку, как и алмаз, но несколько меньшую твердость. В отличие от алмаза эльбор нейтрален к железу, не вступает с ним в химическое взаимодействие и имеет более высокую теплостойкость (до 1200°С). Эти свойства сделали эльбор весьма перспективным материалом для обработки железосодержащих высокопрочных и легированных сталей. С использованием кристаллов и поликристаллов эльбора изготавливают все виды инструментов.

Размеры режущих зерен шлифовальных инструментов определяются их зернистостью, которая обозначается, например, для шлифзерна следующими номерами: от 200 до 16. При этом номер 200 означает размеры фракции зерен от 2,0 до 2,5 мм, а номер 16, соответственно – от 0,6 до 0,2 мм. Пределы изменения размеров зерен соответствуют размерам ячеек сит, прохождением через которые производят сортировку зерен по зернистости.

Связка, скрепляющая зерна в круге, может быть неорганического и органического происхождения. До 90% абразивных инструментов изготавливают с неорганической керамической связкой, состоящей из многих компонентов: белой глины, полевого шпата, мела, кварца, жидкого стекла и др. Керамические связки обладают высокими влагостойкостью и термостойкостью, хорошо сохраняют форму круга. Однако керамические связки достаточно хрупки и поэтому не допускаются к работе с ударами, например, при отрезке и прорезке узких пазов.

К органическим связкам относятся: бакелитовая (на основе бакелитовой смолы) и вулканитовая (на основе каучука) связки, обеспечивающие более высокую прочность и эластичность. Круги на органических связках работают на больших скоростях и могут иметь малую толщину.

В алмазных и эльборовых кругах кроме этих связок применяют металлические связки, получаемые спеканием порошков из медных и алюминие-

вых сплавов, или связки на никелевой основе, получаемые методом гальванического закрепления зерен на металлическом корпусе.

Важными характеристиками шлифовальных инструментов являются твердость и структура круга.

Твердость круга - это не твердость собственно абразивного зерна, а условная величина, характеризующая способность связки удерживать зерна в круге при их затуплении. Стандартами установлено 12 степеней твердости, которые изменяются от мягкой до среднетвердой и чрезвычайно твердой.

Важным свойством абразивных инструментов является способность к **самозатачиванию** в процессе резания, которая заключается в автоматическом удалении затупленных зерен и включением в работу новых зерен. Для обеспечения нормального протекания процесса самозатачивания для каждого обрабатываемого материала и режима резания необходимо правильно выбрать твердость круга. При этом, чем тверже обрабатываемый материал, больше глубина резания и подача, способствующие увеличению нагрузки на зерно и интенсивности его износа, тем мягче должен быть круг и тем лучше будет протекать процесс самозатачивания. Если же круг будет иметь высокую твердость, то он «засаливается», срезание стружек прекращается и круг начинает скользить затупленными зернами по обрабатываемой поверхности. При этом возникают большие температуры и на поверхности детали появятся прижоги и микротрещины.

Структура круга характеризует соотношение объемов зерен, связки и пор в единице объема круга. Различают 13 номеров структуры, объединенных в 3 группы: плотная (№ 0...4), среднеплотная (№ 5...8) и открытая (№ 9...12). Например, в структуре № 1 (плотная) содержание зерен по объему составляет 60%, а в структуре № 12 (открытая) – 38%. Остальное занимают связка и поры, которые необходимы для размещения стружки. Через поры может также подводиться СОЖ непосредственно в зону резания. Высокопористые круги с открытой структурой, размеры пор у которых достигают 2...3 мм, применяют для шлифования мягких и вязких материалов.

Важной характеристикой структуры алмазных и эльборовых кругов является **концентрация** зерен. При этом за 100% концентрацию условно принимают содержание 0,88 г (4,4 карата) зерен в 1 см^3 режущего слоя круга. Алмазные и эльборовые круги выпускают с концентрацией алмазных и абразивных зерен 25...250%.

9.2. Особенности процесса резания при шлифовании

Процесс резания при шлифовании в отличие от процесса резания лезвийными инструментами осуществляется большим числом абразивных зерен, лезвия которых весьма малы по размерам и снимают очень тонкие по толщине стружки. При этом происходит массовое микрорезание, близкое к царапанию. Поэтому обработанная поверхность после шлифования представляет собой совокупность множества царапин – следов резания абразивными зернами, расположенными на рабочей поверхности шлифовального круга.

Различают следующие основные схемы шлифования:

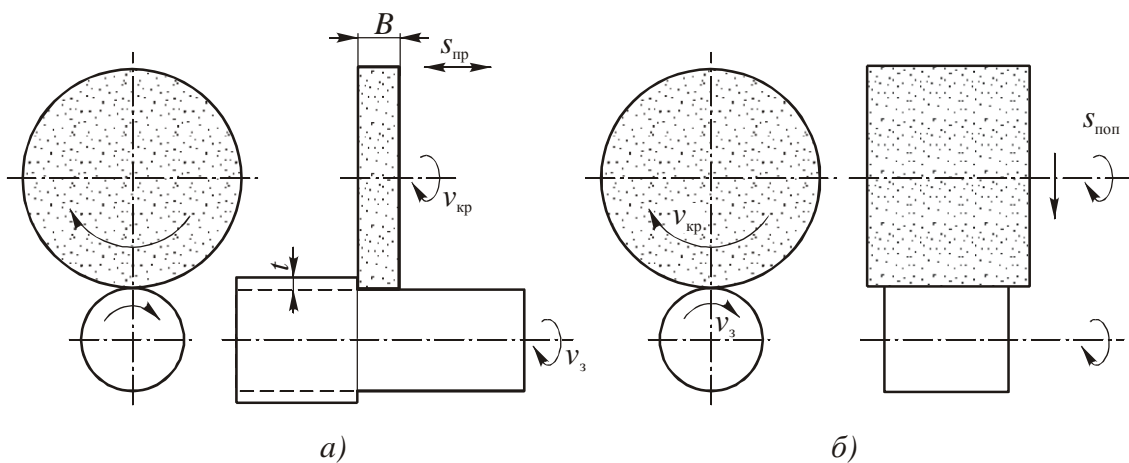


Рис.9.1. Круглое наружное шлифование:
a – с продольной подачей; *б* – с поперечной подачей

1. Наружное круглое шлифование с продольной подачей (рис.9.1,*a*). Заготовка и шлифовальный круг вращаются вокруг параллельных осей. При этом диаметр круга $d_{кр}$ значительно больше диаметра заготовки d_3 . Кругу

(или заготовке) задают продольную подачу $s_{пр}$, (мм/об) вдоль оси заготовки, которую устанавливают в долях ширины круга B . Окружная скорость круга $v_{кр}$, (м/с) значительно превышает скорость заготовки v_3 , (м/мин). При этом с заготовки снимается слой толщиной t , (мм), величина которого задается поперечной подачей $s_{поп}$, (мм/дв.ход). При шлифовании методом врезания продольная подача отсутствует и кругу задается только поперечная подача $s_{поп}$ (мм/об) (рис.9.1,б).

