

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ТЕОРИЯ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ И ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

*В десяти томах
под общей редакцией
Ф.В. Новикова и А.В. Якимова*

Том 3

Резание материалов лезвийными инструментами

Одесса 2003

УДК 621. 963

ББК 30.61

Н 73

Рецензенты: докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой Одесского Национального политехнического университета Усов А.В.

докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой Одесского Национального политехнического университета Подкорытов А.Н.

докт. техн. наук, проф. Национального технического университета «ХПИ» Сизый Ю.А.

Рекомендовано к печати Ученым советом Одесского Национального политехнического университета.

Протокол № 10 от 26 апреля 2002 г.

Авторский коллектив: **Новиков Ф. В.**, д.т.н. – введение, часть 1: гл.1; **Якимов А. В.**, д.т.н., проф. – часть 1: гл.1; **Новиков Г.В.**, к.т.н. – часть 1: гл.2; **Фадеев В.А.**, к.т.н., проф. – часть 1: гл.3; **Зубарь В.П.**, к.т.н., проф. – часть 2: гл.1; **Коломиец В.В.**, д.т.н., проф. – часть 2: гл.1, часть 3; **Кривошапка Ю.Н.**, к.э.н. – часть 1: гл.1; **Карюк Г.Г.**, д.т.н., проф. – часть 3; **Бочко А.В.**, д.т.н., проф. – часть 3; **Ямников А.С.**, д.т.н., проф. – часть 2: гл.3, 4; **Валиков Е.Н.**, д.т.н., проф. – часть 2: гл.4; **Гнатюк А.П.**, к.т.н., доц. – часть 2: гл.2; **Айрикян А.Л.**, к.т.н., доц. – часть 2: гл.2.

Н 73 Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. “Резание материалов лезвийными инструментами” – Одесса: ОНПУ, 2003.– 546 с.

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований процессов резания лезвийными инструментами. Определены пути повышения эффективности процессов резания, даны практические рекомендации.

Для специалистов машиностроительных предприятий, преподавателей и студентов высших учебных заведений.

Ил. 258, табл. 66, библиогр. 296 наим.

Приведено результати теоретичних і експериментальних досліджень процесів різання лезовими інструментами. Визначено шляхи підвищення ефективності процесів різання, дані практичні рекомендації.

Для фахівців машинобудівних підприємств, викладачів і студентів вищих навчальних закладів.

Іл. 258, табл. 66, бібліогр. 296 найм.

ББК 30.61

ISBN 966 – 7810 – 33 – X

ISBN 966 – 7810 – 46 – 1

© Новиков Ф.В.

Якимов А.В.

Новиков Г.В. и др.

2003

ВВЕДЕНИЕ

Резание материалов в силу высокой эффективности и простоты реализации является основным способом формообразования поверхностей деталей машин. В отличие от физико-технических способов обработки, он не требует применения дополнительных источников энергии. Для его осуществления достаточно обеспечить превосходство физико-механических свойств инструментального материала над обрабатываемым материалом. Чем значительнее это превосходство, тем выше показатели обработки.

По сути, вся история развития процессов резания связана главным образом с созданием и применением новых инструментальных материалов, обладающих более высокой твердостью, прочностью, теплопроводностью, красностойкостью и другими важными свойствами. Переход от обычных инструментальных сталей к быстрорежущим сталям, твердым сплавам и минералокерамическим материалам, а затем к синтетическим сверхтвердым материалам позволил в десятки и сотни раз повысить производительность обработки и стойкость режущих инструментов, существенно улучшить качество и точность обработки.

Высокие физико-механические свойства инструментальных материалов являются необходимым, но недостаточным условием эффективной обработки. Для того чтобы в максимальной степени использовать потенциальные возможности инструментальных материалов, необходимо знать оптимальные условия их применения: геометрические параметры режущих инструментов, режимы резания и т.д., т.е. располагать глубокими знаниями о закономерностях процесса резания.

В настоящее время сформировалась достаточно полное научное представление о физической сущности процесса резания. Усилиями многих ученых разработана теория резания материалов, основанная в основном на результатах экспериментальных исследований. Вместе с тем, практика обработки материалов резанием непрерывно ставит все новые и новые задачи, решение которых с применением лишь эмпирических подходов затруднено. Процесс резания – чрезвычайно сложный процесс и для его изучения необходимо применение более общих теоретических (аналитических) подходов. Тем более, что процесс резания – это механический процесс, а механика, как известно, наиболее математически формализована из всех естественных наук.

Из этого вытекает, что дальнейшее развитие процессов резания материалов немыслимо без широкого применения фундаментальных решений механики, теплофизики и других наук, компьютерной техники и современного математического аппарата.

В работе даны аналитические решения по механике и теплофизике резания материалов, которые являются логическим продолжением решения класса задач, приведенных в первом и втором томах настоящего 10-ти томного издания. Приведенные решения позволяют с единых позиций представить процесс резания в виде замкнутой механической системы, функционирование которой подчинено основным законам механики. Используя решения, теоретически обоснованы наиболее предпочтительные пути повышения эффективности процессов резания и произведена оценка энергоемкости и производительности различных процессов механической и физико-технической обработки материалов; проведен сравнительный анализ закономерностей резания лезвийными и абразивными инструментами; предложена модель единого представления кинематики резания и т.д.

Наряду с аналитическими решениями, в работе приведены классические решения задач по обработке материалов резанием, которые основаны на эмпирических подходах. Такое сочетание решений, на наш взгляд, расширяет представление о физической сущности и технологических возможностях процессов резания лезвийными инструментами.

В работе также приведены результаты исследований ряда прогрессивных процессов резания лезвийными инструментами, получивших применение в промышленности: точение закаленных сталей резцами из эльбора-Р, сверление глубоких отверстий инструментами одностороннего резания, получение точных наружных и внутренних резьб мерными инструментами, производство конических колес. Даны основы механической обработки неоднородных материалов, которые широко используются на практике и относятся к труднообрабатываемым материалам. Большое внимание уделено резанию инструментами из синтетических сверхтвердых материалов.

Издание подготовлено в рамках Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”, проходящей в г. Харькове на базе Харьковской научно-производственной корпорации “ФЭД” два раза в год.

ЧАСТЬ 1

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ТЕОРИИ РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ ЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

ГЛАВА 1

ОСНОВНЫЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

1.1. КИНЕМАТИКА РЕЗАНИЯ

1.1.1. МОДЕЛЬ ЕДИНОГО ПРЕДСТАВЛЕНИЯ КИНЕМАТИКИ РЕЗАНИЯ

Процесс резания представляет собой упорядоченное разрушение обрабатываемого материала под действием механических нагрузок для формообразования геометрических поверхностей детали, предусмотренных ее чертежом. В курсе теории резания материалов изучаются в основном вопросы физики резания. Вопросы кинематики формообразования поверхностей относятся больше к курсу технологии машиностроения. Однако ни в одном из указанных курсов проблема кинематики резания в полном объеме не освещена, хотя, следуя логике, и курс теории резания, и курс технологии машиностроения должны начинаться постановкой задач по кинематике. Особенно это относится к теории резания материалов, где изучаются различные виды режущих инструментов, предназначенные специально для формообразования различных геометрических поверхностей деталей.

Детали машин, как правило, ограничены прямолинейными поверхностями и поверхностями тел вращения. Поэтому рассмотрим с единой позиции кинематические условия получения этих поверхностей при резании. Предположим, простейший инструмент – *резец* (представленный на рис. 1.1 условно призматическим стержнем) может совершать движения в трех взаимно перпендикулярных направлениях x, y, z . Для образования плоскости xoy на заготовке в процессе резания резцу достаточно сообщить два прямолинейных движения

в направлениях x и y . Данный вид обработки получил название *строгание*. Плоскость xoy на заготовке можно получить также в результате вращательного движения заготовки 1 и перемещения резца в направлении y . Обработка наружной поверхности заготовки производится по траектории, описываемой окружностью радиуса R . При $R \rightarrow \infty$ - приходим к первому случаю, когда резец совершает два прямолинейные движения в направлениях x, y .

При отрицательном значении радиуса R окружность принимает положение 2 (на рис. 1.1) и определяет внутреннюю обрабатываемую поверхность заготовки. Задавая вращательное движение заготовке и перемещение резца в направлении z , можно получить кольцевую канавку или произвести растачивание отверстия, а при $R < H < 2R$ (где H - условно ширина резца) – реализовать схему сверления.

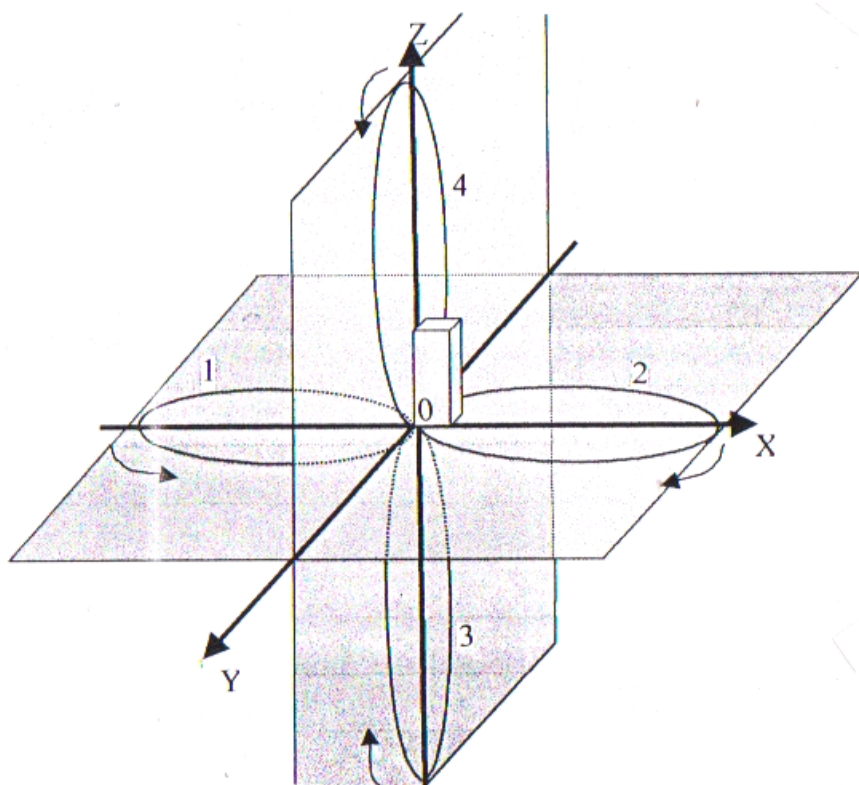


Рис. 1.1. Траектории движения обрабатываемых поверхностей заготовок в трехмерной системе координат.

При периодическом импульсном вращательном движении заготовки и перемещении резца в направлении z , можно нарезать зубья шестерне или пазы на внутренних или наружных поверхностях, что определяет известную кинематическую схему *долбления*.

Рассмотрим теперь положение окружности 3 радиусом R . Она

определяет траекторию формообразования наружной цилиндрической поверхности заготовки, основанной на вращательном движении заготовки и перемещении резца в направлении y . Данный вид обработки получил название *точение*. При вращении заготовки и перемещении резца в направлении z можно осуществить подрезку торца заготовки или разрезать заготовку на части.

При $R \rightarrow \infty$ приходим к рассмотренному выше случаю строгания, а при отрицательном значении радиуса R - к расточке внутренней цилиндрической поверхности 4. Реализуя заданную кинематику резания (положения окружности 3 и 4), можно производить формирование наружной и внутренней резьбы резцом, а также нарезание зубьев и пазов на наружной и внутренней поверхностях заготовки.

Таким образом, рассматривая вращательные движения заготовки в двух плоскостях xoy, xoz и прямолинейные движения резца в трех направлениях x, y, z , можно смоделировать все возможные виды обработки, выполняемые однолезвийным инструментом (резцом).

Рассмотрим кинематику резания многолезвийными инструментами. Предположим, рабочая часть осевого многолезвийного инструмента (фрезы) имеет вид окружности (положение 4). Сообщая инструменту вращательное и поступательные (в направлениях x и y) движения, можно обработать плоскость xoy на заготовке или нарезать паз шириной H (при вращательном и поступательном движении в направлении x). Данный вид обработки называется фрезерованием цилиндрической фрезой (может быть также распространен на фрезерование концевой фрезой).

Сообщая цилиндрической заготовке (положение окружности 3) вращение, а вращающейся фрезе - перемещение в направлениях z или y , можно прорезать паз или сформировать наружную поверхность на цилиндрической заготовке.

Если рассматривать $R \rightarrow \infty$, то приходим к предыдущему случаю формообразования фрезерования плоскости xoy на заготовке. При отрицательном значении радиуса R , приходим к обработке внутренней поверхности зенкерованием, развертыванием, сверлением, протягиванием или к нарезанию резьбы метчиком (сообщая при этом движение в направлении y соответствующему многолезвийному инструменту).

При отрицательном значении радиуса R окружности, определяющей положение 4 рабочей части многолезвийного инструмента,

приходим к инструменту с внутренним расположением режущих лезвий, которым можно обрабатывать наружную цилиндрическую поверхность (положение 3) по схеме охватывающего фрезерования или протягивания, а также нарезать наружную резьбу плашкой, резьбонарезной головкой и т.д.

Если установить резцы на торцовой поверхности многолезвийного инструмента (рабочая поверхность которого определяется положением окружности 1 радиуса R) и сообщить ему вращательное и поступательное движение в направлении x , то приходим к схеме торцового фрезерования. С помощью данной схемы можно обрабатывать плоскости и наружные цилиндрические поверхности (положение окружности 3). При $R \rightarrow \infty$ приходим, например, к схеме наружного протягивания.

Проведенный анализ будет справедлив, если рассматривать в качестве многолезвийного инструмента шлифовальный круг или другой осевой абразивный инструмент (хон и т.д.). Если положение окружности 4 определяет рабочую поверхность периферии шлифовального круга, то сообщая кругу вращательное и поступательные перемещения в направлениях x, y или z , приходим к известным схемам плоского, круглого наружного продольного и врезного шлифования цилиндрической вращающейся заготовки, описываемой положением окружности 3.

При отрицательном значении радиуса R окружности заготовки 3 приходим к схеме внутреннего шлифования, а также к схеме хонингования.

При отрицательном значении радиуса R окружности шлифовального круга 4 приходим к охватывающему шлифованию или схемам суперфинишной обработки, выполняемых с использованием абразивных брусков и т.д. Описывая положение торцовой рабочей поверхности круга окружностью 1, приходим к схеме торцового шлифования.

Таким образом, используя три поступательные движения инструмента в направлениях x, y, z , а также по два вращательных движения в плоскостях xoy, xoz , можно с единой позиции представить кинематику резания, т. е. все кинематические схемы резания. Данный подход, на наш взгляд, имеет важное значение. Во-первых, на его основе можно определить все возможные комбинации движений при обработке плоских и цилиндрических поверхностей и провести своего рода “ревизию” применяемых на практике комбинаций с целью

разработки новых кинематических схем обработки и конструкций инструментов. Во-вторых, появляется возможность с единой позиции математически описать параметры кинематики резания для всего многообразия кинематических схем резания, включая параметры срезаемого слоя, траектории перемещения инструмента и заготовки, кинематические изменения углов резания и т.д. В-третьих, появляется возможность наглядного геометрического представления трансформации кинематических схем резания, что особенно важно для учебного процесса.

Данный подход может быть использован при анализе и синтезе различных механических систем, связанных с передачей энергии, например, основанных на трении и зацеплении деталей машин и т.д.

1.1.2. КИНЕМАТИКА ФОРМИРОВАНИЯ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ

Рассмотрим наиболее простой в кинематическом отношении вид обработки – строгание. Предположим, необходимо обработать плоскость, удаляя слой припуска толщиной Π .

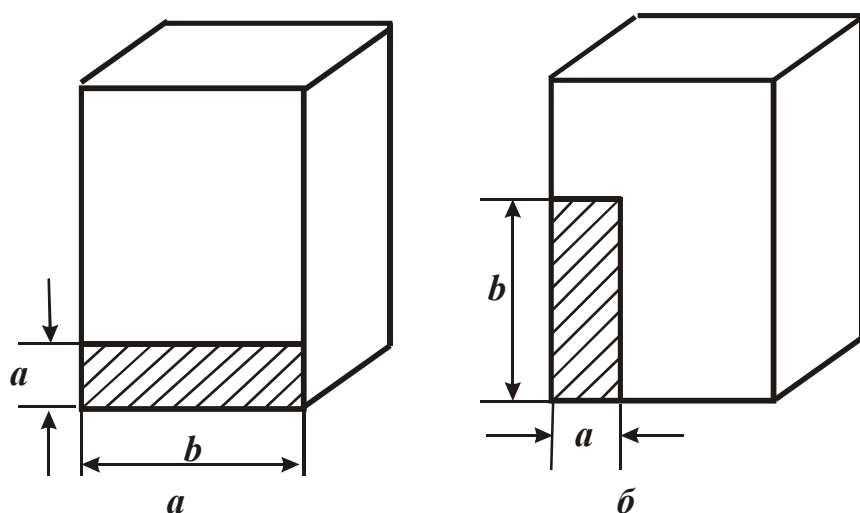


Рис. 1.2. Возможные формы среза.

Самый простой способ – это применение инструмента с широкой рабочей частью, позволяющего охватить по ширине весь припуск и удалить его за одно прямолинейное движение инструмента. Од-

нако на практике он применение не получил в связи с возникновением очень больших сил резания и проблематичностью создания высокомоментных станков и высокопрочных инструментов. Развитие получили способы обработки, основанные на использовании инструментов с небольшой шириной рабочей части. Съем припуска может осуществляться нижней (а) и боковой (б) гранями рабочей части инструмента с толщиной a и шириной b среза, как показано на рис. 1.2.

В первом случае припуск величиной Π снимается за Π/a про-

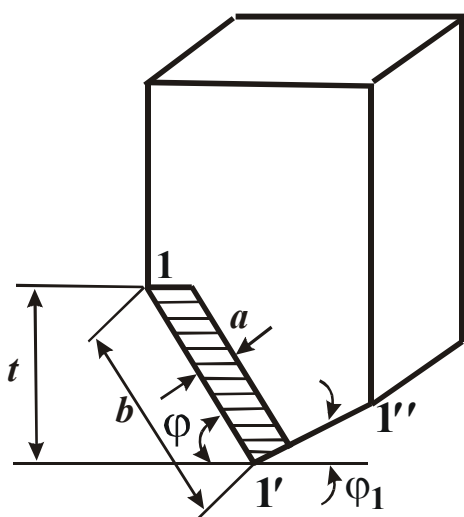


Рис. 1.3. Форма режущей части инструмента и форма среза.

дольных ходов инструмента. Во втором случае – за один ход инструмента с шириной среза b , равной (как правило) толщине снимаемого припуска Π . Очевидно, второй способ обработки более производителен, т.к. уменьшает количество проходов и соответственно вспомогательное время, затрачиваемое на реверсирование станка.

С целью снижения интенсивности нагрузок, действующих на инструмент (резец), предложено его рабочую часть видоизменить, режущее лезвие $1-1'$ расположить под углом $\varphi < 90^\circ$ (рис.1.3), ко-

торый получил название – главный угол резца в плане. Тогда толщина a и ширина b среза определяются

$$a = S \cdot \sin \varphi, \quad (1.1)$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi}, \quad (1.2)$$

где S – продольная подача, м; t – глубина резания (может быть меньше или равна величине снимаемого припуска Π), м.

С уменьшением угла φ толщина среза a уменьшается, а ширина среза b – увеличивается. Их произведение $a \cdot b = S \cdot t$, определяющее площадь поперечного сечения среза, не зависит от угла φ , а равно произведению подачи S на глубину резания t . Отсюда следует, что

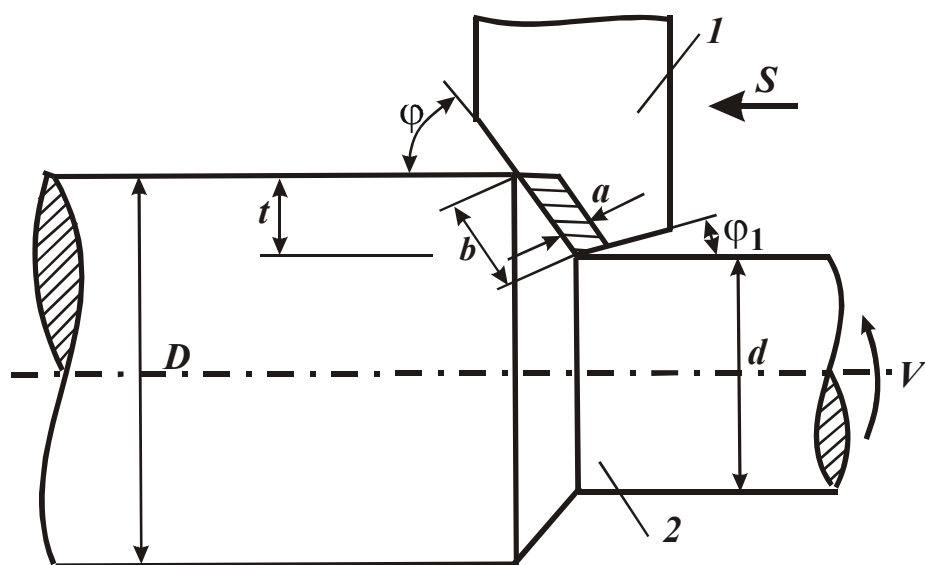


Рис. 1.4. Расчетная схема продольного точения: 1 – резец; 2 – заготовка.

создание наклона режущего лезвия (под углом $\varphi < 90^\circ$) позволяет за счет уменьшения толщины среза a уменьшить удельную нагрузку, приходящуюся на единицу шири-

ны среза, и тем самым повысить износостойкость инструмента.

На практике (при строгании, точении и других видах обработки) применяются три формы сечения срезаемого слоя:

- 1) $b < a$ (срезаемый слой – прямой),
- 2) $b = a$ (срезаемый слой – равнобокий),
- 3) $b > a$ (срезаемый слой – обратный).

Однако, случаи 2 и 3 встречаются редко.

Срезаемый слой при продольном точении резцом схематично показан на рис. 1.4. Толщина a и ширина b среза определяются зависимостями (1.1) и (1.2). Глубина резания равна $t = \frac{D-d}{2}$, где D - диаметр обрабатываемой поверхности; d - диаметр обработанной поверхности.

Рассмотрим формирование срезаемого слоя при резании многолезвийными инструментами – цилиндрической и торцевой фрезами.

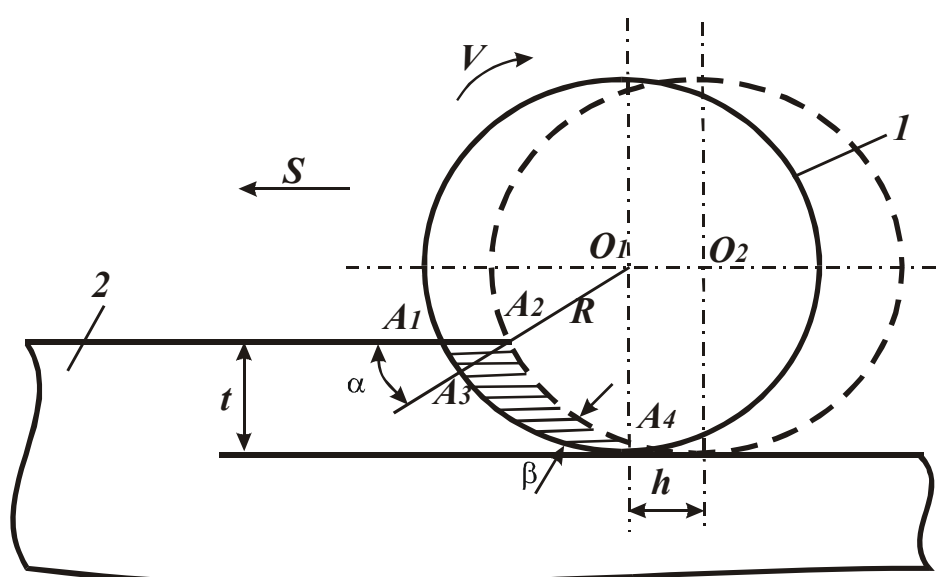


Рис. 1.5. Расчетная схема цилиндрического фрезерования: 1 – фреза; 2 – обрабатываемый материал.

На рис.1. 5 показаны два положения наружной поверхности цилиндрической фрезы, соответствующие времени прохождения точек A_1 и A_2 двумя соседними зубьями фрезы. За-

штрихованным показан срезаемый слой. Как видим, толщина срезаемого слоя переменна, изменяется от нуля до максимального значения

$$a_{max} = A_2A_3 = A_1A_2 \cdot \cos \alpha. \quad (1.3)$$

Отрезок A_1A_2 равен длине пути $h = S \cdot \tau$, пройденной фрезой, где S - подача, м/с; $\tau = l/V$ - время, с; l - расстояние между двумя соседними зубьями фрезы, м; V - скорость резания, м/с. Для определения $\cos \alpha$ воспользуемся тригонометрическим условием: $R - t = R \cdot \sin \alpha$, где R - радиус фрезы, м. Тогда $\sin \alpha = 1 - t/R$; $\cos \alpha = \sqrt{2t/R}$. Окончательно максимальная толщина среза a_{max} вы-

разится

$$a_{max} = \frac{2l \cdot S}{V} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\phi}}}, \quad (1.4)$$

где $D_{\phi} = 2R$ - диаметр фрезы, м.

Уменьшить a_{max} можно уменьшением параметров l, S, t и увеличением V, D_{ϕ} . Исходя из зависимости (1.3), наибольшее значение a_{max} достигается при $\alpha = 0 \rightarrow a_{max} = A_1 A_2$. Приведенное условие выполняется, как правило, при резании торцевой фрезой, когда ширина фрезерования может быть равна диаметру фрезы. Зависимость (1.4) в этом случае (при $t = 0,5 D_{\phi}$) принимает вид

$$a_{max} = \frac{l \cdot S}{V}. \quad (1.5)$$

Для того чтобы уменьшить максимальную толщину среза при торцевом фрезеровании, режущие зубья выполняют в форме резца с наклонным лезвием (под углом $\varphi < 90^\circ$), как показано на рис. 1.3.

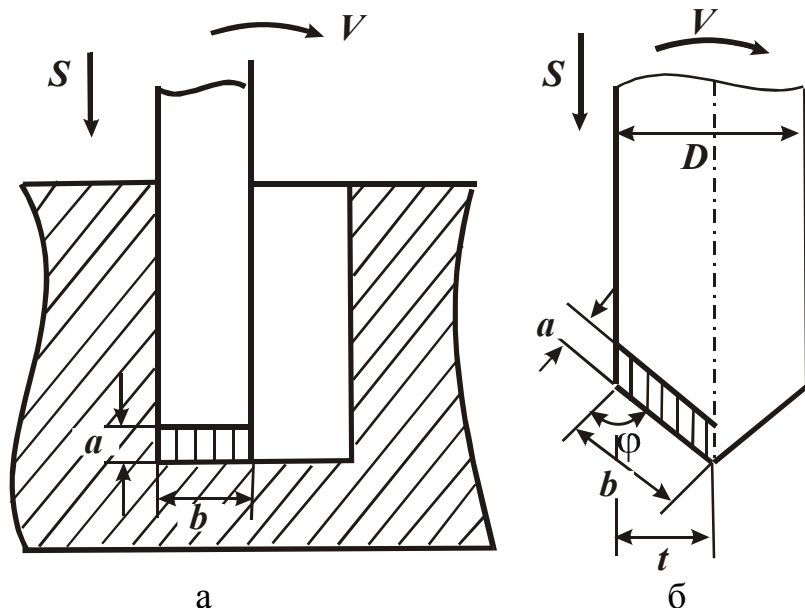


Рис. 1.6. Расчетная схема сверления.

На рис. 1.6,а показаны параметры среза a и b при сверлении инструментом (резцом) с одним лезвием. Глубина резания t , в данном случае, равна ширине среза b . Для того чтобы уменьшить толщину среза, режущее лезвие резца располагают под наклоном (под углом $\varphi < 90^\circ$), по аналогии

со схематичным представлением резца, показанным на рис.1.3. Толщина среза - $a = S \cdot \sin \varphi$, ширина среза - $b = D / 2 \sin \varphi$, глубина резания - $t = D / 2$, где D - диаметр сверла, м; S - подача, м. При рассверливании отверстия диаметром d глубина резания равна $t = (D - d) / 2$. При сверлении инструментом с двумя лезвиями толщина среза a будет в два раза меньше, т.е. $a = (S \cdot \sin \varphi) / 2$.

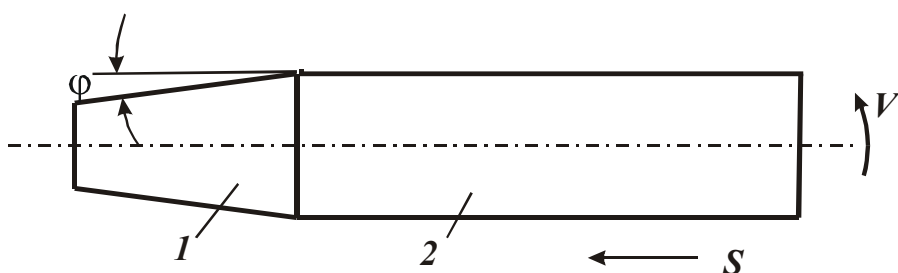


Рис. 1.7. Принципиальная схема конструкции осевого многолезвийного инструмента для обработки отверстия: 1 – заборная часть; 2 – калибрующая часть.

Приведенная выше форма режущей части сверла (рис. 1.6,б) используется и в других конструкциях осевых многолезвийных инструментов для

обработки отверстий – развертках, зенкерах, метчиках. С целью снижения толщин срезов и нагрузок, действующих на инструмент, лезвия располагают под углом ϕ , близким к 90° . Часть инструмента, в пределах которой режущее лезвие расположено под углом $\phi < 90^\circ$, принято называть заборной частью инструмента, рис.1.7. Она предназначена для удаления припуска под обработку. Угол в плане ϕ выполняет функцию угла заборной части инструмента.

Для того чтобы добиться более высокого качества и точности обработки, в конструкции инструмента после заборной части располагают калибрующую часть, характеризующуюся тем, что угол в плане ϕ равен 90° .

Приведенные расчетные схемы цилиндрического и торцового фрезерования могут быть использованы для анализа плоского шлифования периферией и торцом круга. В этом случае зависимости (1.4) и (1.5) останутся прежними с тем лишь отличием, что в качестве параметра l следует рассматривать среднее расстояние между условными режущими зубьями, образованными большим количеством режущих зерен, расположенных на рабочей поверхности круга.

Предположим, условный режущий зуб образован n зернами, расположенными на периферии круга. Всего на рабочей поверхности круга находится n_0 режущих зерен: $n_0 = k \cdot B \cdot \pi \cdot D_{кр}$, где k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/м²; B – ширина круга, м; $D_{кр}$ – диаметр круга, м. Тогда количество условных режущих зубьев будет равно $z = n_0 / n$. Соответственно среднее расстояние между условными режущими зубьями определится $l = n / (k \cdot B)$. Зависимость (1.4) с учетом $S = V_{дет}$, $V = V_{кр}$ примет вид

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (1.6)$$

где $V_{дет}$ - скорость детали, м/с; $V_{кр}$ - скорость круга, м/с.

При круглом наружном и внутреннем шлифовании, а также при фрезеровании цилиндрической поверхности цилиндрической фрезой,

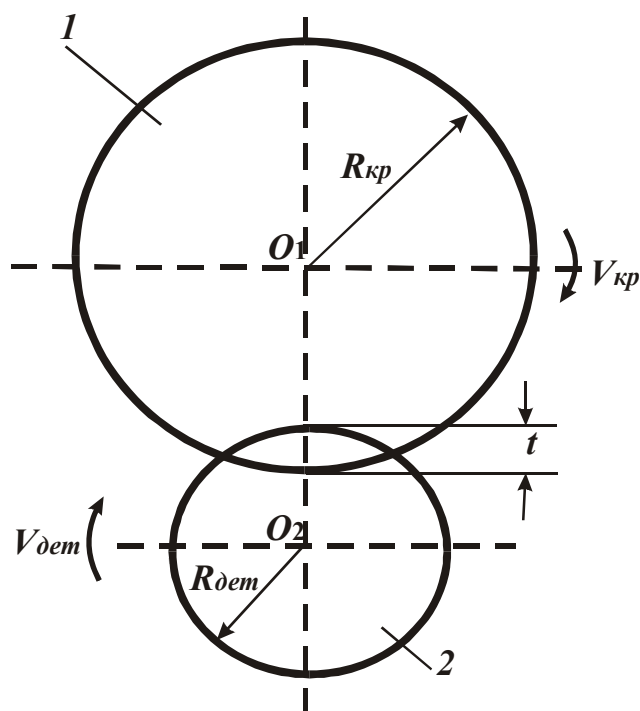


Рис. 1.8. Расчетная схема круглого наружного шлифования: 1 – круг; 2 – заготовка.

отнести длину дуги контакта инструмента с обрабатываемым материалом $L = A_1 A_4$ и угол β (рис.1.5), определяющий характер изменения толщины среза вдоль дуги контакта инструмента с обрабатываемым материалом. Приблизительно параметр L может быть рассчитан исходя из следующего соотношения:

$$L = \sqrt{D_{\phi} \cdot t}. \quad (1.8)$$

Соответственно угол β определится с учетом зависимостей (1.8) и (1.4)

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{a_{max}}{L} = \frac{2l \cdot S}{V \cdot D_{\phi}}. \quad (1.9)$$

параметр a_{max} будет определяться зависимостью (1.3), в которой следует принять [16] (рис.1.8)

$$\cos \alpha = \sqrt{2t \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}, \quad (1.7)$$

где $R_{кр}, R_{дет}$ - соответственно радиусы круга и обрабатываемой детали, м.

При фрезеровании вместо радиуса круга $R_{кр}$ необходимо рассматривать радиус фрезы R_{ϕ} .

К числу важнейших кинематических параметров фрезерования и шлифования следует

1.1.3. КИНЕМАТИЧЕСКОЕ УСЛОВИЕ РЕЗАНИЯ

Для нормального протекания процесса резания, позволяющего реализовать заданную траекторию взаимного движения инструмента и заготовки, необходимо заднюю поверхность инструмента располо-

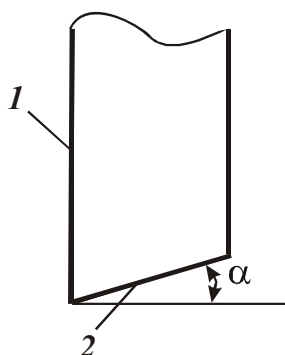


Рис. 1.9. Форма режущей части резца: 1 – передняя поверхность; 2 – задняя поверхность.

жить под некоторым углом $\alpha > 0$ (рис.1.9) по отношению к обрабатываемой поверхности. Угол α принято называть задним углом инструмента. Например, при резании по траектории B_1B_2 (как показано на рис.1.10) угол α , равный углу наклона траектории резания, определится из геометрического соотношения

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{l_0}{l}. \quad (1.10)$$

При сверлении инструментом с одним лезвием (рис.1.11) справедливы следующие соотношения:

$$l_0 = S \cdot \tau, \quad l = \pi \cdot D,$$

где S – подача; $\tau = \pi \cdot D / V$ – время одного вращения сверла; D – диаметр сверла; V – скорость резания. Тогда

$$\operatorname{tg} \alpha \geq \frac{S}{V}, \quad (1.11)$$

т.е. угол α тем больше, чем больше подача S и меньше скорость резания V .

Как известно, скорость резания при сверлении – переменная величина и зависит от текущего радиуса сверла r , рис.1.12,а.

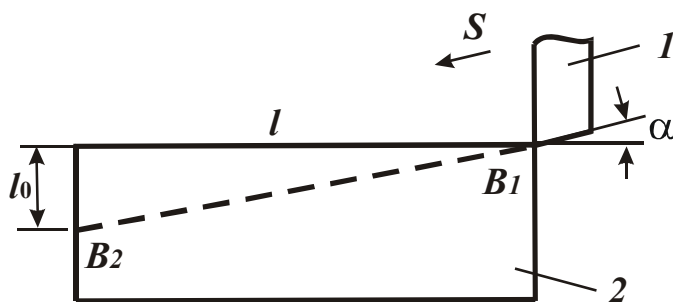


Рис. 1.10. Расчетная схема угла α : 1 – резец; 2 – заготовка.

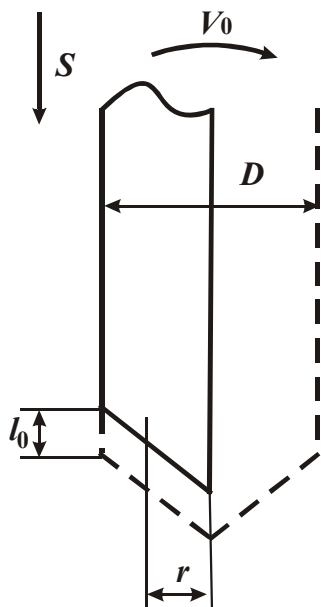


Рис. 1.11. Расчетная схема угла α при сверлении.

Наибольшая скорость резания $V = V_0$ достигается при $r = R$, где R – радиус сверла (рис.1.11), а наименьшая $V = 0$ – при $r = 0$. Исходя из этого, функция $\operatorname{tg} \alpha$ и угол α будут изменяться по законам, показанным на рис.1.12, б, в. При $r = 0$ угол $\alpha = 90^\circ$. Реализовать это условие затруднено, что с кинематической точки зрения делает процесс резания при сверлении практически неосуществимым. В связи с этим для нормального протекания процесса сверления необходимы новые решения, охватывающие зону резания, близкую к вершине сверла $\alpha \rightarrow 0$.

Произведем расчет заднего угла α для режущего зуба цилиндрической фрезы (рис.1.13).

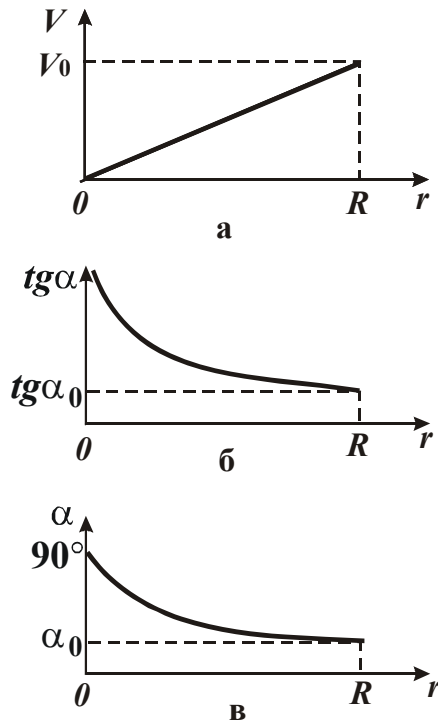


Рис. 1.12. Зависимости скорости резания V (а), функции $tg\alpha$ (б) и угла α (в) от текущего радиуса r .

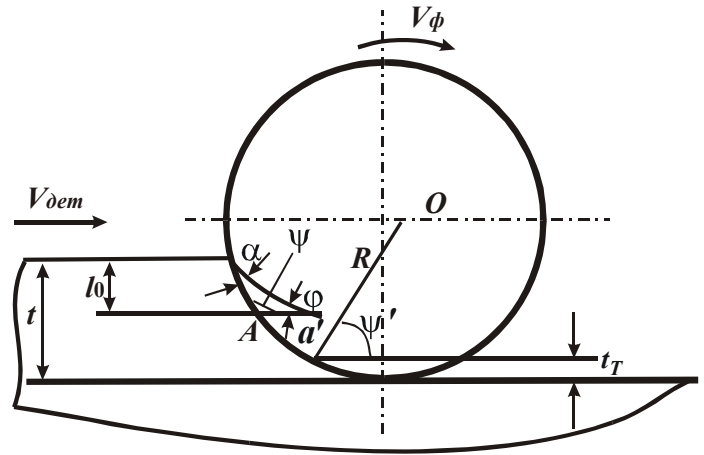


Рис. 1.13. Схема для расчета угла α при цилиндрическом фрезеровании.

Чтобы исключить контакт задней поверхности зуба фрезы с обрабатываемым материалом, необходимо обеспечить внедрение металла в рабочую поверхность фрезы (очерченную окружностью диаметром $2R$) на глубину a' за время прохождения точки A зубом фрезы. В результате приходим к расчетному треугольнику, где l_0 - длина проекции задней части режущего зуба фрезы на окружность диаметром $2R$.