2. **Внутреннее круглое шлифование** (рис.9.2). Заготовка и шлифовальный круг вращаются вокруг параллельных осей, как и при наружном шлифовании, но здесь диаметр круга меньше диаметра обрабатываемого от-

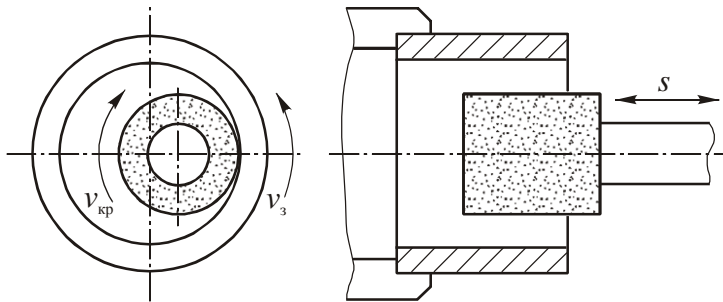


Рис.9.2. Круглое внутреннее шлифование

верстия. Продольная подача задается так же, как и при наружном шлифовании. Внутреннее шлифование можно осуществлять по методу врезания с поперечной подачей.

Для обеспечения высоких скоростей вращения шлифовального круга при внутреннем шлифовании на станках устанавливают специальный привод.

3. **Плоское шлифование** используют для обработки плоскостей. По кинематике этот процесс внешне подобен фрезерованию. Применяют две схемы плоского шлифования, которые различаются положением оси круга относительно обрабатываемой поверхности: периферией круга (рис.9.3,а) и торцом круга (рис.9.3,б). Прямолинейное движение заготовки s_3 , (м/мин) задается обычно магнитному столу плоскошлифовального станка, на котором крепится заготовка или круговое движение стола v_3 плоскошлифовального станка с круглым столом, на который устанавливают несколько заготовок.

Возможны и другие схемы шлифования.

Процесс резания при шлифовании существенно отличается от процесса срезания припуска лезвийными инструментами, имеющими строго заданную

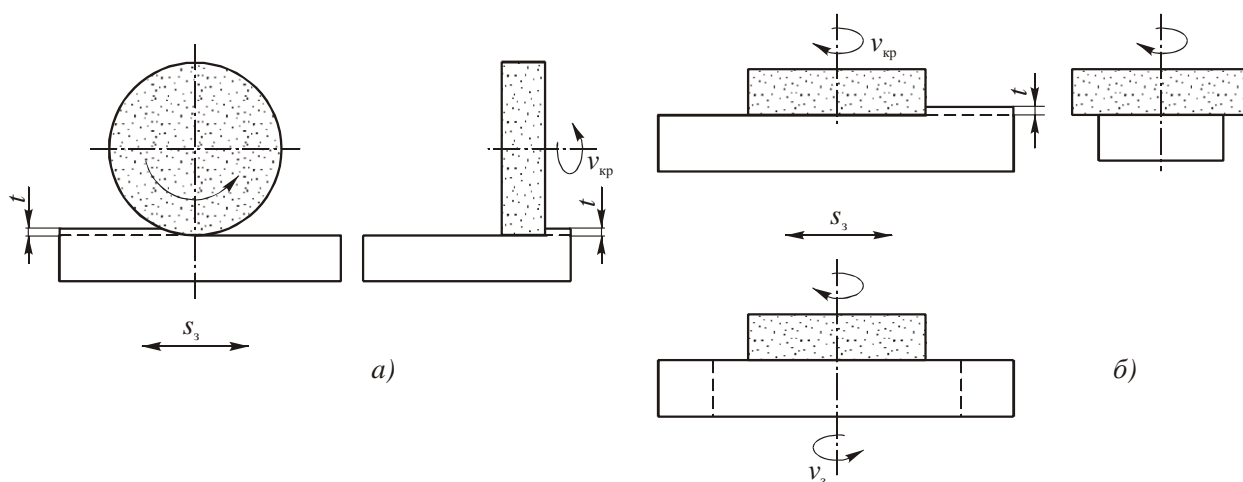


Рис.9.3. Плоское шлифование: *а* – периферией абразивного круга; *б* - торцем абразивного круга

геометрию лезвий, постоянную форму и размеры поперечного сечения срезаемого слоя в течение всего процесса обработки. У шлифовального круга режущими элементами являются огромное количество мельчайших зерен, беспорядочно расположенных на рабочей поверхности круга. Зерна имеют форму неправильных многогранников с округленными вершинами радиусами $\rho = 8 \dots 12$ мкм (рис.9.4). Благодаря такой форме зерен обеспечивается их динамическая прочность и сопротивляемость разрушению. Вершины зерен имеют различные радиальные (высотные) расположения относительно некоторой идеальной поверхности круга. Поэтому нагрузка на каждое зерно является величиной переменной.