Из теоремы синусов имеем

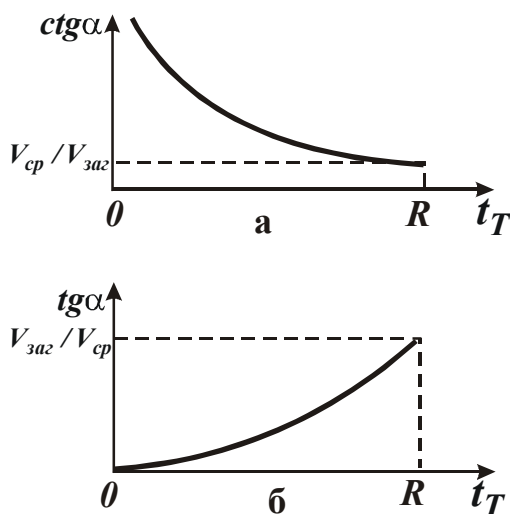


Рис. 1.14. Графики функций $ctg\alpha$ и $tg\alpha$.

$$\frac{a'}{\sin \alpha} = \frac{l_0}{\sin(180^\circ - \alpha - \psi)}. \quad (1.12)$$

Откуда

$$ctg \alpha = \frac{l_0}{a' \cdot \sin \psi} - ctg \psi. \quad (1.13)$$

Параметр a' и функция $\sin \psi$ определяются:

$$a' = V_{dem} \cdot \tau = V_{dem} \cdot l_0 / V_\phi,$$

$$\sin \psi = \cos \psi' \approx \sqrt{2t_m / R},$$

где V_{dem}, V_ϕ - соответственно скорость детали и скорость фрезы; t_m -

текущее значение глубины резания t .

Тогда с учетом $ctg\psi \approx 0$, имеем

$$ctg\alpha = \frac{V_\phi}{V_{\phi em}} \cdot \sqrt{\frac{R}{2t_m}}. \quad (1.14)$$

Графически функции $ctg\alpha$ и $tg\alpha$ показаны на рис.1.14. Наибольший угол α достигается при $t_m = R$. Поскольку случай $t_m = R$, как правило, реализуется при торцовом фрезеровании, то и наибольший задний угол α необходимо создавать на зубе торцовой фрезы.

1.1.4. КИНЕМАТИЧЕСКОЕ УСЛОВИЕ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

При шлифовании кинематическим условием беспрепятственного перемещения круга относительно заготовки является условие, исключающее контакт (трение) обрабатываемого материала со связкой круга. Набегающий на круг слой материала толщиной, равной глубине резания, должен быть полностью срезан, не доходя уровня связки. В противном случае, в результате интенсивного контакта обрабатываемого материала со связкой круга, в технологической системе возникнут значительные упругие перемещения, которые приведут к остановке круга или его разрушению.

Полученную зависимость (1.6) для расчета максимальной толщины среза a_{max} при шлифовании представим в виде

$$a_{max} = \frac{2n}{k \cdot B} \cdot \frac{V_{\phi em}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t_m}{D_{кр}}}, \quad (1.15)$$

где t_m - текущее значение глубины шлифования t , $0 < t_m < t$.

Из зависимости (1.15) следует, что наибольшее значение a_{max} достигается при $t_m = t$.

Количество зерен n , из которых состоит условный режущий зуб шлифовального круга, определим из условия (рис.1.15,а)

$$2 \cdot a_{max} \cdot tg\gamma \cdot n = B, \quad (1.16)$$

где γ - половина угла при вершине режущего конусообразного зерна; B - ширина круга.

В пределе $a_{max} \rightarrow b$, где b - максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки круга.

Из зависимости (1.16) вытекает

$$n = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_{\max}} \quad (1.17)$$

Подставим зависимость (1.17) в (1.15) при $t_m = t$

$$a_{\max} = \sqrt{\frac{1}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k} \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} \quad (1.18)$$

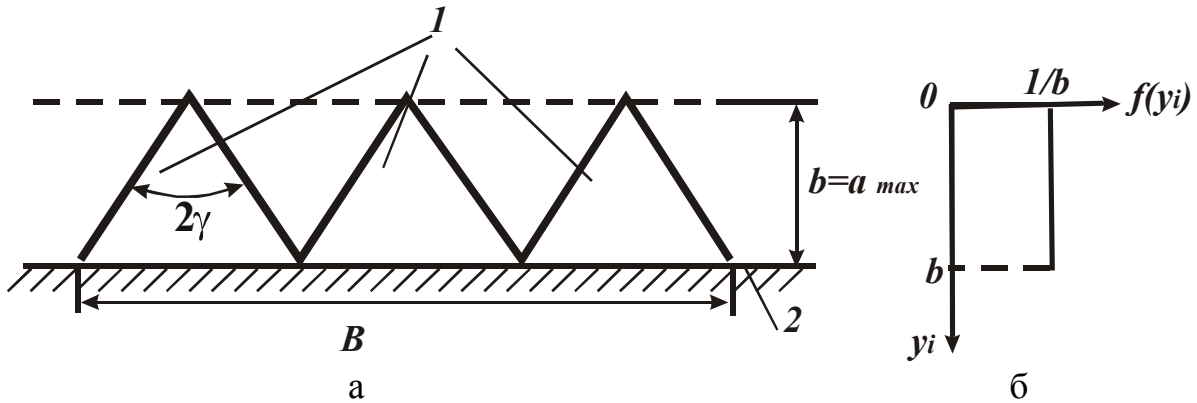


Рис. 1.15. Схема для расчета параметра $a_{\max}$ при шлифовании и график функции $f(y_i)$: 1 – режущие зерна круга; 2 – уровень связки круга.

Данная зависимость справедлива для одновысотного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. При разновысотном выступании вершин зерен над уровнем связки круга, подчиняющемся равномерному закону с плотностью $f(y_i) = 1/b$, рис.1.15,б, параметр k следует представить в виде

$$k = k_0 \cdot \frac{a_{\max}}{b}, \quad (1.19)$$

где k_0 - поверхностная концентрация зерен круга, рассчитываемая для уровня связки круга; y_i - координата, отсчитываемая от уровня максимального выступания зерен над уровнем связки.

Для алмазного круга, по данным проф. Резникова А.Н. [1], параметр k_0 определяется

$$k_0 = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot \overline{X^2}}, \quad (1.20)$$

где m - объемная концентрация зерен круга; $\overline{X}$ - зернистость круга; $(1 - \varepsilon)$ - безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступания вершин зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах $0 \dots 1$.

Подставим зависимость (1.20) в (1.18)

$$a_{max} = 3 \sqrt[3]{\frac{b}{tg\gamma \cdot k_0} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} . \quad (1.21)$$

С учетом $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$ и зависимости (1.20), имеем

$$a_{max} = 3 \sqrt[3]{\frac{200\pi \cdot \bar{X}^3}{3tg\gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{dem}}{V_{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} . \quad (1.22)$$

Исходя из зависимости (1.22), максимальная толщина среза a_{max} определяется параметрами режима шлифования и характеристиками круга. Изменяя их, можно всегда обеспечить выполнение кинематического условия резания при шлифовании $a_{max} \leq b$.

1.2. ФИЗИКА РЕЗАНИЯ

1.2.1. ОСНОВНЫЕ АНАЛИТИЧЕСКИЕ ЗАВИСИМОСТИ МЕХАНИКИ РЕЗАНИЯ

В томе 1 настоящего 10-ти томного издания приведены аналитические зависимости для расчета параметров, определяющих силовую напряженность процесса резания. Они получены на основе механического представления процесса резания (рис.1.16)

$$K_{рез} = tg2\beta = ctg(\psi - \gamma) = \frac{1 + f \cdot tg\gamma}{f - tg\gamma}, \quad (1.23)$$

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (1.24)$$

$$P_z = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{tg\beta}, \quad (1.25)$$

$$P_y = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2ab \cdot \tau_{сдв}}{tg2\beta \cdot tg\beta}, \quad (1.26)$$

$$\sigma = \frac{2\tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) = \frac{2\tau_{сдв}}{tg\beta}, \quad (1.27)$$

где $K_{рез} = P_z / P_y$ - коэффициент резания; P_z, P_y - тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; β - угол сдвига материала; γ - передний угол инструмента; ψ - угол трения на передней поверхности инструмента ($tg\psi = f$ - коэффициент трения); a, b - тол-

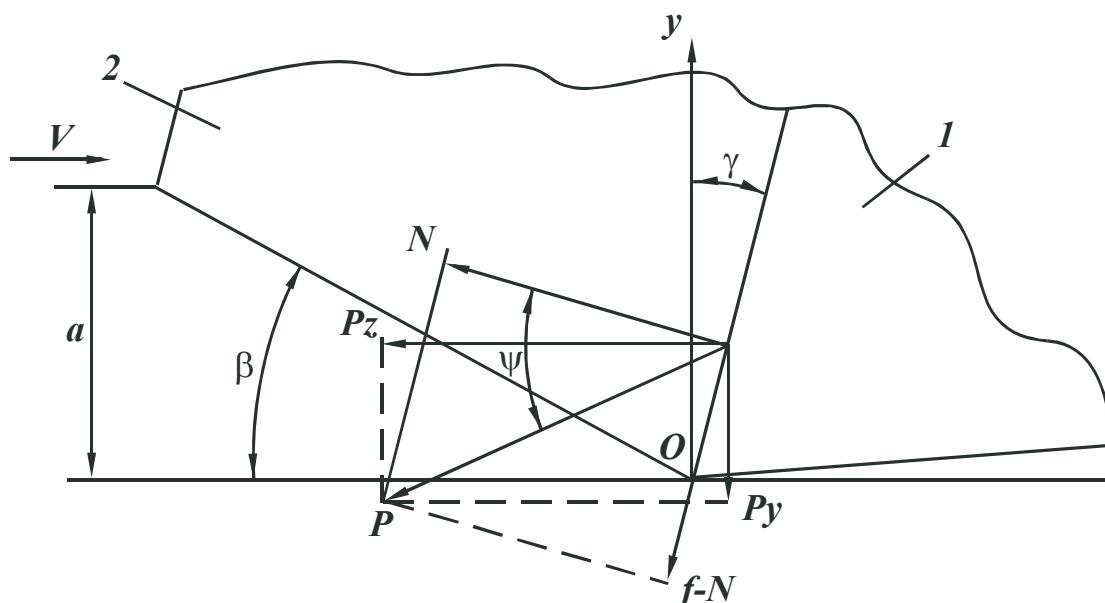


Рис.1.16. Расчетная схема процесса резания: 1-резец; 2-стружка.

щина и ширина среза, м; $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м²; $\sigma = P_z / (a \cdot b)$ - условное напряжение резания, Н/м².

Из приведенных зависимостей следует определяющее влияние коэффициента резания $K_{рез}$ (соответственно угла сдвига материала β) на параметры P_z, P_y, σ . Добиться их уменьшения можно увеличением $K_{рез}$ и β за счет уменьшения разности углов $(\psi - \gamma)$, т.е. уменьшением ψ и увеличением γ .

1.2.2. БАЛАНС ТЕПЛА ПРИ РЕЗАНИИ

Выделяющееся при резании тепло приводит к нагреву образующейся стружки, инструмента, заготовки, а также смазочно-охлаждающей жидкости, что отрицательно сказывается на работоспособности инструмента и качестве обрабатываемых поверхностей. Для анализа путей снижения температуры резания важно правильно рассчитать баланс тепла при резании.

В первом приближении будем считать, что вся механическая энергия резания, равная работе от действия двух составляющих силы резания P_z, P_y , переходит в тепло, затрачиваемое для нагревания лишь образующейся стружки, т.е.

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta, \quad (1.28)$$

где V - скорость резания, м/с; V_{cmp} - скорость сходящей стружки, м/с; τ - время обработки, с; c - удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); $m = \rho \cdot S_0 \cdot V \cdot \tau$ - масса стружки, кг; S_0 - площадь поперечного сечения среза, м²; θ - температура стружки, К.

Скорость сходящей стружки V_{cmp} определим из условия равенства объемов обрабатываемого материала и стружки:

$$a \cdot b \cdot V \cdot \tau = a_{cmp} \cdot b \cdot V_{cmp} \cdot \tau, \quad (1.29)$$

где a, b - толщина и ширина среза, м; a_{cmp} - толщина образующейся стружки, м; τ - время обработки, с.

Откуда

$$V_{cmp} = \frac{a}{a_{cmp}} \cdot V = \frac{V}{K_L}, \quad (1.30)$$

где $K_L = a_{cmp} / a$ - коэффициент усадки стружки, который определяется из формулы проф. Тиме А.И. [30]

$$K_L = \frac{\cos \gamma}{\tan \beta} + \sin \gamma, \quad (1.31)$$

β - угол сдвига материала; γ - передний угол инструмента.

Отношение P_y / P_z равно коэффициенту трения f на передней поверхности инструмента. С учетом сделанных преобразований температура резания θ , исходя из зависимости (1.28), определится

$$\theta = \frac{P_z (1 + \frac{f}{K_L})}{c \cdot \rho \cdot S_0}. \quad (1.32)$$

Как известно, коэффициент трения $f < 1$, а коэффициент усадки стружки $K_L > 1$. Следовательно, второе слагаемое в числителе зависимости (1.32) значительно меньше единицы и им можно пренебречь, т.е. основным источником теплонапряженности процесса резания является деформирование материала в плоскости сдвига. Тангенциальную составляющую силы резания P_z представим в виде: $P_z = \sigma \cdot S_0$, где σ - условное напряжение резания. В результате приходим к упрощенной зависимости

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.33)$$

Как видим, основным условием уменьшения температуры резания θ является уменьшение условного напряжения резания σ .

Для более точного расчета баланса тепла при резании усложним задачу. Будем считать, что выделяющееся тепло уходит не только на нагревание стружки, но и на нагревание инструмента за счет теплопроводности. Режущий инструмент упрощенно представим в виде пластины толщиной l_1 . С одной стороны на пластину на площади S_1 действует тепловой источник (в результате трения инструмента с образующейся стружкой). С другой стороны пластина свободна от теплового воздействия. Тогда количество протекшего через пластину тепла при установившемся тепловом потоке определится зависимостью

$$Q_1 = \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{l_1} \cdot \tau, \quad (1.34)$$

где λ_1 - коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К); θ_1, θ_2 - установившиеся температуры той и другой сторон пластины (примем $\theta_2 = 0, \theta_1 = \theta$); τ - время обработки, с.

С учетом зависимости (1.34) уравнение (1.28) примет вид

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{cmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau. \quad (1.35)$$

После соответствующих преобразований, имеем

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1}{l_1 \cdot V} \cdot \frac{S_1}{S_0}}. \quad (1.36)$$

Зависимость (1.36) отличается от аналогичной зависимости (1.33) тем, что содержит в знаменателе два слагаемых. Это указывает

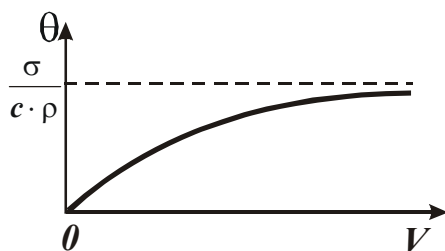


Рис. 1.17. Примерная зависимость температуры резания θ от скорости резания V .

на то, что за счет отвода тепла в инструмент температура резания θ уменьшается. Чем больше коэффициент теплопроводности λ_1 и меньше скорость резания V , тем меньше температура резания. При значительном увеличении скорости резания V второе слагаемое знаменателя стремится к нулю, а температура резания θ - к максимальному значению, определяемому зависимостью (1.33), рис.1.17. Полученная аналитическая зависимость хорошо согласуется с экспериментальными данными, согласно которым с увеличением V температура

резания θ увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному значению [30, 126].

С увеличением толщины среза a (соответственно площади поперечного сечения среза S_0) увеличивается параметр S_1 , однако, как установлено экспериментально, не столь существенно, что в конечном итоге ведет к увеличению температуры резания θ . При пропорциональном увеличении параметра S_1 температура резания не будет зависеть от толщины среза a , что следует рассматривать важным фактором повышения эффективности процесса резания.

Учтем тепло, которое отводится в заготовку, аналогично тому, как учитывали тепло, отводимое в инструмент. Количество тепла, протекшего через поверхностный слой обрабатываемого материала толщиной l_3 при установившемся тепловом потоке, определяется зависимостью

$$Q_3 = \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau, \quad (1.37)$$

где λ_3 - коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К); S_3 - площадь обрабатываемой поверхности, на которую действует тепловой поток, м².

Тогда уравнение (1.28) примет вид

$$P_z \cdot V \cdot \tau + P_y \cdot V_{сmp} \cdot \tau = c \cdot m \cdot \theta + \lambda_1 \cdot S_1 \cdot \frac{\theta}{l_1} \cdot \tau + \lambda_3 \cdot S_3 \cdot \frac{\theta}{l_3} \cdot \tau. \quad (1.38)$$

Разрешая уравнение (1.38) относительно температуры резания θ , имеем

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho + \frac{\lambda_1}{l_1 \cdot V} \cdot \frac{S_1}{S_0} + \frac{\lambda_3}{l_3 \cdot V} \cdot \frac{S_3}{S_0}}. \quad (1.39)$$

Структурно второе и третье слагаемые, входящие в знаменатель зависимости (1.39), идентичны. Отношение S_3/l_3 в третьем слагаемом с увеличением V и S_0 (толщины среза a) будет изменяться незначительно. Следовательно, температура резания θ будет увеличиваться с увеличением V, S_0 и a , что подтверждается известными экспериментальными данными.

Используя полученные решения, произведем оценку количества тепла, уходящего в стружку, инструмент и заготовку. Для этого уравнение (1.38) представим в виде

$$P_z \cdot V = (c \cdot \rho \cdot S_0 \cdot V + \frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3}) \cdot \theta. \quad (1.40)$$

С увеличением скорости резания V увеличение правой части уравнения (1.40) происходит за счет увеличения первого слагаемого. При значительном увеличении V первое слагаемое существенно пре-

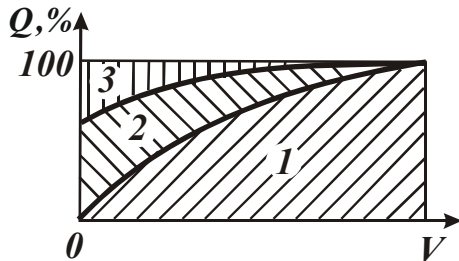


Рис. 1.18. Распределение количества тепла Q , уходящего в стружку (1), заготовку (2) и инструмент (3), при изменении скорости резания V .

высит два остальных слагаемых. В результате практически все тепло (до 100%) будет уходить в стружку, а температура резания θ не будет зависеть от скорости резания V , т.е. будет справедлива зависимость (1.33). Это предопределяет эффективность применения сверхвысокоскоростного резания, позволяющего, как доказано экспериментально, многократно повысить производительность обработки без увеличе-

ния температуры резания.

Третье слагаемое больше второго слагаемого за счет того, что $l_3 \ll l_1$. Следовательно, в заготовку уходит большее количество тепла, чем в инструмент.

На рис.1.18 графически показано распределение количества теп-

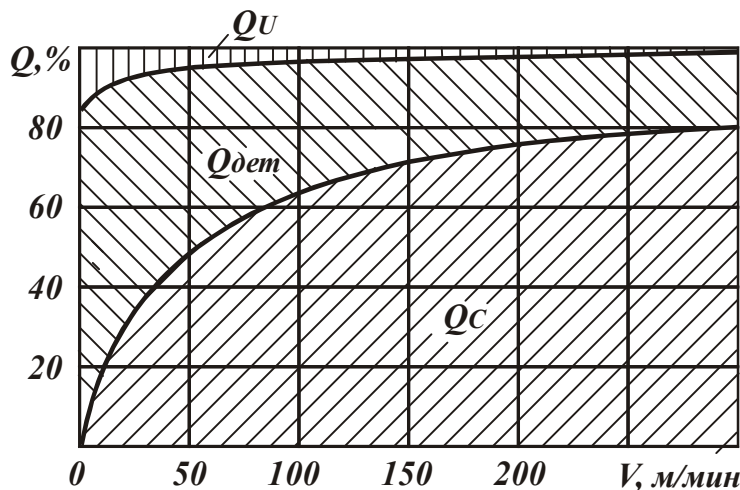


Рис. 1.19. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40X резцом из твердого сплава T60K6 ($t=1,5$ мм; $S=0,12$ мм/об).

ла (в %), уходящего в стружку (1), заготовку (2) и инструмент (3). Теоретические данные хорошо согласуются с экспериментальными, в частности, приведенными в работе [55], рис.1.19.

Используя уравнение (1.40), можно количественно (в %) оценить значения трех слагаемых для различных обрабатываемых материалов и условий резания.

Величину l_3 можно рассчитать по аналитической зависимости, приведенной в нашей работе [247]

$$l_3 = \sqrt{\frac{2\lambda_3 \cdot \tau_0}{c \cdot \rho}}, \quad (1.41)$$

где τ_0 - время действия на фиксированную точку обрабатываемой поверхности теплового потока.

При резании неметаллических материалов первое и третье слагаемые правой части уравнения (1.40) равны нулю, т.е. температура резания θ зависит от условий отвода тепла из зоны резания инструментом:

$$\theta = \sigma \cdot V \cdot \frac{l_1}{\lambda_1} \cdot \frac{S_0}{S_1}. \quad (1.42)$$

Здесь параметр S_1 принимает небольшие значения (меньше S_0), что приводит к существенному увеличению температуры резания и снижению стойкости инструмента. Причем, с увеличением скорости резания V температура резания θ неограниченно увеличивается. Уменьшить θ в данном случае можно главным образом за счет увеличения коэффициента теплопроводности инструментального материала λ_1 (применяя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов) и уменьшения условного напряжения резания σ (обеспечивая высокую остроту режущего лезвия инструмента за счет применения тех же синтетических сверхтвердых материалов). Важно также изготавливать инструменты относительно небольших размеров (небольшие значения параметра l_1).

Сделанные выводы справедливы при обработке относительно хрупких металлических материалов, где основное количество тепла уходит в инструмент и заготовку, а зависимость для определения температуры резания θ принимает вид

$$\theta = \frac{\sigma \cdot V \cdot S_0}{\left(\frac{\lambda_1 \cdot S_1}{l_1} + \frac{\lambda_3 \cdot S_3}{l_3} \right)}. \quad (1.43)$$

1.2.3. ВЛИЯНИЕ ПЕРЕДНЕГО УГЛА ИНСТРУМЕНТА НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ

В предыдущем параграфе был рассмотрен случай резания инструментом с нулевым передним углом γ . Если $\gamma \neq 0$, то решение видоизменится. Работу резания A будут определять тангенциальная

составляющая силы резания P_z и сила трения $F = N \cdot f$, действующая на передней поверхности инструмента, рис.1.16

$$A = P_z \cdot V \cdot \tau + F \cdot V_{cmp} \cdot \tau, \quad (1.44)$$

где V - скорость резания; V_{cmp} - скорость сходящей стружки; τ - время.

Силу трения F определим из системы уравнений

$$\begin{aligned} P_z &= N \cdot \cos \gamma + F \cdot \sin \gamma, \\ P_y &= -N \cdot \sin \gamma + F \cdot \cos \gamma, \end{aligned} \quad (1.45)$$

где P_y - радиальная составляющая силы резания; N - нормальная сила, действующая на передней поверхности инструмента.

Разрешая систему уравнений (1.45) относительно силы F , имеем

$$F = P_z \cdot \sin \gamma + P_y \cdot \cos \gamma. \quad (1.46)$$

Тогда работа резания A с учетом зависимости (1.30) определится

$$A = P_z \cdot V \cdot \tau \cdot \left[1 + (\sin \gamma + \frac{P_y}{P_z} \cdot \cos \gamma) \cdot \frac{1}{K_L} \right], \quad (1.47)$$

где K_L - коэффициент усадки стружки.

Отношение составляющих силы резания P_z и P_y равно коэффициенту резания $K_{рез}$, определяемому зависимостью (1.23), а коэффициент усадки стружки K_L выражается из формулы Тиме – (1.31):

$$K_L = \sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}. \quad (1.48)$$

В итоге второе слагаемое выражения, заключенного в квадратные скобки зависимости (1.47), примет вид

$$z = \frac{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{K_{рез}}}{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}} = \frac{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} 2\beta}}{\sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta}} = \frac{1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma} \cdot \frac{(1 - \operatorname{tg}^2 \beta)}{2}}{1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}}. \quad (1.49)$$

Учитывая то, что угол сдвига материала β , как правило, меньше 30° , справедливо соотношение $(1 - \operatorname{tg}^2 \beta) \approx 1$. Тогда

$$z = \frac{0,5 + \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}{1 + \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}. \quad (1.50)$$

При $\gamma = 0$ величина z равна 0,5. Следовательно, в первом приближении в зависимости (1.32) второе слагаемое числителя можно не учитывать.

При $\gamma > 0$ величина $z < 1$, т.е. и в этом случае в зависимости (1.32) второе слагаемое числителя можно не учитывать.

При $\gamma < 0$ величина z опишется

$$z = \frac{0,5 - \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}{1 - \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma}. \quad (1.51)$$

Не трудно видеть, что $z < 1$, т.е. второе слагаемое зависимости (1.32) меньше первого и им в первом приближении можно пренебречь.

Таким образом показано, что сделанные в предыдущем параграфе выводы справедливы для всего возможного диапазона изменения переднего угла инструмента ($\gamma < 0, \gamma = 0, \gamma > 0$).

1.2.4. СВЯЗЬ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ С КОЭФФИЦИЕНТОМ РЕЗАНИЯ

С увеличением скорости резания V температура резания θ , согласно зависимости (1.39), увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению, определяемому зависимостью (1.33). Следовательно, оптимизацию процесса резания по температурному критерию необходимо производить на основе этой зависимости. Поскольку в зависимость входит лишь один переменный параметр – условное напряжение резания σ , то задача оптимизации упрощается и сводится к определению условий снижения σ . В работе [247] обоснованы условия снижения σ и температуры резания θ , поэтому рассмотрим их.

Параметр σ является обобщенным параметром процесса резания, зависящим от силы P_z и площади поперечного сечения среза $S = a \cdot b$ для точения (где a, b - толщина и ширина среза), для шлифования $S = Q/V_{кр}$ (где Q - производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$; $V_{кр}$ - скорость круга, $\text{м}/\text{с}$). При заданном значении S (при фиксированном режиме резания) уменьшить σ и соответственно температуру резания θ можно уменьшением силы P_z за счет повышения режущей способности инструмента, снижения сил трения на передней и задней поверхностях инструмента и т.д.

Произведем количественную оценку зависимости (1.33). Для этого необходимо знать экспериментальное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z и условия обработки (параметры S, c, ρ). Для примера рассчитаем температуру резания θ при точении стали 40 резцом с передним углом $\gamma = 20^\circ$ и углом в плане $\varphi = 60^\circ$ (глубина резания $t = 4$ мм; продольная подача $S_{np} = 0,285$ мм/об; скорость резания $V = 40$ м/мин) [30]. По экспериментальным данным, тангенциальная составляющая силы резания P_z равна 185 кГс. Тогда $S = \frac{t \cdot S_{np}}{\sin \varphi} = 1,31$ мм²; $\sigma = \frac{P_z}{S} = 141$ кГс/мм²; $c = 0,11$ кал/(г·град); $\rho = 7,86$ г/см³. С учетом того, что 1 кал = 427 кГс·мм, температура резания θ , рассчитанная по зависимости (1.33), равна $\theta = 370^\circ\text{C}$.

Данное значение θ приблизительно соответствует экспериментально установленному. Следовательно, пользуясь зависимостью (1.33), можно в первом приближении рассчитать температуру резания по известному значению силы P_z . Как правило, силу P_z измерить в процессе резания проще, чем температуру θ . Поэтому данная методика упрощает анализ закономерностей процесса резания.

Предложенная зависимость позволяет определить максимально возможную температуру при резании, т.к. не учитывает теплоотвод в режущий инструмент и обрабатываемую деталь (принимается, что все тепло уносится стружкой). С учетом этих двух факторов температура θ уменьшится. Однако, как известно, выделяющееся в процессе резания тепло уносится в основном стружкой (более 50 %). Поэтому точность рассчитанных по зависимости (1.33) значений температуры θ следует оценивать в пределах 60-95%.

Используя зависимость (1.33), можно решать оптимизационные задачи с учетом ограничений по температуре резания. Для этого, для заданного значения θ , определяется значение σ . Затем, задавая площадь поперечного значения среза S (т.е. задавая глубину резания t , подачу S_{np} и угол резца в плане φ), определяется предельное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z , которое необходимо выдерживать в процессе резания путем подбора характеристик режущего инструмента на основе экспериментальных исследований.

Проведем анализ условного напряжения резания σ , используя зависимость (1.27), устанавливающую связь σ с коэффициентом ре-

зания $K_{рез}$.

При резании лезвийными инструментами обычно $K_{рез} > 1$, при шлифовании - $K_{рез} < 1$. Случай $K_{рез} > 1$ более благоприятный с точки зрения снижения силовой напряженности процесса резания, т.к. с увеличением $K_{рез}$, исходя из зависимости (1.27), коэффициент $K = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)$ и условное напряжение резания σ уменьшаются, табл.1.1.

Таблица 1.1

Расчетные значения коэффициента K						
$K_{рез}$	0,1	0,5	1	3	5	10
K	20	4,2	2,4	1,4	1,2	1,1

Коэффициент K с увеличением $K_{рез}$ стремится к единице и при $K_{рез} > 3$ незначительно ее превышает. Поэтому при $K_{рез} > 3$ с определенными допущениями зависимость (1.27) упростится и примет вид

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}, \quad (1.52)$$

где $\sigma_{сж}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

Тогда зависимость (1.33) выразится

$$\theta_{min} = \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho}. \quad (1.53)$$

Полученная зависимость содержит лишь характеристики обрабатываемого материала, которые приводятся в справочной литературе. Подставляя их в зависимость (1.53), можно приближенно рассчитать (оценить) температуру резания θ_{min} , не прибегая к проведению сложных экспериментальных исследований.

Рассчитанное таким образом значение θ_{min} является минимально возможным (исходя из того, что все тепло уходит в стружку), т.к. рассчитано для минимального значения коэффициента $K = 1$. Исходя из табл. 1.1, для шлифования ($0,1 < K_{рез} < 1$) температура резания может быть до 20-ти раз больше, поскольку коэффициент $K \rightarrow 20$. При резании лезвийными инструментами ($1 < K_{рез} < 10$) температура резания может быть всего лишь в 2,4 раза больше минимального значения (при $K = 1$).

Например, для приведенного выше случая – точения стали 40 - $\sigma_{сж} = 60 \text{ кГс/мм}^2$. Тогда, исходя из зависимости (1.53), минимально возможная температура резания равна $\theta_{min} = 162^\circ\text{C}$. По экспериментальным данным, приведенным в работе [30], коэффициент резания для данных условий обработки равен $K_{рез} = 2,9$, соответственно коэффициент $K = 1,4$. Умножая $K = 1,4$ на минимально возможную температуру резания $\theta_{min} = 162^\circ\text{C}$, имеем $\theta = 227^\circ\text{C}$. Полученное значение температуры отличается от ранее установленного $\theta = 370^\circ\text{C}$. Это может быть связано с тем, что экспериментальное значение P_z равно сумме двух сил, возникающих на передней и задней поверхностях резца. Для расчетов по зависимости (1.33) необходимо учитывать лишь силу, возникающую на передней поверхности резца, которая определяет условия стружкообразования.

Таким образом, предложенный в работе теоретический подход к расчету температуры резания позволяет с единых позиций оценить значения во всем возможном диапазоне изменения коэффициента резания $K_{рез}$, включающем диапазоны абразивной и лезвийной обработки. Это чрезвычайно важное решение, поскольку носит общий характер, имеет базовое (минимальное) значение θ_{min} , по которому можно оценить эффективность применения того или иного метода механической обработки с точки зрения теплонапряженности процесса. Базовое (минимальное) значение θ_{min} легко может быть установлено по зависимости (1.53) для каждого обрабатываемого материала. Следовательно, на основе этих значений можно оценить обрабатываемость резанием и шлифованием различных материалов.

1.2.5. АНАЛИЗ КОЭФФИЦИЕНТА РЕЗАНИЯ

Учитывая определяющее значение коэффициента резания $K_{рез}$ в формировании силовой и тепловой напряженности процесса резания, произведем его количественную оценку. На рис.1.20 графически показан характер изменения коэффициента резания $K_{рез}$ в зависимости от угла $(\psi - \gamma)$. Графики построены на основе расчетной зависимости (1.23). По физической сущности коэффициент резания – положительная величина, поэтому изменение угла $(\psi - \gamma)$ должно огра-

ничиваться пределами $0 \dots 90^\circ$. При значении угла $(\psi - \gamma) = 0$ коэффициент резания $K_{рез} \rightarrow \infty$, при значении угла - $(\psi - \gamma) = 90^\circ$ - коэффициент резания $K_{рез} = 0$.

Представим зависимость (1.23) в виде

$$\psi - \gamma = \text{arcctg} K_{рез} = \text{Arc},$$

откуда

$$\psi = \text{Arc} + \gamma. \quad (1.54)$$

Здесь угол Arc может изменяться от 0 до 90° . На рис.1.21 графически показана связь углов ψ и γ для различных значений Arc , который изменяется в пределах $0 \dots 90^\circ$. Как видим, при изменении угла трения ψ в пределах $0 \dots 90^\circ$, передний угол инструмента γ может изменяться в пределах от -90° до $+90^\circ$. При $\psi = 0$ передний угол инструмента γ принимает лишь отрицательные значения. Это свидетельствует о том, что при работе инструментом с отрицательным передним углом γ необходимо существенно уменьшить угол трения ψ (коэффициент трения) на передней поверхности инструмента.

С увеличением угла трения $\psi \rightarrow 90^\circ$ необходимо применять инструменты исключительно с положительным передним углом γ . При невыполнении данных условий процесс резания неосуществим, так как, исходя из рис.1.20, коэффициент резания $K_{рез}$ будет принимать отрицательные значения, что физически невозможно.

Приведенные теоретические результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными и практикой резания. Так,

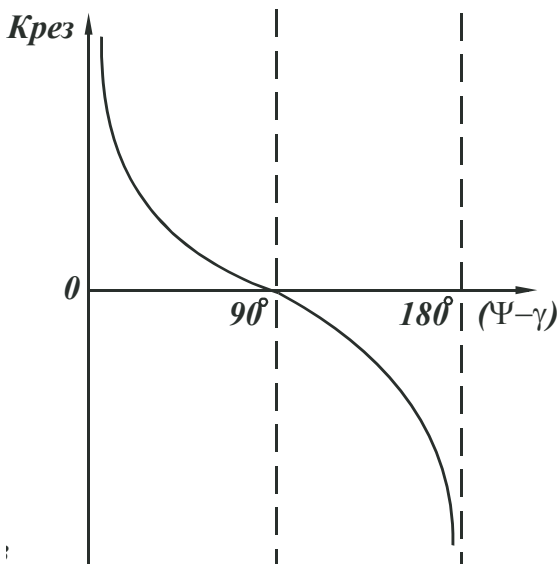


Рис.1.20. Зависимость коэффициента резания $K_{рез}$ от угла $(\psi - \gamma)$.

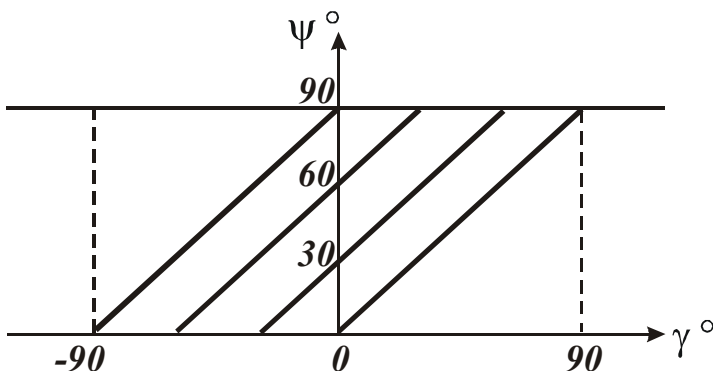


Рис. 1.21. Характер изменения угла трения ψ от переднего угла инструмента γ .

инструменты с отрицательным передним углом γ (а это все абразивные инструменты) изготавливаются из абразивных материалов, характеризующихся весьма низкими коэффициентами трения (порядка 0,1 - $\psi < 30^\circ$). Это позволяет реализовать процесс резания при больших отрицательных передних углах режущих зерен: $-90^\circ < \gamma < -45^\circ$. Очевидно, при $\gamma = -90^\circ$ процесс резания неосуществим, поскольку угол трения ψ не может быть равен нулю.

Наименьшим коэффициентом трения обладает алмаз. Поэтому алмазно-абразивные инструменты обеспечивают наименьшую силовую и тепловую напряженность процесса резания, допускают работу с большей степенью затупления режущих зерен (с большими отрицательными значениями передних углов зерен).

Лезвийные инструменты изготавливают с положительным передним углом или небольшим отрицательным углом γ . Это связано с более высокими значениями коэффициента трения инструментальных материалов (инструментальных сталей, твердых сплавов, минералокерамики и т.д.), используемых при изготовлении лезвийных инструментов.

При использовании в лезвийных инструментах в качестве инструментальных материалов синтетических сверхтвердых материалов (синтетических алмазов, кубического нитрида бора и т.д.), характеризующихся низкими значениями коэффициента трения, передний угол γ может принимать нулевое и отрицательные значения. Это позволяет повысить прочность режущей части инструмента (а, следовательно, его износостойкость) без снижения режущей способности инструмента.

Таблица 1.2

Значения угла трения						
f	0	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0
ψ , град	0	6	12	17	27	45

Из рис.1.21 следует, что переход в область отрицательных значений γ возможен при увеличенных значениях угла $Arc \rightarrow 90^\circ$ или небольших значениях $K_{рез} \rightarrow 0$ ($K_{рез} < 1$). Реализация положительных значений угла γ , наоборот, возможна при небольших значениях угла $Arc < 45^\circ$ и больших значениях коэффициента резания $K_{рез} \rightarrow \infty$ ($K_{рез} > 1$). Следовательно, условие $K_{рез} < 1$ выполняется

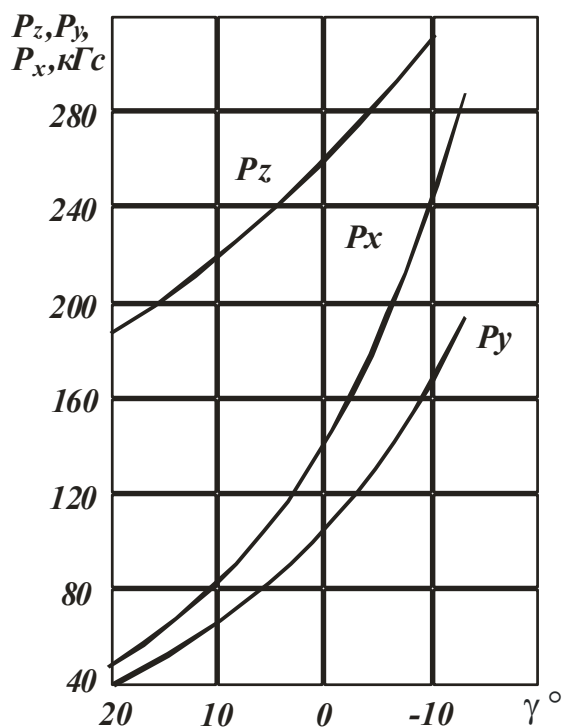


Рис. 1.22. Влияние переднего угла на силы P_z, P_y, P_x при точении (сталь 40; $\varphi=60^\circ$; $t=4$ мм; $S=0,285$ мм/об; $V=40$ м/мин).

при абразивной обработке, а условие $K_{рез} > 1$ - при лезвийной обработке. Реализовать условие $K_{рез} = 0$ невозможно, т.к. это требует, что бы угол трения ψ (коэффициент трения) был равен нулю.

В табл. 1.2 приведены значения угла трения ψ , рассчитанные по зависимости $tg \psi = f$, где f - коэффициент трения.

Как установлено экспериментально, коэффициент трения f может изменяться в пределах 0...1. Следовательно, угол трения ψ может изменяться в пределах 0...45°.

Произведем количественную оценку коэффициента резания $K_{рез}$ и угла трения ψ , определяемого зависимостью (1.54), на основе экспериментальных данных, приведенных на рис. 1.22 [76].