Следует отметить, что геометрия зерен зависит не только от их формы, но и случайного пространственного положения в круге. В зависимости от положения передней и задней поверхности микроклина относительно вектора скоро-

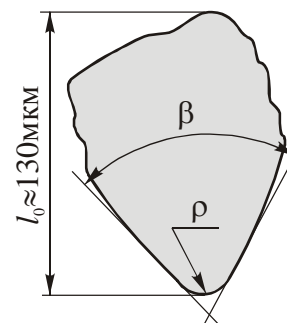


Рис.9.4. Профиль острого абразивного зерна из электрокорунда

сти резания \bar{v}_k при одном и том же угле заострения, например, передние углы зерен могут изменяться от больших отрицательных значений до положительных значений (рис.9.5,*a*). Так как значения углов γ и α имеют случайный характер, зависящий не только от их пространственной ориентации, но и от формы самих зерен, производилась статистическая обработка по определению относительной частоты m значений этих углов абразивных зерен. Полученные кривые распределения углов γ и α позволяют сделать вывод о том, что наибольшее значение относительной частоты m для передних углов

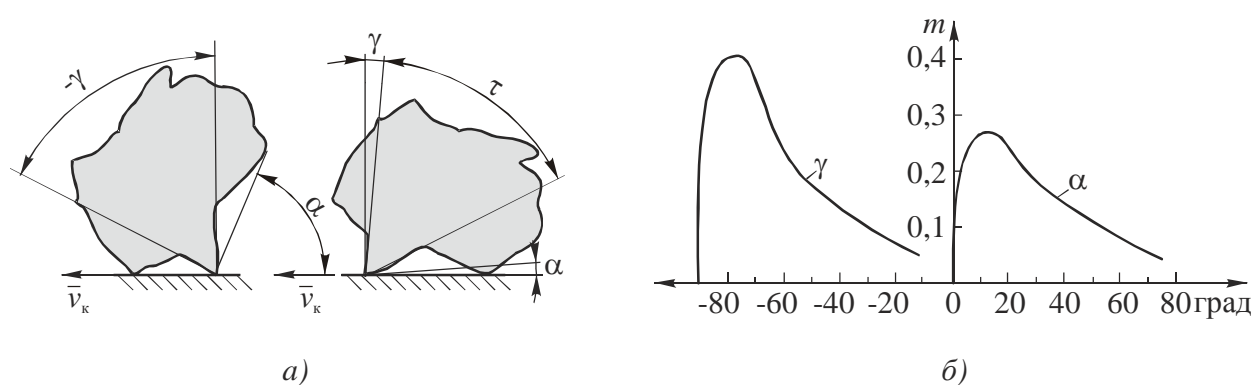


Рис.9.5. Возможные положения абразивного зерна в круге, влияющие на их геометрические параметры (*a*) и относительные частоты m значений передних γ и задних α углов (*б*)

$\gamma = -75^\circ$, а задних углов $\alpha = 12^\circ$ (рис.9.5,*б*) [8]. Таким образом, режущие зерна шлифовальных кругов работают в основном с большими отрицательными передними углами, вызывающими большие силы резания и наклеп обработанной поверхности. При этом в срезании припуска участвуют примерно 10% от общего числа абразивных зерен. Часть выступающих зерен (примерно 12%) из-за неблагоприятной ориентации и малой высоты выступа оказывает только давящее действие, а остальные 78% зерен, не выступающих на рабочую поверхность круга, определенное время не работают (рис.9.6) и вступают в действие только после удаления затупленных зерен в процессе самозатачивания или после правки круга.

С помощью специальных технологий по ориентированию зерен при изготовлении шлифовальных кругов удастся увеличить число режущих зерен до 45...60%.

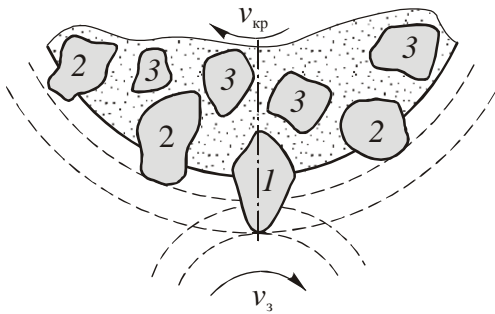


Рис.9.6. Положения абразивных зерен в шлифовальном круге:
1 – режущие зерна; 2 – давящие зерна; 3 – неработающие зерна

Процесс шлифования осуществляется с высокими скоростями и малыми глубинами резания благодаря высокой твердости, теплостойкости и остроте зерен. Шлифование можно рассматривать как процесс массового, весьма тонкого сверхскоростного резания. При этом стружки снимаются отдельными зернами за $10^{-4} \dots 10^{-5}$ с, то есть практически мгновенно (при $v_{кр} = 30$ м/с). При

этом общее количество стружек, срезаемых в единицу времени, велико и в зоне действия зерен могут возникать очень высокие мгновенные температуры, часто приближающиеся к температуре плавления обрабатываемого материала.

Для определения толщины стружки, срезаемой каждым зерном круга при круглом наружном шлифовании, сравним приближенно круг с фрезой, имеющей большое число беспорядочно расположенных по периметру зубьев. На рис.9.7,*а* схематически показана форма сечения снимаемых стружек в виде запятой, где расстояние по нормали между траекториями двух смежных зерен представляет собой толщину срезаемой стружки, которая переменна, так как переменна подача на зерно $s_{z1} \neq s_{z2} \dots \neq s_{zn}$ из-за разносторонности зубьев и переменного расстояния между ними. Переменная толщина срезаемой стружки будет иметь место при условии, что каждое последующее зерно попадает во впадину после прохода предыдущего. Однако часть зерен будет попадать на выступающие не срезанные участки микропрофиля шлифуемой поверхности и срезать слои в виде сегментов (рис.9.7,*б*).

В реальном процессе шлифования основная масса снимаемых слоев будет иметь самую различную промежуточную форму, находящуюся между формами, приведенными на рис.9.7.

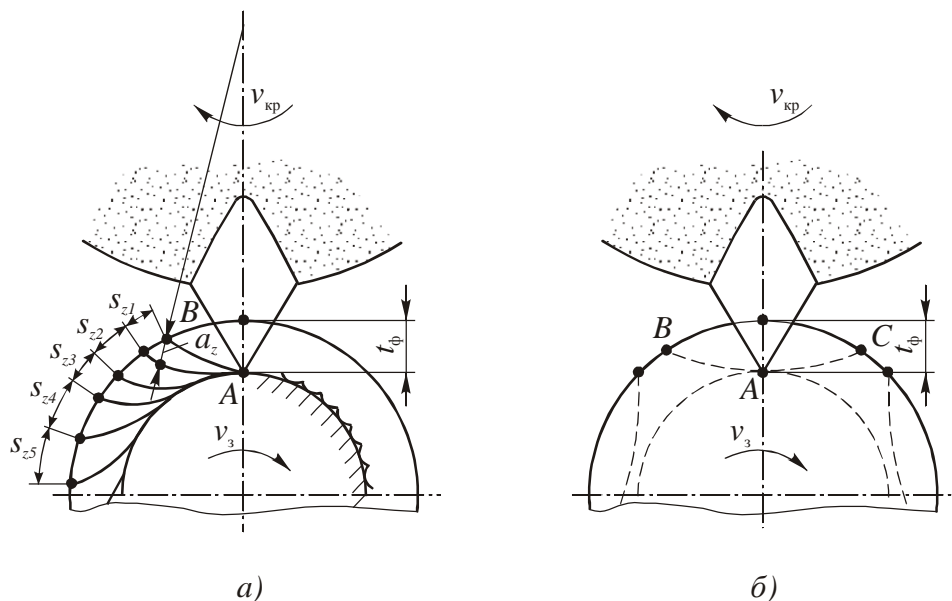


Рис.9.7. Форма стружек при наружном цилиндрическом шлифовании:
a – в виде запятой; *б* – сегментообразная