Учитывая то, что сила резания имеет три составляющие: P_z, P_y, P_x , коэффициент резания $K_{рез}$ рассчитаем по зависимости

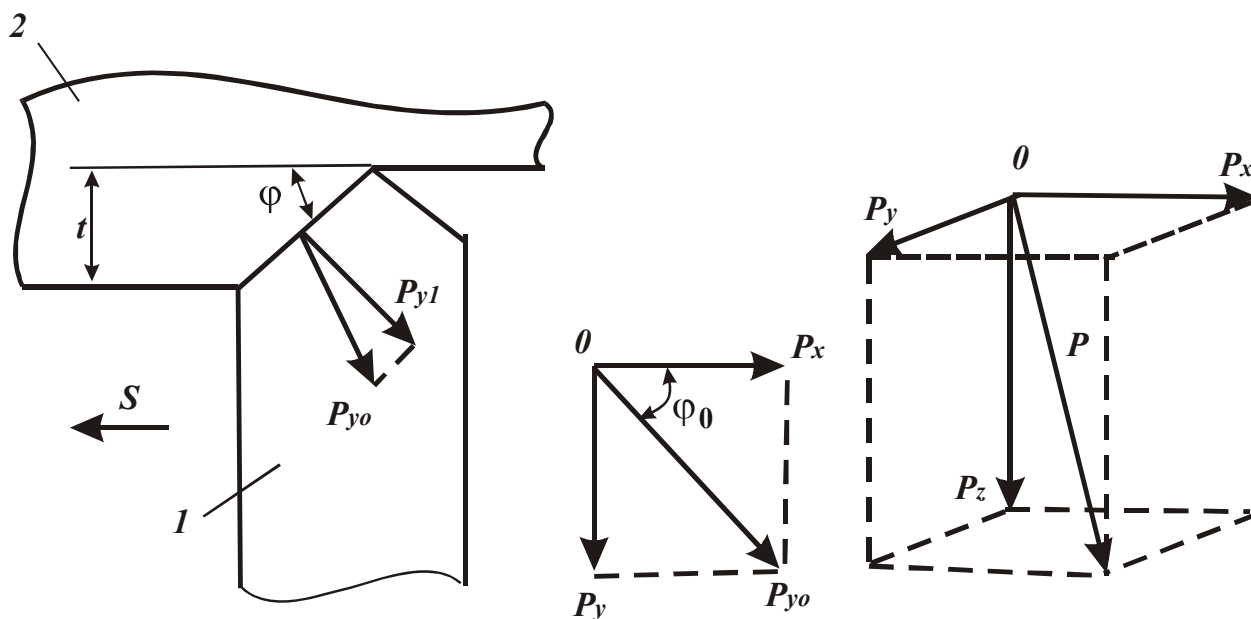


Рис. 1.23. Положение составляющих силы резания при точении: 1 – резец; 2 – заготовка.

$K_{рез} = P_z / P_{y1}$, где $P_{y1} = P_{y0} \cdot \cos \varphi'_0$; $P_{y0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$; $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ$; $\operatorname{tg} \varphi_0 = P_y / P_x$ (рис. 1.23). Здесь P_{y0} - равнодействующая двух сил P_y, P_x ; P_{y1} - проекция равнодействующей силы P_{y0} на нормаль к главному лезвию резца; φ - главный угол в плане; φ_0 - угол между силами P_x и P_{y0} ; φ'_0 - угол между силой P_{y0} и ее проекцией P_{y1} .

В табл. 1.3 приведены расчетные значения углов φ_0 и φ'_0 , коэффициента резания $K_{рез} = P_z / P_{y1}$, угла трения ψ и коэффициента трения f в зависимости от переднего угла инструмента γ .

Таблица 1.3

γ , град	20	10	0	-10
φ_0 , град	39	39	40	35
φ'_0 , град	9	9	10	5
$K_{рез}$	2,9	2,23	1,5	1,08
ψ , град	39	34	34	35
f	0,8	0,67	0,67	0,7

Как видим, с уменьшением переднего угла инструмента γ коэффициент резания $K_{рез}$ уменьшается, принимая значения $K_{рез} > 1$, что хорошо согласуется с вышеприведенными теоретическими ре-

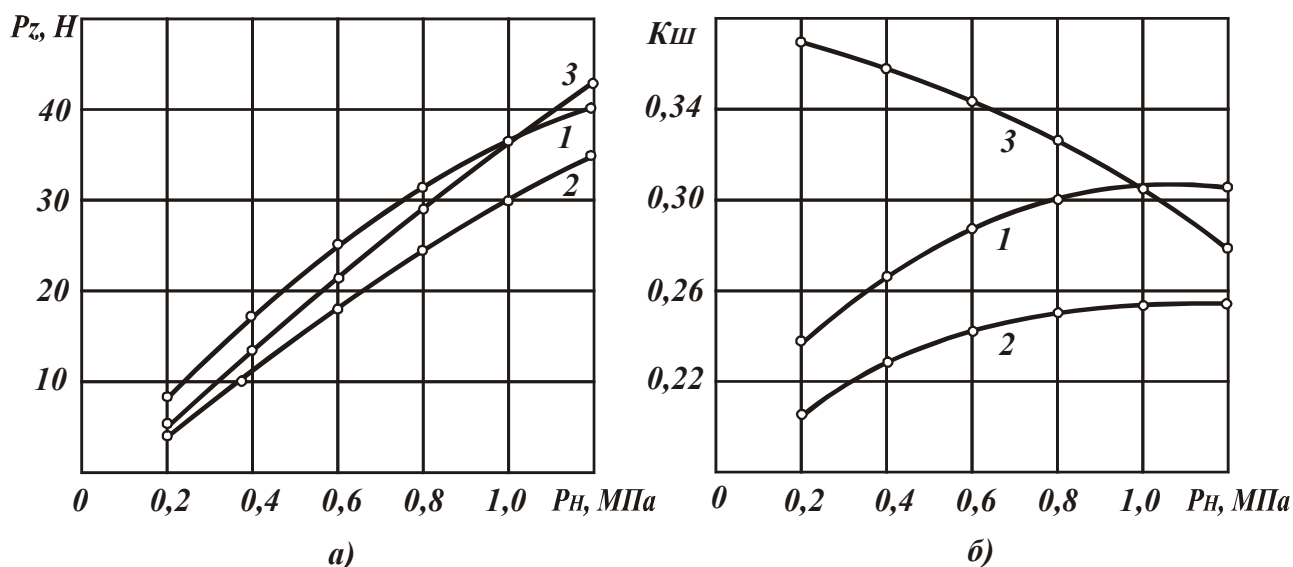


Рис.1.24. Влияние нормального давления на тангенциальную составляющую силы резания и коэффициент шлифования: условия шлифования - круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01 4, $V = 20$ м/с, обрабатываемый материал: 1 – Т15К6-сталь 45-АЭШ, 2 – ТН-20-сталь 45 – АЭШ, 3 – ТН-20-сталь 45 – АШ (по данным В.В. Малахина).

зультатами. Коэффициент трения f также уменьшается с уменьшением γ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного роста составляющих силы резания P_z и P_y , рис.1.22.

При шлифовании коэффициент резания $K_{рез}$ (коэффициент шлифования $K_{ш}$) принимает значительно меньшие значения - $K_{ш} < 1$, рис.1.24. Так, при шлифовании алмазным кругом на металлической связке с введением в зону резания дополнительной электрической энергии (АЭШ) коэффициент шлифования $K_{ш}$ увеличивается с увеличением нормального давления P_n . При обычном алмазном шлифовании (АШ без тока), наоборот, коэффициент шлифования $K_{ш}$ уменьшается с увеличением нормального давления P_n .

Если рассматривать режущее зерно в форме шара (рис.1.25), то с увеличением P_n увеличивается толщина среза и соответственно уменьшается отрицательный передний угол γ , что согласно зависи-

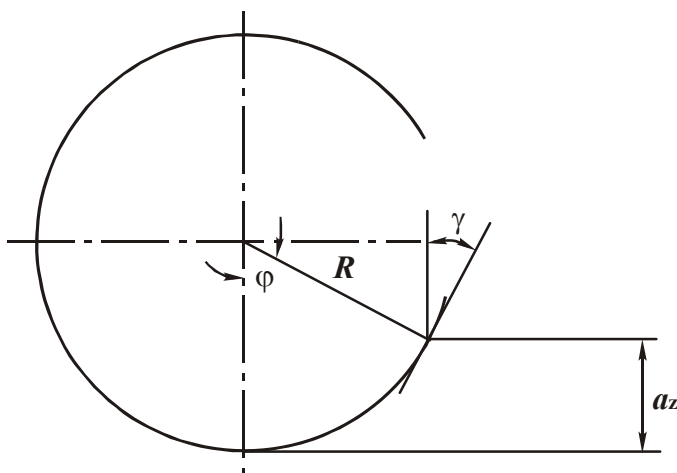


Рис. 1.25. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании единичным зерном.

мости (1.23) ведет к увеличению коэффициента шлифования $K_{ш}$ ($K_{рез}$). Уменьшение $K_{ш}$ с увеличением P_n может быть связано с увеличением радиуса режущей части зерна вследствие его затупления.

Необходимо отметить, что при введении в зону резания дополнительной электрической энергии на алмазном круге

поддерживается развитый режущий рельеф, своевременно удаляются с его рабочей поверхности затупившиеся зерна и круг обладает высокой режущей способностью. При обычном шлифовании алмазный круг работает в режиме затупления, что ведет к увеличению радиуса рабочей части режущего зерна. Кроме того, при этом происходит интенсивный контакт обрабатываемого материала с металлической связкой круга и продуктами обработки, удерживаемыми на рабочей поверхности круга, что дополнительно приводит к снижению коэф-

фициента шлифования.

В наших работах [94, 247] приведена аналитическая зависимость для определения коэффициента шлифования

$$K_{ш} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{HV} \cdot \frac{a}{\rho}}, \quad (1.55)$$

где $HV, \tau_{сдв}$ - соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²; a - толщина среза, м; ρ - радиус округления режущей части зерна, м.

Из зависимости (1.55) следует, что с увеличением a и уменьшением ρ коэффициент шлифования $K_{ш}$ увеличивается. Следовательно, увеличение значений $K_{ш}$, как показано на рис.1.24, связано с увеличением толщины среза a , а уменьшение значений $K_{ш}$ связано с уменьшением радиуса ρ .

На основе полученных выше решений можно определить предельные значения известного в теории шлифования соотношения a/ρ (при микрорезании единичным зерном), определяющие начало процесса стружкообразования.

Из рис.1.25 нетрудно получить аналитическую зависимость, увязывающую между собой соотношение a/ρ и условный отрицательный передний угол режущего зерна γ :

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin \gamma. \quad (1.56)$$

Как показано выше, угол γ может изменяться в пределах $-90^\circ \dots +90^\circ$. В зависимости (1.56) учтен знак “минус” при угле γ . Следовательно, соотношение a/ρ может изменяться в пределах $0 \dots 1$.

Для более точного расчета соотношения a/ρ , подставим в (1.56) зависимость (1.54)

$$\frac{a}{\rho} = 1 - \sin(Arc - \psi). \quad (1.57)$$

Таблица 1.4

Расчетные значения $f, a/\rho$

ψ , град	0	10	20	30	45
f	0	0,17	0,36	0,58	1,0
a/ρ	0	0,0152	0,06	0,134	0,293

Наименьшее значение a/ρ будет иметь место при максималь-

ном значении угла $Arc = 90^\circ$. В табл.1.4 приведены расчетные значения a/ρ в зависимости от угла трения ψ для $Arc = 90^\circ$.

Как видим, для реального диапазона изменения угла трения ψ соотношение a/ρ изменяется в пределах $0 \dots 0,293$. По известным экспериментальным данным, процесс стружкообразования при микрорезании единичным зерном начинается при $a/\rho > 0,04$. Исходя из табл.1.4, значение $a/\rho = 0,04$ достигается при значении коэффициента трения $f \approx 0,3$, которое можно практически осуществить. Следовательно, полученное теоретическое решение может быть использовано при анализе процесса стружкообразования при микрорезании единичным зерном.

1.2.6. АНАЛИЗ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Энергоемкость или работа резания, затрачиваемая на сьем единицы объема обрабатываемого материала, как показано в 1-ом томе настоящего издания, равна условному напряжению резания σ , определяемому зависимостью (1.28). Условное напряжение резания σ зависит от двух параметров: предела прочности обрабатываемого материала на сдвиг $\tau_{сдв}$ и коэффициента резания $K_{рез}$. Чем меньше $\tau_{сдв}$ и больше $K_{рез}$, тем меньше σ . Коэффициент резания $K_{рез}$, в свою очередь, зависит однозначно от угла $(\psi - \gamma)$ по зависимости (1.23). Поэтому добиться уменьшения σ можно уменьшением угла $(\psi - \gamma)$, т.е. уменьшением угла трения ψ и увеличением переднего угла γ .

При $\gamma=0$ зависимость для определения условного напряжения резания (1.27) примет вид

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot f \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{1}{f^2}}\right) = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (f + \sqrt{1 + f^2}). \quad (1.58)$$

Учитывая то, что $f < 1$, зависимость (1.58) можно упростить

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (1 + f). \quad (1.59)$$

Условное напряжение резания σ тем больше, чем больше коэффициент трения f на передней поверхности инструмента. Однако, с учетом $f < 1$ влияние f на σ не столь существенно.

При отрицательных значениях угла γ угол $(\psi - \gamma)$ больше, чем

при положительных значениях γ , что приводит к уменьшению $K_{рез}$ и увеличению σ . Следовательно, при шлифовании (при отрицательных значениях γ) условное напряжение резания σ больше, чем при лезвийной обработке.

В общем случае коэффициент резания $K_{рез}$ изменяется в пределах от 0 до ∞ . Тогда условное напряжение резания σ будет изменяться от ∞ до значения $2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}$, где $\sigma_{сж}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м². По такому закону будет изменяться и температура резания θ , как показано в параграфе 1.2.3.

Что же с физической точки зрения означает условие $K_{рез} \rightarrow \infty$? Если обратиться к зависимости $K_{рез} = P_z / P_y$, то нетрудно видеть, что условие $K_{рез} \rightarrow \infty$ выполняется при $P_y \rightarrow 0$, т.е. при отсутствии

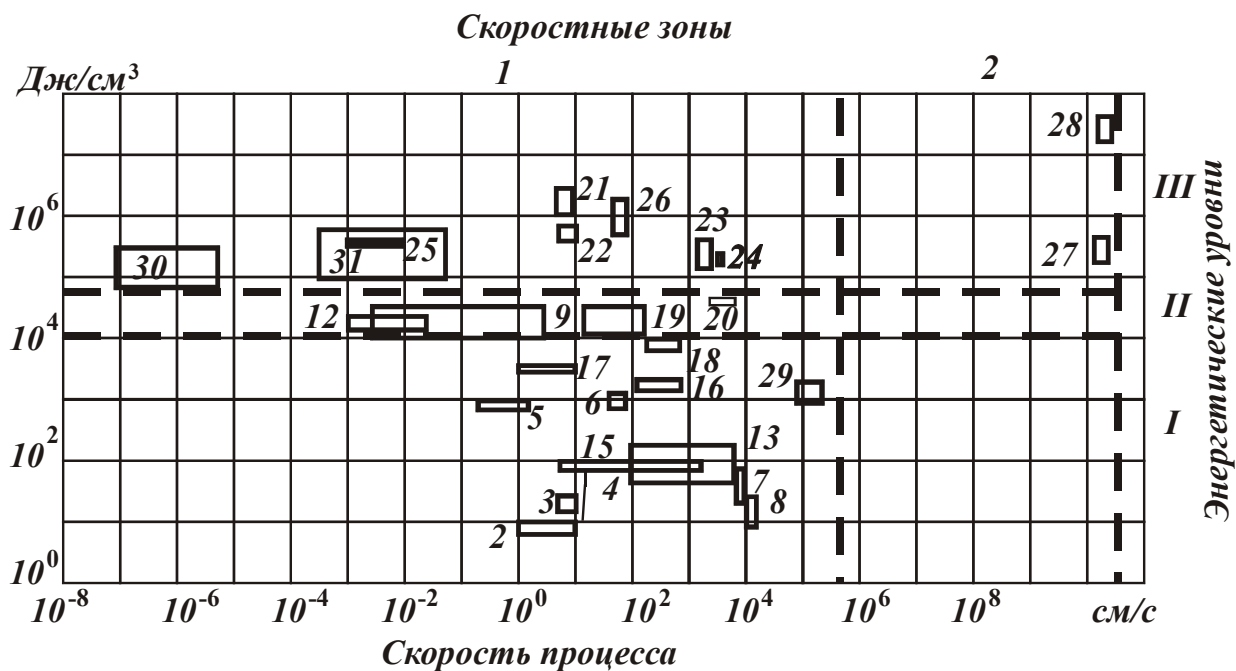


Рис. 1.26. Диаграмма распределения технологических процессов обработки по энергетическим уровням и скоростным зонам (по данным докт. техн. наук В.В. Швеца):

Операции обработки давлением: 1 – разрезание листов; 2 – гибка листов; 3 – гибка профилей; 4 – штамповка на гидропрессах; 5 – выдавливание; 6 – высадка; 7 – штамповка взрывом; 8 – горячая штамповка; 9 – нагрев; 10 – деформирование.

Операции механической обработки: 15 – разрезание на ножницах; 16 – точение; 17 – протягивание; 18 – фрезерование; 19 – развертывание; 20 – шлифование; 29 – сверхскоростное резание.

Электрические методы обработки: 21 – электроискровые; 22 – электроимпульсные; 23 – анодно-механические; 24 – электроконтактные; 25 – электрохимические.

радиальной составляющей силы резания P_y . Следовательно, наименьшие значения энергоемкости и температуры резания достигаются при $P_y \rightarrow 0$. Однако, реализовать данное условие на практике не представляется возможным, т.к. коэффициент резания не превышает, как правило, значений 10-12.

Реализовать условие $P_y \rightarrow 0$ можно при обработке металлов методами пластического деформирования (при обработке металлов давлением без образования стружки), например, при ковке, штамповке и т.д. Из этого вытекает, что процессы резания материалов более энергоемкие по сравнению с процессами, основанными на пластическом деформировании металлов, для которых возможно выполнение условия $\sigma \leq \sigma_{сж}$. Данная закономерность хорошо согласуется с результатами экспериментальных исследований, рис.1.26.

Для сравнения произведем оценку энергоемкости тепловых методов, используемых для обработки металлов.

Количество тепла, необходимое для расплавления или испарения металла объемом V с поверхности детали, равно

$$Q_0 = c \cdot \rho \cdot V \cdot T^2, \quad (1.60)$$

где c, ρ, T - соответственно теплоемкость, плотность и температура плавления металла.

Энергоемкость обработки $\mathcal{E}$ определяется

$$\mathcal{E} = \frac{Q_0}{V} = c \cdot \rho \cdot T^2. \quad (1.61)$$

Расчеты по зависимостям (1.27) и (1.61) показывают, что для механической обработки параметр $\mathcal{E} = \sigma$ меньше (за исключением методов абразивной обработки, характеризующейся небольшими значениями a / ρ). Это связано с тем, что при механической обработке разрушение снимаемого припуска происходит отдельными частями (элементами стружки), тогда как при тепловых методах обработки происходит перевод всего объема снимаемого металла из твердого состояния в жидкое. Естественно, это требует больших затрат энергии. Поскольку параметр $\mathcal{E} = \sigma$ для механических методов меньше, то и температура обработки T , согласно зависимости (1.61), тоже меньше.

Энергоемкость обработки $\mathcal{E}$, равная отношению энергии (работы) $A = N \cdot \tau$ к объему снимаемого материала $V = Q \cdot \tau$ (где N - мощность обработки, τ - время, Q - производительность), может быть

выражена $\mathcal{E} = N / Q$, откуда определяется производительность обработки

$$Q = \frac{N}{\mathcal{E}}. \quad (1.62)$$

При тепловом разрушении металлов за счет, например, фрикционного воздействия вращающегося инструмента на обрабатываемую деталь (фрикционной резке) мощность N равна $N = P_z \cdot V_{инст}$ (где P_z - сила трения, $V_{инст}$ - скорость вращения инструмента). Тогда при обработке по жесткой схеме $Q = P_z \cdot V_{инст} / \mathcal{E}$, по упругой схеме - $Q = P_y \cdot f \cdot V_{инст} / \mathcal{E}$, где f - коэффициент трения.

Добиться увеличения производительности Q можно увеличением параметров $P_z, P_y, V_{инст}$. Учитывая то, что параметр $\mathcal{E}$ при тепловом разрушении металлов больше, чем при механическом, производительность Q при тепловом разрушении меньше. Однако, в данном случае могут быть существенно увеличены параметры $P_z, P_y, V_{инст}$ по сравнению с процессами резания металлов, где указанные параметры ограничены прочностью и стойкостью инструмента.

Это подтверждается данными В.Н. Подураева, согласно которым мощность теплового источника при термической разрезке металлов значительно выше, чем при механической обработке. Так, при лезвийной обработке плотность энергии равна 0,3-12 мВт/м², для абразивной – 11-10² мВт/м², при трении металлическим диском (например, фрикционной резке) – 2·10² – 3·10² мВт/м², при обработке электронным лучом 10⁵ – 10⁶ мВт/м², при обработке световым лучом 10⁴ – 10⁷ мВт/м².

Следовательно, за счет роста N в (1.62) производительность тепловых методов, используемых для обработки металлов, выше, чем механических методов.

Термическое разрушение металлов положено в основу газопламенной или кислородно-ацетиленовой обработки, плазменно-лучевой обработки и т.д. При плазменно-механической обработке с использованием плазменной дуги осуществляется предварительный локальный нагрев металла и его последующее механическое удаление режущим инструментом. Это обеспечивает значительное уменьшение прочности и твердости удаляемого слоя металла с деталью и, в соответствии с зависимостью (1.27), уменьшение условного напряжения резания σ (энергоемкости обработки $\mathcal{E}$). Данный метод эффективен

для обработки высокопрочных и твердых металлов.

При нагревании металла за счет электрического тока (электроконтактной обработке) мощность N равна $N = I \cdot U$, где I - сила тока, А; U - напряжение, В. Согласно закона Ома

$$I = \frac{U}{R} = \frac{U}{\rho_{ом}} \cdot \frac{S_{кон}}{l_{кон}}, \quad (1.63)$$

где R - электрическое сопротивление в зоне контакта; $\rho_{ом}$ - удельное сопротивление; $S_{кон}$ - площадь контакта электрода (инструмента) с обрабатываемым металлом (по контактными перемычкам); $l_{кон}$ - толщина контактных перемычек. Тогда производительность Q выразится

$$Q = \frac{U \cdot S_{кон}}{\varepsilon \cdot \rho_{ом} \cdot l_{кон}}. \quad (1.64)$$

Производительность обработки тем больше, чем больше напряжение U , площадь $S_{кон}$ и меньше $l_{кон}$. Необходимо отметить, что с увеличением U увеличивается как объем расплавленного металла, так и его температура – до уровня температуры испарения. В результате часть металла в расплавленном виде уносится из зоны обработки за счет воздушного потока, создаваемого электродом-инструментом, а часть – испаряется. Это ведет к увеличению ε - по зависимости (1.61) в связи с увеличением T до температуры искрения металла. Следовательно, напряжение U эффективно увеличивать до определенного значения, соответствующего переводу металла из твердого в жидкое состояние. Дальнейшее увеличение U связано в основном не с увеличением объема расплавленного металла, а с увеличением его температуры, что упрощает условия выброса металла из зоны обработки, но не создает ощутимого увеличения производительности.

В ряде случаев (например, при невращающемся электроде-инструменте) сложно обеспечить выброс расплавленного металла из зоны обработки. Тогда эффективно увеличить напряжение с целью увеличения температуры до уровня, обеспечивающего частичное испарение металла. Для этого используется импульсный ток. Производительность электроэрозионной обработки Q зависит от мощности электрических импульсов N согласно зависимости (1.62). Чем больше импульс по величине и длительности действия, тем больше Q .

Электрохимическая обработка

Производительность электрохимической обработки, основанная

на интенсивности растворения металла, согласно закона Фарадея, равна

$$Q = K \cdot I, \quad (1.65)$$

где K - объемный электрохимический эквивалент металла, $\text{м}^3/(\text{А} \cdot \text{с})$.

Удельный расход энергии $\mathcal{E}$ в соответствии с зависимостью

$$\mathcal{E} = \frac{N}{Q}, \quad (1.66)$$

определится при $N = I \cdot U$

$$\mathcal{E} = \frac{U}{K}. \quad (1.67)$$

Согласно закону Ома между силой тока и напряжением существует связь в виде зависимости (1.63).

Удельный расход энергии $\mathcal{E}$ изменяется пропорционально напряжению U . Следовательно, при электрохимической обработке следует использовать низкие напряжения. Однако это ведет к понижению силы тока (1.63) и, как следствие, к уменьшению производительности Q (1.64). Для увеличения производительности электрохимической обработки при низких значениях напряжений следует увеличить площадь контакта $S_{\text{кон}}$ и уменьшить межэлектродный зазор $l_{\text{кон}}$. Таким образом в отличие от электроэрозионной обработки, где следует для увеличения производительности увеличивать напряжение и уменьшать ток, при электрохимической обработке, наоборот, выгодно осуществлять процесс при низком напряжении и при большой силе тока. При электрохимической обработке с повышением напряжения до предельного значения возникают электрические разряды, разрушающие металл.

Поэтому при электрохимической обработке максимально возможные напряжения не должны превышать напряжения, граничащие с напряжением, достаточным для возбуждения электрических разрядов.

Скорость линейного съема металла при электрохимической обработке $V_{\text{лин}} = Q / S_{\text{кон}}$ пропорциональна плотности тока i , $\text{А}/\text{м}^2$

$$V_{\text{лин}} = K \cdot i, \quad (1.68)$$

или с учетом (1.63)

$$V_{\text{лин}} = \frac{K \cdot U}{\rho_{\text{ом}} \cdot l_{\text{кон}}}. \quad (1.69)$$

Из полученного выражения следует, что скорость линейного

схема металла зависит от соотношения $U/l_{кон}$. Следовательно, для увеличения производительности процесса необходимо увеличивать напряжение до предельно допустимого значения.

1.2.7. РАСЧЕТ СОСТАВЛЯЮЩИХ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

Наиболее распространенным методом обработки наружных цилиндрических поверхностей является продольное точение, рис. 1.23. В общем виде возникающую силу резания P можно разложить на три составляющие: P_z, P_y, P_x . Тангенциальная составляющая силы резания P_z аналитически описывается зависимостью (1.25). Радиальная P_y и осевая P_x составляющие силы резания при продольном точении являются проекциями на оси ОУ и ОХ рассмотренной в параграфе 1.2.1 силы P_y , описанной зависимостью (1.26). Тогда

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) \cdot \cos \varphi, \quad (1.70)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) \cdot \sin \varphi, \quad (1.71)$$

где φ - главный угол в плане резца.

В данном случае толщина a и ширина b среза являются функциями угла φ , подачи S и глубины резания t и определяются зависимостями: $a = S \cdot \sin \varphi$, $b = t / \sin \varphi$. Подставляя их в зависимости (1.25), (1.70), (1.71), имеем

$$P_z = \frac{2 \cdot S \cdot t \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}), \quad (1.72)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot S \cdot t \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) \cdot \cos \varphi, \quad (1.73)$$

$$P_x = \frac{2 \cdot S \cdot t \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}) \cdot \sin \varphi. \quad (1.74)$$

Как видим, все три составляющие силы резания определяются произведением подачи S на глубину резания t , которое равно площади поперечного сечения среза. В отличие от составляющих P_y и P_x , тангенциальная составляющая силы резания P_z не зависит от

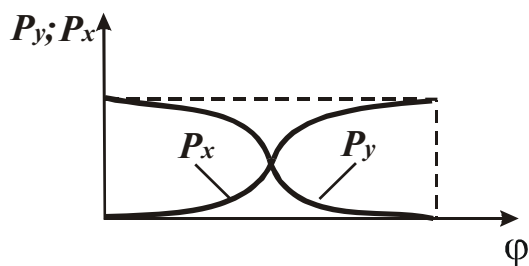


Рис. 1.27. Характер изменения составляющих силы резания P_y, P_x в зависимости от главного угла в плане резца φ .

главного угла в плане резца φ . Характер изменения P_y и P_x от угла φ показан на рис. 1.27. Составляющая силы резания P_y уменьшается с увеличением угла φ , а составляющая силы резания P_x , наоборот, увеличивается с увеличением угла φ . Своего максимального значения составляющая P_y достигает при $\varphi = 0$, а составляющая P_x - при

$\varphi = 90^\circ$. Такой характер изменения P_y и P_x хорошо согласуется с экспериментальными данными, приведенными на рис. 1.28 [76].

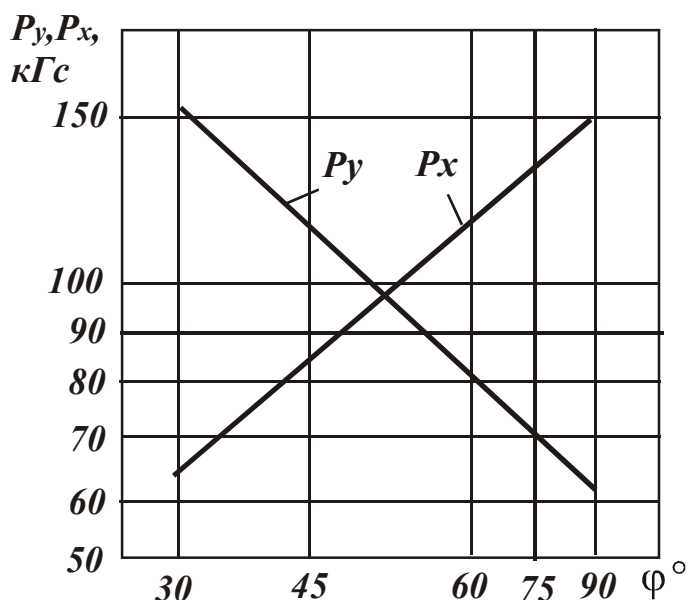


Рис. 1.28. Влияние главного угла в плане на силы P_y и P_x при точении (сталь 40; $t = 3$ мм; $S = 0,6$ мм/об).

При точении $K_{рез} > 1$,

а $0 < \varphi < 45^\circ$. Тогда, исходя из приведенных зависимостей (1.72), (1.73), (1.74), можно сделать вывод, что $P_z > P_y > P_x$. При $K_{рез} = 2$ и $\varphi = 30^\circ$ имеем: $P_y = 0,43 P_z$; $P_x = 0,25 P_z$.

При $K_{рез} > 2$ значения составляющих силы резания P_y и P_x будут еще меньше значения P_z .

Суммарная сила резания P (рис. 1.23) определит-

ся по теореме Пифагора:

$$P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2 + P_x^2} = \sqrt{1 + 0,43^2 + 0,25^2} \cdot P_z \approx 1,1 P_z. \quad (1.75)$$

Как видим, суммарная сила резания лишь в 1,1 раза превышает тангенциальную составляющую силы резания P_z . Следовательно, для практических расчетов в качестве силы резания можно рассматривать тангенциальную составляющую силы резания P_z , которая не существенно отличается от суммарной силы резания P . Сделанный вывод

подтверждается соответствующими экспериментальными данными, приведенными в [30, 76, 126] и в других работах.

При шлифовании справедливо $P_y > P_z > P_x$. Следовательно, в первом приближении в качестве суммарной силы резания P можно рассматривать радиальную составляющую силы резания P_y .

Величина упругого перемещения y в направлении действия силы резания P рассчитывается по зависимости $y = P/c$, где c - приведенная жесткость технологической системы (в направлении действия силы резания P).

При продольном точении, как показано выше, суммарная сила резания P незначительно отличается от тангенциальной составляющей силы резания P_z . Тогда величина упругого перемещения y определится $y = P_z/c$. На финишных операциях (при шлифовании) величина y будет равна $y = P_y/c$. Так как параметры точности обработки, определяемые величиной y , формируются на финишных операциях, то в качестве расчетной величины силы резания следует рассматривать радиальную составляющую силы резания P_y .

1.3. ПРОЧНОСТЬ И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

1.3.1. РАСЧЕТ И АНАЛИЗ НАПРЯЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ В РЕЖУЩЕМ КЛИНЕ ИНСТРУМЕНТА

В процессе резания происходит износ инструмента, что ведет к снижению его режущей способности, увеличению силы и температу-

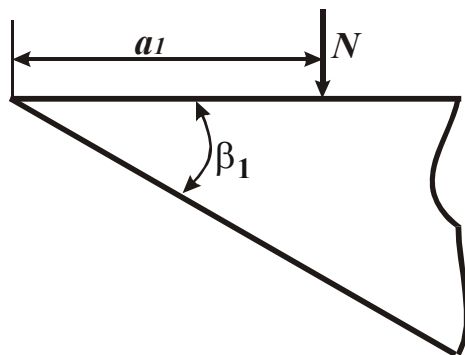


Рис. 1.29. Расчетная схема напряжений в режущем клине инструмента.

ры резания, снижению качества и точности обработки. Для выявления путей уменьшения интенсивности износа инструмента, произведем оценку его напряженного состояния от действия силы резания. Рассмотрим упрощенную расчетную схему (рис. 1.29.), согласно которой на передней поверхности режущего инструмента на расстоянии a_1 от его вершины действует сосредоточенная

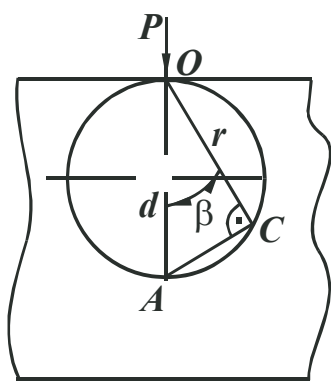


Рис.1.30. Расчетная схема напряженного состояния в полуплоскости.

сила N . Угол заострения режущего клина инструмента в первом приближении примем равным $\beta_1 = 90^\circ - \gamma$ (где γ - передний угол инструмента). Задний угол α в расчетах учитывать не будем ($\alpha = 0$).

Для определения возникающих в режущем клине инструмента касательных напряжений воспользуемся методикой, предложенной в 1-ом томе настоящего издания (глава 1). Ее суть состоит в следующем.

В общем виде касательное напряжение τ , возникающее на участке OC полуплоскости под воздействием приложенной на границе сосредоточенной силы P (рис.1.30), упрощенно определяется

$$\tau = \frac{P \cdot \cos \beta}{r}, \quad (1.76)$$

где r - расстояние от точки O до точки C .

Рассматривая угол OCA равным 90° , справедливо соотношение

$$d = \frac{r}{\cos \beta}. \quad (1.77)$$

Из планиметрии известно:

- 1) все вписанные в окружность углы, опирающиеся на одну и ту же дугу, равны между собой;
- 2) вписанный угол определяется половиной дуги, на которую он опирается.

Следовательно, вписанный угол, который опирается на диаметр, - прямой (90°), т.е. длина участка d равна диаметру окружности, проведенной через три точки: O , C и A (рис.1.30).

Подставим зависимость (1.76) в (1.77)

$$\tau = \frac{P}{d}. \quad (1.78)$$

Напряжения τ , возникающие в любой точке C окружности, одинаковы и зависят от значений P и d . Чем больше P и меньше d , тем больше напряжение τ . При $\tau = \tau_{сдв}$ (где $\tau_{сдв}$ - предел прочности металла на сдвиг, Па) равновероятно разрушение (сдвиг) металла по любой из линий OC в пределах рассмотренной окружности.

Применим полученное решение для расчета касательных

напряжений τ в режущем клине инструмента, рис.1.29. В зависимости (1.78) вместо силы P необходимо рассматривать силу N , приходящуюся на единицу ширины среза и действующую по нормали к передней поверхности инструмента, рис.1.16. Составляющие силы резания P_z и P_y связаны с силой N и силой трения $N \cdot f$ на передней поверхности инструмента системой уравнений

$$\begin{aligned} P_z &= N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma, \\ P_y &= -N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma. \end{aligned} \quad (1.79)$$

Первоначально силу трения $N \cdot f$ в расчетах учитывать не будем, тогда

$$N = \frac{P_z + P_y}{(\cos \gamma - \sin \gamma)}. \quad (1.80)$$

Тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания определяются зависимостями (1.25) и (1.26), выраженными через угол сдвига материала β .

Диаметр $d = 2r$ окружности, вписанной в режущий клин инструмента (рис. 1.31,а),

определим из условия

$$\begin{aligned} \frac{d}{2 \cdot a_1} &= \operatorname{tg} \frac{\beta_1}{2} = \\ &= \operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\gamma}{2} \right) \end{aligned} \quad (1.81)$$

Согласно известной формулы проф. Зворыкина К.А. [81], угол сдвига материала β выражается

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (1.82)$$

Подставляя зависимость (1.82) в (1.81) с учетом $\psi = 0$, имеем

$$d = 2 \cdot a_1 \cdot \operatorname{ctg} \beta. \quad (1.83)$$

Касательное напряжение τ , определяемое зависимостью (1.78), с

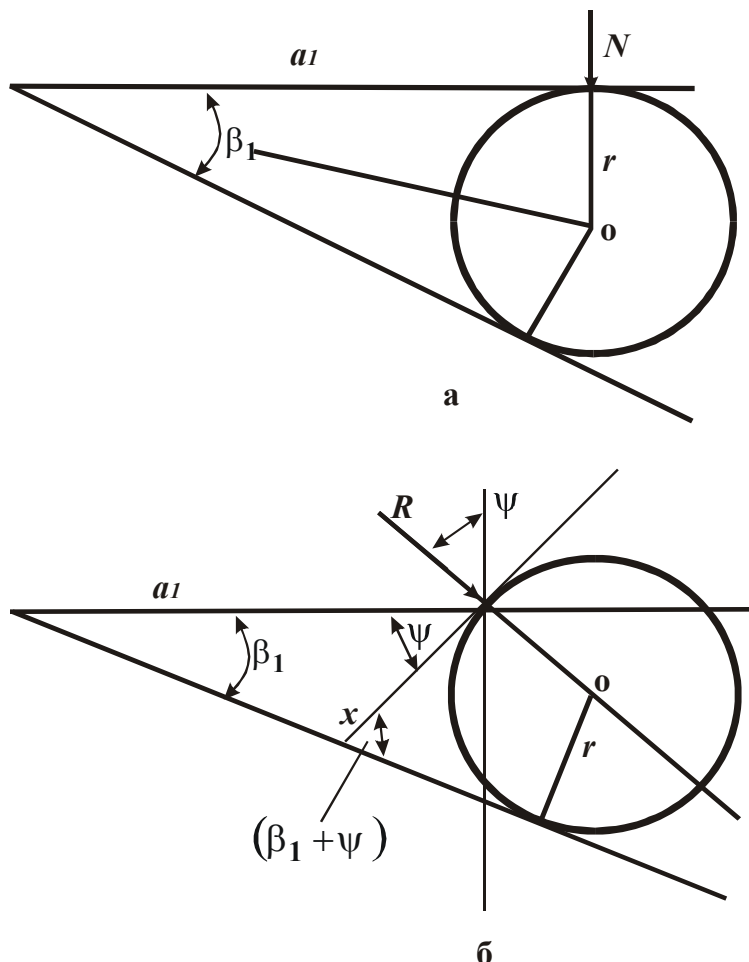


Рис. 1.31. Расчетные схемы.

учетом $P = N$ и зависимостей (1.80) и (1.83), примет вид

$$\tau = \frac{a \cdot \tau_{сдв}}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (1.84)$$

Напряжение τ тем больше, чем больше толщина среза a , предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг $\tau_{сдв}$, передний угол инструмента γ (как положительный, так и отрицательный) и меньше длина a_1 . Наименьшее значение τ достигается при $\gamma = 0$. Следовательно, с точки зрения снижения касательного напряжения τ и, соответственно, износа инструмента эффективно передний угол инструмента устанавливать равным нулю.

Усложним задачу, определим касательное напряжение τ с учетом силы трения $N \cdot f$, действующей на передней поверхности инструмента. Задача сводится к определению касательного напряжения τ , возникающего в режущем клине инструмента от действия сосредоточенной силы R под углом, равным углу трения ψ , рис. 1.31,б.

Равнодействующая сила $R = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$, приходящаяся на единицу ширины среза b , равна

$$R = \frac{2a \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta \cdot \sin 2\beta}. \quad (1.85)$$

Радиус вписанной окружности $r = d/2$ определим из условия

$$\frac{r}{x} = \operatorname{tg}\left(\frac{\beta_1 + \psi}{2}\right), \quad (1.86)$$

где x - длина определяется по теореме синусов для косоугольного треугольника

$$\frac{x}{\sin \beta_1} = \frac{a_1}{\sin[180^\circ - (\beta_1 + \psi)]}. \quad (1.87)$$

Откуда

$$r = a_1 \cdot \frac{\sin \beta_1}{1 = \cos(\beta_1 + \psi)}. \quad (1.88)$$

Представляя $\beta_1 = 90^\circ - \gamma$, с учетом формулы проф. Зворыкина К.А., определим касательное напряжение

$$\tau = \frac{R}{d} = \frac{a \cdot \tau_{сдв}}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (1.89)$$

В конечном итоге пришли к упрощенной зависимости (1.84). Как видим, сила трения $N \cdot f$ не оказывает влияния на касательное

напряжение τ .

Физическая сущность полученного решения состоит в следующем. С увеличением положительного переднего угла инструмента γ уменьшаются составляющие силы резания P_z и P_y . Однако, при этом снижается прочность режущего клина инструмента вследствие уменьшения угла его заострения β_1 . В результате наименьшее касательное напряжение τ достигается при переднем угле $\gamma = 0$.

С увеличением отрицательного переднего угла γ повышается прочность режущего клина инструмента вследствие увеличения угла

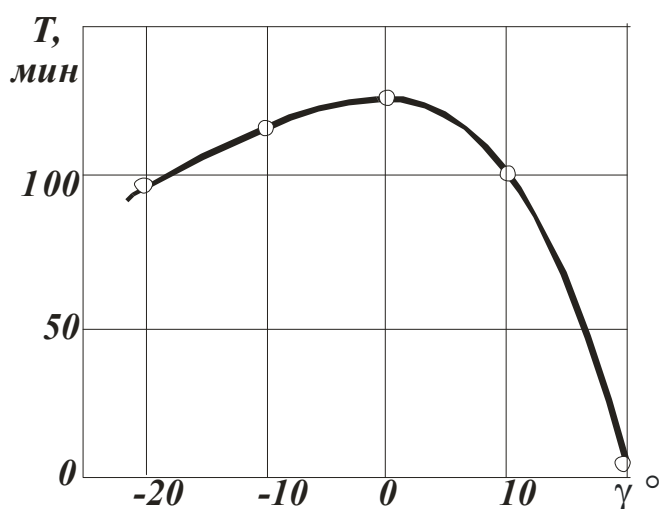


Рис. 1.32. Влияние переднего угла γ на период стойкости T резца из керамики ЦМ-332 при точении (чугун; $t = 1$ мм; $S = 0,3$ мм/об; $V = 300$ м/мин).

его заострения. Однако, при этом увеличиваются составляющие силы резания P_z и P_y , что ведет к увеличению касательного напряжения τ . Как и в случае с положительным передним углом инструмента γ , наименьшее напряжение τ достигается при угле $\gamma = 0$. Теоретическое решение согласуется с экспериментальными данными, приведенными на рис.1.32 [30].

Разрушение режущего клина инструмента произойдет при условии $\tau = \tau_{сдв.инст}$, где $\tau_{сдв.инст}$ - предел прочности на сдвиг инструментального материала. Тогда зависимость (1.89) примет вид неравенства

$$\frac{\tau_{сдв.инст}}{\tau_{сдв}} > \frac{a}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (1.90)$$

Неравенство (1.90) определяет предельное соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$, при котором еще возможно нормальное протекание процесса резания (при обеспечении прочности режущего клина инструмента). Правая часть неравенства (1.90) всегда больше единицы, т.к. величина a_1 , равная расстоянию от вершины инструмента до точки приложения сосредоточенной силы R , меньше толщины среза a ($a_1 < 0,5a$), а функция $\cos \gamma$ в пределах $-45^\circ < \gamma < 0$ и $45^\circ > \gamma > 0$

изменяется несущественно. Из этого вытекает, что соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ превышает единицу. Причем, оно тем больше, чем больше соотношение a / a_1 . Очевидно, при резании относительно пластичных материалов, когда длина контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента значительна, соотношение a / a_1 может приближаться к единице.

При резании хрупких материалов (например, чугунов и т.д.), когда стружка не образуется, а сила резания фактически приложена к вершине инструмента, соотношение $a / a_1 \ll 1$. В этих условиях инструментальный материал по прочности должен существенно превосходить обрабатываемый материал.

Из неравенства (1.90) вытекает важный вывод, связанный с тем, что при больших значениях переднего угла инструмента $|\gamma| > 45^\circ$ правая часть неравенства может быть равна единице. Следовательно, при резании, например, абразивным (или алмазным) зерном, имеющим отрицательный передний угол $\gamma > -45^\circ$, соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ может быть равно единице, т.е. в данном случае не обязательно превышение по прочности инструментального материала над обрабатываемым. Этим отчасти объясняется то, что алмаз (самый твердый в природе материал) можно обрабатывать (резать) алмазным зерном, применяя процессы доводки и шлифования.

Соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ во многом зависит от характера параметров a и a_1 . При их пропорциональном изменении соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ не зависит от толщины среза a , т.е. появляется возможность практически бесконечного увеличения обработки. Однако, в действительности такого не происходит. Существует предельное значение a , превышение которого приводит к разрушению режущего клина инструмента. Из этого вытекает, что с увеличением толщины среза a величина a_1 изменяется несущественно, т.е. не по линейной зависимости. Следовательно, с увеличением a соотношение a / a_1 будет увеличиваться, что ограничивает возможности процесса резания по критерию прочности инструмента.

В процессе резания под воздействием высокой температуры происходит уменьшение параметров $\tau_{сдв.инст}$ и $\tau_{сдв}$. Это ведет к изменению соотношения $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$, которое может быть меньше или больше исходного, полученного без учета температурного фак-

тора. Предположим, соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ больше исходного. Тогда, исходя из неравенства (1.90), появляется возможность увеличения толщины среза a и соответственно производительности обработки за счет повышения режущих свойств инструмента. Однако, на практике данная закономерность не наблюдается. Под воздействием температурного фактора инструмент затупляется и теряет свои режущие свойства, что ведет к увеличению силы и температуры резания, ухудшению качества обработки. Стойкость инструмента (период его нормальной работы) резко снижается. Следовательно, температурный фактор уменьшает соотношение $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$, что приводит к невыполнению неравенства (1.90), т.е. левая часть становится меньше правой. В результате дальнейшее ведение процесса резания невозможно. Длительность процесса определяется стойкостью инструмента.

С физической точки зрения уменьшение соотношения $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$ означает то, что под действием высокой температуры в зоне резания инструментальный материал в большей степени теряет свои прочностные свойства, чем обрабатываемый материал. Это связано с тем, что максимальная температура достигается на передней поверхности инструмента. В плоскости сдвига, вдоль которой происходит разрушение обрабатываемого материала, температура меньше. Следовательно, меньше изменение (уменьшение) предела прочности обрабатываемого материала на сдвиг $\tau_{сдв}$. Таким образом, для того чтобы уменьшить интенсивность износа (микроразрушения) режущего клина в процессе резания от действия температурного фактора и повысить стойкость инструмента, необходимо стремиться к снижению температуры резания.

Связь параметра $\tau_{сдв.инст}$ с температурой резания θ можно аппроксимировать зависимостью

$$\tau_{сдв.инст} = \tau_0 \cdot \left(\frac{A}{\theta}\right)^n, \quad (1.91)$$

где A и n - постоянные; τ_0 - исходное значение $\tau_{сдв.инст}$ (при небольшой температуре).

Температура резания θ описывается зависимостью (1.39). Уменьшить θ можно в первую очередь уменьшением скорости резания V и условного напряжения резания σ . Уменьшение σ , как следует из зависимости (1.27), связано с увеличением коэффициента ре-

зания $K_{рез}$ и соответственно угла сдвига материала β . Это достигается, согласно зависимости (1.23), уменьшением угла $(\psi - \gamma)$, т.е. уменьшением угла трения ψ и увеличением переднего угла инструмента γ .

Однако, исходя из неравенства (1.90), оптимальным с точки зрения износостойкости режущего клина инструмента (стойкости инструмента), является нулевой передний угол γ . Следовательно, основным путем увеличения $K_{рез}$ и уменьшения σ и температуры резания θ необходимо рассматривать уменьшение угла трения ψ (коэффициента трения на передней поверхности инструмента f).

Увеличение толщины среза a , как и скорости резания V , согласно зависимости (1.39), ведет к увеличению температуры резания θ . Исходя из этого, существуют оптимальные (предельные) значения a и V , при которых процесс резания осуществим и выполняется неравенство (1.90). Стойкость инструмента, соответствующая этим значениям a и V , следует рассматривать оптимальной.

В общем случае температура резания θ определяется большим числом параметров, входящих в зависимость (1.39). Поэтому условия выполнения неравенства (1.90) и оптимальная стойкость инструмента также будут зависеть от этих параметров.

Важнейшей характеристикой любого материала является его твердость. Поэтому оценим роль твердости обрабатываемого и инструментального материалов в осуществлении процесса резания.

Как известно, твердость (по Виккерсу) материала HV всегда больше предела его прочности на сдвиг $\tau_{сдв}$. Связь между этими двумя параметрами может быть аппроксимирована следующей зависимостью: $HV = C \cdot \tau_{сдв}$, где C - постоянная, зависящая от материала (например, для сталей $C \approx 6$, для инструментальных материалов $C > 6$ и т.д.). Тогда для обрабатываемого материала справедлива зависимость $HV = C_{мат} \cdot \tau_{сдв}$, для инструментального материала – зависимость $HV_{инст} = C_{инст} \cdot \tau_{сдв.инст}$. Выразим в неравенстве (1.90) параметры $\tau_{сдв}$ и $\tau_{сдв.инст}$ через HV и $HV_{инст}$:

$$\frac{HV_{инст}}{HV} > \frac{C_{инст}}{C_{мат}} \cdot \frac{a}{a_1 \cdot \cos \gamma}.$$

Соотношение $HV_{инст} / HV$ тем больше, чем больше соотношение $C_{инст} / C_{мат}$. Из неравенства следует важный вывод, связанный

с тем, что соотношение твердости инструментального и обрабатываемого материалов $HV_{инст} / HV$, по сути, зависит от соотношения пределов прочности на сдвиг инструментального и обрабатываемого материалов. Отсюда вытекает, что условие осуществления процесса резания в равной степени зависит как от прочности, так и от твердости инструментального и обрабатываемого материалов. Для того, чтобы осуществить процесс резания, необходимо обеспечить выполнение двух соотношений $HV_{инст} / HV$ и $C_{инст} / C_{мат}$. Второе соотношение автоматически предполагает выполнение соотношения $\tau_{сдв.инст} / \tau_{сдв}$.

Как отмечалось, $C_{инст} / C_{мат} > 1$. Следовательно, соотношение $HV_{инст} / HV$ также должно быть больше единицы (как правило, $HV_{инст} / HV > 3...4$).

Рассмотрим случай, когда соотношения $HV_{инст} / HV$ и $C_{инст} / C_{мат}$ равны единице. Тогда приведенное выше неравенство будет справедливо при условии $\frac{a}{a_1 \cdot \cos \gamma} = 1$, что возможно при больших положительных или отрицательных передних углах инструмента $|\gamma| > 45^\circ$. Реализовать такие большие положительные передние углы инструмента практически невозможно. Отрицательные передние углы могут быть осуществимы при использовании в качестве режущего клина инструмента режущее (абразивное или алмазное) зерно. В этом случае инструментальный и обрабатываемый материалы могут быть одной характеристики. Например, алмаз можно обрабатывать алмазом – алмазным зерном в свободном или связанном состоянии.

1.3.2. СИЛОВАЯ НАПРЯЖЕННОСТЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ С ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНОЙ СРЕЗА

Произведем оценку параметров силовой напряженности процесса резания, характеризующегося переменной толщиной среза, что имеет место при фрезеровании, строгании, шлифовании и других видах механической обработки.

Рассмотрим расчетную схему, в которой силовое воздействие режущего клина инструмента на обрабатываемый материал

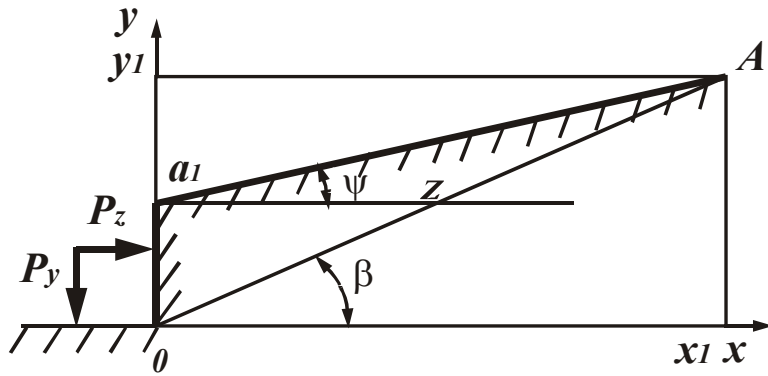


Рис.1.33. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании.

представлено в виде двух сил, действующих в вертикальном и горизонтальном направлениях, рис.1.33. Отношение составляющих силы резания P_z и P_y равно коэффициенту резания $K_{рез}$. Под воздействием этих сил обрабатываемый материал будет деформироваться, в нем возникнут напряжения. Для определения плоскости, в которой произойдет сдвиг материала, т.е. когда касательное напряжение τ достигнет максимального значения, равного пределу прочности материала на сдвиг $\tau_{сдв}$, спроецируем составляющие силы резания P_z и P_y на условную плоскость, расположенную под углом β к направлению движения инструмента (или обрабатываемого материала)

$$\tau = \frac{(P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta)}{b \cdot z}, \quad (1.92)$$

где b - ширина среза, м; z - длина условной плоскости сдвига, м.

Длину z найдем, решая систему двух тригонометрических уравнений

$$\begin{aligned} y_1 &= a_1 + \operatorname{tg} \varphi \cdot x_1, \\ y_1 &= \operatorname{tg} \beta \cdot x_1, \end{aligned} \quad (1.93)$$

где x_1, y_1 - координаты точки пересечения условной плоскости сдвига с обрабатываемой поверхностью материала, м; a_1 - начальное значение толщины среза, м; φ - угол входа режущего клина инструмента в обрабатываемый материал.

Решая уравнение (1.93) с учетом соотношения $x_1 / z = \cos \beta$, имеем

$$z = \frac{a_1 \cdot \cos \varphi}{\sin(\beta - \varphi)}. \quad (1.94)$$

После подстановки (1.94) в зависимость (1.92) с учетом коэффициента резания $K_{рез} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$ и тригонометрических преобразований, получим

$$\tau = \frac{P_y \cdot \sin(\beta - \varphi) \cdot \cos(\psi - \gamma + \beta)}{b \cdot y_1 \cdot \sin(\psi - \gamma) \cdot \cos \varphi}. \quad (1.95)$$

Угол сдвига материала β оказывает на касательное напряжение τ неоднозначное влияние. С увеличением β за счет множителя $\sin(\beta - \varphi)$ касательное напряжение τ увеличивается, а за счет множителя $\cos(\psi - \gamma + \beta)$ - уменьшается. Следовательно, касательное напряжение τ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку максимума.

Для определения экстремального значения угла сдвига материала β , продифференцируем функцию τ по β и полученное выражение приравняем к нулю. После преобразования, имеем

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi + \varphi}{2}. \quad (1.96)$$

Как видим, зависимость (1.96) отличается от формулы проф. Зворыкина К.А. лишь наличием параметра φ , который влияет на угол сдвига материала β аналогично углу $(\gamma - \psi)$. Из этого можно сделать вывод, что угол φ , по сути, приводит к изменению угла $(\gamma - \psi)$, т.е. изменению переднего угла инструмента γ .

Коэффициент резания $K_{рез} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$, исходя из зависимости (1.96), примет вид

$$K_{рез} = \operatorname{tg}(2\beta - \varphi). \quad (1.97)$$

При $\varphi = 0$ приходим к зависимости (1.23) - $K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta$. С увеличением угла φ коэффициент резания $K_{рез}$ уменьшается.

Определим условное напряжение резания σ , для чего зависимость (1.92) представим в виде

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{\sigma}{K_{рез} \cdot \cos \varphi} \cdot [K_{рез} \cdot \cos \beta \cdot \sin(\beta - \varphi) - \sin \beta \cdot \sin(\beta - \varphi)] = \\ &= \frac{\sigma}{2K_{рез} \cdot \cos \varphi} \{K_{рез} \cdot [\sin(2\beta - \varphi) - \sin \varphi] + [\cos(2\beta - \varphi) - \cos \varphi]\} = \quad (1.98) \\ &= \frac{\sigma}{2K_{рез} \cdot \cos \varphi} \left\{ K_{рез} \left[\frac{K_{рез}}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}} - \sin \varphi \right] + \left[\frac{1}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}} - \cos \varphi \right] \right\}. \end{aligned}$$

Принимая $\tau = \tau_{сдв}$, разрешим зависимость (1.98) относительно σ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез} \cdot \cos \varphi}{\left\{ K_{рез} \left[\frac{K_{рез}}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}} - \sin \varphi \right] + \left[\frac{1}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}} - \cos \varphi \right] \right\}}. \quad (1.99)$$

При $\varphi = 0$, имеем

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{\left[\frac{(1 + K_{рез}^2)}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}} - 1 \right]} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{(\sqrt{1 + K_{рез}^2} - 1)}. \quad (1.100)$$

Умножим и разделим (1.100) на величину $(\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)$, тогда

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot (1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}). \quad (1.101)$$

В результате пришли к зависимости (1.27), т.е. расчеты выполнены правильно.

Преобразуем аналогичным образом зависимость (1.99), когда $\varphi \neq 0$:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез} \cdot \cos \varphi}{\sqrt{1 + K_{рез}^2} - K_{рез} \cdot \sin \varphi - \cos \varphi}. \quad (1.102)$$

Как видим, в зависимости (1.102) параметры $K_{рез}$ и φ неоднозначно влияют на условное напряжение резания σ . При относительно небольшом изменении угла φ , например, в пределах от 0 до 30° функция $\cos \varphi$ изменяется в пределах от 1,0 до 0,866, т.е. несущественно. Тогда с определенными допущениями можно принять $\cos \varphi \approx 1$:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot K_{рез}}{(\sqrt{1 + K_{рез}^2} - 1) - K_{рез} \cdot \sin \varphi}. \quad (1.103)$$

Выражение в круглых скобках умножим и разделим на сопряженную величину $(\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)$:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\frac{K_{рез}}{(\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)} - \sin \varphi}. \quad (1.104)$$

Из полученной зависимости (1.104) следует, что с увеличением

угла φ условное напряжение резания σ однозначно увеличивается. Следовательно, с точки зрения снижения энергоемкости обработки (которая равна величине σ) эффективно резание производить с постоянной толщиной среза $\varphi = 0$. При $\varphi = 0$ приходим к зависимостям (1.101) и (1.27).

Как установлено выше, коэффициент резания $K_{рез}$ может изменяться в пределах от 0 до ∞ . При $K_{рез} \rightarrow \infty$ зависимость (1.104) упростится

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{1 - \sin \varphi}. \quad (1.105)$$

В данном случае условное напряжение резания $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{сдв} \cong \sigma_{сж}$ (при относительно небольших углах $\varphi \rightarrow 0$).

При небольших значениях $K_{рез} \rightarrow 0$ зависимость (1.104) также упростится

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{0,5 \cdot K_{рез} - \sin \varphi}. \quad (1.106)$$

При небольших значениях $K_{рез}$ знаменатель зависимости (1.106) будет принимать значения, близкие к нулю. В результате условное напряжение резания $\sigma \rightarrow \infty$ и процесс резания неосуществим, возможно лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого материала без образования стружки.

В табл. 1.5 приведены значения $\sin \varphi$ для различных углов φ .

Таблица 1.5

φ , град	0	3	6	10	13
$\sin \varphi$	0	0,05	0,1	0,17	0,23

Для того, чтобы знаменатель зависимости (1.106) не обратился в нуль, коэффициент резания $K_{рез}$ должен более чем в 2 раза превышать значения функции $\sin \varphi$. Например, для $\sin \varphi = 0,17$ коэффициент резания должен быть равен $K_{рез} > 0,34$. Соответственно для данного значения $K_{рез}$, исходя из зависимости (1.23), угол $(\psi - \gamma) < 72^\circ$. Чем меньше угол $(\psi - \gamma)$, тем больше коэффициент резания $K_{рез}$, знаменатель зависимости (1.106) и меньше условное напряжение резания σ .

В табл. 1.6 приведены значения коэффициента резания $K_{рез}$ и знаменателя зависимости (1.106) для углов $(\psi - \gamma) < 72^\circ$.

Таблица 1.6

$(\psi - \gamma)$, град	10	20	40	60	65
$K_{рез}$	5,7	2,8	1,2	0,58	0,5
$0,5K_{рез} - \sin \varphi$	2,7	1,23	0,43	0,12	0,08

Из табл. 1.6 следует значительное изменение знаменателя зависимости (1.106) с изменением угла $(\psi - \gamma)$. Уменьшить угол $(\psi - \gamma)$ можно прежде всего за счет увеличения переднего угла инструмента γ . Поскольку коэффициент резания $K_{рез}$ принимает значения больше единицы, необходимо для анализа использовать зависимость (1.104).

В табл. 1.7 приведены значения $K_{рез} / (\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)$ в зависимости от коэффициента резания $K_{рез}$.

Таблица 1.7

$K_{рез}$	0	0,3	1,0	2,0	4,0	10,0
$K_{рез} / (\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)$	0	0,15	0,41	0,62	0,8	0,9

Как видим, соотношение $K_{рез} / (\sqrt{1 + K_{рез}^2} + 1)$ и следовательно, знаменатель зависимости (1.104) всегда меньше единицы. Основной путь увеличения знаменателя – увеличение $K_{рез}$ за счет увеличения переднего угла инструмента γ . Это позволит уменьшить σ и соответственно повысить износостойкость и режущую способность инструмента.

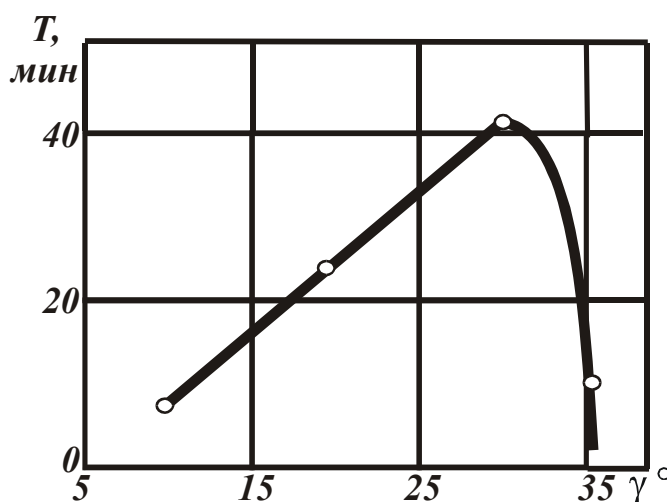


Рис. 1.34. Влияние переднего угла γ на период стойкости T торцевой фрезы из стали P18 при фрезеровании сплава ЭИ437А.

На основе проведенного анализа можно заключить, что в отличие от процесса резания с постоянной толщиной среза ($\varphi = 0$), при резании с переменной толщиной среза ($\varphi > 0$) с целью повышения стойкости инструмента необходимо увеличивать передний угол инструмента γ . Если при резании с $\varphi = 0$ оптимальным передним углом инструмента

считался угол $\gamma = 0$ (на основе расчетных зависимостей, приведенных в предыдущем параграфе), то при резании с $\varphi > 0$ оптимальным передним углом должен быть угол $\gamma > 0$. Например, экспериментально установлено (рис. 1.34 [30]), что максимальная стойкость режущего инструмента при фрезеровании достигается при $\gamma = 25^\circ$. Этим показано, что при резании с переменной толщиной среза силовая напряженность процесса увеличивается и инструмент работает в более тяжелых условиях, особенно при небольших значениях коэффициента $K_{рез} < 1$.

Следовательно, наиболее неблагоприятными условиями резания необходимо рассматривать условия абразивной обработки, когда из-за отрицательного переднего угла режущего зерна нельзя добиться более высоких значений коэффициента резания и процесс протекает с большой энергоемкостью (условным напряжением резания σ). В этих условиях важно уменьшить угол φ , применяя, например, кинематическую схему глубинного шлифования, для которой характерно образование длинных тонких срезов (с небольшим углом φ). Практически исключить отрицательное влияние угла на показатели обработки при шлифовании плоских поверхностей можно применением торцового шлифования, а также применением кругов формы 1А1 большого диаметра и т.д. Эффективно применение алмазно-абразивной обработки – за счет высокой остроты режущих алмазных зерен можно увеличить коэффициент резания $K_{рез}$.

При резании лезвийными инструментами (особенно на финишных операциях) уменьшить отрицательное влияние угла φ можно обеспечением высокой остроты режущей кромки инструмента.

Для количественной оценки влияния радиуса округления режущей кромки инструмента на силовую напряженность процесса резания, ниже приведены теоретические решения [249], справедливые как для лезвийной, так и абразивной обработки.

1.3.3. РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ РАДИУСА ОКРУГЛЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ ИНСТРУМЕНТА

Рассмотрим расчетную схему резания (рис. 1.35,а), в которой для упрощения расчетов давление p вдоль дуги контакта радиусной

части инструмента (или режущего зерна, представленного в форме шара) с обрабатываемым материалом прием одинаковым, равным твердости (по Виккерсу) обрабатываемого материала HV . При проектировании давления p на условную плоскость сдвига, расположенную под углом β , получено выражение для силы F , приходящейся на единицу ширины среза, вызывающей сдвиг элемента материала в направлении плоскости сдвига

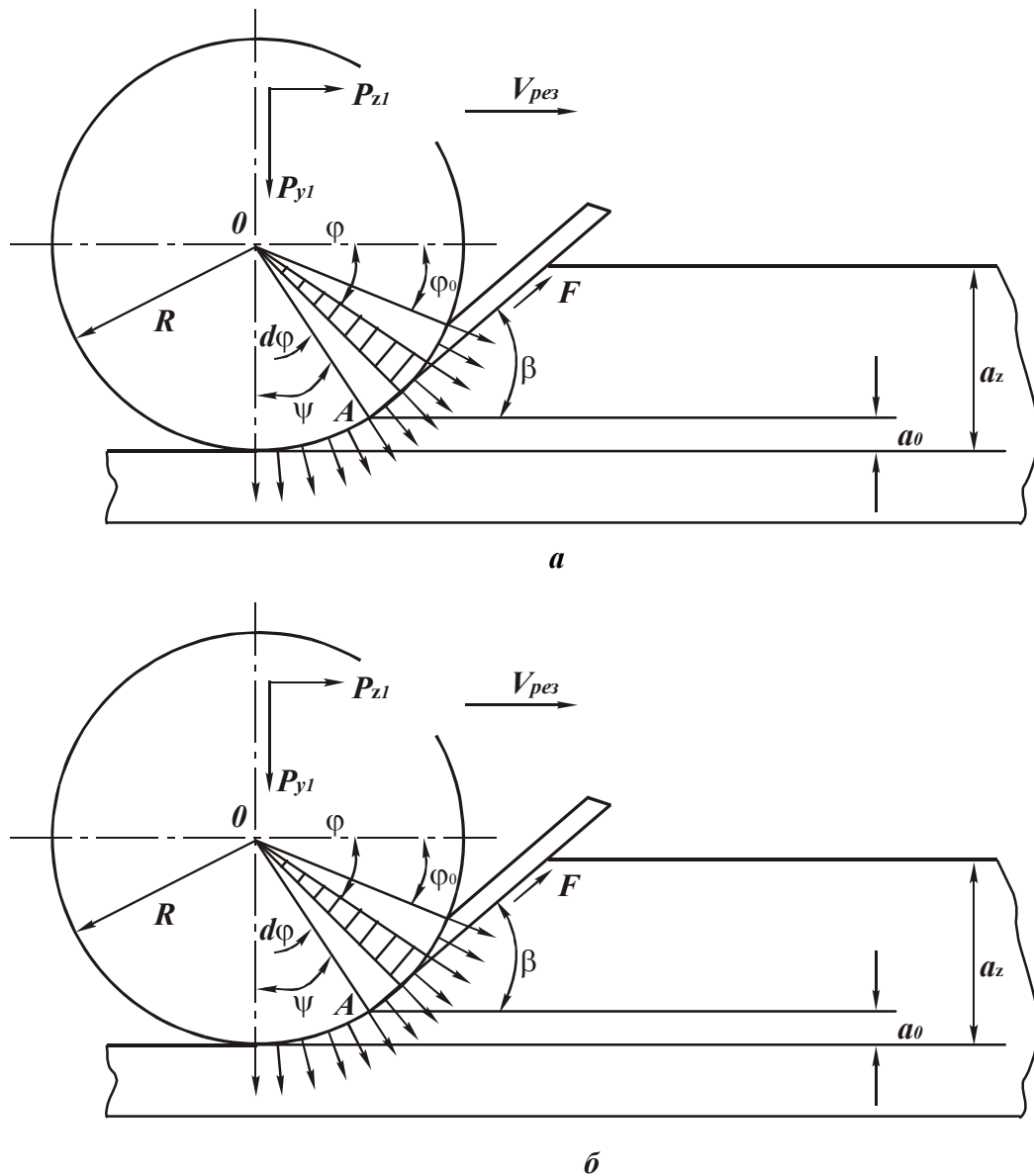


Рис. 1.35. Схемы стружкообразования при микрорезании единичным зерном: $\varphi = 0$ (а); $\varphi > 0$ (б).

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} p \cdot \rho \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot d\varphi = HV \cdot \rho \left[\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta) \right], \quad (1.107)$$

где $(90^\circ - \varphi_0)$ - угол контакта радиусной части инструмента с обра-

батываемым материалом; ρ - радиус округления радиусной части инструмента, м.

Касательное напряжение τ в условной плоскости сдвига определяется:

$$\tau = \frac{F}{a} \cdot \sin \beta = \frac{HV \cdot \rho}{a} \cdot \sin \beta [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)]. \quad (1.108)$$

Положение условной плоскости сдвига определяет угол β , при котором τ принимает максимальное значение.

Дифференцируя выражение (1.108) для τ по β и приравнявая полученное решение к нулю, получим уравнение для определения экстремального значения угла β :

$$\cos \beta [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)] + \sin \beta [\cos(90^\circ + \beta) - \cos(\varphi_0 + \beta)] = 0 \quad (1.109)$$

После преобразований зависимость (1.109) примет вид

$$\beta = 22,5 - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (1.110)$$

При $\varphi_0 = 0$ угол β может изменяться в пределах $0 \dots 22,5^\circ$, что согласуется с экспериментальными данными [27, 28, 29], полученными при исследовании процессов шлифования.

Угол φ_0 зависит от параметров стружкообразования и определяется из условия $\tau = \tau_{сдв}$, где $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м².

С учетом зависимостей (1.108) и (1.110) и принятого условия $\tau = \tau_{сдв}$ угол сдвига β окончательно определится

$$\beta = 3 \sqrt[3]{\frac{\tau_{сдв} \cdot a}{4 \cdot HV \cdot \rho}}. \quad (1.111)$$

Соответственно параметры силовой напряженности процесса резания выразятся

$$P_z = \sqrt[3]{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot a^2 \cdot HV \cdot \rho}, \quad (1.112)$$

$$P_y = \sqrt[3]{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot a \cdot HV^2 \cdot \rho^2}, \quad (1.113)$$

$$K_{рез} = \frac{P_z}{P_y} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot a}{HV \cdot \rho}}, \quad (1.114)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a} = 3 \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot HV \cdot \rho}{a}}. \quad (1.115)$$

Здесь P_z, P_y - тангенциальная и радиальная составляющие силы

резания, приходящиеся на единицу ширины среза.

Проведем анализ полученных зависимостей применительно к абразивной обработке (процессам шлифования), где в наибольшей степени проявляется влияние радиуса округления режущей кромки на показатели обработки. Полученные решения можно также использовать для анализа процессов резания лезвийными инструментами при небольших толщинах среза a .

Параметры $K_{рез}$ и σ зависят от отношения a/ρ , что согласуется с практикой абразивной обработки. Чем больше a/ρ , тем больше $K_{рез}$, меньше σ и выше эффективность абразивной обработки. Коэффициент $K_{рез}$ равен удвоенному значению угла сдвига β .

Произведение параметров $K_{рез}$ и σ есть постоянная величина, равная $\tau_{сдв} = 2 \cdot \sigma_{сж}$. Аналогичные зависимости получены при анализе лезвийной обработки [115]. Это указывает на единую природу закономерностей механизма резания лезвийными и абразивными инструментами.

Важным является то, что параметр $K_{рез}$ определяется соотношением $\tau_{сдв}/HV$. Данная закономерность была нами установлена в [283] для микрорезания единичным зерном (рабочая часть которого моделировалась в форме конуса) и подтверждена экспериментально проф. Сагардой А. А. Полученные зависимости указывают пути снижения силовой напряженности процесса шлифования - это поддержание на круге острого режущего рельефа за счет режима его самозатачивания или применение непрерывной правки.

Второй путь снижения силовой напряженности (увеличение $K_{рез}$ и уменьшение σ) связан с увеличением толщины среза до такого уровня, при котором возникающие нагрузки становятся соизмеримыми с прочностными характеристиками зерен и связи.

Поддержание в процессе шлифования заданной толщины среза достигается применением оптимальных режимов шлифования, а также регулированием режущего рельефа круга, в том числе за счет использования эффективных методов электрофизикохимической правки круга.

Из зависимостей (1.112) и (1.113) следует, что при обработке материалов высокой твердости (природных алмазов, керамики и т. д.) доминирующую роль играет сила P_y , так как параметр HV в (1.113) имеет наибольшую степень.

При обработке материалов, характеризующихся повышенными значениями $\tau_{сдв}$ и $\sigma_{сж}$ (например, твердых сплавов, быстрорежущих сталей) доминирующую роль играет сила P_z . В первом случае эффективно управлять стабильностью процесса шлифования за счет параметра ρ , т.к. он входит в зависимость (1.113) в квадрате. Во втором случае – эффективно управлять величиной a . Тот факт, что в зависимость (1.112) с наибольшей степенью входят параметры $\tau_{сдв}$ и a , а в зависимость (1.113) – параметры HV и ρ , указывает на различный механизм формирования составляющих силы резания P_z и P_y . Составляющая силы P_z обусловлена прочностью, а составляющая силы P_y – твердостью обрабатываемого материала.

При резании с переменной толщиной среза ($\varphi > 0$) касательное напряжение τ в условной плоскости сдвига определится следующим выражением (рис. 1.35,б)

$$\tau = \frac{HV \cdot \rho \cdot \sin(\beta - \varphi)}{a \cdot \cos \varphi} \left[\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta) \right], \quad (1.116)$$

откуда из условия максимума функции τ определяется экстремальный угол сдвига β

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4} + \frac{\varphi}{2}. \quad (1.117)$$

Сравнивая зависимости (1.110) и (1.117), видим, что угол сдвига β при $\varphi > 0$ больше, чем при $\varphi = 0$.

При $\varphi_0 = const$, решая совместно зависимости (1.116) и (1.117) при условии $\tau = \tau_{сдв}$, получено уравнение для определения угла сдвига β

$$\frac{\tau_{сдв} \cdot a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot HV \cdot \rho} = \sin^2(\beta - \varphi) \cdot \sin(2\beta - \varphi). \quad (1.118)$$

В силу малости угла φ с достаточной для практики точностью можно принять $\cos \varphi \approx 1$; $\sin(\beta - \varphi) \approx \beta - \varphi$; $\sin(2\beta - \varphi) \approx (2\beta - \varphi)$.

Тогда зависимость (1.118) примет упрощенный вид:

$$\beta_0 = 3 \sqrt{\frac{\tau_{сдв} \cdot a}{4 \cdot HV \cdot \rho}} - \text{угол сдвига при } \varphi = 0.$$

Очевидно, при $\varphi = 0$ углы β и β_0 равны между собой, что соответствует вышеприведенному решению для резания с постоянной толщиной среза $a = const$.

При $\varphi > 0$ угол сдвига $\beta > \beta_0$. Соответственно силовые параметры процесса резания определяются:

$$P_z = 2 \cdot HV \cdot \rho \cdot (2\beta - \varphi)^2, \quad (1.119)$$

$$P_y = 2 \cdot HV \cdot \rho \cdot (2\beta - \varphi), \quad (1.120)$$

$$K_{рез} = (2\beta - \varphi), \quad (1.121)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot HV \cdot \rho \cdot (2\beta - \varphi)^2}{a}. \quad (1.122)$$

Приведенные в табл. 1.8 численные значения угла сдвига β , полученные из уравнения (1.123)

$$2 \cdot \beta_0^3 = (\beta - \varphi)^2 \cdot (2\beta - \varphi) \quad (1.123)$$

при $\beta_0 = 0,1 \cong 6^\circ$, показывают, что с увеличением угла φ угол сдвига β увеличивается и превышает угол β_0 .

Таблица 1.8

Расчетные значения угла сдвига β

φ , рад	0,1	0,2	0,3	0,4
β , рад	0,185	0,275	0,370	0,463
$(2\beta - \varphi)$, рад	0,260	0,350	0,440	0,526

Величина угла $(2\beta - \varphi)$, входящая во все приведенные зависимости (1.119), (1.120) и (1.122), как видно из табл. 1.8, с увеличением φ возрастает. Это приводит к более высоким значениям составляющих силы резания P_z и P_y и условного напряжения резания σ по сравнению с аналогичными данными для случая $\varphi = 0$. Например, для $\varphi = 0$ тангенциальная составляющая силы резания P_z равна $P_z = 0,08 HV \cdot \rho$; для $\varphi = 0,1$ (в рад.) – $P_z = 0,1352 \cdot HV \cdot \rho$; для $\varphi = 0,2$ – $P_z = 0,245 HV \cdot \rho$ и т.д. Радиальная составляющая силы резания P_y для $\varphi = 0$ равна $P_y = 0,4 \cdot HV \cdot \rho$; для $\varphi = 0,1$ – $P_y = 0,52 \cdot HV \cdot \rho$; для $\varphi = 0,2$ – $P_y = 0,7 \cdot HV \cdot \rho$ и т.д.

Таким образом, резание с переменной толщиной среза характеризуется повышенной силовой напряженностью, несмотря на то, что коэффициент резания $K_{рез}$ и угол сдвига β выше по сравнению со случаем $\varphi = 0$. Это связано с увеличением длины условной плоскости сдвига, которая является определяющим фактором в формировании параметров силовой напряженности процесса резания.

1.3.4. ВЛИЯНИЕ РАДИУСА ОКРУГЛЕНИЯ РЕЖУЩЕГО КЛИНА ИНСТРУМЕНТА НА ЕГО СТОЙКОСТЬ

При действии высоких температур и нагрузок происходит износ инструмента по задней и передней поверхностям, округление его вершины. Радиус округления вершины ρ с течением времени возрастает. Это приводит к увеличению составляющих силы резания P_z и P_y , определяемых зависимостями (1.112) и (1.113), в особенности P_y . В свою очередь, рост P_z и P_y интенсифицирует увеличение радиуса округления вершины инструмента ρ . При достижении определенного значения ρ происходит катастрофический износ инструмента (рис. 1.36 [30]) или разрушение его рабочей части (разрушение зерен круга при шлифовании).

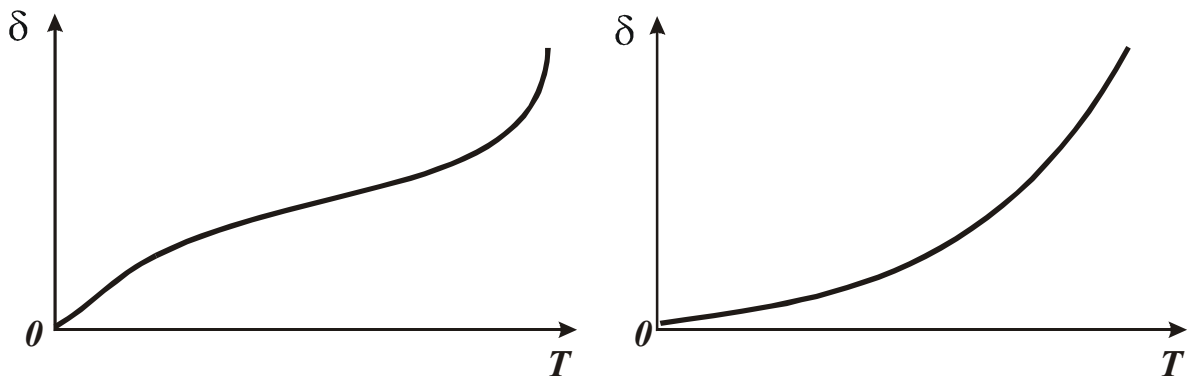


Рис. 1.36. Кривые износа инструмента по передней и задней поверхностям.

Уменьшить интенсивность износа инструмента можно снижением силы резания, исходя из зависимостей (1.112) и (1.113), за счет уменьшения толщины среза a . Чем больше твердость и прочность обрабатываемого материала, тем меньше должна быть толщина среза.

Температура резания θ при точении может быть определена по зависимости [94]

$$\theta = \frac{1}{c \cdot \rho_{\text{мат}}} \cdot \sqrt[3]{\frac{4 \cdot \rho}{a} \cdot HV \cdot \tau_{\text{сдв}}^2} \times \left[1 - \exp \left(\frac{2 \cdot c \cdot \rho_{\text{мат}} \cdot V \cdot a}{\lambda} \cdot \sqrt[3]{\frac{a \cdot \tau_{\text{сдв}}}{4 \cdot \rho \cdot HV}} \right) \right], \quad (1.123)$$

где $c, \rho_{\text{мат}}, \lambda$ - соответственно теплоемкость, плотность и коэффициент теплопроводности материала; V - скорость резания.

С увеличением толщины среза a температура резания θ возрас-

тает за счет роста множителя, заключенного в квадратные скобки. При определенных условиях этот множитель остается почти неизменным, близким к единице и температура резания θ равна

$$\theta = \frac{1}{c \cdot \rho_{\text{мат}}} \cdot \sqrt[3]{\frac{4 \cdot \rho}{a} \cdot HV \cdot \tau_{\text{сдв}}^2} . \quad (1.124)$$

С увеличением a температура резания θ уменьшается. Реализация данного условия – важный резерв повышения эффективности резания.