При снятии слоев первого типа подача на зерно, определяющая толщину стружки a_z равна:

$$s_z = \frac{v_3}{60n_{кр}z} = \frac{v_3}{60n_{кр} \frac{\pi d_{кр}}{l_{\phi}}} = \frac{v_3}{60v_{кр}} l_{\phi}, \quad (9.1)$$

где v_3 - окружная скорость заготовки, м/мин; $n_{кр}$ - частота вращения круга, об/с; z - число зерен по наружному периметру круга; l_{ϕ} - фактическое расстояние между зернами; $v_{кр}$ - окружная скорость круга, м/с.

Из уравнения (9.1) следует, что подача на зерно зависит от соотношения скоростей $v_3/v_{кр}$ и при заданной скорости круга подача на зерно тем больше, чем больше скорость заготовки.

В результате теоретических и экспериментальных исследований, выполненных Е.Н. Масловым [16], была установлена обобщенная формула для

определения средней толщины срезаемого слоя одним абразивным зерном для различных схем шлифования:

$$a_z^{cp} = \frac{v_3}{60v_{кр}} l_\phi \sqrt{t_\phi} \sqrt{\frac{1}{d_{кр}} + \frac{\alpha}{d_3}} \cdot \frac{s_{пр}}{B}, \text{ (мм)}, \quad (9.2)$$

где v_3 и $v_{кр}$ - соответственно, скорость заготовки и круга, м/мин и м/с; l_ϕ - фактическое расстояние между зернами, мм; t_ϕ - фактическая глубина резания зерном, мм; $s_{пр}$ - продольная подача заготовки, мм/об; B - ширина (высота) шлифовального круга, мм; α - коэффициент, $\alpha = 1$ – наружное круглое шлифование, $\alpha = (-1)$ — внутреннее шлифования ($d_{кр} < d_3$), $\alpha = 0$ - плоское шлифование.

Минимальная толщина слоя, срезаемого одним зерном, зависит от отношения a_z / ρ , то есть от остроты зерна и механических свойств обрабатываемого материала.

В уравнении (9.2) величины t_ϕ и l_ϕ являются переменными, зависящими от многих условий обработки, в том числе от зернистости круга, разноразмерности зерен, степени затупления зерен круга и других факторов. Фактическую глубину резания одним зерном можно представить, как

$$t_\phi = nt,$$

где t - номинальная глубина резания, равная поперечной подаче; n - число проходов круга, необходимое для получения стабильно повторяющегося микропрофиля обработанной поверхности.

Обычно в зависимости от зернистости круга, степени разноразмерности и затупления зерен $n = 1 \dots 12$. Число проходов круга определяют экспериментально. Так, например, для зернистости 25 - $n = 8$, а для зернистости 80 - $n = 12$. Фактическое расстояние между зернами $l_\phi \approx 3,5l_0$, где l_0 - наиболее вероятный средний размер зерна в поперечном сечении.

Анализ уравнения (9.2) показывает, что наибольшее влияние на величину a_z оказывает скорость вращения заготовки. При $v_{кр} = \text{const}$ толщина

среза на одно зерно, а, следовательно, силовая нагрузка возрастает. Также пропорционально с увеличением продольной подачи $s_{пр}$ увеличивается a_z . При этом увеличение поперечной подачи ($t_{ф} = s_{поп}$) в два раза вызывает увеличение a_z лишь в $\sqrt{2}=1,4$ раза.

При увеличении скорости круга $v_{кр}$ величина a_z уменьшается, а при одновременном пропорциональном увеличении скоростей v_3 и $v_{кр}$ величина a_z остается неизменной.

На величину a_z влияет также схема шлифования. Так, например, при круглом наружном и внутреннем шлифовании, а так же при плоском шлифовании периферией круга из уравнения (9.2) следует, что

$$a_{z_{вн}} : a_{z_{пл}} : a_{z_{н}} = \sqrt{\frac{d_3 - d_{кр}}{d_{кр} d_3}} : \sqrt{\frac{1}{d_{кр}}} : \sqrt{\frac{d_{кр} - d_3}{d_{кр} d_3}}.$$

Следовательно, при всех прочих равных условиях $a_{z_{н}} > a_{z_{пл}} > a_{z_{вн}}$. Это означает, что один и тот же круг будет быстрее изнашиваться при наружном шлифовании, чем при плоском и, тем более, при внутреннем шлифовании.

Влияние диаметров круга и заготовки на толщину срезаемого слоя является достаточно сложным. Так, например, при $v_{кр} = \text{const}$ уменьшение $d_{кр}$ незначительно влияет на a_z , но при $n_{кр} = \text{const}$ уменьшение круга вызывает резкое увеличение a_z , особенно, когда $d_{кр} \leq 250$ мм, так как при этом уменьшается $v_{кр}$ и одновременно подкоренная величина уравнения (9.2).

Расчеты, выполненные по уравнению (9.2), показывают [16], что в зависимости от условий шлифования средняя толщина среза a_z может существенно изменяться, хотя при этом она и составляет весьма малую величину, находящуюся в пределах от десятых долей до 100 мкм (при поперечной подаче).