В общем случае при одинаковой удельной производительности обработки $Q_{y\partial} = V \cdot a = \text{const}$, согласно зависимости (1.123), температура резания уменьшается с ростом a , т.е. эффективно уменьшать V и увеличивать a . С увеличением радиуса округления вершины инструмента ρ температура резания возрастает, что интенсифицирует его износ и снижает стойкость. Под периодом стойкости инструмента будем понимать время, за которое радиус ρ достигает определенного значения ρ_1 . При $\rho_1 = \text{const}$ с увеличением параметров V и a температура резания θ возрастает. Следовательно, уменьшается период стойкости инструмента T . Скорость резания V в большей степени

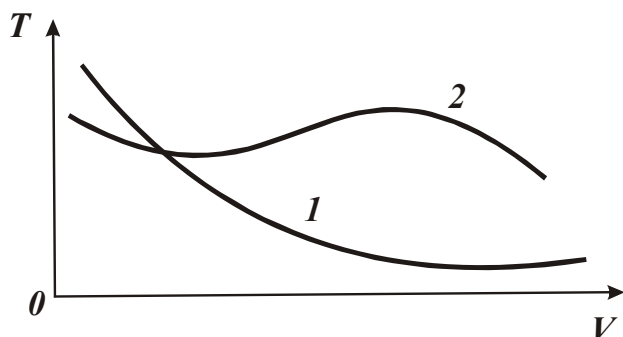


Рис. 1.37. Связь между скоростью резания V и периодом стойкости инструмента T в зависимости от рода обрабатываемого и инструментального материалов.

влияет на изменение периода стойкости. Экспериментально установленные графики $T - V$ показаны на рис. 1.37 [30]. Для одних обрабатываемых материалов зависимость носит монотонно убывающий характер (кривая 1), для других – немонотонный (кривая 2). В общем наблюдается тенденция снижения T с увеличением скорости резания, что под-

тверждает теоретические результаты.

Зависимость (1.123) с учетом решений, приведенных в работе [94], может быть представлена в следующем виде

$$Q_{y\partial} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho_{\text{мат}} \cdot \text{tg} \beta} \cdot \ln \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot \theta \cdot c \cdot \rho_{\text{мат}} \cdot \sin \beta}{\sigma_{\text{сж}}}} \right), \quad (1.125)$$

где β - угол сдвига материала.

Исходя из зависимости (1.125), при $Q_{y0} = \text{const}$ с увеличением угла сдвига β температура резания уменьшается, соответственно период стойкости возрастает. Следовательно, с увеличением переднего угла инструмента γ и уменьшением угла трения ψ (коэффициента трения f), согласно формуле проф. Зворыкина К.А., период стойкости инструмента увеличится. Однако увеличение γ ведет к ослаблению прочности режущего клина инструмента и повышению его износа. Поэтому с ростом угла γ до определенного значения период стойкости T возрастает, после чего уменьшается, рис. 1.32 [30].

С увеличением заднего угла инструмента снижается интенсивность трения задней поверхности с материалом, в результате температура резания уменьшается. Однако при этом снижается прочность режущего клина инструмента, что в целом ведет к уменьшению периода стойкости. Аналогичным образом можно проследить влияние других факторов на период стойкости инструмента.

1.3.5. УСЛОВИЯ НАРОСТООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ

Согласно расчетной схемы стружкообразования (рис. 1.38), движение элементарного объема материала $abcd$ по условной плоскости сдвига предполагает его одновременное движение по передней поверхности инструмента.

Возникающие при этом составляющие силы резания равны

$$P_z = \sigma \cdot S_1, \quad (1.126)$$

$$P_y = P_z \cdot f = \sigma \cdot S_1 \cdot f, \quad (1.127)$$

где S_1 - площадь контакта элементарного объема металла с резцом.

Условное напряжение резания σ в первом приближении примем равным твердости обрабатываемого материала по Виккерсу $\sigma = HV$, так как происходит местное смятие материала.

При большом значении

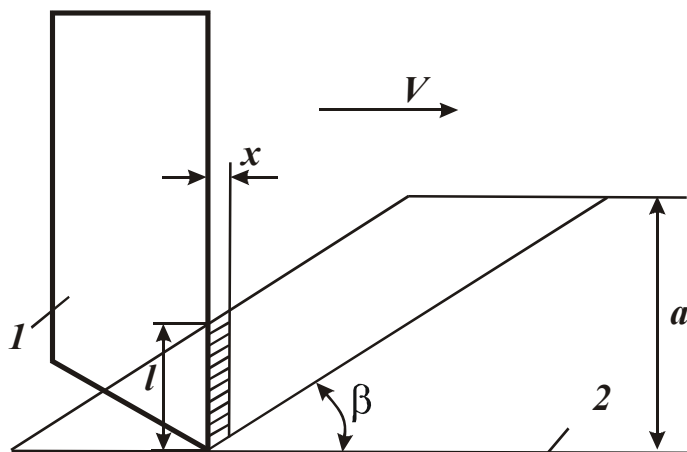


Рис. 1.38. Схема стружкообразования при резании: 1 – резец; 2 – обрабатываемая поверхность.

P_y течения металла по передней поверхности резца может не быть. Произойдет сдвиг (разрушение) металла параллельно передней поверхности на некотором удалении x (рис. 1.38) под действием касательных напряжений.

Возникающая составляющая силы резания P_y равна

$$P_y = \tau_{сдв} \cdot S_1. \quad (1.128)$$

С учетом известного соотношения для стали [126]

$$\tau_{сдв} = \frac{1}{6} \cdot HV \quad (1.129)$$

значения силы P_y , определяемые зависимостями (1.126), (1.127), равны при $f = 1/6$. При $f > 1/6$ сила P_y , определяемая зависимостью (1.127), будет всегда больше силы P_y , определяемой зависимостью (1.128). В результате разрушения обрабатываемого материала, его оставшаяся часть прислаивается к передней поверхности резца, что создает основу образования нароста. Следовательно, при низких скоростях резания и, соответственно, низких температурах резания, когда коэффициент трения относительно большой ($f > 1/6$), возможно образование нароста. По мере увеличения скорости резания и температуры резания, коэффициент трения f уменьшается и при $f = 1/6$ нарост исчезает. В работе [30] показано, что нарост появляется при температуре 300°C и исчезает при 600°C (при точении стали 40), рис. 1.39.

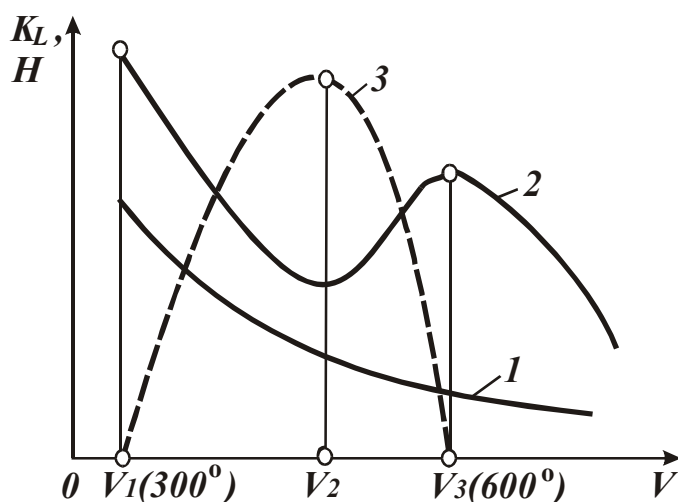


Рис. 1.39. Влияние скорости резания на высоту нароста H (кривая 3) и коэффициент усадки стружки при резании материалов, не склонных к наростообразованию (кривая 1), и материалов, склонных к наростообразованию (кривая 2).

В работе [54] показано, что нарост вырождается приблизительно при одной производительности обработки, определяемой произведением скорости резания V и подачи S , рис. 1.40. В нашей работе [249] установлено, что одному значению производительности обработки $Q_{уд}$, независимо от соотношения параметров V и S , соответствует вполне конкретное значение температуры резания θ

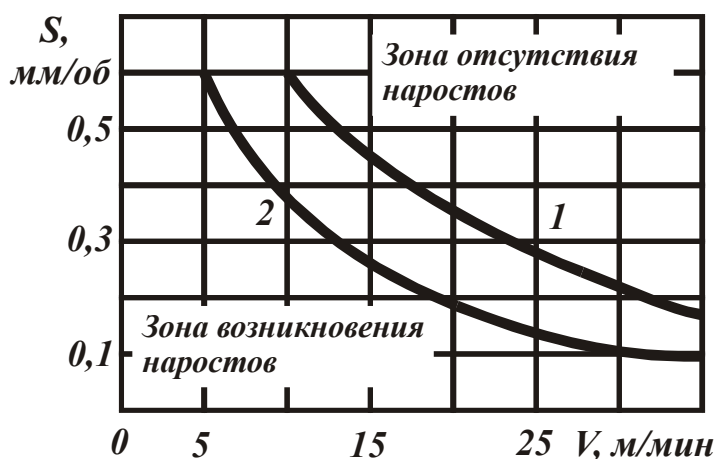


Рис. 1.40. Границы зон наростообразования: 1 – для стали 45; 2 – для стали ОХ12НД.

силы резания P_y при условии наростообразования, определяемая (1.128), при $f = 1/6$ уменьшается по сравнению с условиями резания без нароста. Это ведет к увеличению угла сдвига β и коэффициента резания $K_{рез}$ за счет уменьшения коэффициента усадки стружки (по формуле проф. Тиме). Уменьшению указанных параметров способствует также увеличение фактического переднего угла резца γ вследствие образования нароста. Указанные изменения параметров происходят в результате уменьшения среднего коэффициента трения и уве-

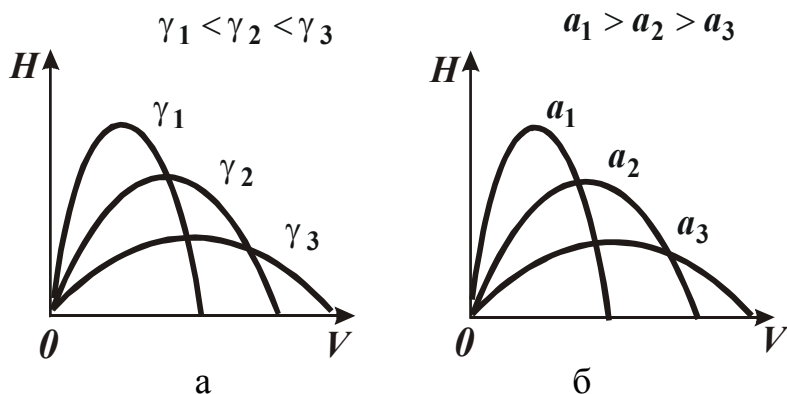


Рис. 1.41. Влияние скорости резания на высоту нароста H для различных значений γ и a .

величением переднего угла резца улучшаются условия стружкообразования, увеличивается угол сдвига, уменьшается длина l и, как следствие, уменьшается высота нароста. Указанные закономерности подтверждены экспериментально [30], рис. 1.41. С увеличением переднего угла резца температура резания уменьшается. Следовательно, исчезновение нароста произойдет при большей скорости резания.

согласно зависимости (1.125). Следовательно, устранение нароста (рис. 1.40) происходит при конкретной температуре резания, независимо от соотношения скорости резания и подачи. Это подтверждается теоретическими и экспериментальными данными. Радиальная составляющая

увеличения фактического переднего угла резца. Высоту нароста H с точки зрения его прочности определяет параметр l или длина контакта резца с обрабатываемым материалом (рис. 1.38). Чем больше l , тем больше высота нароста и наоборот. Очевидно, с

1.4. ОПТИМИЗАЦИЯ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ

1.4.1. РАСЧЕТ ЭКОНОМИЧЕСКИ ВЫГОДНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Выбор рациональных режимов резания необходимо производить из условия обеспечения минимально возможной себестоимости и минимально возможной производительности обработки. Учитывая лишь изменяющиеся статьи затрат, укрупненный расчет себестоимости обработки C произведем по зависимости

$$C = N \cdot t_o \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_o \cdot Ц, \quad (1.130)$$

где N и N_o - соответственно количество изготавливаемых изделий и потребляемых инструментов; t_o - основное технологическое время обработки; $S_{\text{час}}$ - тарифная ставка рабочего; k - коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на тарифную ставку рабочего; $Ц$ - цена инструмента.

При продольном точении: $t_o = i \cdot \frac{L}{S_m}$, где $i = \frac{\Pi}{t}$ - количество продольных ходов инструмента; L - длина хода инструмента; $S_m = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дет}}}$ - продольная подача, м/с; Π - величина снимаемого припуска; t - глубина резания; V - скорость резания; S - продольная подача, м/об; $D_{\text{дет}}$ - диаметр детали.

После преобразования

$$t_o = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \Pi \cdot L}{V \cdot t \cdot S}. \quad (1.131)$$

Числитель в (1.131) равен объему снимаемого материала, а знаменатель - производительности обработки Q .

Стойкость инструмента T связана с t_o зависимостью $T = n \cdot t_o$, где n - количество деталей, обработанных одним инструментом.

С использованием результатов многофакторного планирования эксперимента стойкость T выражается [30]

$$T = \frac{C_4}{g^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (1.132)$$

где C_4 , m_1 , q , p - постоянные для определенных условий обработки; V - скорость резания; t - глубина резания.

Подставляя (1.131) и (1.132) в зависимость $T = n \cdot t_o$, имеем

$$n = \frac{C_4}{\pi \cdot D_{\partial em} \cdot \Pi \cdot L \cdot \mathcal{G}^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}. \quad (1.133)$$

Тогда

$$N_o = \frac{N}{n} = \frac{\pi \cdot D_{\partial em} \cdot \Pi \cdot L \cdot N \cdot \mathcal{G}^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1}}{C_4}. \quad (1.134)$$

Обозначим $\mathcal{G}_{\text{сум}} = \pi \cdot D_{\partial em} \cdot \Pi \cdot L \cdot N$ - суммарный объем снимаемого материала со всех деталей.

Подставим (1.131) и (1.134) в (1.130)

$$C = \mathcal{G}_{\text{сум}} \cdot \left(\frac{S_{\text{час}} \cdot k}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\Pi}{C_4} \cdot \mathcal{G}^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \right). \quad (1.135)$$

При $m_1, q, p > 1$ имеет место экстремальная зависимость C от $\mathcal{G}$, t и S . Экспериментально установлено: $m_1 > q > p$, $m_1 > 1$. Параметры p и q в зависимости от условий обработки могут быть больше и меньше единицы. Рассмотрим случай $m_1 > 1$, $0 < p < 1$, $0 < q < 1$. Зависимость (1.135) примет вид

$$C = \mathcal{G}_{\text{сум}} \cdot \left(\frac{S_{\text{час}} \cdot k}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\Pi}{C_4} \cdot \frac{\mathcal{G}^{m_1-1}}{t^{1-q} \cdot S^{1-p}} \right). \quad (1.136)$$

С увеличением t и S себестоимость C непрерывно уменьшается, а с увеличением $\mathcal{G}$ - изменяется по экстремальной зависимости. Определим экстремальные значения $\mathcal{G}$ и C из условия $C'_{\mathcal{G}} = 0$:

$$\mathcal{G}_{\text{экт}} = \left[\frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot C_4}{(m_1 - 1) \cdot \Pi \cdot t^q \cdot S^p} \right]^{\frac{1}{m_1}}. \quad (1.137)$$

Значение $\mathcal{G}_{\text{экт}}$ тем меньше, чем больше t и S . Вторая производная $C''_{\mathcal{G}}$ в точке $\mathcal{G}_{\text{экт}}$ равна:

$$C''_{\mathcal{G}} = \mathcal{G}_{\text{сум}} \cdot m_1 \left[\frac{(m_1 - 1) \cdot \Pi}{C_4} \right]^{\frac{3}{m_1}} \cdot (S_{\text{час}} \cdot k)^{1 - \frac{3}{m_1}} \cdot t^{\frac{3q}{m_1} - 1} \cdot S^{\frac{3p}{m_1} - 1}$$

Как видим $C''_{\mathcal{G}} > 0$, т.е. имеет место минимум функции $C(\mathcal{G})$, рис.1.42.

Подставим (1.137) в (1.136)

$$C = g_{\text{сум}} \cdot m_1 \cdot \left(\frac{S_{\text{час}} \cdot k}{m_1 - 1} \right)^{1 - \frac{1}{m_1}} \cdot \left(\frac{\Pi}{C_4} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot \frac{1}{t^{\frac{1-q}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}}}. \quad (1.138)$$

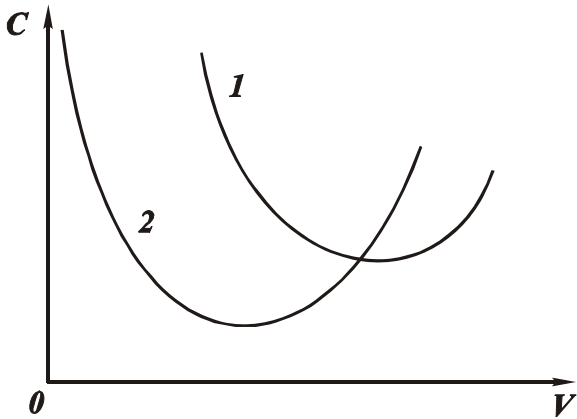


Рис.1.42. Зависимость C от V при $S=\text{const}$ ($S_1 < S_2$).

Себестоимость обработки C тем меньше, чем меньше $g_{\text{сум}}$, $S_{\text{час}}$, k , Π и больше C_4 , t , S . Уменьшить $g_{\text{сум}}$ можно уменьшением снимаемого припуска Π (при заданных значениях N , L , $D_{\text{дет}}$).

Производительность обработки Q в точке минимума функции C равна

$$Q = g_{\text{экт}} \cdot t \cdot S = \left(\frac{C_4 \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{(m_1 - 1) \cdot \Pi} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{\frac{1-q}{m_1}} \cdot S^{\frac{1-p}{m_1}}. \quad (1.139)$$

С увеличением t и S производительность Q увеличивается. Следовательно, добиться уменьшения C при одновременном увеличении Q можно увеличением t и S и уменьшением $g_{\text{экт}}$ по зависимости (1.137).

Подставим (1.137) в (1.132)

$$T = \frac{(m_1 - 1) \cdot \Pi}{S_{\text{час}} \cdot k}. \quad (1.140)$$

Оптимальная стойкость инструмента T не зависит от параметров режимов резания, а определяется экономическими параметрами Π , $S_{\text{час}}$, k . Параметры $S_{\text{час}}$ и k оказывают различное влияние на себестоимость обработки C и стойкость инструмента T . Следовательно, между C и T не существует вполне однозначной зависимости.

Параметр Π может изменяться в больших пределах, чем $S_{\text{час}}$ и k . Поэтому за счет снижения Π можно уменьшать параметры C и T , т.е. экономически эффективно работать с минимально возможными значениями T . Уменьшение Π ведет к увеличению Q и $g_{\text{экт}}$. Так как $q < p$, то глубина резания t в (1.139) входит в большей степени, чем подача S . Целесообразно в первую очередь увеличивать t до величины снимаемого припуска Π , т.е. обработку производить за один проход инструмента. Подачу S необходимо увеличивать с учетом техни-

ческих ограничений, например мощности станка, прочности инструмента и привода станка, шероховатости обработки и т.д.

Очевидно, при заданной площади поперечного сечения среза эффективно увеличить глубину резания и уменьшать подачу, что согласуется с практическими данными. Зависимость (1.138) с учетом (1.139) преобразуется

$$C = \vartheta_{\text{сум}} \cdot \frac{S_{\text{час}} \cdot k}{Q} \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{m_1}}. \quad (1.141)$$

По сути, пришли к зависимости (1.136), в которой второе слагаемое выражено через первое. Значение C , определяемое (1.141), всегда больше первого слагаемого в (1.136) в $\left(1 - \frac{1}{m_1}\right)$ раз. Исходя из

(1.141), уменьшить C можно, увеличивая Q путем увеличения t и S и уменьшения Π , согласно (1.139). При этом скорость резания должна устанавливаться в соответствии с зависимостью (1.137). Таким образом показано, что уменьшение себестоимости обработки C достигается за счет увеличения производительности Q . Вполне однозначная связь между C и Q позволяет выбор рациональных режимов резания производить из условий обеспечения минимально возможной себестоимости обработки или максимально возможной производительности. Оба условия равносильны. К аналогичным результатам можно прийти, используя решение приведенное в работе [30], в котором установлена экстремальная зависимость между себестоимостью обработки и стойкостью инструмента (в нашем случае исследуется экстремальная зависимость “себестоимость-скорость резания”).

Как правило, $m_1 > p > 1$, $q < 1$. Тогда, согласно (1.135), имеет место экстремальная зависимость C от ϑ и S . Однако параметры ϑ и S связаны кинематическим соотношением $\vartheta \cdot S = S_m \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}}$. Подставляя его в (1.135), приходим к экстремальной зависимости C от S_m . Экстремальное значение S_m устанавливается аналогично предыдущему случаю. В результате получаем зависимости (1.137)-(1.141).

Различного рода ограничения обработки, например, точность и чистота обработки, приводят к ограничению параметров режима резания t и S , и согласно (1.139), производительности Q . Себестоимость C по зависимости (1.141) принимает относительно большие значения. Уменьшить C можно выполнением обработки в две и более операции. Пусть Q_1 - производительность обработки, соответствующая мини-

муму себестоимости C , а Q_2 - производительность, обеспечивающая заданные значения точности и чистоты обработки, $Q_1 > Q_2$. Тогда $C_1 < C_2$, согласно (1.141).

При выполнении обработки в две операции себестоимость равна

$$C = g_{\text{сум}1} \cdot \frac{3_{\text{час}} \cdot k}{Q_1} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{1}{m_1}\right)} + g_{\text{сум}2} \cdot \frac{3_{\text{час}} \cdot k}{Q_2} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{1}{m_1}\right)} =$$

$$= L \cdot \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot N \cdot 3_{\text{час}} \cdot k \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{1}{m_1}\right)} \cdot \left[\frac{P_1}{Q_1} + \frac{P_2}{Q_2} \right],$$

где P_1, P_2 - припуски, снимаемые на первой и второй операциях, $P_1 + P_2 = P$.

С учетом $P_1 = \alpha \cdot P$, $P_2 = (1 - \alpha) P$, $Q_1 = r \cdot Q_2$ (где $0 \leq \alpha \leq 1$, $r > 1$), имеем

$$C = g_{\text{сум}} \cdot \frac{3_{\text{час}} \cdot k}{\left(1 - \frac{1}{m_1}\right) \cdot Q_1} \cdot [\alpha + r \cdot (1 - \alpha)]. \quad (1.142)$$

Выражение, стоящее в квадратных скобках (обозначим его $\bar{\alpha}$), изменяется от r (при $\alpha = 0$) до 1 (при $\alpha = 1$), рис. 1.43.

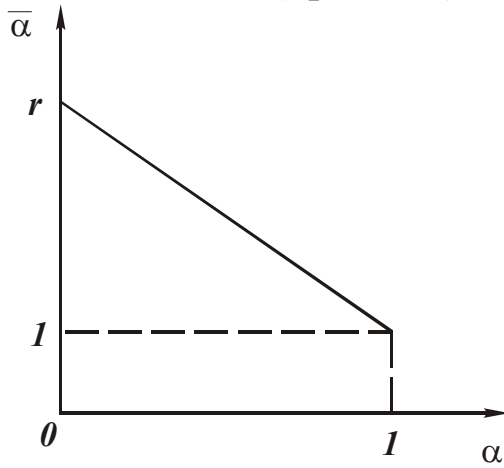


Рис. 1.43. Зависимость $\bar{\alpha}$ от α .

Устанавливая припуск P_2 , достаточный для выполнения технологических требований на обработку, за счет увеличения α можно уменьшить себестоимость C . Например, при $r = 3$, $\alpha = 0,7$ себестоимость уменьшается в 1,88 раз (в относительных единицах: от $\bar{\alpha} = 3$ до $\bar{\alpha} = 1,6$). Аналогичным образом определяется C при многооперационной обработке. При выполнении обработки в три операции

$$\bar{\alpha} = \alpha + r \cdot (1 - \alpha) \cdot \alpha_1 + r \cdot r_1 \cdot (1 - \alpha) \cdot (1 - \alpha_1),$$

где $P_1 = \alpha P$; $P_2 = (1 - \alpha) \cdot \alpha_1 \cdot P$; $P_3 = (1 - \alpha) (1 - \alpha_1) \cdot P$; $Q_1 = Q_2 \cdot r$; $Q_2 = Q_3 \cdot r$.

Начальное значение $\bar{\alpha} = 9$ ($\alpha = \alpha_1 = 1$, $r = r_1 = 3$). При $\alpha = \alpha_1 = 0,7$;

$r=r_1=3$, имеем $\bar{\alpha}=2,14$, т.е. параметр $\bar{\alpha}$ уменьшается в 4,2 раза.

При выполнении обработки в четыре операции

$$\bar{\alpha} = \alpha + r \cdot (1 - \alpha) \cdot \alpha_1 + r \cdot r_1 \cdot (1 - \alpha) \cdot (1 - \alpha_1) \cdot \alpha_2 + \\ + r \cdot r_1 \cdot r_2 \cdot (1 - \alpha) \cdot (1 - \alpha_2) \cdot (1 - \alpha_3)$$

где $\Pi_4 = (1 - \alpha) \cdot (1 - \alpha_1) \cdot (1 - \alpha_2) \cdot \Pi$; $Q_3 = Q_4 \cdot r_2$.

Принимая $\alpha = \alpha_1 = \alpha_2 = 0,7$; $r = r_1 = r_2 = 3$, имеем $\bar{\alpha} = 2,63$.
Начальное значение $\bar{\alpha} = 27$ ($\alpha = \alpha_1 = \alpha_2 = 1$; $r = r_1 = r_2 = 3$).

1.4.2. ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ

Преобразуя зависимость (1.130) с учетом: $t_0 = \frac{l}{S_m}$, $T = n \cdot t_0$,

$T = \frac{A}{S_m^{k_1}}$ (где l - длина технологического перехода, м; S_m - скорость

основной подачи, м/с; T - стойкость инструмента, с; n - количество переходов; A , k_1 - параметры, зависящие от условий обработки, устанавливаются экспериментально), имеем

$$C = N \cdot l \cdot \left(\frac{S_{\text{час}} \cdot k}{S_m} + \frac{\Pi}{A} \cdot S_m^{k_1 - 1} \right). \quad (1.143)$$

В зависимости от показателя степени k_1 себестоимость C с увеличением S_m может уменьшаться ($k_1 \leq 1$) или изменяться по экстремальной зависимости ($k_1 > 1$), проходя точку минимума. В последнем случае экстремальное значение подачи $S_{\text{экс}}$ определяется из условия $C'_s = 0$, тогда

$$S_{\text{экс}} = \left[\frac{S_{\text{час}} \cdot A \cdot k}{(k_1 - 1) \cdot \Pi} \right]^{\frac{1}{k_1}}. \quad (1.144)$$

Экстремальное (минимальное) значение себестоимости обработки $C_{\text{экс}}$ равно

$$C_{\text{экс}} = N \cdot l \cdot S_{\text{час}} \cdot k \cdot \frac{k_1}{(k_1 - 1)} \cdot \left[\frac{(k_1 - 1) \cdot \Pi}{S_{\text{час}} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{k_1}}. \quad (1.145)$$

Влияние параметров N и l на $C_{\text{экс}}$ более значительно, чем пара-

метров $S_{\text{час}}$, k , C и A при $k_1 > 1$. Следовательно, основным путем снижения себестоимости обработки является уменьшение произведения $N \cdot l$. Уменьшить l можно за счет оптимизации траектории движения инструмента при обработке сложных деталей на станках с ЧПУ. Однако при этом в зависимость (1.145) необходимо ввести второе слагаемое C_1 , равное стоимости станка с ЧПУ. Эффект будет иметь место в том случае если первое слагаемое больше второго, т.е. при относительно большом значении N .

Применение станков с ЧПУ снижает затраты, связанные с изготовлением технологической оснастки, но создает дополнительные затраты C_2 по подготовке управляющих программ. Зависимость (1.145) опишется

$$C_{\text{экс}} = N \cdot l \cdot S_{\text{час}} \cdot k \cdot \frac{k_1}{(k_1 - 1)} \cdot \left[\frac{(k_1 - 1) \cdot C}{S_{\text{час}} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{k_1}} + C_1 + C_2. \quad (1.146)$$

Если стоимость технологической оснастки C_2 преобладает в (1.146), то ее существенное уменьшение (практически до уровня стоимости управляющих программ) позволит уменьшить себестоимость обработки $C_{\text{экс}}$ даже при относительно небольшой программе изделий N . Следовательно, станки с ЧПУ эффективно применять при изготовлении сложных деталей (эффект создается за счет оптимизации траекторий движения инструмента и уменьшения l) и при изготовлении небольших партий деталей (эффект создается за счет уменьшения затрат на технологическую оснастку).

Согласно зависимости (1.145), уменьшить $C_{\text{экс}}$ можно уменьшением соотношения C/A , т.е. уменьшением стоимости инструмента (или его переточки) и повышением его эксплуатационных характеристик (обобщенно определяемых параметром A) путем применения эффективных технологических сред, упрочнения инструмента, оптимизации режимов резания и т.д. Эффективно применение прогрессивных высокопроизводительных технологий и инструментов, обеспечивающих уменьшение соотношения C/A .

Представим зависимость (1.130) в виде

$$C = N \cdot (t_0 + t_1) \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot l \cdot \frac{C}{A} \cdot S_{\text{м}}^{k_1 - 1}, \quad (1.147)$$

где t_1 – вспомогательное время обработки, с.

Важным условием уменьшения C является уменьшение вспомо-

гательного времени обработки t_1 за счет применения станков – автоматов. Однако при этом в (1.147) необходимо ввести третье слагаемое Π_3 , равное стоимости станка – автомата. Эффект будет иметь место в том случае, если третье слагаемое существенно меньше суммы первых двух слагаемых, т.е. при большом значении N . С этих позиций можно объяснить также эффективность применения многооперационных станков и станков с ЧПУ, так как они обеспечивают снижение вспомогательного времени обработки t_1 .

Уменьшить себестоимость обработки C можно применением многоинструментных станков. Зависимость (1.147) с учетом стоимости станка Π_3 примет вид

$$C = N \cdot (t_0 + t_1) \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot l \cdot \frac{\Pi}{A} \cdot S_m^{k_1-1} + \Pi_3, \quad (1.148)$$

где $N_1 = \frac{N}{z}$; z - количество одновременно работающих инструментов.

Уменьшение C происходит в том случае, если третье слагаемое меньше суммы первых двух, т.е. при больших значениях N . Принимая $t_1 = 0$, $t_0 = \frac{l}{S_m}$, зависимость (1.148) опишется

$$C = N \cdot l \cdot \left(\frac{S_{\text{час}} \cdot k}{z \cdot S_m} + \frac{\Pi}{A} \cdot S_m^{k_1-1} \right) + \Pi_3. \quad (1.149)$$

Экстремальные значения $S_{\text{экс}}$ и $C_{\text{экс}}$ определяются

$$S_{\text{экс}} = \left[\frac{S_{\text{час}} \cdot A \cdot k}{(k_1 - 1) \cdot z \cdot \Pi} \right]^{\frac{1}{k_1}}, \quad (1.150)$$

$$C_{\text{экс}} = N \cdot l \cdot S_{\text{час}} \cdot k \cdot \frac{1}{z} \cdot \frac{k_1}{(k_1 - 1)} \cdot \left[\frac{(k_1 - 1) \cdot z \cdot \Pi}{S_{\text{час}} \cdot k \cdot A} \right]^{\frac{1}{k_1}} + \Pi_3. \quad (1.151)$$

Значения $S_{\text{экс}}$ и $C_{\text{экс}}$ тем меньше, чем больше z . Очевидно, для каждого значения N существуют оптимальные значения z и Π_3 , определяющие характеристики многоинструментного станка.

Данный анализ справедлив для $k_1 > 1$. Для $k_1 \leq 1$, согласно зависимости (1.143), экстремум функции C от S_m отсутствует: себестоимость C с увеличением S_m непрерывно уменьшается. Ограничениями увеличения S_m могут быть требования по качеству и точности

обработки. Определить оптимальную подачу S_m можно на основе оптимизации режимов резания с учетом ограничений, например, по шероховатости и точности обработки, остаточным напряжениям в поверхностном слое детали и т.д. Учитывая то, что скорость основной подачи S_m определяет производительность обработки Q , между себестоимостью C и производительностью обработки Q при $k_1 \leq 1$ существует обратная связь. Чем больше Q , тем меньше C . В этом случае критерии оптимизации обработки C и Q равносильны.

1.4.3. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПО ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОГРАНИЧЕНИЙ

Рассмотрим методику расчета оптимальных условий резания лезвийным инструментом с радиусом при вершине ρ . С учетом зависимостей (1.114) и (1.115) величина упругого перемещения в технологической системе y (определяющая точность обработки) равна

$$y = \frac{S_0 \cdot \sigma}{c \cdot k_{рез}} = \frac{S_0}{c} \cdot \left(4 \cdot HV \cdot \frac{\rho}{a} \right)^{0,67} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}, \quad (1.152)$$

где S_0 - заданная площадь поперечного сечения среза материала, m^2 ; c - приведенная жесткость системы, Н/м; $HV, \tau_{сдв}$ - твердость и прочность на сдвиг обрабатываемого материала, Па; a - толщина среза, м.

Для осуществления процесса стружкообразования при резании необходимо обеспечить определенное значение $a / \rho = \alpha$, которое по данным разных источников колеблется от 0,04 до 0,16. При резании однолезвийным инструментом $S_0 = a \cdot b$, где b - ширина среза, м.

С учетом $a / \rho = \alpha$, зависимость (1.152) принимает вид

$$y = \frac{\rho \cdot b}{c} \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{сдв})^{0,33}. \quad (1.153)$$

Уменьшить y и повысить точность обработки можно уменьшением ρ, b, α и увеличением c , а с учетом $a / \rho = \alpha$ - уменьшением a . По мере затупления инструмента параметры ρ и y увеличиваются.

При точении $b = \frac{t}{\sin \varphi}$ (где t - глубина резания, м; φ - главный угол в плане резца).

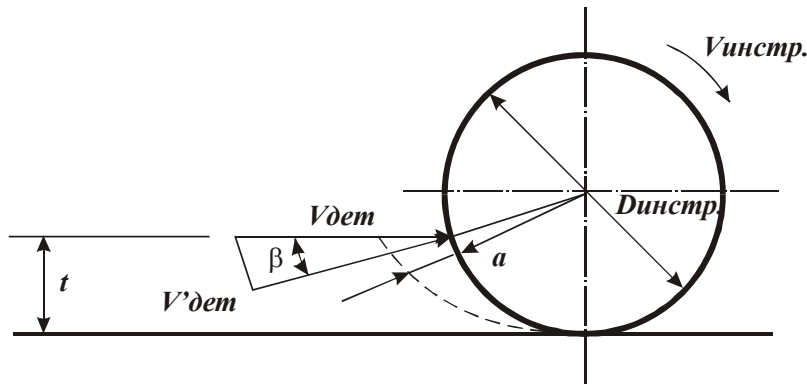


Рис. 1.44. Расчетная схема резания.

Уменьшить ϵ и соответственно y можно уменьшением t . При резании многолезвийным инструментом, например, дисковой фрезой 01 (рис. 1.44) толщина среза a определяется из условия

$$\frac{a}{V'_{дет}} = \frac{l}{V_{инст}},$$

где $V_{инст}$ - скорость вращения инструмента (фрезы), м/с;

$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \beta = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot t}{D_{инст}}}$; $V_{дет}$ - скорость детали, м/с; $D_{инст}$ - диаметр фрезы, м; t - глубина резания, м; l - расстояние между зубьями фрезы, м; $l = \frac{\pi \cdot D_{инст}}{z}$; z - число зубьев фрезы, тогда

$$a = \frac{V_{дет}}{V_{инст}} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot t}{D_{инст}}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{инст}}{z} = \frac{V_{дет}}{V_{инст}} \cdot \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \sqrt{t \cdot D_{инст}}. \quad (1.154)$$

Параметр S_0 равен $S_0 = \frac{Q}{V_{инст}} = \frac{\epsilon \cdot V_{дет} \cdot t}{V_{инст}}. \quad (1.155)$

Подставим (1.155) в (1.152)

$$y = \frac{\epsilon \cdot V_{дет} \cdot t}{c \cdot V_{инст}} \cdot \left(4 \cdot HV \cdot \frac{1}{\alpha} \right)^{0,67} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}. \quad (1.156)$$

Для того чтобы выполнить условие стружкообразования ($\alpha = const$), разрешим зависимость (1.154) относительно $V_{дет} / V_{инст}$ и подставим в (1.156)

$$y = \frac{\epsilon \cdot \sqrt{t}}{c} \cdot \frac{a \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{D_{инст}}} \cdot \left(4 \cdot HV \cdot \frac{1}{\alpha} \right)^{0,67} \cdot \tau_{сдв}^{0,33}. \quad (1.157)$$

Уменьшить y можно уменьшением ϵ, t, a, z и увеличением $D_{инст}$ при $\alpha = const$. С учетом $a / \rho = \alpha$, зависимость (1.157) выразится

$$y = \frac{\epsilon \cdot \sqrt{t}}{c} \cdot \frac{\rho \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{D_{инст}}} \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{сдв})^{0,33}. \quad (1.158)$$

Уменьшить y можно уменьшением $\epsilon, t, \rho, z, \alpha$ и увеличением $D_{инст}$. Как видим, увеличение z ухудшает точность, т.е. однолез-

вийный инструмент в этом плане может быть более эффективен.

Зависимости (1.153) и (1.158) представим

$$y = \frac{t \cdot \rho}{c \cdot \sin \varphi} \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{сдв})^{0,33}, \quad (1.159)$$

$$y = \frac{v \cdot t \cdot \rho \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot c \cdot \sqrt{t \cdot D_{инст}}} \cdot \left(4 \cdot HV \cdot \frac{1}{\alpha}\right)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{сдв})^{0,33}. \quad (1.160)$$

В зависимости (1.159) $\varphi \approx 70^\circ$, т.е. можно принять $\sin \varphi \rightarrow 1$. В зависимости (1.160) отношение $\frac{v \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{t \cdot D_{инст}}}$, например, при $v=10$

мм; $z=20$; $t=1$ мм; $D_{инст}=200$ мм, также может принимать значения, близкие к единице. Следовательно, шлифовальный круг можно свести к цилиндрической фрезе с количеством зубьев z . Эффект шлифования будет состоять в возможности уменьшения y за счет существенного уменьшения радиуса округления режущих зерен круга ρ (по сравнению с ρ для резца и т.д.). При резании многолезвийным инструментом для обеспечения условия $\alpha = const$ необходимо выдержать соотношение $V_{дет} / V_{инст}$, которое из (1.154) равно

$$\frac{V_{дет}}{V_{инст}} = \frac{a \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{t \cdot D_{инст}}}. \quad (1.161)$$

Соотношение $V_{дет} / V_{инст}$ тем меньше, чем меньше a, z , и больше $t, D_{инст}$. При шлифовании толщина среза a значительно меньше, чем при лезвийной обработке. Это требует уменьшения $V_{дет}$ и увеличения $V_{инст}$. Этим объясняются высокие значения скорости круга при шлифовании. При глубинном шлифовании (за счет увеличения t) соотношение $V_{дет} / V_{инст}$ должно быть меньше, чем при многопроходном шлифовании. Это требует еще большего увеличения $V_{инст} = V_{кр}$, а также уменьшения $V_{дет}$. Этим объясняются весьма низкие значения $V_{дет}$ при глубинном шлифовании ($V_{дет} < 0,1$ м/мин).

Данный расчет для шлифования весьма упрощен, так как не учитывает вероятность участия зерен в резании, однако позволяет принципиально установить взаимосвязи между параметрами. Рассмотрим условия уменьшения температуры резания при продольном точении

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot l}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}}, \quad (1.162)$$

где l - “условная” длина зоны резания; λ, c, ρ_m - теплопроводность, теплоемкость и плотность обрабатываемого материала; $V_{дет}$ - скорость детали, м/с; q - плотность теплового потока $q = \frac{\psi \cdot P_z \cdot V_{дет}}{F}$; P_z - тангенциальная составляющая силы резания, Н; $F = l \cdot b$ - площадь зоны резания, м²; b - ширина резания, м; ψ - доля тепла, уходящая в деталь.

С учетом $P_z = \sigma \cdot S_0 = \sigma \cdot b \cdot a$ (где σ - условное напряжение резания, Па) зависимость (1.162) примет вид

$$\theta = \psi \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot V_{дет}}{\lambda, c, \rho_m}}, \quad (1.163)$$

где β - угол сдвига материала.

Основное влияние на температуру резания оказывает параметр σ . С учетом зависимостей

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot \rho}{a} \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha} \quad \text{и} \quad \operatorname{tg} \beta = 3 \sqrt[3]{\frac{a}{4 \cdot \rho} \cdot \frac{\tau_{сдв}}{HV}} \quad (1.164)$$

температура θ выразится

$$\theta = 3 \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt[6]{\frac{HV \cdot \tau_{сдв}^5}{4 \cdot \alpha}}, \quad (1.165)$$

где $\alpha = a / \rho$.

При $\alpha = \text{const}$ уменьшить θ можно уменьшением параметров $\psi, a, V_{дет}$. С учетом $a = \alpha \cdot \rho$ зависимость (1.165) выразится

$$\theta = 3 \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho \cdot V_{дет}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt[6]{\frac{HV \cdot \tau_{сдв}^5 \cdot \alpha^2}{4}}. \quad (1.166)$$

Чем меньше $\rho, V_{дет}$, тем меньше θ . Затупление инструмента ведет к увеличению параметров ρ и θ . Приблизенно толщина среза a определяется из условия $\frac{a}{S_{пр}} = \frac{\pi \cdot V_{дет}}{V_{инст}}$, откуда $a = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{S_{пр}}{V_{дет}}$, где

$S_{пр}$ - скорость продольной подачи, м/с, или

$$V_{дет} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{a} \cdot S_{пр} = \frac{\pi \cdot D_{дет}}{a} \cdot S_{пр} \cdot \frac{\rho}{\rho} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр}}{\alpha \cdot \rho}. \quad (1.167)$$

Для обеспечения условия $\alpha = \text{const}$ скорость детали $V_{дет}$ необходимо устанавливать по зависимости (1.167). Чем больше ρ , тем меньше $V_{дет}$, т.е. резание “острым” инструментом предполагает большие значения $V_{дет}$. При этом с ростом ρ толщина среза a

должна увеличиваться по зависимости $\alpha = a / \rho = const$. Таким образом, для обеспечения условия $\theta = const$ во времени скорость детали $V_{дет}$ с ростом ρ необходимо уменьшать по зависимости (1.167), применяя следящие системы или другие средства автоматизации обработки. Подставим параметр $a = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{S_{np}}{V_{дет}}$ в зависимость (1.165):

$$\theta = 3 \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{np}}{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}} \cdot \sqrt[6]{\frac{HV \cdot \tau_{сдв}^5}{4a}}. \quad (1.168)$$

Для обеспечения условия $\alpha = const$ с увеличением ρ во времени необходимо по зависимости (1.167) уменьшать $V_{дет}$ путем автоматизации процесса. Согласно (1.168), уменьшить θ можно лишь уменьшая S_{np} и обеспечивая $\alpha = const$ за счет установления $V_{дет}$ по зависимости (1.167).

Каким образом можно добиться выполнения одновременно двух требований: $\theta = const$ и $y = const$? В зависимость (1.168) входит S_{np} и $\alpha = f(S_{np}, V_{дет})$. В зависимость (1.159) – t , $\alpha = f(S_{np}, V_{дет})$ и ρ . Следовательно, в соответствии с (1.168) и (1.167) устанавливаются оптимальные значения S_{np} и $V_{дет}$, обеспечивающие заданную температуру θ , а по зависимости (1.159) – оптимальная глубина резания t .

С ростом ρ (в связи с затуплением резца) по зависимости (1.159) для $y = const$ изменяется (уменьшается) t , а для $\alpha = const$ – по зависимости (1.167) – уменьшается $V_{дет}$. Данный алгоритм – физическая основа процесса резания с учетом ограничений по точности и температуре (качеству) обработки. Разрешая (1.159) относительно t , а (1.168) – относительно S_{np} , графически проиллюстрируем решение задачи оптимизации в ограничениях (линейное программирование):

$$t = \frac{c \cdot \sin \varphi \cdot y}{\rho \cdot (4 \cdot HV)^{0,67} \cdot (\alpha \cdot \tau_{сдв})^{0,33}}, \quad (1.169)$$

$$S_{np} = \left(\frac{\theta}{3 \cdot \psi} \right)^2 \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m}{2\pi \cdot D_{дет}} \cdot \sqrt[3]{\frac{4\alpha}{HV \cdot \tau_{сдв}^5}}. \quad (1.170)$$

Прямая 1 соответствует зависимости (1.169), а прямая 2 – зависимости (1.170) на рис. 1.45, а. Точка А – оптимальное решение.

Для установочных значений S_{np}, ρ, α параметр $V_{дет}$ – определя-

ется из (1.167). Проанализируем производительность продольного точения: $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{np} \cdot t$ с учетом зависимостей (1.169) и (1.170)

$$Q = \left(\frac{\theta}{\psi} \right)^2 \cdot \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho_m \cdot \sin \varphi \cdot y}{HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot \rho} \cdot 0,035. \quad (1.171)$$

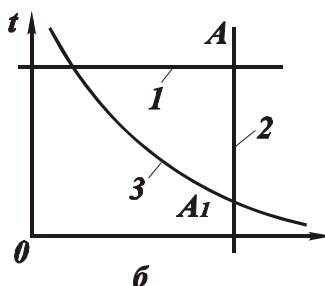
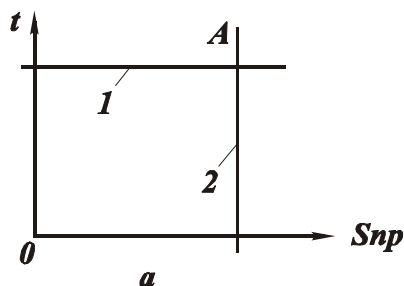


Рис. 1.45. Зависимости t от S_{np} .

Производительность обработки Q тем больше, чем больше температура θ , перемещение y, c, φ и меньше ρ . Для заданных значений θ и y , увеличить

Q можно увеличением c, φ и уменьшением ρ . Для $\varphi > 45^\circ$ функция $\sin \varphi$ мало изменяется, поэтому основными управляемыми параметрами являются c и ρ . Так как ρ - переменная во времени величина, то важно обеспечить условие $c \rightarrow \infty$. Тогда основным ограничением производительности Q может быть глубина резания t (снимаемый припуск P_{max}), т.е. $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{np} \cdot P_{max}$. Исходя из (1.169), глубина резания должна уменьшаться с ростом ρ , а согласно (1.170), продольная подача S_{np} должна оставаться неизменной. Для обеспечения условия $\alpha = const$, скорость детали $V_{дет}$ надо уменьшать по зависимости (1.167). Это достигается автоматизацией обработки, применением следящих систем или системы ЧПУ.

Таким образом, показано, что оперативное управление параметрами резания при обработке создает дополнительные физические эффекты, обеспечивает выполнение требований по точности и качеству обработки. Следовательно, автоматизация обработки не только снижает вспомогательное время (за счет концентрации операций и переходов), но и изменяет содержание процесса резания непосредственно в зоне обработки. По сути, эффект состоит в автоматизированном управлении процессом резания (за счет регулирования режимом резания) изменяющихся внешних факторов, таких как величина снимаемого припуска, степень затупления инструмента и т.д. Ограничение по мощности резания $N = \sigma \cdot Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot t \cdot S_{np}$ с учетом зависимости (1.164)

$$N = 3 \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{np} \cdot t \cdot 3 \sqrt{\frac{HV}{\alpha} \cdot \tau_{сдв}^2}, \quad (1.172)$$

$$\text{откуда} \quad t = \frac{N}{3 \cdot \pi \cdot D_{\text{det}} \cdot S_{np} \cdot \sqrt[3]{\frac{HV}{\alpha} \cdot \tau_{\text{сдв}}^2}}. \quad (1.173)$$

Глубина резания t обратно пропорциональна продольной подаче S_{np} . Производительность обработки при этом равна

$$Q = \frac{N}{\sigma} = \frac{N}{3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV}{\alpha} \cdot \tau_{\text{сдв}}^2}}. \quad (1.174)$$

Во всех точках кривой $t - S_{np}$ (рис. 1.45,б) производительность Q одинакова. Для заданных значений $HV, \tau_{\text{сдв}}, \alpha$ увеличить Q можно лишь увеличением N . Данная закономерность ограничивает реализацию режима резания, соответствующего точке A (рис. 1.45,а). Данная точка показана на рис. 1.45,б. Для того чтобы осуществить режим A , необходимо чтобы кривая 3 ($t - S_{np}$) проходила через точку A . Это достигается выбором мощности N . Если мощности станка достаточно для этого, то режимы резания определяются ограничениями: $\theta = \text{const}$ и $y = \text{const}$ при $\alpha = \text{const}$ по зависимостям (1.167), (1.169), (1.170). Если мощности N недостаточно, то прямые 1 и 2 (рис. 1.45,б) необходимо сместить ближе к началу координат и точку A наложить на кривую 3. Значения производительности, определяемые (1.174) и (1.171), будут равны. Поскольку N в (1.174) принимает предельное значение, добиться равенства Q по (1.171) и (1.174) можно изменением параметров в (1.171). Уменьшить Q в (1.171) можно (при заданных значениях θ и y) увеличением радиуса вершины инструмента ρ , т.е. допускается применение “острого” инструмента. Установив новое значение ρ , по зависимости (1.169) пересчитывается t . Глубина резания t при этом уменьшается.

Согласно (1.170), радиус ρ не влияет на продольную подачу S_{np} , поэтому S_{np} остается прежней. По сути, решение задачи состоит в перемещении по вертикали точки A в точку A_1 , рис. 1.45,б. Изменение ρ (согласно условия $\alpha = a / \rho = \text{const}$) ведет к изменению (увеличению) a . Это учитывается изменением (уменьшением) V_{det} по зависимости (1.167), где ρ - новое значение, S_{np} - старое (неизменное) значение. Таков механизм регулирования условий обработки при действии 3-х ограничений и условия $\alpha = \text{const}$.

ГЛАВА 2

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

2.1. УСЛОВИЯ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ

Создание современной конкурентоспособной машиностроительной продукции требует широкого применения новых наукоемких технологий механической и физико-технической обработки и материалов, обеспечивающих многократное повышение производительности труда, качества, точности и экономичности изготовления деталей и машин. Для того чтобы оценить основные наиболее эффективные направления развития механических технологий обработки, рассмотрим формулу для расчета производительности Q

$$Q = S \cdot V = \frac{P_z}{\sigma} \cdot V,$$

где S – площадь поперечного сечения среза, м²; V – скорость резания, м/с; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м².

Увеличить Q можно увеличением S и V или увеличением P_z , V и уменьшением σ . Увеличение P_z – это путь развития силового резания, а увеличение V – путь развития скоростного (высокоскоростного и сверхвысокоскоростного) резания. Уменьшение σ – это путь управления процессом стружкообразования при резании и в первую очередь контактными процессами, происходящими на рабочих поверхностях инструмента.

Параметр σ описывается приближенной зависимостью

$$\sigma = 2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \operatorname{tg}(\psi - \gamma),$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м²; ψ – угол трения на передней поверхности инструмента ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения); γ – передний угол инструмента.

Уменьшить σ можно уменьшением угла $\psi - \gamma$, т.е. уменьшением угла трения ψ (коэффициента трения f) и увеличением переднего угла инструмента γ . При определенных условиях $\psi - \gamma \rightarrow 0$, что позволяет существенно уменьшить σ и увеличить S и Q . Однако, увеличение S при резании лезвийными инструментами ограничено величиной снимаемого припуска. Более предпочтительным путем увели-

чения Q следует рассматривать увеличение скорости резания V .

Как известно, с увеличением V уменьшается коэффициент трения f на передней поверхности инструмента, что способствует уменьшению σ и дополнительному увеличению Q .

Средняя температура образующейся стружки Q определяется приближенной зависимостью

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot (1 + h/a)},$$

где c, ρ – соответственно теплоемкость и плотность обрабатываемого материала; a – толщина среза, м; h – толщина нагретого слоя обрабатываемой поверхности, м

$$\frac{h}{a} = \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot a \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta}};$$

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала; β – угол сдвига материала.

С увеличением скорости резания V угол сдвига β увеличивается, а соотношение h/a уменьшается (в пределе $h/a \rightarrow 1$). Следовательно, уменьшается количество тепла, уходящего в обрабатываемую деталь. Средняя температура стружки θ (равная приблизительно температуре поверхностного слоя обрабатываемой детали) с увеличением V мало изменяется, так как соотношение $\sigma/(1 + h/a)$ остается почти постоянной величиной: числитель и знаменатель одновременно уменьшаются. В этом состоит физический эффект высокоскоростного и сверхвысокоскоростного резания, осуществляемого со скоростями резания свыше 100 м/с. Следует отметить, что традиционные методы обработки лезвийными инструментами реализуют скорости резания, как правило, не более 2 м/с. Как показывает опыт ведущих иностранных станкостроительных фирм, переход в область высокоскоростного резания позволяет более чем в 10 раз увеличить производительность обработки при одновременном повышении качества и точности обработки, что является кардинальным решением проблемы механической обработки материалов.

Для практической реализации данных процессов обработки необходимо создание отечественных станков, работающих со скоростями резания порядка 10000 м/мин. В связи с этим, важно направить усилия ученых-технологов на глубокое изучение процессов высокоскоростного и сверхвысокоскоростного резания и разработку рекомендаций по оптимизации режимов резания, научно-обоснованному выбору, проектированию и изготовлению прогрессивных конструкций ин-

струментов, работающих при больших скоростях резания. Необходимо как можно быстрее освоить и внедрить в производство эффективные процессы высокоскоростного и сверхвысокоскоростного точения, растачивания, фрезерования, сверления и т.д. Это станет важным шагом в повышении конкурентоспособности машиностроительной продукции, увеличении производительности труда, а также будет способствовать общему подъему производства.

Выявленные закономерности справедливы при резании металлических материалов. При резании неметаллических материалов практически все тепло уходит на нагревание режущего инструмента. В этом случае увеличение скорости резания существенно ограничено и определяется уровнем силовой напряженности процесса и условиями теплоотвода из зоны резания, т.е. теплопроводностью инструментального материала.

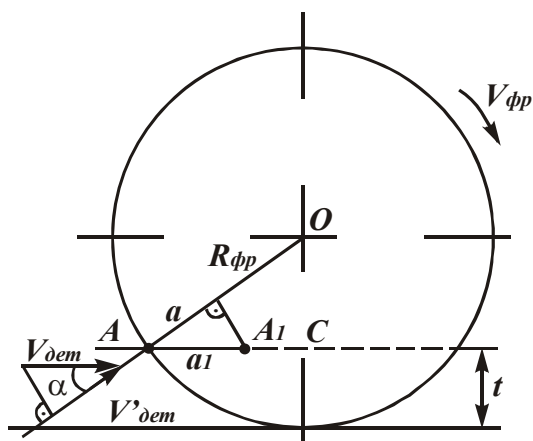


Рис.2.1. Расчетная схема фрезерования.

Как видим, при лезвийной обработке производительность резания существенно ограничена силовым и тепловым факторами. Одним из путей повышения эффективности обработки следует рассматривать изменение кинематики резания за счет применения многолезвийных инструментов (фрез и т.д.). Исходя из расчетной схемы фрезерования цилиндрической фрезой (рис. 2.1), определим толщину среза a . Расстояние между двумя

соседними зубьями l фрезы проходит за время $T=l/V_{fp}$, где V_{fp} - скорость вращения фрезы, м/с. За это время точка A , расположенная на обрабатываемой поверхности, пройдет путь a' и переместится в положение A' . Проекция отрезка $AA' = a'$ на линию, проведенную через точки A и O , определяет толщину среза a . Тогда

$$a = V'_{dem} \cdot T, \quad (2.1)$$

где $V'_{dem} = V_{dem} \cdot \cos \alpha$; V_{dem} - скорость детали, м/с; α - угол между скоростью детали V_{dem} и её проекцией V'_{dem} .

Окончательно получим

$$a = l \cdot \frac{V_{dem}}{V_{fp}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{fp}}}, \quad (2.2)$$

где $R_{фр}$ – радиус фрезы, м, t – глубина резания, м.

Как видим, толщина среза a тем меньше, чем меньше расстояние между зубьями фрезы l , глубина резания t , скорость детали $V_{дет}$ и больше скорость фрезы $V_{фр}$ и радиус фрезы $R_{фр}$. Производительность фрезерования Q опишем зависимостью

$$Q = V_{дет} \cdot t \cdot B, \quad (2.3)$$

где B – ширина фрезерования, м.

Разрешим зависимость (2.2) относительно t

$$t = \left(\frac{a}{l} \cdot \frac{V_{фр}}{V_{дет}} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2}. \quad (2.4)$$

Подставим (2.4) в зависимость (2.3)

$$Q = \left(\frac{a}{l} \cdot V_{фр} \right)^2 \cdot \frac{R_{фр}}{2 \cdot V_{дет}} \cdot B. \quad (2.5)$$

Увеличить Q можно увеличением параметров a , $V_{фр}$, $R_{фр}$, B и уменьшением $V_{дет}$ и l . Увеличение толщины среза a ограничено прочностью зубьев фрезы, поэтому в зависимости (2.5) параметр a следует рассматривать постоянным (заданным).

Уменьшение параметра $V_{дет}$ возможно до значения, при котором глубина резания t , исходя из зависимости (2.4), становится равной радиусу фрезы $R_{фр}$. Следовательно, наибольшая производительность обработки Q достигается при $t=2R_{фр}$. Данное условие на практике реализовано в схеме фрезерования торцевой фрезой, т.е. торцовое фрезерование следует рассматривать как наиболее производительный способ механической обработки. При этом, чем больше диаметр фрезы $2R_{фр}$ и величина снимаемого припуска равная B , тем больше производительность обработки Q .

Сравним производительности обработки при фрезеровании и точении. Предположим, что производительность процесса точения определяется по зависимости

$$Q_t = V_{рез} \cdot a \cdot B, \quad (2.6)$$

где $V_{рез}$ – скорость резания, м/с.

С учетом (2.6) представим зависимость (2.5) в виде

$$Q = Q_t \cdot \left(\frac{V_{фр}}{l} \right)^2 \cdot \frac{a \cdot R_{фр}}{2 \cdot V_{дет} \cdot V_{рез}}. \quad (2.7)$$

Здесь $V_{дет}$ – скорость детали при фрезеровании.

Расстояние между зубьями фрезы l выразим

$$l = \frac{2\pi \cdot R_{фр}}{z}, \quad (2.8)$$

где z – число зубьев фрезы.

Подставляя (2.8) в (2.7), окончательно получим

$$Q = Q_t \cdot \frac{V_{фр}^2}{V_{дет} \cdot V_{рез}} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{фр}}. \quad (2.9)$$

Условие $Q > Q_t$ выполняется при

$$\frac{V_{фр}^2}{V_{дет} \cdot V_{рез}} \cdot \frac{a \cdot z^2}{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{фр}} > 1$$

или

$$z > \sqrt{\frac{V_{дет} \cdot V_{рез}}{V_{фр}^2} \cdot \frac{8 \cdot \pi^2 \cdot R_{фр}}{a \cdot z^2}}. \quad (2.10)$$

Например, при $V_{рез}/V_{фр} = 1$, $V_{дет}/V_{фр} = 10^{-3}$; $R_{фр} = 100$ мм; $a = 0,1$ мм, имеем $z > 9$, что практически реализуемо. Таким образом, за счет выбора соотношения $V_{дет}/V_{фр}$ можно всегда выполнить неравенство (2.10). Это означает, что потенциально процесс фрезерования более производителен. Кроме того, дополнительно увеличить производительность фрезерования можно за счет увеличения $V_{фр}$, выполняя условие $V_{рез}/V_{фр} < 1$. Физически это возможно, так как при фрезеровании меньше температура нагрева режущих зубьев фрезы в связи с периодичностью процесса резания.

Сравним значения производительности обработки при фрезеровании и шлифовании. Для этого в зависимости (2.5) величину l выразим зависимостью (2.8)

$$Q = (a \cdot z \cdot V_{фр})^2 \cdot \frac{B}{8 \cdot \pi^2 \cdot V_{дет} \cdot R_{фр}}. \quad (2.11)$$

Здесь $V_{фр} = V_{кр}$, $R_{фр} = R_{кр}$ (где $V_{кр}$ и $R_{кр}$ – соответственно скорость и радиус шлифовального круга); B – ширина фрезерования, равная ширине шлифования. Если принять, что значения $V_{фр}$, $R_{фр}$, B , $V_{дет}$ одинаковы для процессов фрезерования и шлифования, то производительность обработки будет определяться произведением параметров $a \cdot z$. Для шлифовального круга параметр a меньше, а параметр z больше, чем для фрезы.

Предельная толщина среза режущим зерном круга в 100...1000

раз меньше предельной толщины среза зубом фрезы. Следовательно, для того чтобы производительности процессов шлифования и фрезерования были сопоставимы, необходимо чтобы число режущих зерен круга превышало в такое же число раз число режущих зубьев фрезы.

Расчет производительности шлифования произведем, используя расчетную схему, согласно которой режущие зерна на рабочей поверхности круга расположены условно вдоль диаметральных окружностей. Расстояние между окружностями примем равным $2a$, а расстояние между зернами в пределах одной окружности – равным l . Тогда $l = 2\pi \cdot R_{кр} / z$, где z – число зерен, расположенных в пределах одной окружности. Величина z равна

$$z = \frac{n_0}{n_1}, \quad (2.12)$$

где n_0 – общее число зерен, расположенных на рабочей поверхности круга; $n_1 = B/2a$ – число окружностей на рабочей поверхности круга, удаленных друг от друга на величину $2a$; B – ширина круга, м; a – толщина среза, м.

Параметр n_0 представим

$$n_0 = k \cdot B \cdot 2\pi \cdot R_{кр}, \quad (2.13)$$

где k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/м².

Параметр k может быть рассчитан по известной формуле проф. Резникова А.Н.

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (2.14)$$

где m – объемная концентрация зерен в алмазном круге; $\bar{X}$ – зернистость круга, м; $(1 - \varepsilon)$ – безразмерный коэффициент, учитывающий высоту выступания зерен над уровнем связки круга.

В расчетах коэффициент $(1 - \varepsilon)$ можно принять в виде

$$(1 - \varepsilon) = \frac{a}{\bar{X}}. \quad (2.15)$$

Тогда параметры k и z опишутся

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot a}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}, \quad (2.16)$$

$$z = \frac{3 \cdot m \cdot a^2 \cdot R_{кр}}{50 \cdot \bar{X}^3}. \quad (2.17)$$

Соответственно расстояние между зернами в пределах одной условной диаметральной окружности l выразится

$$l = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{кр}}{z} \cdot \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3m \cdot a^2}. \quad (2.18)$$

Подставим (2.18) в зависимость (2.2), рассматривая в ней $V_{фр} = V_{кр}$, $R_{фр} = R_{кр}$. После преобразований, имеем

$$a = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр}}}. \quad (2.19)$$

Таким образом, получена расчетная зависимость для определения толщины среза при шлифовании, которая практически идентична аналогичным зависимостям, установленным нами на основе других расчетных схем [155, 161].

Отличие зависимостей состоит лишь в численном значении множителя, стоящим под радикалом.

Производительность шлифования Q определим из зависимости (2.5) с учетом (2.18), рассматривая $a = \text{const}$, $V_{фр} = V_{кр}$, $R_{фр} = R_{кр}$:

$$Q = \left(\frac{3 \cdot m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot V_{кр} \right)^2 \cdot \frac{R_{кр} \cdot B}{2 \cdot V_{дет}}. \quad (2.20)$$

Как видим, наибольшее влияние на Q оказывает толщина среза a , т.е. производительность обработки обусловлена главным образом прочностью режущих зерен и прочностью удержания их в связке круга.

Исходя из зависимости (2.5), справедливой для процессов шлифования и фрезерования, отличие производительности для двух процессов связано с соотношением a/l . Для шлифования

$$\frac{a}{l} = \frac{3m \cdot a^3}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}. \quad (2.21)$$

Для исходных данных: $m = 100$; $a = 0,01$ мм; $\bar{X} = 0,1$ мм, имеем, $a/l = 0,001$.

Для фрезерования примем, $a = 0,1$ мм, $l = 10$ мм. Тогда, $a/l = 0,01$.

Следовательно, при шлифовании соотношение, a/l меньше, чем при фрезеровании. Соответственно меньше производительность обработки. Из зависимости (2.21) следует, что соотношение, a/l существенно зависит от $a/\bar{X}$, т.е. незначительное изменение, $a/\bar{X}$ ведет к значительному изменению соотношения a/l . Например, увеличение отношения $a/\bar{X}$ в два раза приведет к увеличению a/l в 8 раз. В этом случае значения a/l для шлифования и фрезерования станут примерно

одинаковыми. Таким образом, показано, что процессы шлифования и фрезерования по производительности (при определенных условиях) сопоставимы. Основным направлением увеличения производительности шлифования следует рассматривать применение алмазных кругов на прочных металлических связках, обеспечивающих повышение значения отношения $a/\bar{X}$. Эффективно также применение глубинного однопроходного шлифования с относительно небольшой скоростью детали $V_{дет}$.

Важнейшим условием повышения производительности как шлифования, так и фрезерования, исходя из зависимости (2.5), является увеличение скорости вращения круга (фрезы), т.е. переход в область высокоскоростной обработки. Это весьма эффективно, так как скорость резания $V_{фр}$ входит в зависимость (2.5) во второй степени. Собственно этим объясняется перспективность создания фрезерных и шлифовальных станков для высокоскоростной обработки. При резании однолезвийным инструментом (при точении, строгании, растачивании) производительность обработки, определяемая зависимостью (2.6), в меньшей мере зависит от скорости резания, т.е. эффект применения высокоскоростной обработки ниже.

Сравнивая зависимости (2.5) и (2.6) нетрудно видеть, что при резании многолезвийными инструментами значительно больше возможностей увеличения производительности обработки, так как зависимость (2.5) содержит значительно больше параметров, чем зависимость (2.6). Если при резании однолезвийным инструментом производительность обработки определяется лишь 3-я параметрами, то при резании многолезвийным инструментом – 6-ю параметрами. Существенно уменьшая параметры l и $V_{дет}$, можно добиться существенного увеличения производительности обработки при резании многолезвийным инструментом. Таким образом, теоретически обоснованы потенциальные возможности процессов резания с точки зрения увеличения производительности обработки.

2.2. УСЛОВИЯ РАЗРУШЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Для определения условий разрушения режущей части инструмента рассмотрим расчетную схему (рис.2.2), в которой ось координат y совпадает с передней поверхностью резца. Угол α_1 равен разности угла 90° и угла заострения режущего клина инструмента, а

составляющие силы резания $P_{z\gamma} = P_z \cdot \cos \gamma'$ и $P_{y\gamma} = P_y \cdot \cos \gamma'$ (γ' - передний угол инструмента) приложены на некотором удалении от

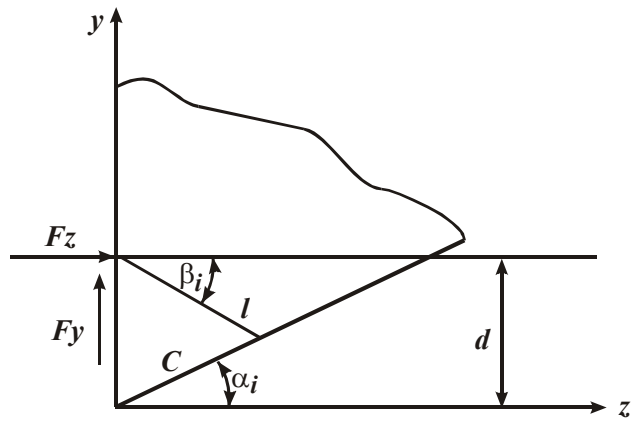


Рис. 2.2. Расчетная схема положения плоскости скола инструмента.

вершины инструмента (в пределах участка упругого контакта обрабатываемого материала с передней поверхностью).

Предположим, что режущая часть инструмента разрушается (в виде скола) от касательных напряжений в опасном сечении, превышающих предельное значение.

Для определения касательных напряжений в условной плоскости, проходящей через точку приложения сил $P_{y\gamma}$, $P_{z\gamma}$, спроецируем эти силы на плоскость, наклонную к оси координат x под углом β

$$\tau = \frac{1}{S} (P_{z\gamma} \cos \beta_1 - P_{y\gamma} \sin \beta_i), \quad (2.22)$$

где $S = a \cdot l$ - площадь скола, м^2 ; a - ширина режущей части инструмента, м ; l - длина скола, м .

Длину l определим из системы уравнений

$$\begin{cases} l \cdot \cos \beta_1 = c \cdot \cos \alpha_1 \\ l \cdot \sin \beta_1 = c \cdot \sin \alpha_1 = d, \end{cases} \quad (2.23)$$

где d - расстояние от вершины инструмента до точки приложения силы резания, м ; c - длина скола на задней поверхности инструмента, м .

После некоторых преобразований, получим

$$l = d \frac{\cos \alpha_1}{\sin(\beta_1 + \alpha_1)}. \quad (2.24)$$

Подставив (2.24) в (2.22), получим

$$\tau = \frac{\cos \gamma' \cdot \sin(\beta_1 + \alpha_1) \cdot \cos \beta_1}{a \cdot d \cdot \cos \alpha_1} (P_z - P_y \operatorname{tg} \beta_i). \quad (2.25)$$

Учитывая, что $K_{\text{рез}} = \frac{P_z}{P_y}$, зависимость (2.25) может быть записана так:

$$\tau = \frac{P_y \cos \gamma' \cdot \sin(\beta_1 + \alpha_1) \cdot \cos \beta_1}{a \cdot d \cdot \cos \alpha_1} (K_{\text{рез}} - \operatorname{tg} \beta_1). \quad (2.26)$$

Из анализа (2.26) следует, что с увеличением угла β_1 (например, при $\alpha_1 = 0$) множитель $\sin \beta_1 \cdot \cos \beta_1 = 0,5 \sin 2\beta_1$ возрастает, а второй множитель $(K_{pez} - tg\beta)$ – снижается. Следовательно, касательные напряжения τ с увеличением β_1 изменяются по экстремальной зависимости.

Результаты расчетов, полученные по (2.26) (при $\alpha_1 = 0$ и $K_{pez} = 2$), приведены в табл. 2.3.

Таблица 2.3

Расчетные значения $\sin 2\beta(K_{pez} - tg\beta_1)$

β_1°	0	20	30	40
$\sin 2\beta(K_{pez} - tg\beta_1)$	0	1,05	1,23	1,14

Для принятых условий опасное сечение, определяющее положение плоскости скола, расположено под углом 30° . Для определения экстремального значения угла β_1 продифференцируем (2.26) по β_1 , а производную приравняем к нулю. В результате преобразований получим квадратное уравнение

$$tg^2 \beta_1 - \frac{2(1 + K_{pez} \cdot tg \alpha_1)^2}{(tg \alpha_1 - K_{pez})} tg \beta_1 - 1 = 0. \quad (2.27)$$

Его решение имеет вид

$$tg \beta_1 - \frac{(1 + K_{pez} \cdot tg \alpha_1)^2}{(tg \alpha_1 - K_{pez})} \pm \sqrt{\frac{(1 - K_{pez} \cdot tg \alpha_1)^2}{(tg \alpha_1 - K_{pez})^2} + 1}. \quad (2.28)$$

Знак (+) или (-) установим исходя из следующих соображений. Угол заострения инструмента (резца) принимает значения, близкие к 90° , следовательно, $\alpha \rightarrow 0$. Приняв $\alpha_1 \approx 0$, $tg \alpha \approx 0$, получим упрощенное выражение (1.28)

$$tg \beta_1 = -\frac{1}{K_{pez}} \pm \sqrt{\frac{1}{K_{pez}^2} + 1}. \quad (2.29)$$

Если принять знак (-), то $tg \beta_1$ и, соответственно, β_1 будут отрицательными, что при $\alpha_1 = 0$ теряет физический смысл. Следовательно, в (2.29) необходимо принимать только знак (+). При этих условиях $tg \beta_1$ и β_1 будут положительными величинами, что соответствует реальным условиям разрушения рабочей части инструмента.

Экстремальные значения углов β_1 с увеличением K_{pez} возрастают, а с увеличением угла α_1 - уменьшаются, табл.2.4.

Из (2.29) следует, что при увеличении $K_{рез} > 5,0$ угол β_1 стремится к $\beta_1 = 45^\circ$. Для определения τ_{max} , соответствующего экстремальным значениям β , зависимость (2.25) при $\alpha_1 = 0$ запишем в виде

$$\tau_{max} = \frac{0,5 \cos \gamma' \cdot \sin^2 \beta_1 (P_z - P_y \cdot \operatorname{tg} \beta_1)}{ad}. \quad (2.30)$$

Таблица 2.4

Расчетные значения угла β_1

α_1°	$K_{рез}$			
	0,5	1,0	2,0	5,0
0	13	22	31	40
10	8	18	27	34
30	-	7	17	24

С увеличением $K_{рез}$ экстремальное значение угла β_1 возрастает, значение $\sin^2 \beta_1$ увеличивается, а выражение $(P_z - P_y \cdot \operatorname{tg} \beta_1)$ остается постоянным. При $K_{рез} > 5,0$ значения $\operatorname{tg} \beta_1 \rightarrow 1$, $\sin^2 \beta_1 \rightarrow 1$, $P_z \gg P_y$, а зависимость (2.30) принимает вид

$$\tau_{max} = \frac{0,5 \cos \gamma' \cdot P_z}{ad}. \quad (2.31)$$

В этом случае τ_{max} принимает наибольшие значения и определяется главным образом тангенциальной составляющей силы резания P_z . Чем больше P_z , тем больше τ_{max} . Для уменьшения τ_{max} согласно (2.30) необходимо прежде всего уменьшить разность $(P_z - P_y)$, что достигается управлением условий стружкообразования при резании и геометрическими параметрами инструмента.

Параметр $K_{рез}$, способствующий улучшению условий стружкообразования, оказывает положительное влияние на процесс стружкообразования. С другой стороны, этот параметр увеличивает напряжение, возникающее в рабочей части инструмента и повышает вероятность его разрушения. Следовательно, существует оптимальное значение параметра $K_{рез}$, удовлетворяющее выполнению указанных условий стружкообразования и прочности инструмента.

Установленная связь коэффициента $K_{рез}$ с максимальным напряжением τ_{max} позволяет объяснить ряд противоречивых экспе-

риментальных данных о природе преждевременного выхода из строя инструментов при прерывистом резании, например, строгании, фрезеровании, прерывистом точении и т.д.

В работах Г.С. Андреева, Н.Н. Зорева и др. предпочтение отдается усталостно-температурному фактору и адгезионному схватыванию образующихся стружек с поверхностью инструмента.

Ряд исследователей [57, 85, 127] считает, что в разрушении инструментов преобладает механический фактор, обусловленный переходными процессами в момент входа инструмента в обрабатываемый материал.

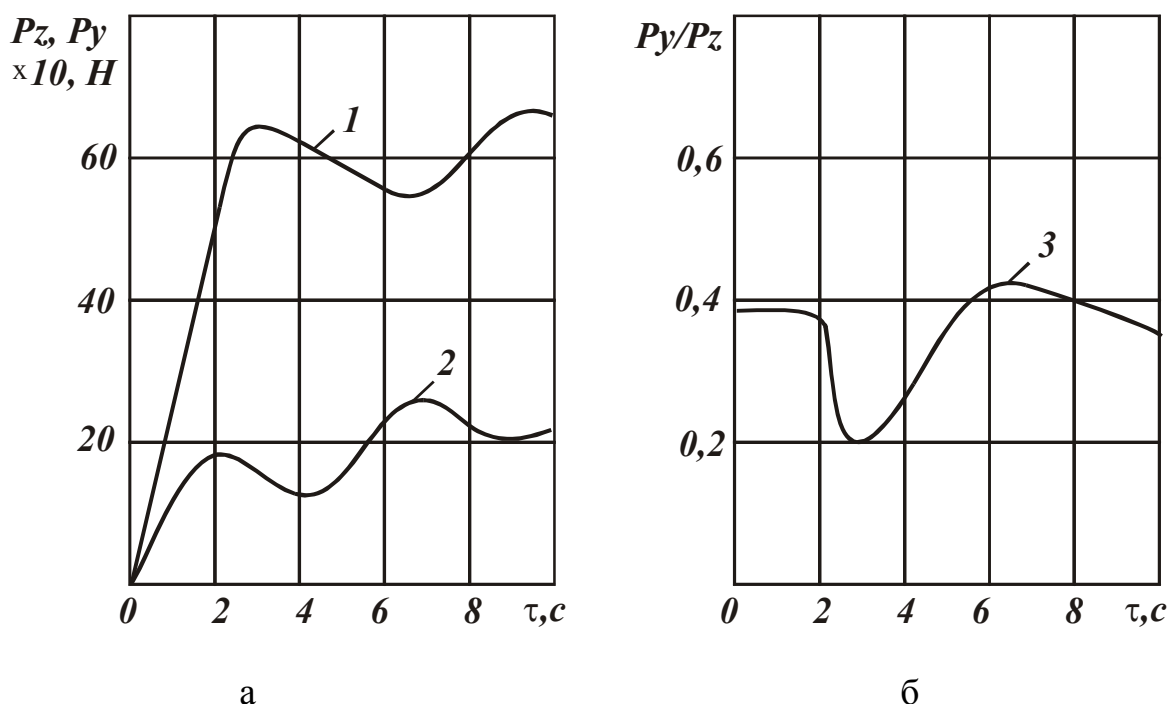


Рис.2.3. Изменение составляющих силы резания P_z и P_y в момент врезания: 1 – составляющая P_z ; 2 – составляющая P_y ; 3 – отношение P_y/P_z ; материал – ст 40; $\gamma=30^\circ$; $\alpha=10^\circ$; $a=0,17\text{мм}$.

Отсюда следует, что низкая работоспособность инструмента при прерывистом резании связана с большими значениями τ_{max} в момент входа инструмента в обрабатываемый материал за счет параметра $K_{рез}$. Это вытекает из того, что интенсивность увеличения силы P_z , как правило, выше интенсивности увеличения силы P_y (вследствие отсутствия в начальный момент резания трения стружки с передней поверхностью инструмента). Происходит запаздывание возрастания силы P_y , а это приводит к всплеску параметра $K_{рез}$ и максимального напряжения τ_{max} . Об этом свидетельствуют экспериментальные данные, приведенные в [85] (рис.2.3). В начальный период резания происходит интенсивное снижение параметра P_y/P_z (обратного параметру $K_{рез}$). Про-

порционально увеличению $K_{рез}$ повышается максимальное касательное напряжение τ_{max} .

В работе [83], посвященной изучению силовых закономерностей при алмазном прерывистом точении, экспериментально установлено, что в момент входа инструмента в обрабатываемый материал сила P_y уменьшается, а сила P_z - резко возрастает.

Дополнительным подтверждением возрастания τ_{max} в момент входа инструмента в обрабатываемый материал служит смещение точки приложения силы ближе к вершине. Действительно, в начальный момент резания контакт инструмента с обрабатываемым материалом осуществляется практически вершиной резца. По сравнению с установившимся процессом резания точка приложения силы резания смещается ближе к вершине инструмента. Естественно параметр d (рис.2.2) уменьшается, что согласно (2.26) вызывает увеличение касательных напряжений τ . Это создает объективные предпосылки для образования скола на рабочей части инструмента. Об уменьшении параметра d при строгании и фрезеровании по сравнению с установившимся процессом точения отмечается в работе [126]. Таким образом, природа низкой работоспособности инструментов в условиях прерывистого резания связана с увеличением $K_{рез}$ и уменьшением d в начальный момент резания.

2.3. ДИНАМИКА ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ

В условиях прерывистого резания максимальные касательные напряжения τ_{max} определяет тангенциальная составляющая силы резания P_z по зависимости (2.31).

Для анализа закономерности изменения силы P_z с учетом ударного характера взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом рассмотрим динамическую модель на примере строгания (рис. 2.4,а). Система инструмента представлена здесь приведенной массой m , связанной с узлом крепления инструмента (суппортом) посредством упругого элемента жесткостью c . В модели учитывается контактная жесткость рабочей части инструмента c_1 , характеризующая местные деформации инструмента.

В начальный момент врезания режущего инструмента в обраба-

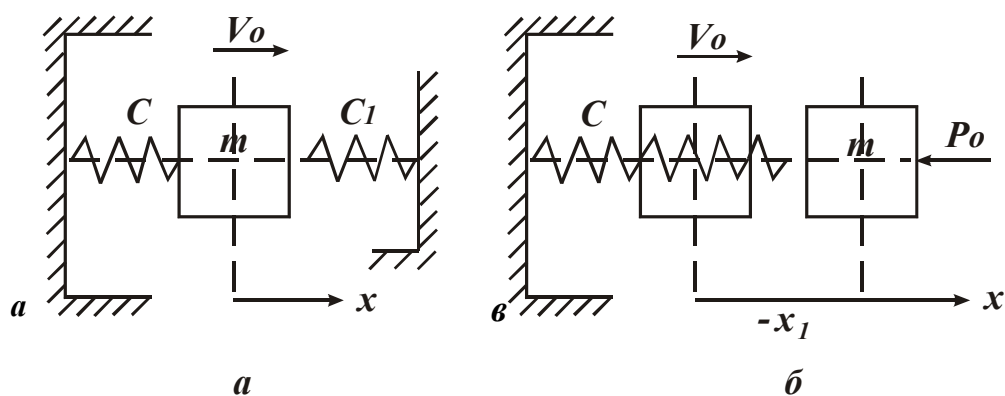


Рис.2.4. Динамическая модель взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом: m - приведенная масса системы инструмента; c - жесткость упругого элемента, связывающего суппорт с резцом; c_1 - контактная жесткость, учитывающая местные деформации инструмента.

Обрабатываемый материал контактирует с режущей кромкой резца, движущегося со скоростью V_0 , массой m с неподвижной опорой b (деталью) осуществляется посредством упругого элемента жесткостью c_1 (рис. 2.4).

Пружина c_1 начинает сжиматься, вызывая силу, действующую на массу m , в результате чего уменьшается скорость движения массы.

Скорость движения суппорта станка a неизменна, поэтому происходит сжатие пружины жесткостью c , которая, в свою очередь, действует на массу m . Таким образом, масса m будет воспринимать со стороны пружины жесткостью c_1 силу $c_1 x$ (где x - перемещение массы m), а со стороны пружины жесткостью c - силу $c(V_0 \tau - x)$, где τ - длительность контакта режущей кромки резца с металлом.