9.3. Силы резания и мощность при шлифовании

Результирующая сила резания на шлифовальном круге R , как и при точении, может быть разложена на P_z - тангенциальную, P_y - радиальную и P_x - осевую (подачи) составляющие (рис.9.8). При этом

$$\bar{R} = \bar{P}_z + \bar{P}_x + \bar{P}_y.$$

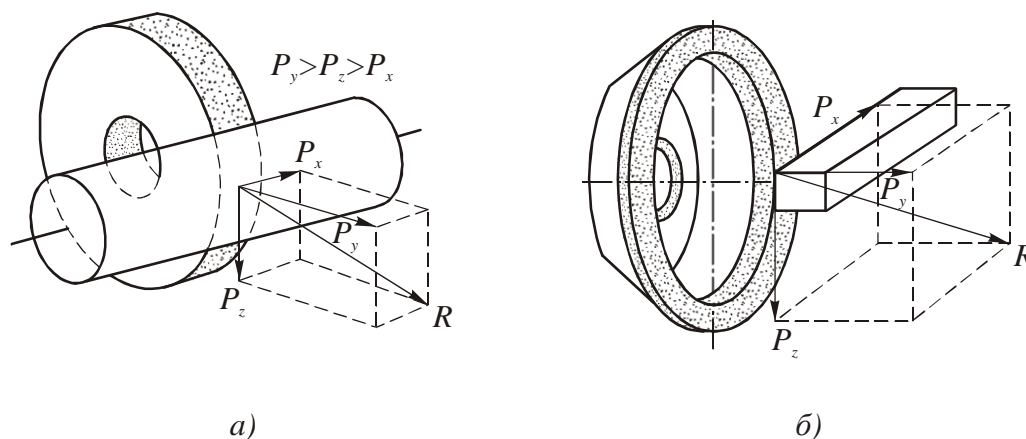


Рис.9.8. Составляющие результирующей силы резания R при:
 а – круглом наружном шлифовании; б – плоском шлифовании торцом круга

При микрорезании большим количеством зерен с отрицательными передними углами и снятием очень тонких стружек резко возрастает радиальная составляющая P_y , которая превышает тангенциальную составляющую P_z в 2...3 раза.

Величина тангенциальной составляющей может быть определена по затраченной мощности:

$$P_z = 1000Ne / v_{кр},$$

где Ne - затраченная мощность, кВт; $v_{кр}$ - скорость абразивного круга, м/с.

Путем измерения с помощью динамометра тангенциальной составляющей P_z были найдены эмпирические уравнения как для расчета затраченной мощности Ne , так и для расчета тангенциальной составляющей P_z для различных схем шлифования. Например, эмпирическое уравнение для

расчета затраченной мощности при круглом наружном шлифовании с продольной подачей имеет вид

$$Ne = 0,208(v_3 s_{\text{пр}} s_{\text{поп}})^{0,7} d_{\text{кр}}^{0,25} B^{0,25} K_1 K_2, \quad (9.3)$$

где K_1 - коэффициент, учитывающий твердость круга, от $K_1=0,9$ (мягкие круги твердостью М2...М3) до $K_1=1,58$ (сверхтвердые круги твердостью Т1...СТ3); K_2 - коэффициент, учитывающий обрабатываемый материал, $K_2=0,9$ - чугун, $K_2=1$ - незакаленные стали, $K_2=1,1$ - закаленные стали, $K_2=1,2$ - жаропрочные стали.

Используя уравнение (9.3) можно получить уравнение для расчета тангенциальной составляющей P_z . Например, при круглом наружном шлифовании электрокорундовым кругом диаметром $d_{\text{кр}}=500$ мм, шириной $B=40$ мм и скоростью круга $v_{\text{кр}}=30$ м/с

$$P_z = C_{Pz} v_3^{0,7} s_{\text{пр}}^{0,7} s_{\text{поп}}^{0,6} K_1 K_2. \quad (9.4)$$

При этом продольная подача $s_{\text{пр}}=(0,6...0,8)B$, мм/об;
 $s_{\text{поп}}=0,005...0,05$, мм/дв.ход.

Тангенциальная составляющая силы резания P_z при шлифовании из-за малых величин срезаемого припуска обычно невелика и равна примерно 200...500 Н. При скоростном и силовом шлифовании затраченная мощность из-за большой скорости резания, определяемой $v_{\text{кр}}$, достаточно велика и достигает нескольких и даже десятков киловатт. Поэтому из-за больших потребляемых мощностей шлифования удельные затраты энергии на единицу снимаемого объема припуска примерно в 10 раз выше, чем при лезвийной обработке.

Осевую составляющую P_x обычно не рассчитывают из-за ее малой величины ($P_x < P_z$), что объясняется малыми углами в плане режущих зерен круга.

Силы резания при алмазном шлифовании труднообрабатываемых материалов (твердые сплавы, керамика и др.) значительно (в 3...5 раз) меньше, чем при обработке кругами из карбида кремния. Это объясняется большой остротой алмазных зерен ($\rho \approx 2...5$ мкм), повышенной (в 3 раза) микротвердостью, более высоким коэффициентом теплопроводности (в 10 и более раз) и низким коэффициентом трения ($\mu = 0,1...0,2$). При этом увеличение концентрации зерен от 25 до 100% приводит к снижению силы резания в 4...5 раз.

9.4. Износ и стойкость шлифовальных кругов.

Расчет режимов резания при шлифовании

Наиболее характерными видами износа шлифовальных кругов являются: 1) скругление вершин выступающих зерен и их раскалывание при возрастающей нагрузке; 2) вырывание зерен из связки и обновление в процессе самозатачивания; 3) истирание связки в поверхностных слоях круга; 4) забивание (засаливание) пор и пространства между зернами мелкой стружкой и продуктами износа.

При износе путем истирания зерен имеют место все виды износа, характерные для лезвийных инструментов: абразивный, адгезионный, диффузионный и химический. На интенсивность износа зерен и связки кругов влияют режим шлифования и температура резания, достигающая больших значений (1000...1600°C). Однако с повышением температуры микротвердость абразивных зерен уменьшается. Так, например, при температуре 1200°C микротвердость зерен карбида кремния снижается в 3 раза по сравнению с микротвердостью, замеренной при комнатной температуре. При этом ослабевают прочность закрепления зерен в связке.

При адгезионном износе происходит схватывание между материалом зерен и обрабатываемым материалом, которое приводит к разрушению зерен путем отрыва их частиц.

При высоких температурах (более 900...1000°C) возможен диффузионный износ абразивных зерен. Установлено, например, что при шлифовании

титановых сплавов при высоких температурах образуются химические соединения титана с углеродом, кремнием и алюминием, которые входят в состав абразивных зерен. Это приводит к резкому увеличению интенсивности износа кругов. Для уменьшения химической активности титана применяют специальные составы СОЖ, которые не только повышают теплоотвод, но и образуют защитные пленки. При этом больший эффект достигается при подаче СОЖ через поры шлифовального круга.

Известно, что практически вся механическая мощность при шлифовании, как и при любом виде резания, преобразуется в теплоту и распределяется между заготовкой, кругом, стружкой и охлаждающей средой. Лишь незначительная часть теплоты уходит на излучение.

Расчетами и экспериментами установлено, что в зависимости от условий шлифования в заготовку уходит 60...80% выделившейся теплоты, в стружку – 1...30%, а в абразивный круг – 10...13%.

При шлифовании различают следующие температуры: 1) мгновенная, образующаяся непосредственно в зоне микрорезания и являющаяся высокой и кратковременной; 2) контактная, в зоне контакта круга с заготовкой; 3) средняя, на шлифуемой поверхности заготовки.

Измерить экспериментально мгновенную температуру при высоких скоростях резания довольно затруднительно. Однако ее можно определить косвенным путем, например, по структурным превращениям в тончайших поверхностных слоях обработанной поверхности. При шлифовании весьма прочных материалов (например, закаленных сталей) мгновенная температура находится в пределах от 1000°С до температуры плавления обрабатываемого материала. Об этом наглядно свидетельствует поток искр, летящих из зоны резания, даже при обильном охлаждении.

Контактная температура значительно меньше мгновенной температуры (особенно при использовании СОЖ на водной основе) в связи с интенсивным отводом теплоты из зоны контакта круга с заготовкой, главным образом в заготовку, имеющую, как правило, большую массу при очень малом объеме

граничного слоя, получившего высокую степень нагрева. Контактная температура влияет на величину остаточных напряжений и определяет возможность появления прижогов в поверхностных слоях детали. В зависимости от условий шлифования и теплопроводности обрабатываемого материала контактная температура находится в пределах 200...1000°С.

Средняя температура заготовки изменяется в пределах 20...350°С и влияет на точность обработки, так как вызывает тепловые деформации детали.

При алмазном шлифовании из-за высокой твердости алмазных зерен, их высокой теплопроводности и более низкого коэффициента трения все три вида температур значительно ниже, чем при абразивном шлифовании. Это относится и к кругам, оснащенным эльбором, который, хотя несколько уступает алмазу по твердости, но из-за отсутствия химического сродства с железом при прочих равных условиях вызывает температуры в 1,5...2 раза меньшие, чем при алмазном шлифовании.

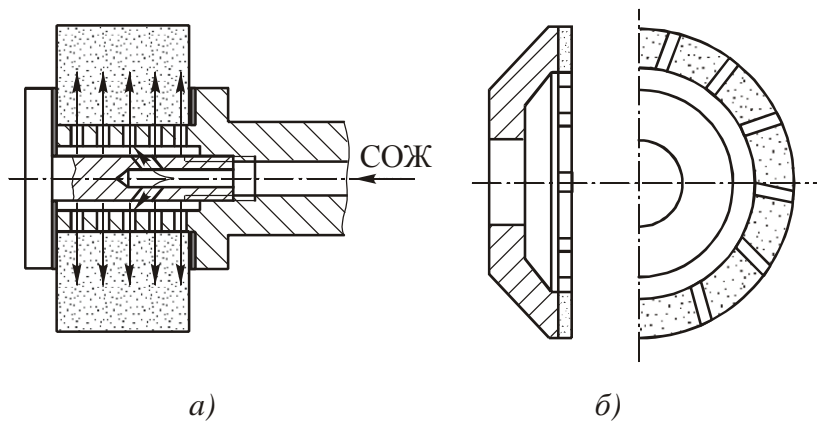


Рис.9.9. Способы снижения контактной температуры при шлифовании: *а* – подачей СОЖ через поры круга; *б* – применением кругов с прерывистой рабочей поверхностью

Большое влияние на контактную температуру, а, следовательно, и на износ круга оказывает СОЖ. Например, использование в качестве СОЖ 3%-ного водного раствора соды позволяет снизить контактную температуру в 1,5...2,0 раза по сравнению с работой без охлаждения.

Особенно большой эффект по предотвращению прижогов обеспечивает подача СОЖ через поры круга, для чего используют специальные высокопористые круги (рис.9.9,*а*).

Для снижения температуры резания, повышения стойкости круга, а, следовательно, и производительности, были разработаны и получили широкое применение круги с прерывистой рабочей поверхностью (рис.9.9, б).

По мере изнашивания рабочие поверхности шлифовальных кругов постепенно теряют свою форму и размеры. При этом наиболее интенсивно изнашиваются места угловых переходов и выступающих частей кругов. Так, например, круги прямого профиля (тип 1), работающие при круглом наружном и плоском шлифовании с продольной подачей, изнашиваются неравномерно по всей ширине и в основном по угловым участкам B_1 и B_2 (рис.9.10). Это может привести к появлению погрешностей формы и размеров детали и, особенно, при шлифовании фасонных поверхностей.

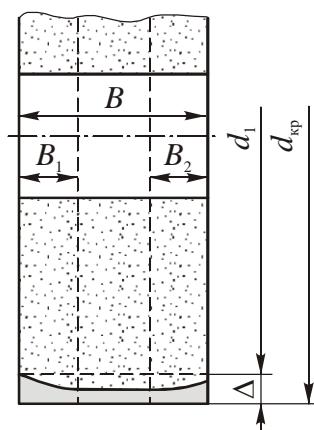


Рис.9.10. Характер износа шлифовального круга при круглом и плоском (периферией круга) шлифовании

Для восстановления режущей способности кругов, например, после засаливания и износа абразивных зерен, а также для восстановления формы рабочих поверхностей кругов производится их периодическая правка с помощью звездочек (шарошек) из закаленной инструментальной стали, твердосплавных дисков, а на ответственных чистовых операциях с помощью алмазных карандашей.

Фасонные профили кругов правят также методом обката с помощью роликов, оснащенных алмазами. При этом на правку расходуется до 45...90% объема абразивного круга. Минимальная толщина слоя, удаляемого при правке, равна $(0,15...0,20)d_{\text{зер}}$, где $d_{\text{зер}}$ - средний размер абразивного зерна, мм.

Время работы абразивного инструмента между двумя правками характеризует его стойкость, которая в зависимости от требуемой точности детали, шероховатости ее поверхности, режима резания и характеристик инструмента обычно невелика и составляет 5...40 мин.