Такой характер нагружения массы m (резца) будет происходить до тех пор, пока сила сжатия пружины c_1 достигнет значения P_0 , равного силе резания P_z при установившемся процессе, после чего пружина c_1 будет находиться в сжатом состоянии силой P_0 , а масса m - подвергаться действию этой силы и совершать колебания, которые с течением времени будут затухать за счет действия диссипативных сил.

Уравнение движения массы m в начальный момент, пока усилие сжатия пружины c_1 достигнет силы P_0 , будет иметь вид

$$c(V_0 \tau - x) - c_1 x = m \cdot \ddot{x}. \quad (2.32)$$

Уравнение (2.32) можно преобразовать к виду

$$\ddot{x} + k_1^2 x = k^2 V_0 \tau, \quad (2.33)$$

$$\text{где } k_1^2 = \frac{c + c_1}{m}, \quad k^2 = \frac{c}{m}.$$

Решение уравнения (2.33) может быть частным и общим:

а) частное

$$x = A_1 \tau \quad (2.34)$$

после подстановки (2.34) в (2.33) имеем

$$A_1 = \frac{k^2}{k_1^2} V_0; \quad (2.35)$$

б) общее

$$x = A \sin k_1 \tau + B \cos k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} V_0 \tau. \quad (2.36)$$

Начальные условия для массы m

$$\begin{cases} x(0) = 0 \\ \dot{x}(0) = V_0 \end{cases} \quad (2.37)$$

После совместного решения (2.36) и (2.37), получим:

$$1) B=0; \quad 2) A = \frac{1}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) V_0.$$

Окончательно решение уравнения (2.36) примет вид

$$x = \frac{V_0}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \sin k_1 \tau + \frac{k^2}{k_1^2} V_0 \tau. \quad (2.38)$$

Данная зависимость определяет закон сжатия пружины жесткостью c_1 до выполнения условия $c_1 x = P_0$.

Сжатие пружины

$$x_1 = V_0 \tau - x = \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) V_0 \tau - \frac{V_0}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2}\right) \sin k_1 \tau. \quad (2.39)$$

При достижении условия $c_1 x = P_0$ расчетную схему можно представить в виде показанном на рис. 2.4,б.

Уравнение движения массы m видоизменится

$$c(V_0 \tau - x) - P_0 = m \ddot{x}. \quad (2.40)$$

После преобразований (2.40), получим

$$\ddot{x} - k^2 x = k^2 V_0 \tau - \frac{P_0}{m}. \quad (2.41)$$

Общее решение уравнения (2.41)

$$x = A \cdot \sin k \tau + B \cos k \tau + V_0 \tau - x_{cm}, \quad (2.42)$$

где $x_{cm} = \frac{P_0}{c}$.

Постоянные A и B определяются, исходя из начальных условий:

$$1) \ x(0) = -x_1(T) = \left[\left(1 - \frac{k^2}{k_1^2} \right) V_0 T - \frac{V_0}{k_1} \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2} \right) \sin k_1 T \right] = x_1,$$

где T - время, соответствующее условию $c_1 x = P_0$;

2) для определения $\dot{x}(0)$ необходимо взять производную от перемещения массы m по зависимости (2.38)

$$\dot{x}(0) = V_0 \left(1 - \frac{k^2}{k_1^2} \right) \cos k_1 T + \frac{k^2}{k_1^2} V_0 = \dot{x}_1.$$

Тогда

$$A = \frac{\dot{x}_1 - V_0}{k}; \quad B = x_{cm} - x_1.$$

После подстановки значений A и B в зависимость (2.42), имеем

$$x = \frac{x_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{cm} - x_1) \cos k\tau + V_0\tau - x_{cm}. \quad (2.43)$$

Зависимость (2.43) определяет путь, пройденный массой m .

Для определения сжатия x_∂ пружины жесткостью c необходимо использовать разность между $V_0 \cdot \tau$ и x

$$x_\partial = V_0\tau - x = -\frac{\dot{x}_1 - V_0}{k} \sin k\tau + (x_{cm} - x_1) \cos k\tau + x_{cm}$$

или

$$x_\partial = x_{cm} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{cm} - x_1)^2} \sin(k\tau - \varphi). \quad (2.44)$$

Величина x_∂ будет иметь максимальное значение при $\sin(k\tau - \varphi) = 1$:

$$x_{\partial_{max}} = x_{cm} + \sqrt{\frac{(V_0 - \dot{x}_1)^2}{k^2} + (x_{cm} - x_1)^2}. \quad (2.45)$$

Зависимость (2.45) позволяет определить максимальную нагрузку, которая равна тангенциальной составляющей силы резания P_z в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал

$$P_{z_{max}} = c \cdot x_{\partial_{max}} = P_{cm} + \sqrt{c \cdot m (V_0 - \dot{x}_1)^2 + (P_{cm} - c \cdot x_1)^2}. \quad (2.46)$$

Из зависимости (2.46) следует, что динамическая составляющая силы резания P_z всегда больше статической P_{cm} на величину подкоренного выражения.

Физическая сущность второго слагаемого подкоренного выражения состоит в том, что, чем больше пружина c_1 сжимается в момент удара, тем значительнее степень диссипации энергии удара и тем меньше разность $(P_{cm} - cx_1)$ и P_{zmax} .

Таким образом, влияние сжатия пружины x_1 на P_{zmax} неоднозначно. Существует значение x_1 , при котором P_{zmax} принимает минимальное значение.

Удар при резании, как видно, существенно отличается от свободного удара, когда наблюдается полное превращение кинетической энергии в потенциальную. Благодаря большой инерционности привода суппорта станка, полного превращения кинетической энергии в потенциальную здесь не происходит. Скорость движения приведенной массы m практически остается постоянной. Согласно зависимости (2.46) с учетом равенства скоростей $\dot{x} \cong V_0$ тангенциальная составляющая силы резания $P_{zmax} = 2P_{cm}$ т.е. в момент удара инструмент будет испытывать двукратную динамическую перегрузку. При использовании более податливой конструкции суппорта с инструментом справедливо условие $(P_{cm} - cx_1) \rightarrow 0$, а

$$P_{zmax} = P_{cm} + \sqrt{c \cdot m(V_0 - \dot{x}_1)}. \quad (2.47)$$

Уменьшить P_{zmax} можно за счет применения прочных пластичных инструментальных материалов, допускающих достаточно большие перемещения x_1 и небольшой перепад скорости движения инструмента в момент врезания.

При креплении режущей пластинки к инструменту должно выполняться условие $c \cdot x_1 = P_{cm}$.

В научно-технической литературе приведены результаты экспериментальных исследований сил резания P_z в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал. Все они указывают на то, что динамическая составляющая P_z приблизительно в 2 раза больше статической. Эти результаты подтверждают достоверность рассмотренной динамической модели.

В работе [10] приведены результаты измерения скорости движения инструмента и составляющей силы резания P_z при строгании. В момент врезания строгального резца (рис.2.5,а) скорость его движения изменилась с 10 до 6 м/мин.

Динамическая составляющая силы резания P_z примерно в 1,4

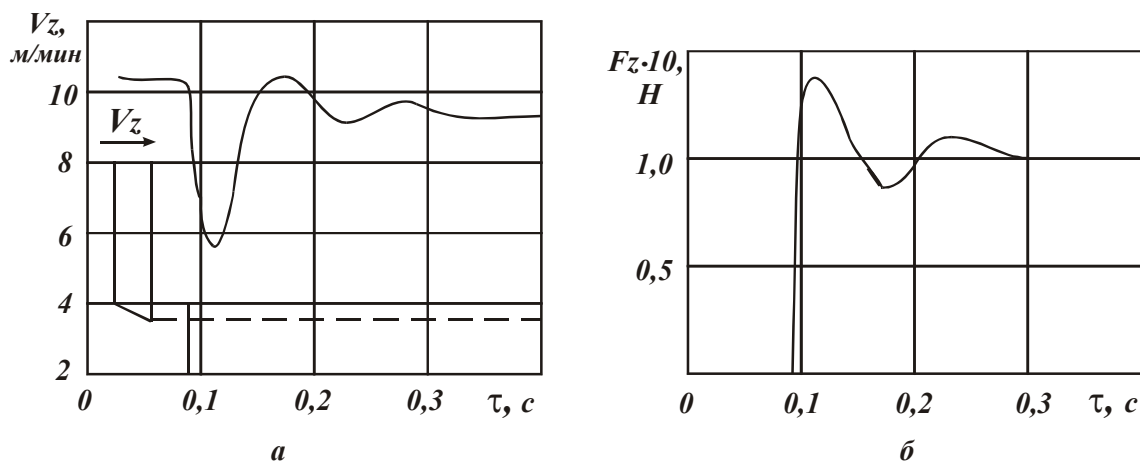


Рис. 2.5. Экспериментальные данные изменения: а – скорости движения инструмента; б – тангенциальной составляющей силы резания при строгании.

раза больше статической (рис. 2.5, б).

Таким образом показано, что при строгании инструмент испытывает значительные динамические перегрузки и это необходимо учитывать в расчетах инструмента на прочность.

2.4. ФИЗИЧЕСКАЯ СУЩНОСТЬ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ ВИБРАЦИОННОГО РЕЗАНИЯ

Как известно, возникающие вибрации при резании отрицательно влияют на показатели обработки: стойкость режущего инструмента снижается, а качество обработки ухудшается. При достижении определенного уровня амплитуды колебаний инструмента процесс резания практически неосуществим. В настоящее время разработаны эффективные средства для устранения самовозбуждающихся колебаний при резании.

Вместе с тем, как показывает опыт, наложение на режущий инструмент высокочастотных колебаний (от специального источника колебаний) позволяет повысить эффективность процесса резания. Например, экспериментально установлено, что применение вибрационного резания обеспечивает повышение стойкости режущего инструмента, качества и точности обработки [116]. В чем же состоит физический эффект вибрационного резания? По данным крупного японского специалиста Д. Кумабэ [116], сила резания при вибрационном резании в 3-10 раз меньше, чем при обычном резании (колебания резца происходят в направлении скорости резания). Объясняется это тем, что в результате кратковременного воздействия силы резания резец не успевает получить перемещение, соответствующее статиче-

скому приложению этой силы. В отличие от традиционной зависимости между силой P и перемещением x

$$x = \frac{P}{c}, \quad (2.48)$$

в условиях ударного взаимодействия резца с обрабатываемым материалом справедлива другая зависимость

$$x = \frac{\tau}{T} \cdot \frac{P}{c}, \quad (2.49)$$

где c - приведенная жесткость резца; T – период колебания резца; τ - время контакта резца с обрабатываемым материалом (в течении периода колебаний).

Соотношение τ/T выполняет роль коэффициента динамичности. Очевидно, чем меньше соотношение τ/T , тем меньше перемещение x и больше динамический эффект. Следовательно, уменьшая соотношение $\tau/T \rightarrow 0$, можно практически исключить перемещение $x \rightarrow 0$, т.е. резец будет колебаться относительно исходного состояния (без приложения силы). Это позволяет как бы исключить упругие перемещения в технологической системе и добиться идеальной точности обработки. Сделанный вывод согласуется с экспериментальными данными – при вибрационном резании действительно достигается чрезвычайно высокая точность обработки.

Необходимо отметить, что силу резания Д. Кумабэ определял на основе экспериментально установленной величины упругого перемещения x , которая была в 3 – 10 раз меньше, чем при обычном резании. Если воспользоваться зависимостью (2.48), то сила резания P будет так же в 3 – 10 раз меньше, чем при обычном резании. Если же расчет вести по зависимости (2.49) с учетом соотношения τ/T , то сила P может быть такой же как и при обычном резании. Следовательно, эффект вибрационного резания может быть обусловлен не уменьшением силы P , а уменьшением перемещения x . По данным Д. Кумабэ, соотношение τ/T в опытах устанавливалось равным 0,1, т.е. время контакта резца с обрабатываемым материалом было в 10 раз меньше периода колебаний резца. Это может быть подтверждением сделанного предположения о том, что значения силы резания P при вибрационном и обычном резании близки.

Опытами установлено, что при вибрационном резании температура меньше, чем при обычном резании. На первый взгляд может показаться, что это связано с уменьшением силы резания P . Однако возможна и другая причина. Как известно, при взаимодействии резца

с обрабатываемым материалом под действием силы P температура достигает своего максимального значения не сразу, а через определенный промежуток времени. Если время взаимодействия резца с материалом при вибрационном резании меньше этого промежутка времени, то температура будет меньше максимального значения, достигаемого при обычном резании. В этом состоит тепловой эффект вибрационного резания.

Уменьшение температуры ведет к повышению стойкости инструмента и качеству обработки. Таким образом, температурно-силовой эффект вибрационного резания может быть связан с инерционностью тепловых и механических процессов при резании, в результате чего (в силу кратковременного взаимодействия резца с обрабатываемым материалом) температура и упругое перемещение резца не успевают получить значения, соответствующие статическому приложению силы P .

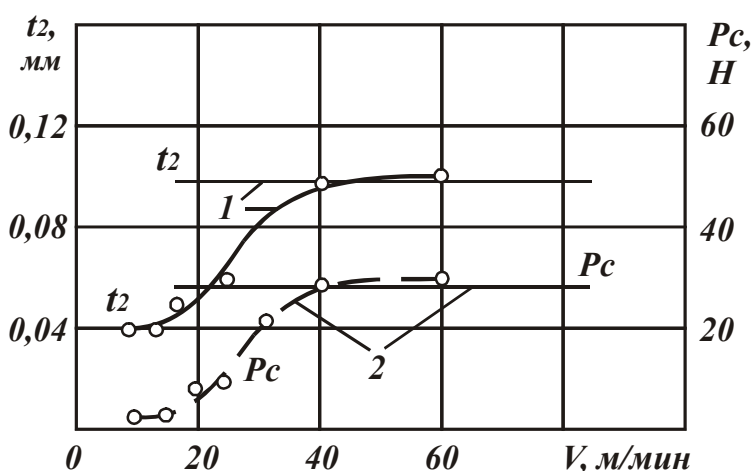


Рис.2.6. Зависимость главной составляющей силы резания P_c и толщины стружки t_2 от скорости резания V : частота колебаний - 20кГц, амплитуда колебаний - 45 мкм, передний угол - 30° , подача (глубина резания) - 0,03мм/об: 1 - обычное резание; 2 - вибрационное резание.

показывающих, что эффект вибрационного резания достигается при условии (2.50). При превышении скорости резания, определяемой неравенством (2.50), вибрационное резание практически не отличается от обычного резания, рис.2. 6.

Важной особенностью вибрационного резания является уменьшение толщины стружки (соответственно коэффициента усадки стружки и увеличение условного угла сдвига материала β , рис.2. 7). Согласно, известной формулы проф. Зворыкина К.А.

Указанный эффект будет иметь место в том случае, если соотношение τ / T значительно меньше единицы. Для этого необходимо выполнить условие

$$V < 2 \cdot \pi \cdot a \cdot f, \quad (2.50)$$

где V - скорость резания; a , f - соответственно амплитуда и частота колебания образца.

В своей работе [116] Д. Кумабэ приводит большое количество экспериментальных графиков, показывающих, что эффект вибрационного резания достигается при условии (2.50).

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \varphi}{2}, \quad (2.51)$$

угол сдвига β определяется передним углом инструмента γ и углом трения на передней поверхности инструмента φ . Чем меньше угол

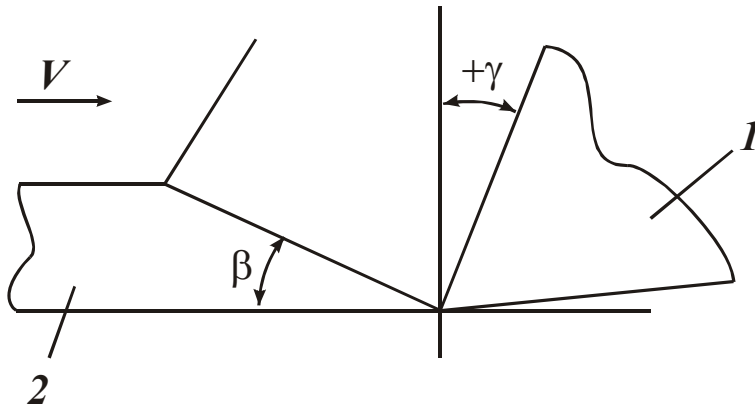


Рис.2.7. Расчетная схема резания: 1 – резец, 2 – обрабатываемый материал.

трения φ , тем больше угол сдвига β . Из этого можно предположить, что увеличение угла сдвига β и улучшение условий стружкообразования при вибрационном резании связано с уменьшением угла трения φ (или коэффициента трения $f_0 = \operatorname{tg} \varphi$ на

передней поверхности инструмента). Увеличение угла сдвига β , как известно, ведет к уменьшению силы резания. Следовательно, при вибрационном резании возможно уменьшение силы резания за счет снижения трения на передней поверхности инструмента.

Здесь важно раскрыть причину возможного уменьшения коэффициента трения. В связи с тем, что длительность контакта инструмента с обрабатываемым материалом составляет всего 0,1 периода колебания инструмента, фактическая линейная скорость металла будет в 10 раз больше скорости резания. Соответственно, скорость перемещения стружки по передней поверхности инструмента будет приблизительно в 10 раз превышать скорость резания. По сути, мы переходим в область высокоскоростного резания. С увеличением скорости резания, как известно, уменьшается коэффициент трения.

Несмотря на одинаковый уровень фактической скорости резания при высокоскоростном и вибрационном резании, между двумя методами обработки существует различие, связанное с различной длительностью контакта инструмента с обрабатываемым материалом. В результате периодического характера взаимодействия инструмента с материалом при вибрационном резании температура будет меньше, чем при высокоскоростном резании, что подтверждается экспериментально [116].

Сделанные выводы позволяют окончательно сформулировать физическую сущность эффекта вибрационного резания. Во-первых, это инерционность тепловых и механических процессов при резании

(как показано выше). Во-вторых, - снижение интенсивности процесса резания на передней поверхности инструмента.

Для нормального протекания процесса вибрационного резания кинетической энергии инструмента (за один период его колебаний) должно быть достаточно для деформирования обрабатываемого материала на величину $l = \alpha \cdot a$, где a - амплитуда колебаний, α - безразмерный коэффициент.

Кинетическая энергия колеблющегося инструмента равна

$$W = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (2.52)$$

где m - приведенная масса резца; $V_0 = \frac{4a}{T} = \frac{2a \cdot f}{\pi}$ - средняя скорость колебаний инструмента; f - частота колебаний.

Примем кинетическую энергию W равной работе резания $P \cdot l$, тогда

$$l = \frac{m \cdot V_0^2}{2P} = \frac{2 \cdot m \cdot a^2 \cdot f^2}{\pi^2 \cdot P}. \quad (2.53)$$

Чем больше l при заданных значениях амплитуды и частоты колебаний, тем меньше P и выше эффект вибрационного резания.

Из зависимости (2.53) вытекает важный вывод, связанный с возможностью реализации при вибрационном резании достаточно больших значений силы резания P , которые при обычном резании практически не осуществимы. Это открывает новые перспективы резания труднообрабатываемых материалов, а также существенного увеличения производительности обработки за счет увеличения площади поперечного сечения среза (толщины и ширины среза). Пожалуй, эффект реализации больших значений силы P следует рассматривать основным при вибрационном резании. Именно этим можно объяснить высокую результативность вибрационного резания труднообрабатываемых материалов, установленную В.Н. Подураевым [181, 182, 183] и другими исследователями.

Исходя из зависимости (2.53), увеличивая массу m и скорость V_0 , можно для достаточно больших значений P обеспечить перемещение l , тогда как реализовать это условие при обычном резании практически невозможно. Наглядным примером тому может быть забивание свай в землю, которое осуществляется исключительно динамическим методом (ударом), или разрушение твердых пород с помощью отбойного молотка (вибрационного устройства).

2.5. УТОЧНЕННЫЙ РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ЗОНЫ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ

Для обоснования путей повышения эффективности процесса резания необходимо иметь четкое представление о напряженном состоянии зоны стружкообразования. Выше, при анализе процесса резания, мы исходили из упрощенной расчетной схемы (рис.1.16, рис.2.7), согласно которой напряженное состояние зоны стружкообразования формируется под действием двух сосредоточенных сил – составляющих силы резания P_z, P_y , приложенных к вершине резца. В действительности, на передней поверхности инструмента по нормали и

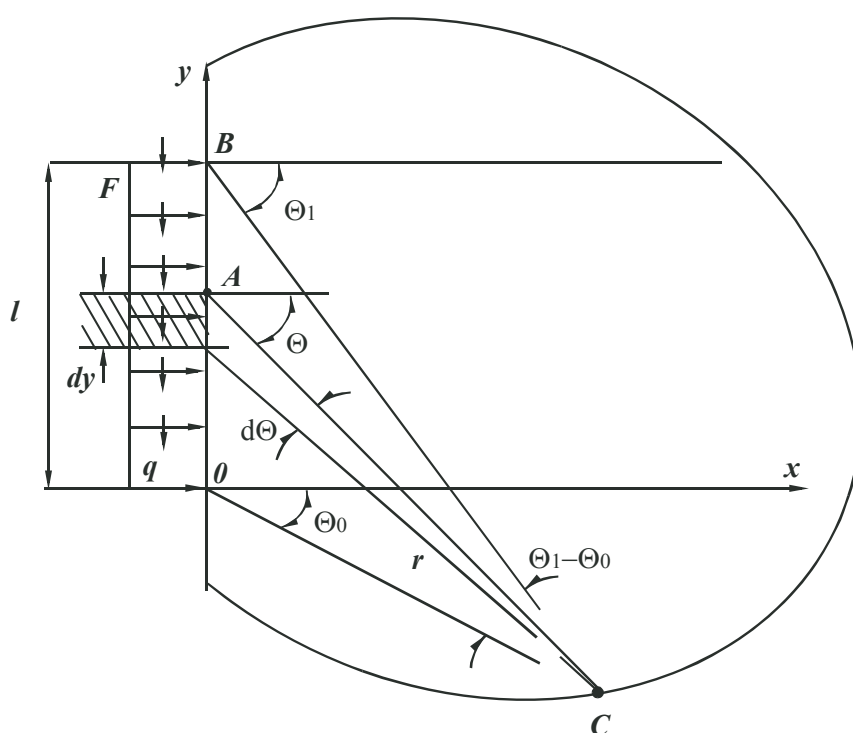


Рис.2.8. Расчетная схема.

касательной к ней действуют распределенные нагрузки и замена их сосредоточенными силами может быть не всегда корректна.

В первой главе первого тома настоящего издания приведен расчет касательных напряжений в зоне стружкообразования, учитывающий действие радиальной и тангенциальной

распределенных нагрузок на передней поверхности инструмента (резца). Используя данный расчет, проведем анализ параметров стружкообразования и силовой напряженности процесса резания.

Исходя из расчетной схемы (рис.2.8), касательное напряжение τ в любой точке полупространства (на границе которого действуют распределенные нагрузки q, F) описывается аналитической зависимостью

$$\tau = q \cdot \left\{ \sin(\Theta_1 - \Theta_0) + f \cdot \left[1 - \cos(\Theta_1 - \Theta_0) + \sin \Theta_0 \cdot \ln \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right)}{\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_0}{2} + \frac{\pi}{4}\right)} \right] \right\}, \quad (2.54)$$

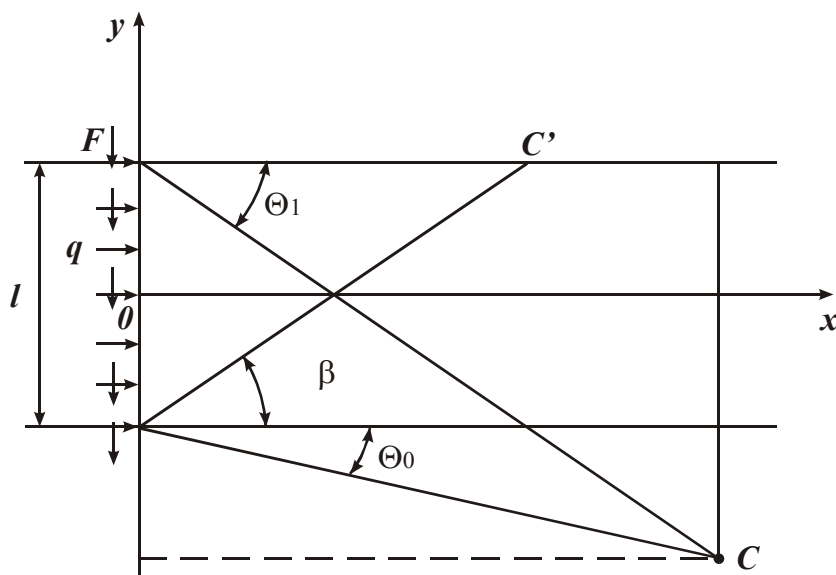


Рис.2.9. Расчетная схема.

где $f = F / q$ - коэффициент трения на передней поверхности инструмента.

Расчетная зависимость (2.54) получена в полярной системе координат. Для выполнения численных расчетов с использованием программного обеспечения "Mathcad 2000" целесообразно

перейти к декартовой системе координат, рассматривая расчетную схему в виде (рис.2.9).

Выразим углы Θ_1 и Θ_0 через координаты прямоугольной системы x и y . Для этого воспользуемся тригонометрическими соотношениями для описания положения произвольной точки C :

$$\sin(\Theta_1 - \Theta_0) = \sin(\Theta_1) \cdot \cos(\Theta_0) - \cos(\Theta_1) \cdot \sin(\Theta_0), \quad (2.55)$$

$$\cos(\Theta_1 - \Theta_0) = \cos(\Theta_1) \cdot \cos(\Theta_0) - \sin(\Theta_1) \cdot \sin(\Theta_0), \quad (2.56)$$

$$\cos(\Theta_0) = \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}, \quad (2.57)$$

$$\sin(\Theta_0) = \frac{\left(y - \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}, \quad (2.58)$$

$$\cos(\Theta_1) = \frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}, \quad (2.59)$$

$$\sin(\Theta_1) = \frac{\left(y + \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}, \quad (2.60)$$

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2}\right) + \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4}\right)}{1 - \operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4}\right)}, \quad (2.61)$$

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2}\right) = \frac{1 - \cos(\Theta_1)}{\sin(\Theta_1)}, \quad (2.62)$$

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_0}{2} + \frac{\pi}{4}\right) = \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_0}{2}\right) + \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4}\right)}{1 - \operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_0}{2}\right) \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4}\right)}, \quad (2.63)$$

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_0}{2}\right) = \frac{1 - \cos(\Theta_0)}{\sin(\Theta_0)}. \quad (2.64)$$

После подстановки соотношений (2.55)-(2.64) в зависимость (2.54), получим

$$\tau = q \cdot \left\{ \left[\frac{\left(y + \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} - \frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \cdot \frac{\left(y - \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \right] + \right. \\ \left. \left[1 - \frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \cdot \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} + \frac{\left(y + \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \cdot \frac{\left(y - \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \right] + \right. \\ \left. + f \cdot \left[\frac{\left(y - \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \cdot \ln \left| \frac{1 - \frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}}{\frac{\left(y + \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y + \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}}} \cdot \frac{\left(y - \frac{l}{a}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{l}{a}\right)^2 + x^2}} \right| \right] \right\}. \quad (2.65)$$

Для удобства и простоты написания программы для расчетов полей напряжений и угла сдвига, в программном пакете Mathcad, бы-

l = 18 y = 105, 104..105 x = 0, 1..100

f = 0.1

$$W(x,y) = 1 - \left[\frac{\left(y + \frac{1}{2}\right) - x}{\sqrt{\left(y + \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} - \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} \right] - \left[\frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} - \frac{\left(y - \frac{1}{2}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} \right] + 0.1 \cdot \left[1 - \left[\frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} - \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} \right] + \left[\frac{\left(y + \frac{1}{2}\right)}{\sqrt{\left(y + \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} - \frac{\left(y - \frac{1}{2}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} \right] + \frac{\left(y - \frac{1}{2}\right)}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}} \right] \ln \left[\frac{1 - \frac{x}{\sqrt{\left(y + \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}}}{1 - \frac{x}{\sqrt{\left(y - \frac{1}{2}\right)^2 + x^2}}} \right]$$

i = 0..100 j = 0..110 h = 0.501

$M_{i,j} = W(i \cdot h, -27.5 + j \cdot h)$

	0	1	2	3	4	5	6	7
0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	0.015	0.015	0.016	0.017	0.017	0.018	0.019	0.02
2	0.029	0.031	0.032	0.033	0.035	0.036	0.038	0.04
3	0.044	0.046	0.048	0.05	0.052	0.055	0.057	0.06
4	0.058	0.061	0.064	0.066	0.069	0.073	0.076	0.08
5	0.073	0.076	0.079	0.083	0.086	0.09	0.095	0.099
6	0.087	0.091	0.095	0.099	0.103	0.108	0.113	0.118
7	0.101	0.105	0.11	0.114	0.119	0.125	0.131	0.137
8	0.115	0.12	0.125	0.13	0.136	0.142	0.148	0.155
9	0.128	0.134	0.139	0.145	0.151	0.158	0.165	0.173
10	0.141	0.147	0.153	0.16	0.166	0.174	0.182	0.19
11	0.154	0.16	0.167	0.174	0.181	0.189	0.198	0.206
12	0.167	0.173	0.18	0.188	0.196	0.204	0.213	0.222
13	0.179	0.186	0.193	0.201	0.209	0.218	0.228	0.238

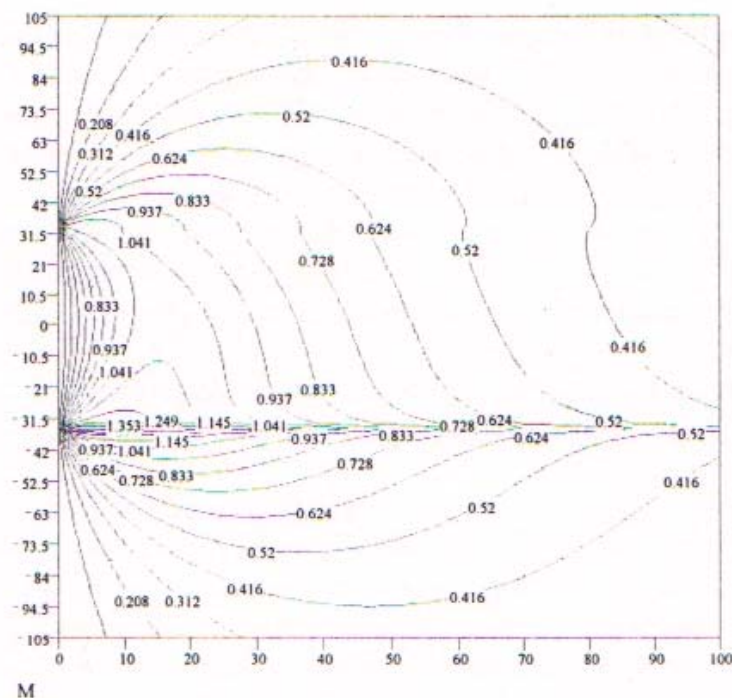


Рис.2.10. Программа расчета полей напряжений при различных значениях коэффициента трения.

ли внесены некоторые изменения в обозначения переменных и констант в формулах. Так, углы Θ_1 и Θ_0 были заменены на обозначения x и y соответственно (рис.2.10).

На рис.2.10 показан общий вид программы, в системе Mathcad, для расчета полей напряжений при различных значениях коэффициента трения, в данном случае $f = 0,1$. После подстановки значений x и y (т.е. углы Θ_1 и Θ_0 соответственно) в формулу, программой был получен массив M значений напряжений. На основании данного массива программой был построен график линий уровня значений напряжений.

Таким образом с использованием данной программы были получены значения полей напряжений для различных значений коэффициентов трения.

На рис.2.11 показан общий вид программы для расчета среднего напряжения τ в плоскости сдвига. Особенность этой программы состоит в том, что для простоты вычисления, значения углов Θ_1 и Θ_0 принимались в радианах, а не в градусах. В этой программе x -это значение l/a .

На рис. 2.12 показана программа расчета зависимости угла сдвига β от соотношения l/a для различных значений коэффициента трения f .

На рис.2.13,а приведены результаты расчета поля напряжений τ для $f = 0$, представленные в форме линий одинаковых значений напряжений τ . Как видим, линии одинаковых напряжений описываются окружностями, проходящими через две точки, определяющие границы действия радиальной нагрузки q . Наибольшие значения $\tau = q = 1$ достигаются в полуокружности диаметром $D = l$, где l - длина участка, на котором действует распределенная нагрузка q . По мере удаления от зоны действия нагрузки q напряжения τ уменьшаются.

На рис.2.13,б приведено объемное изображение поверхности $\tau = f(x, y)$, что дает наглядное (более точное) представление о характере изменения напряжений τ .

На рис.2.14,а показано поле напряжений для случая $f = 0,1$. В результате действия тангенциальной распределенной нагрузки интенсивностью $F = f \cdot q = 0,1 \cdot q$ положение линий одинаковых напряжений τ существенно изменяется. Во-первых, линия $\tau = 1$ (при

$$Q0 = 0, 0.017.. 1.53 \quad x = 1, 2.. 10$$

$$Q1(Q0, x) = \arcsin \left[\frac{((x-1) \cdot \tan(Q0))^2}{1 + ((x-1) \cdot \tan(Q0))^2} \right] \quad f = 0$$

$$\tau_{sr}(Q1, Q0) = 0.5 \cdot \left[\sin \left(\frac{3.14}{2} + Q0 \right) + 0 \cdot \left[1 - \cos \left(\frac{3.14}{2} + Q0 \right) - \sin(Q0) \cdot \ln \left[\frac{\tan \left(\frac{3.14}{4} + \frac{3.14}{4} \right)}{\tan \left(\frac{Q0}{2} + \frac{3.14}{4} \right)} \right] \right] \right] + 0.5 \cdot \left[\sin(Q1 + Q0) + f \cdot \left[1 - \cos(Q1 + Q0) - \sin(Q0) \cdot \ln \left[\frac{\tan \left(\frac{Q1}{2} + \frac{3.14}{4} \right)}{\tan \left(\frac{Q0}{2} + \frac{3.14}{4} \right)} \right] \right] \right]$$

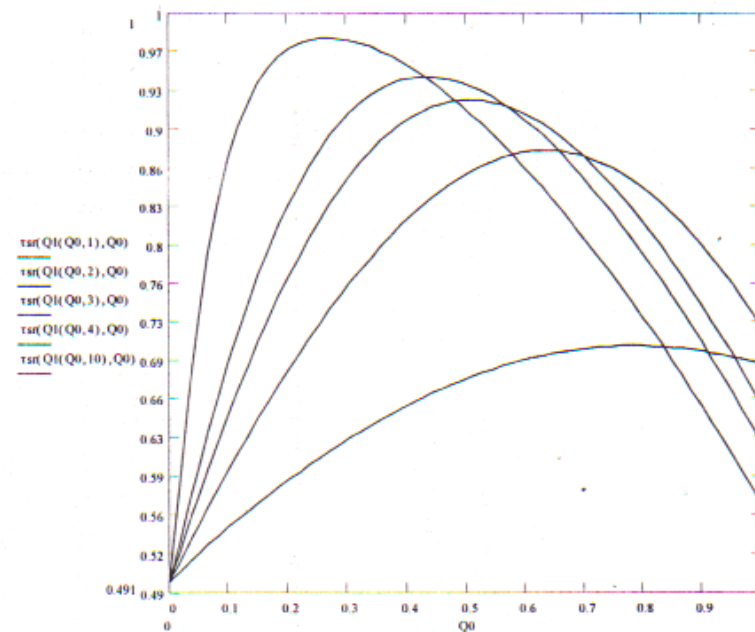


Рис.2.11. Программа для расчета среднего напряжения τ_{cp} в плоскости сдвига.

	x	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.6	1
f								
data	1	45.757	16.966	0	0	0	0	0
	2	36.503	28.406	18.894	5.013	0	0	0
	3	28.277	23.136	17.608	14.267	9.383	0	0
	4	24.807	19.537	16.323	13.624	11.311	6.041	0
	10	15.166	11.953	10.411	9.126	8.611	7.455	6.041

X := data<0> Y := data<1> Z := data<2> C := data<3> V := data<4>

S := lspline(X, Y) fit(x) := interp(S, X, Y, x) B := data<5> N := data<6> M := data<7>

S1 := lspline(X, Z) fit1(x) := interp(S1, X, Z, x)

S2 := lspline(X, C) fit2(x) := interp(S2, X, C, x)

S3 := lspline(X, V) fit3(x) := interp(S3, X, V, x)

S4 := lspline(X, B) fit4(x) := interp(S4, X, B, x)

S5 := lspline(X, N) fit5(x) := interp(S5, X, N, x)

S6 := lspline(X, M) fit6(x) := interp(S6, X, M, x)

i := 0..length(X) - 1 scale := 100 j := 0..scale

$x_j := \min(X) + j \cdot \frac{\max(X) - \min(X)}{\text{scale}}$

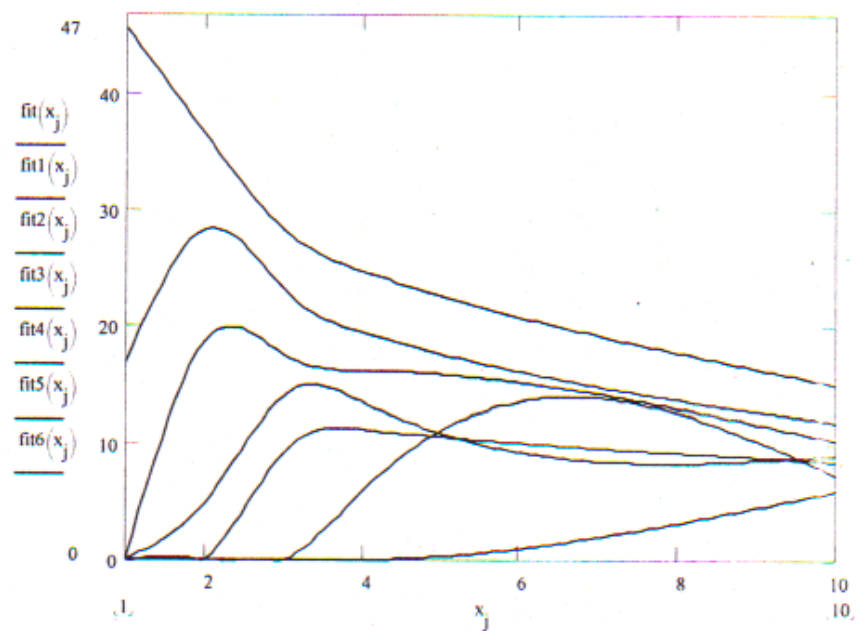


Рис.2.12. Программа для расчета среднего напряжения τ_{cp} в плоскости сдвига.

$q = 1$) "превращается в замкнутую область", внутри которой образуются новые линии с более высокими значениями напряжений τ . Во-вторых, происходит изменение положения линий одинаковых значений τ вдоль прямой $y = l/2$ (исходя из рис.2.9). В результате исходные линии одинаковых значений τ (в форме окружностей) трансформируются в линии, принимающие почти симметричный вид относительно прямой $y = l/2$.

С физической точки зрения это означает, что вся энергия как бы концентрируется в направлении прямой $y = l/2$. В этом направлении возникают наибольшие напряжения, что предопределяет наиболее вероятное направление разрушения металла при резании.

На рис.2.14,б показано объемное изображение напряжений для данного случая.

На рис.2.15,а показано поле напряжений τ , сформированное от действия только тангенциальной распределенной нагрузки F при $q = 0$, $f = 0,1$. Как видим, наибольшие напряжения концентрируются вдоль прямой $y = l/2$, что и определяет общее поле напряжений, показанное на рис.2.15.

С увеличением тангенциальной нагрузки F (т.е. увеличением коэффициента трения f) усиливается концентрация напряжений вдоль прямой $y = l/2$, рис.2.16,а ($f = 0,2$); рис.2.17,а ($f = 0,3$); рис.2.18,а ($f = 0,4$); рис.2.19,а ($f = 0,6$); рис.2.20,а ($f = 1$) - для случая $q = 1$.

На рис.2.16,б; рис.2.17,б; рис.2.18,б; рис.2.19,б; рис.2.20,б соответственно показано изменение напряжений τ в трехмерном пространстве.

Экспериментально установлено, что в процессе резания сдвиг обрабатываемого металла происходит под определенным углом β (углом сдвига) к направлению движения инструмента (рис.2.9).

Поэтому, используя результаты расчетов полей напряжений с помощью системы Mathcad 2000, определим расчетным путем угол сдвига β .

По сути, задача сводится к определению угла Θ_0 , при котором в плоскости сдвига ОС' (рис.2.9) достигаются наибольшие касательные напряжения τ .

Для выполнения расчетов необходимо выделить слой срезаемого материала толщиной a (равный толщине среза (рис.2.21)).