Стойкость эльборовых кругов при шлифовании стали примерно в 50 раз выше стойкости абразивных кругов из корунда. При этом эльборовые круги на керамической связке не засаливаются и не требуют правки.

Результаты экспериментов по изучению стойкости шлифовальных кругов позволили получить обобщенные формулы для ее определения. Например, формула для определения стойкости при круглом наружном шлифовании с продольной подачей имеет вид

$$T = \frac{C_T d_3^{0,6}}{v_3^{1,8} t^{1,1} s^{1,8}}, \quad (9.5)$$

где C_T - коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала, $C_T=2260$ для закаленной стали, $C_T=2550$ для незакаленной стали, $C_T=2870$ для чугуна.

Формула (9.5) получена для случая шлифования электрокорундовыми кругами со скоростью $v_{кр}=60$ м/с. Из этой формулы следует, что на стойкость кругов основное влияние оказывает нагрузка на зерно, определяемая размерами срезаемого слоя. При этом следует помнить, что формула (9.5) не учитывает такие характеристики круга, как зернистость, твердость и структура и поэтому неточна.

Критериями затупления шлифовальных кругов являются внешние и косвенные признаки снижения режущих способностей круга: повышение затраченной мощности, возникновение вибраций, шума или появление следов дробления на обработанной поверхности и др. При «засаливании» круга возникают большие силы трения между кругом и поверхностью резания, резко снижается интенсивность съема металла и увеличивается контактная температура, которая может вызвать образование микротрещин и изменение структуры в поверхностном слое детали. При этом нарушается процесс самозатачивания круга и тогда обработку прекращают.

При неправильно выбранной твердости круга наблюдается его интенсивный износ и потеря формы, так называемое «осыпание», при котором из

круга преждевременно удаляются незатупленные зерна. С осыпанием кругов борются путем правильного выбора режима шлифования, изменением твердости круга, подбором СОЖ и способов ее подвода, а также путем применения кругов с прерывистой рабочей поверхностью и др.

Для повышения твердости кругов на керамической связке иногда применяют пропитку инструмента, например, в растворе бакелитового лака. Это приводит к увеличению твердости круга на 2...3 степени. При необходимости снижения твердости этих же инструментов их кипятят в течение 3...150 минут в 20%-ном водном растворе каустической соды.

Показателем эффективности процесса шлифования является коэффициент удельной производительности

$$g = \frac{Q_m}{Q_a},$$

где Q_m - объем снятого материала, мм³/мин; Q_a - износ инструмента, мм³/мин.

Для обычных абразивных материалов удельная производительность колеблется в пределах 4:1...200:1, а для алмазных кругов – в пределах 75:1...400:1.

По величине удельной производительности можно рассчитать требуемое количество инструмента на обработку.

Используют и другие показатели эффективности процесса шлифования, такие как затрата энергии на единицу объема снятого металла, период стойкости круга, шероховатость обработанной поверхности и т. д.

Режим резания при шлифовании определяют в следующем порядке:

1. Выбирают характеристики шлифовального круга: размеры, форму, зернистость, связку и т.д. в зависимости от условий обработки и требуемой точности и шероховатости обработанной поверхности.

2. Назначают глубину t или поперечную подачу $s_{\text{поп}}$, продольную подачу $s_{\text{пр}}$ в долях ширины круга и скорость вращения заготовки с учетом схемы

шлифования.

Припуск на шлифование зависит от вида обработки. Обычно припуск снимают за 3 операции: 1) предварительную (0,5...0,6 припуска); 2) чистовую (0,30...0,35 припуска); 3) окончательную (0,05...0,10 припуска). На окончательной операции с целью снижения шероховатости часто предусматривают зачистку (выхаживание), то есть шлифование с нулевой толщиной среза за несколько проходов.

Например, при круглом наружном шлифовании рекомендуют задавать на предварительной операции припуск до 1 мм, $s_{пр} = 10...30$ м/мин, $s_{поп} = 0,01...0,025$ мм/дв.ход, а на окончательной операции - припуск 0,05...0,20 мм, $s_{пр} = 5...20$ м/мин, $s_{поп} = 0,005...0,02$ мм/дв.ход [31].

Для достижения наибольшей производительности подачу и скорость заготовки назначают небольшими с учетом допускаемых значений шероховатости обработанной поверхности и точности детали.

По рекомендациям [31] скорость заготовки v_z , м/мин рассчитывают по формуле $v_z = qv_{кр}$, где $v_{кр}$ - скорость круга, м/с. Например, при круглом шлифовании стали кругами из электрокорунда $q = 125$; при шлифовании чугуна карбидом кремния $q = 100$; меди, бронзы, латуни - $q = 80$; мягких сплавов - $q = 50$.

3. Назначают скорость резания, определяемую скоростью круга $v_{кр}$, м/с. При этом учитывают влияние скорости круга $v_{кр}$ на шероховатость, точность обработки, нагрузку на зерно a_z (формула (9.2)) и скорость круга, допускаемую его прочностью, которая указана на маркировке круга. Так, например, допускаемая скорость кругов из электрокорунда на керамической связке $v_{кр} = 20...35$ м/с, кругов для скоростного шлифования - $v_{кр} > 40$ м/с, а отрезных кругов на вулканической связке - $v_{кр} = 60$ м/с.

При назначении скорости резания следует учитывать, что с увеличением скорости круга шероховатость обработанной поверхности снижается,

температура резания увеличивается и возникает опасность появления прижогов. Для сохранения нагрузки на зерно скорость заготовки необходимо увеличивать пропорционально скорости круга. При этом обеспечивается повышение объема срезаемого припуска при круглом шлифовании $w = \pi d_3 n_3 t s$, мм³/мин.

4. Корректируют в соответствии с возможностями кинематики шлифовального станка назначенные параметры режима шлифования.

5. Рассчитывают составляющие силы резания P_z и P_y и потребляемую мощность по уравнениям (9.3) и (9.4).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Армарего И.Дж., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. М.: Машиностроение, 1977. 326 с.
2. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. М.: Машгиз, 1962. 152 с.
3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344с.
4. Васильев А.С., Дальский А.М., Золотаревский Ю.Н., Кондаков А.И. Направленное формирование свойств изделий машиностроения / Под ред. А.И. Кондакова. М.: Машиностроение, 2005. 352 с.
5. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
6. Верещака Д.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
7. Виноградов А.А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых материалов твердосплавными сверлами. Киев: Наукова думка, 1985. 263 с.
8. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. М.: Высшая школа, 1985. 304 с.
9. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов. М.: Машгиз, 1954. 276 с.
10. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 367 с.
11. Кожевников Д.В. Некоторые вопросы механики процесса косоугольного резания стали. // Известия вузов. Машиностроение. 1960, № 6, С.139...148.
12. Кожевников Д.В., Гречишников В.А., Кирсанов С.В. и др. Режущий инструмент / Под ред. С.В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2005. 527 с.

13. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А., Соусь А.В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. Минск: Наука и техника, 1972. 269 с.
14. Куфарев Г.Л., Окенов К.Б., Говорухин В.А. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании. Фрунзе: Мектеп, 1970. 172с.
15. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
16. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.
17. Обработка металлов резанием: Справочник технолога / А.А. Панов, В.В. Аникин, Н.Г. Бойм и др.; Под общ. ред. А.А. Панова. М.: Машиностроение, 2004. 784 с.
18. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник в 2-х т. Т.1 / А.Д. Локтев, И.Ф. Гушин, В.А. Батуев и др. М.: Машиностроение, 1991. 640 с.
19. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник в 2-х т. Т.2 / А.Д. Локтев, И.Ф. Гушин, В.А. Батуев и др. М.: Машиностроение, 1991. 304 с.
20. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. М.: Машиностроение, 1969. 151 с.
21. Полетика М.Ф. Теория резания. Механика процесса резания. Часть 1. Томск: Изд-во ТПУ, 2001. 202 с.
22. Развитие науки о резании металлов / В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев и др. М.: Машиностроение, 1967. 416с.
23. Режимы резания металлов: Справочник Ю.В. Барановский, Л.А. Брахман, А.И. Гдалевич и др. М.: НИИТавтопром, 1995. 456 с.
24. Резание и инструмент / Под ред. А.М. Розенберга. М.: Машиностроение, 1964. 228 с.
25. Резников А.Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288с.

26. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
27. Розенберг А.М. Динамика фрезерования. М.: Советская наука. 1945. 360 с.
28. Розенберг А.М., Еремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 320 с.
29. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. Киев: Наукова думка, 1990. 320 с.
30. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под общ.ред. С.Г. Энтелиса, Э.М. Берлинера. М.: Машиностроение, 1995. 496 с.
31. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ.ред. И.А. Ординарцева. Л.: Машиностроение, 1987. 846 с.
32. Справочник конструктора-инструментальщика / Под общ.ред. В.А. Гречишникова и С.В. Кирсанова. М.: Машиностроение, 2006. 720 с.
33. Трент Е.М. Резание металлов. М.: Машиностроение, 1980. 264 с.
34. Филоненко С.Н. Резание металлов. Киев: Техніка, 1975. 231 с.
35. Ящерицын П.И., Фельдштейн Е.Э., Корниевич М.А. Теория резания. Минск: Новое знание, 2005. 512 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ	4
1.1. Виды обработки материалов резанием	4
1.2. Кинематика продольного точения, геометрические параметры токарного резца и размеры срезаемого слоя	5
2. СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ	15
2.1. Деформации срезаемого слоя при свободном прямоугольном резании	15
2.2. Напряжения и силы при стружкообразовании	29
2.3. Контактные процессы на передней и задней поверхностях инструмента	36
2.4. Наростообразование при резании металлов	51
2.5. Энергия и работа, затрачиваемые на процесс резания	56
3. СЛОЖНЫЕ СХЕМЫ РЕЗАНИЯ	60
3.1. Косоугольное резание	60
3.2. Несвободное резание	75
3.3. Качество поверхностного слоя, обработанного резанием	86
3.4. Некоторые современные направления совершенствования обработки материалов резанием	91
4. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ	98
4.1. Источники образования теплоты и уравнение теплового баланса при резании	99
4.2. Температура резания и способы ее измерения. Влияние на температуру режимов резания	103
4.3. Принципы аналитического определения температурных полей в зоне резания	112
5. ПРОЧНОСТЬ И ИЗНОС РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ	127
5.1. Инструментальные материалы	127

5.2. Прочность режущих инструментов	138
5.3. Физическая природа износа инструментов	143
5.4. Изменение формы клина режущего инструмента при износе.....	147
6. СТОЙКОСТЬ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ	152
6.1. Связь стойкости режущих инструментов с режимами резания	152
6.2. Влияние на стойкость геометрических параметров режущих инструментов	159
6.3. Расчет оптимальной скорости резания	163
6.4. Обрабатываемость материалов резанием	168
6.5. Применение смазочно-охлаждающих технологических средств при резании материалов	177
7. ФРЕЗЕРОВАНИЕ.....	190
7.1. Схемы резания, применяемые при фрезеровании. Геометрические параметры зубьев фрез и параметры срезаемых слоев.....	190
7.2. Толщина срезаемого слоя на винтовом зубе цилиндрической фрезы. Условие равномерного фрезерования.....	196
7.3. Силы резания, работа и мощность при цилиндрическом фрезеровании.....	198
7.4. Силы и мощность при торцовом фрезеровании	208
7.5. Износ и стойкость фрез. Особенности расчета режимов резания при фрезеровании	212
8. СВЕРЛЕНИЕ	218
8.1. Конструктивные и геометрические параметры спиральных сверл и размеры срезаемого слоя	218
8.2. Распределение температуры резания и усадки стружки по длине главных режущих кромок спирального сверла	226
8.3. Составляющие силы резания при сверлении.....	229
8.4. Износ и стойкость сверл. Расчет режимов резания при сверлении	235
9. ШЛИФОВАНИЕ	244

9.1. Характеристики шлифовальных инструментов	244
9.2. Особенности процесса резания при шлифовании	249
9.3. Силы резания и мощность при шлифовании	257
9.4. Износ и стойкость шлифовальных кругов. Расчет режимов резания при шлифовании	259
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	267

Учебное издание

Дмитрий Васильевич Кожевников

Сергей Васильевич Кирсанов

РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Редактор

Художественный редактор

Корректор

Компьютерный набор и графика *Л.А. Оголь*

Компьютерная верстка

Сдано в набор	Подписано в печать	.
Формат	Бумага	Печать
Гарнитура Times New Roman.	Усл.печ.л.	Уч.-изд. л.
Тираж	экз.	Заказ №