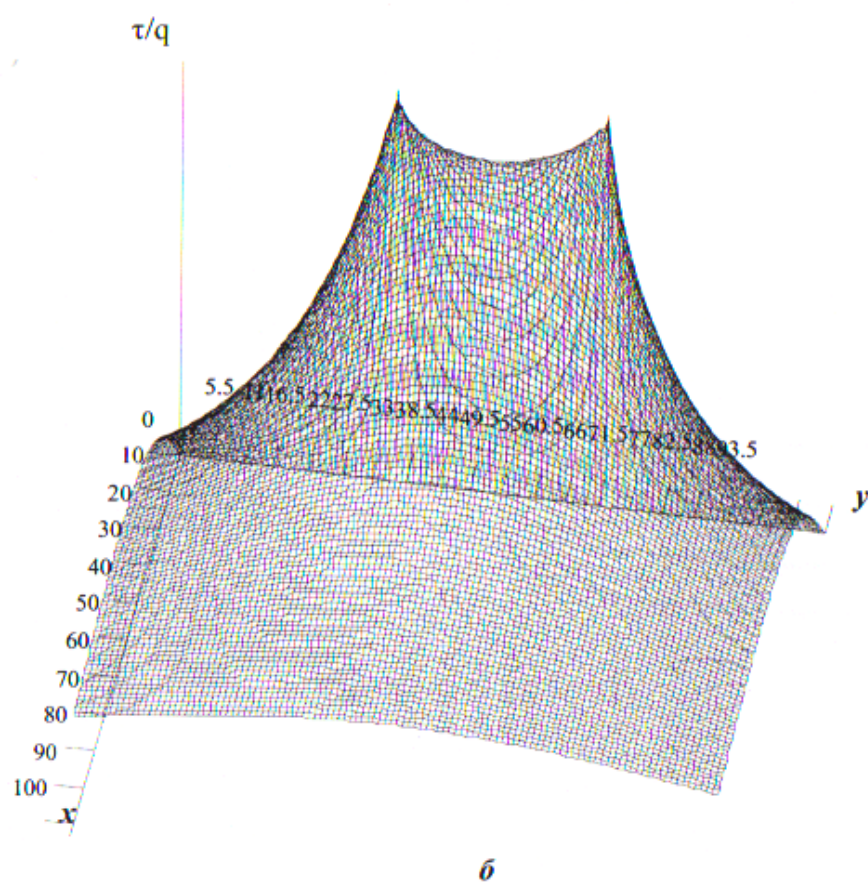
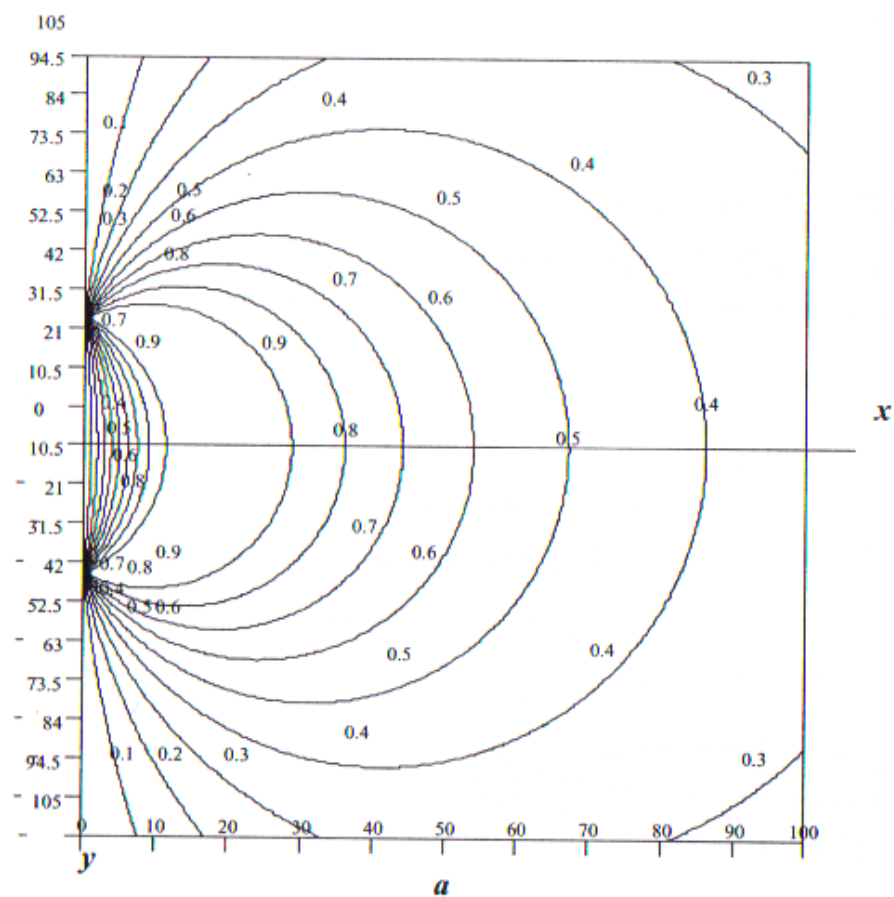


Рис.2.13. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0$.

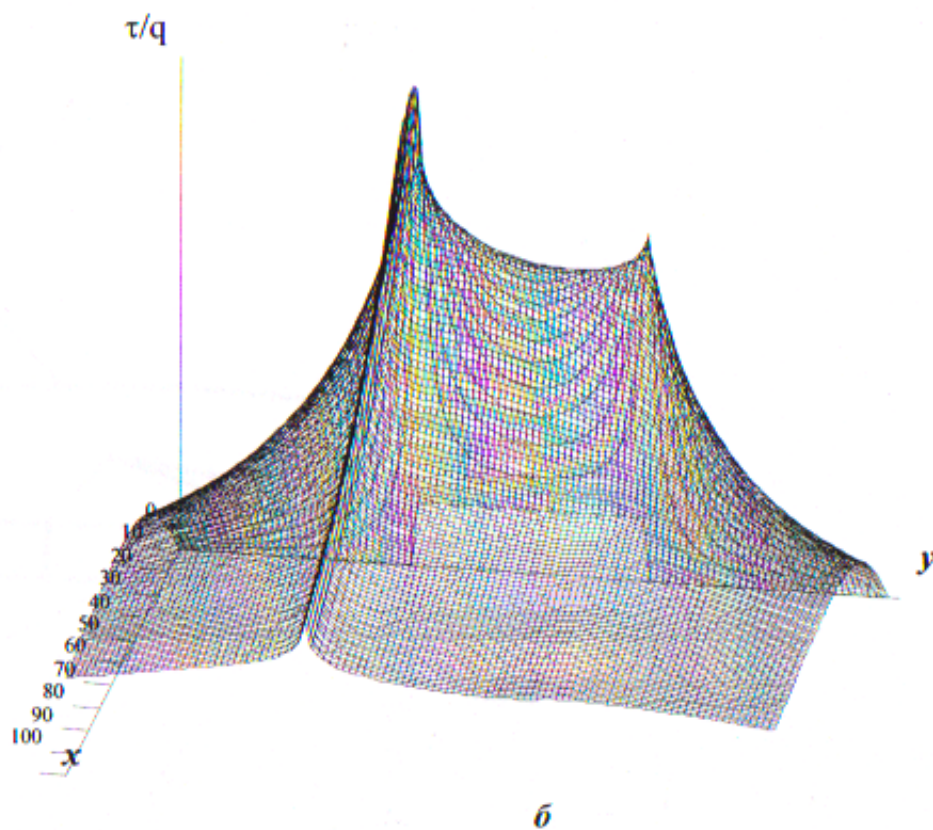
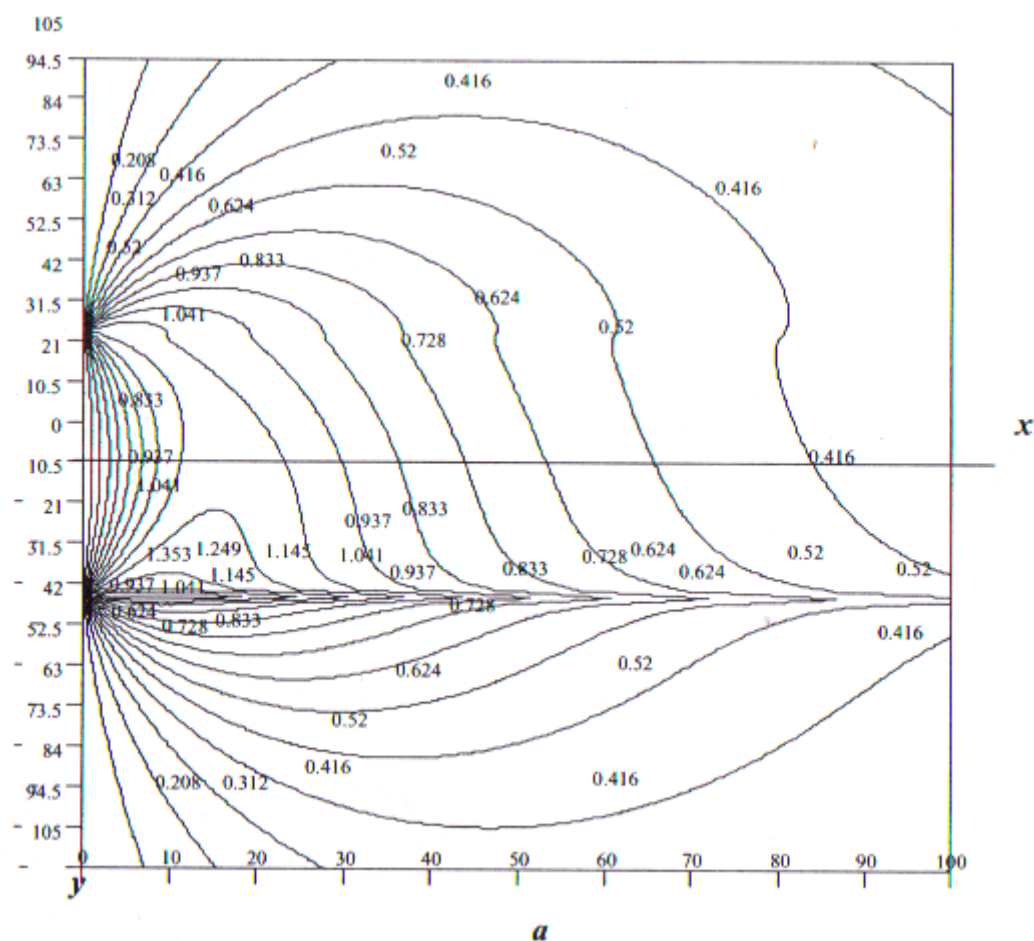


Рис.2.14. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,1$.

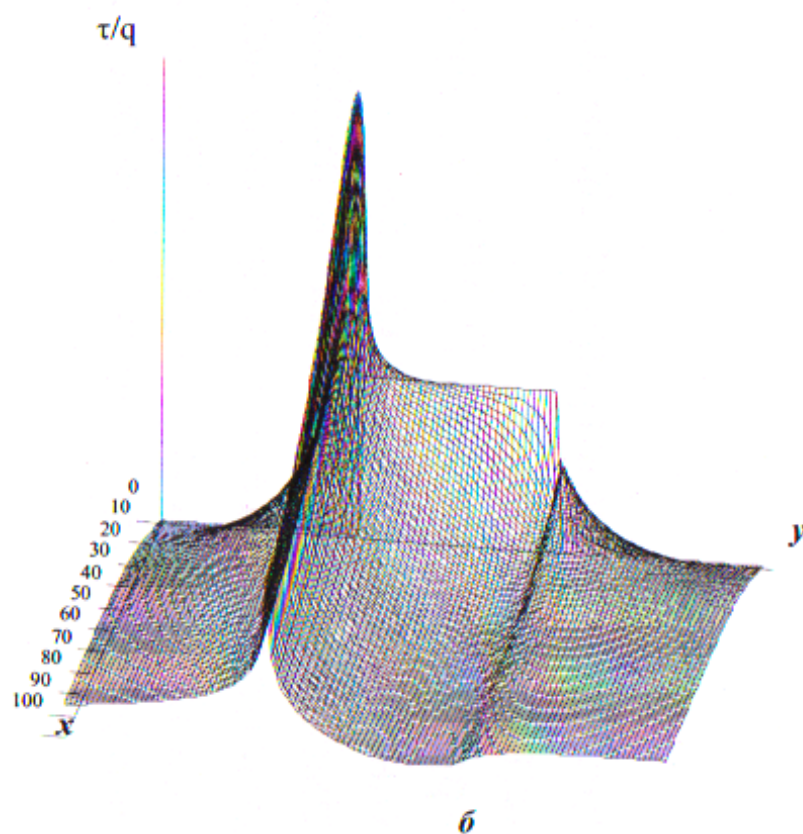
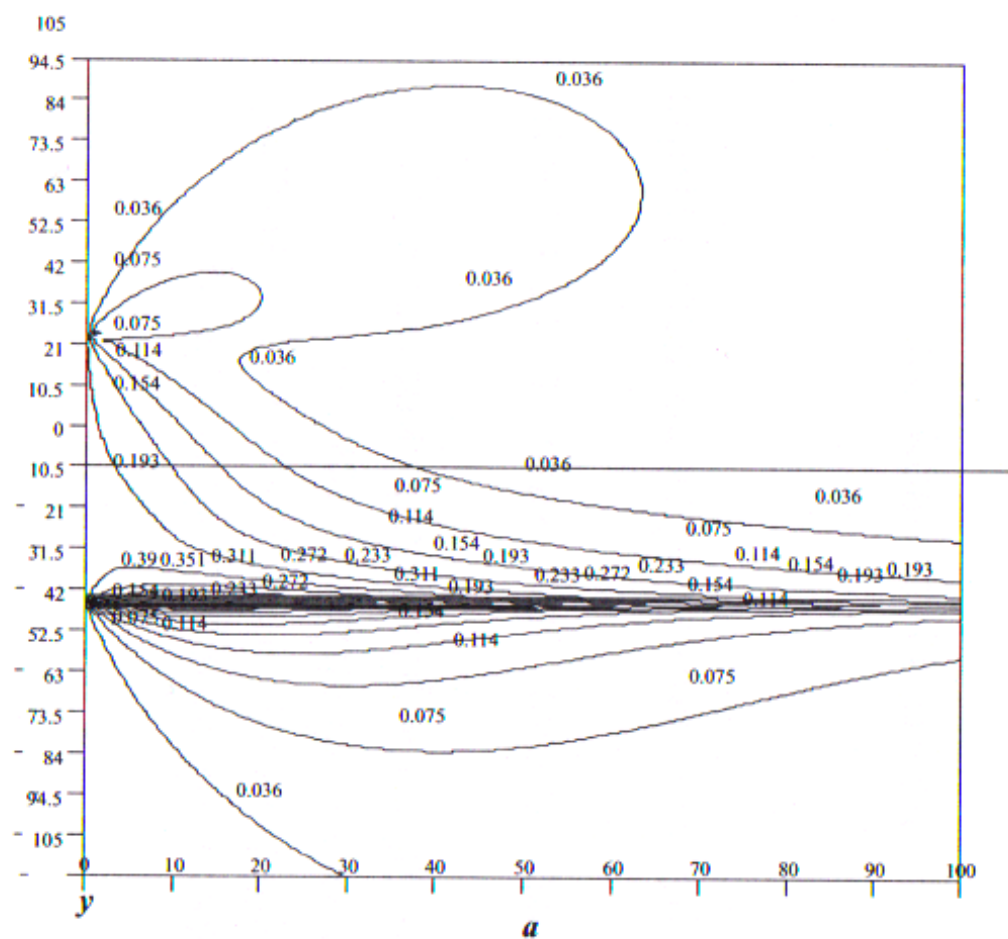


Рис.2.15. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,1$ и $q = 0$.

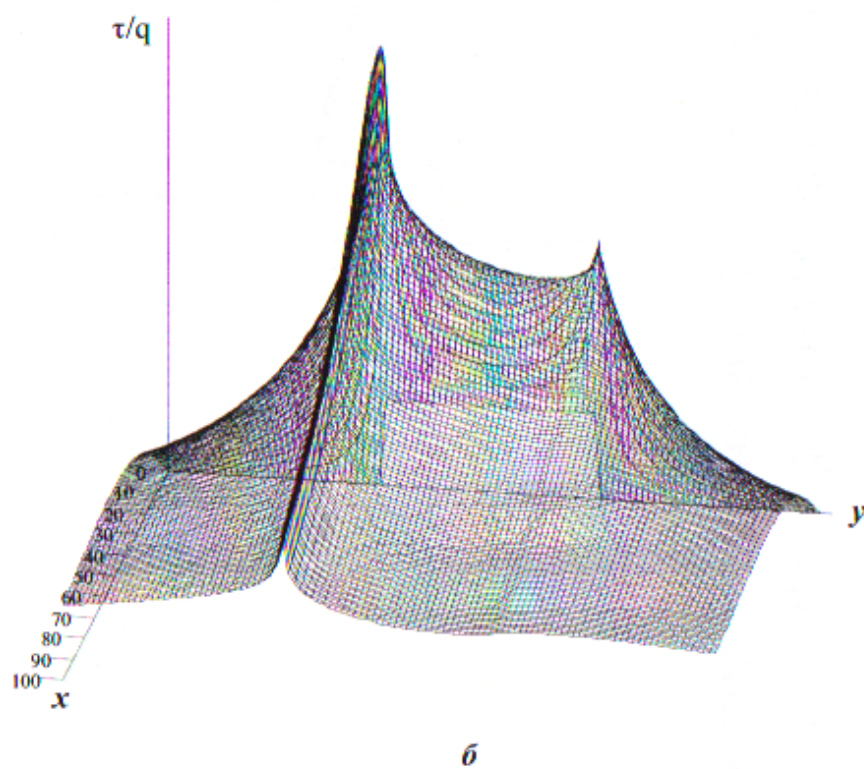
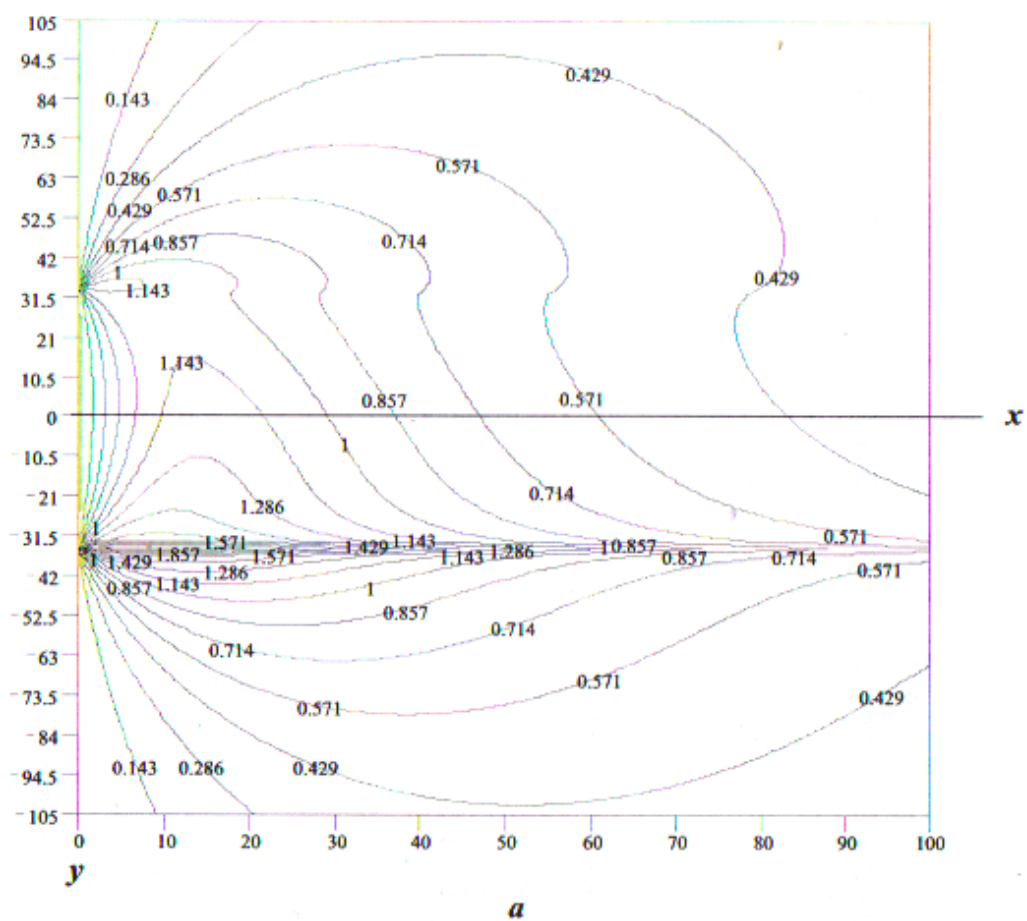


Рис.2.16. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,2$.

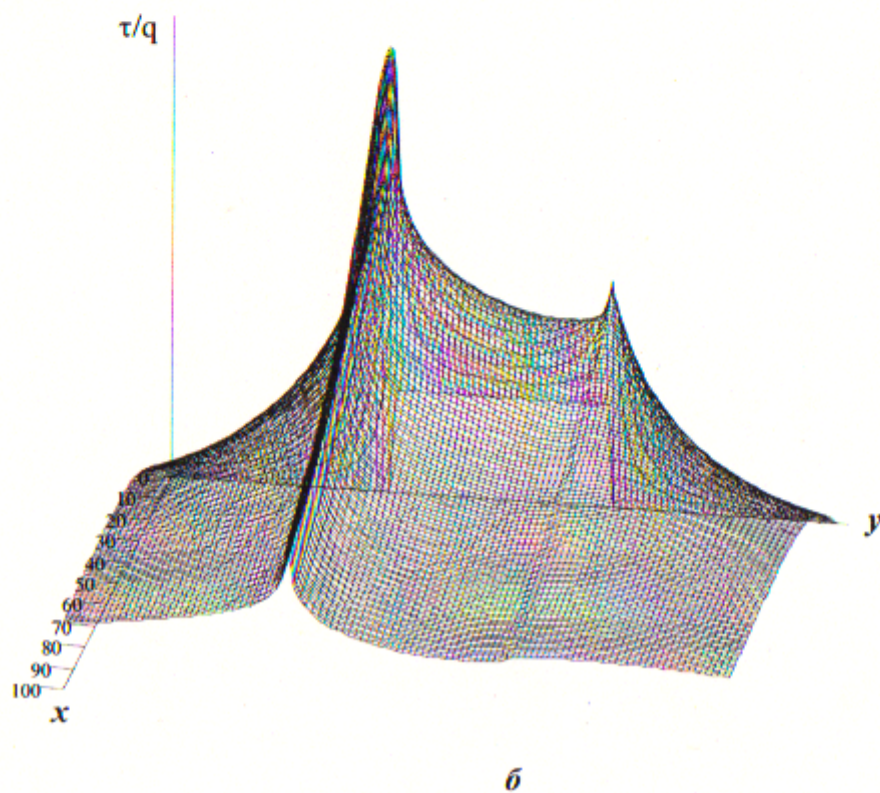
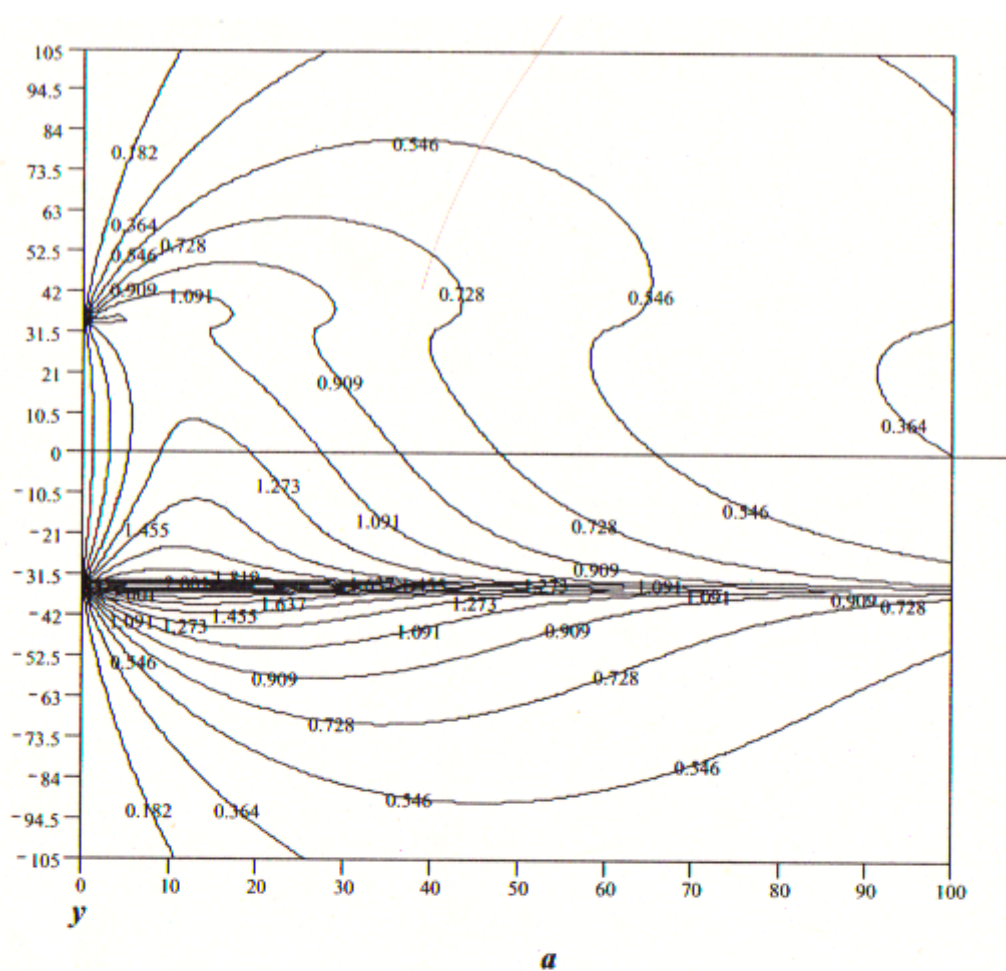


Рис.2.17. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,3$.

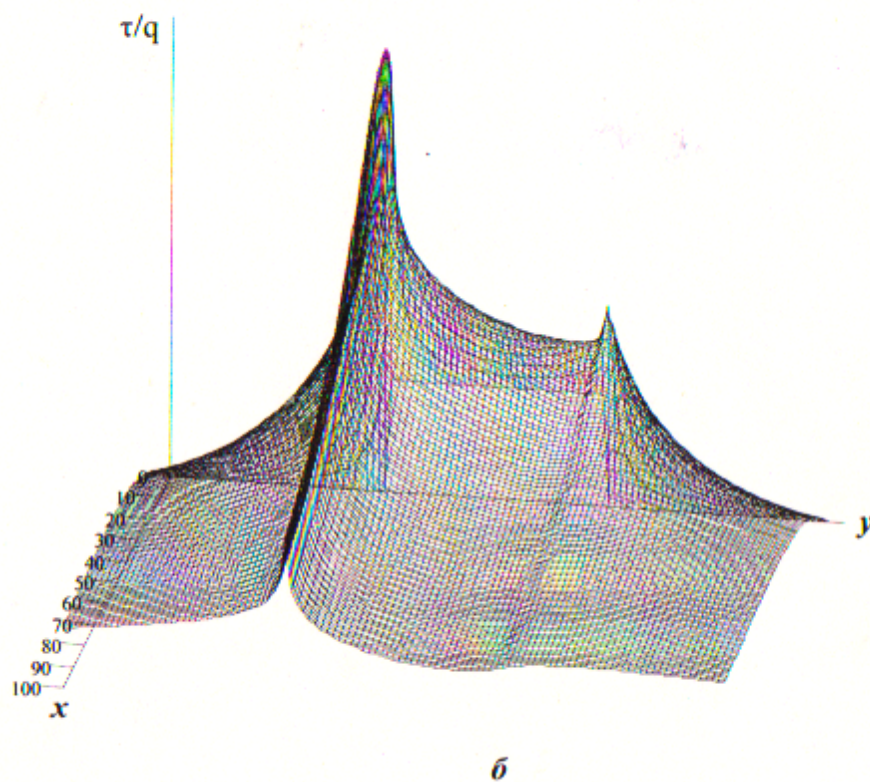
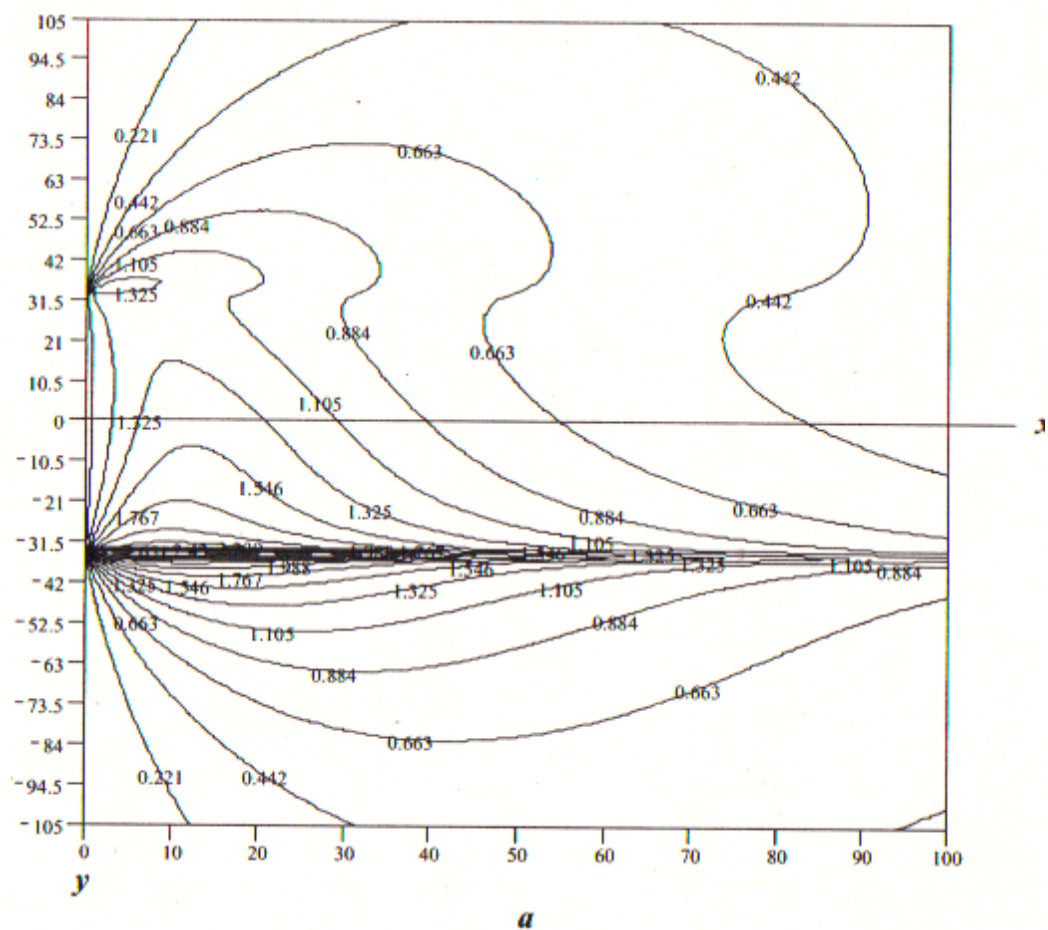
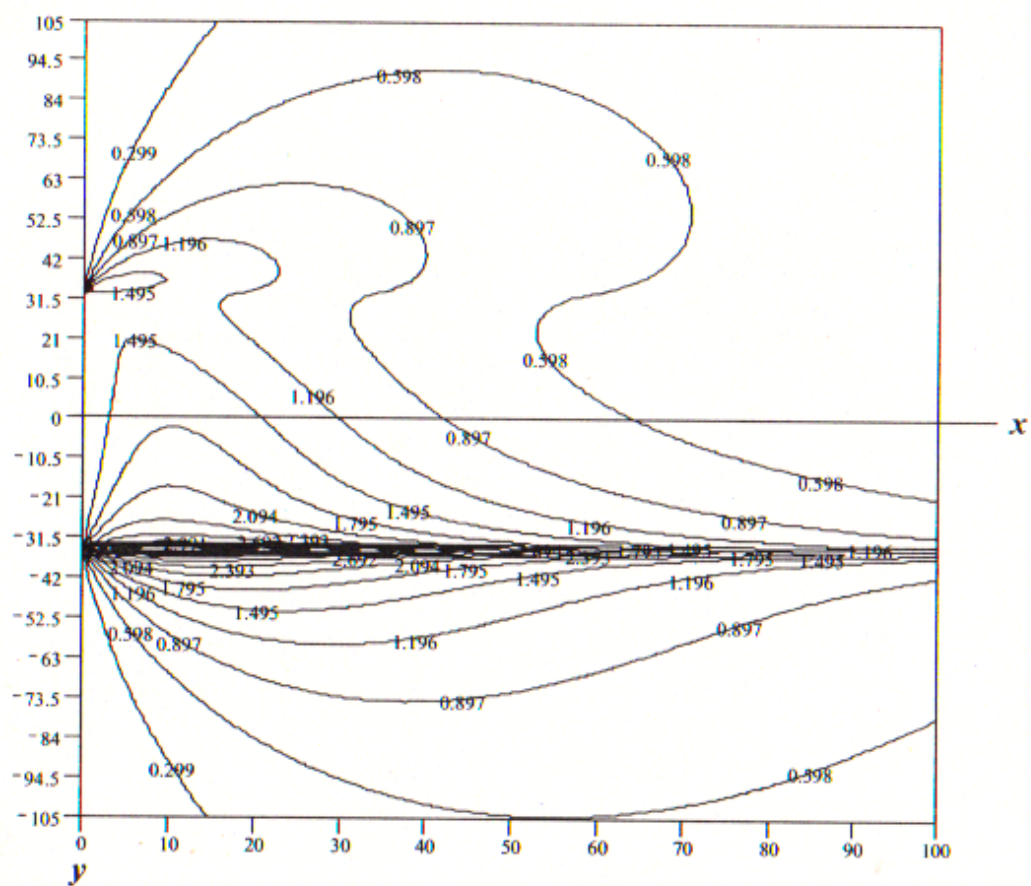
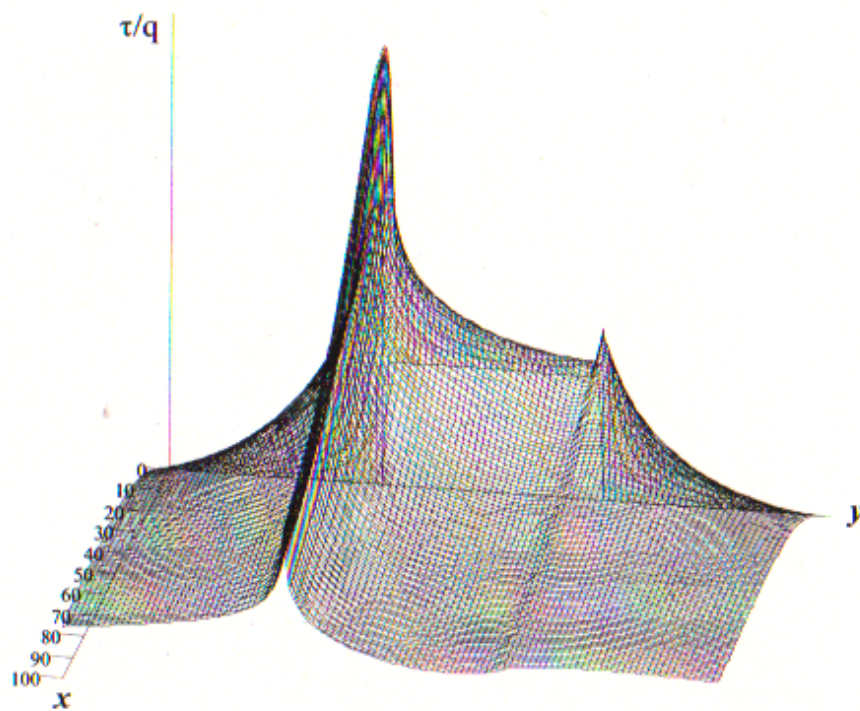


Рис.2.18. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,4$.



a



б

Рис.2.19. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 0,6$.

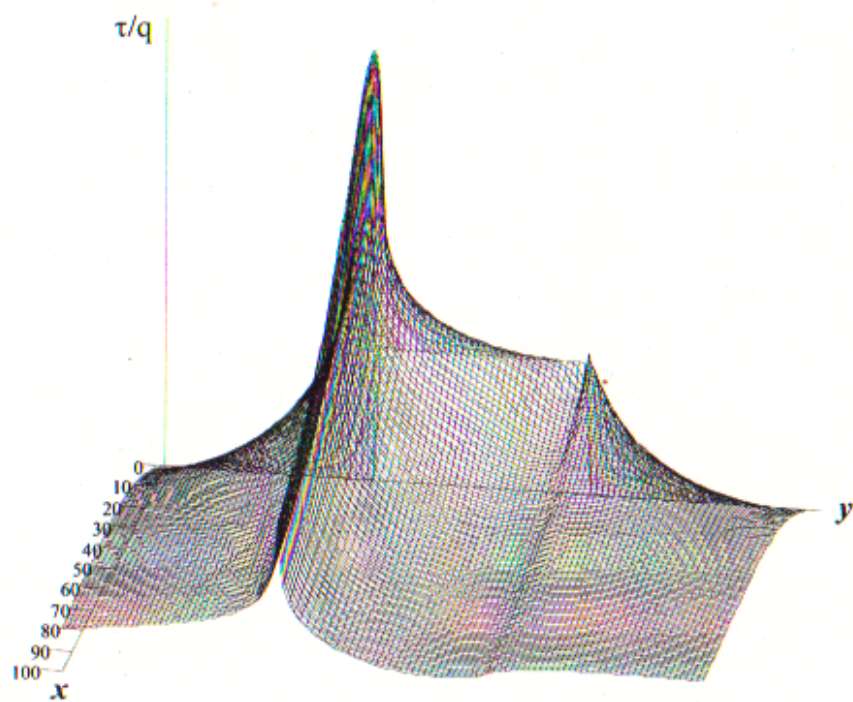
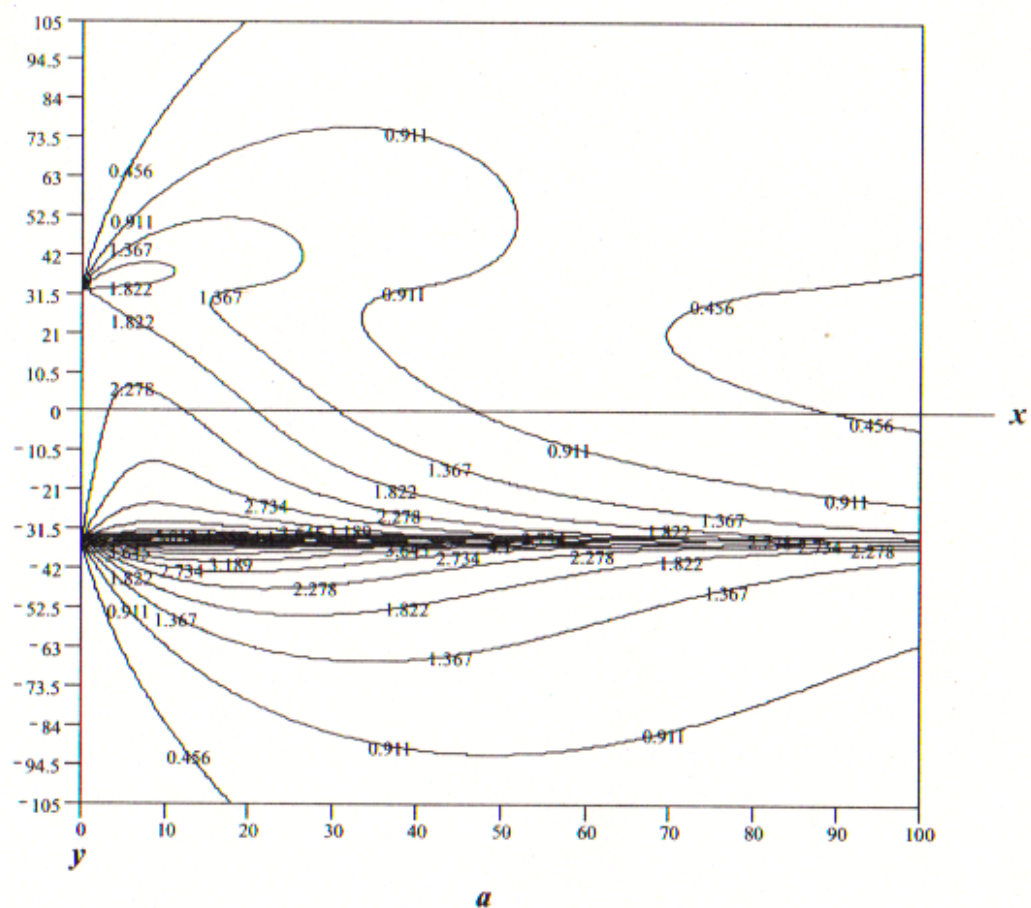


Рис.2.20. Положение линий одинаковых значений напряжений τ (а) и трехмерное изображение функций напряжения $\tau = f(x, y)$ (б) при $f = 1$.

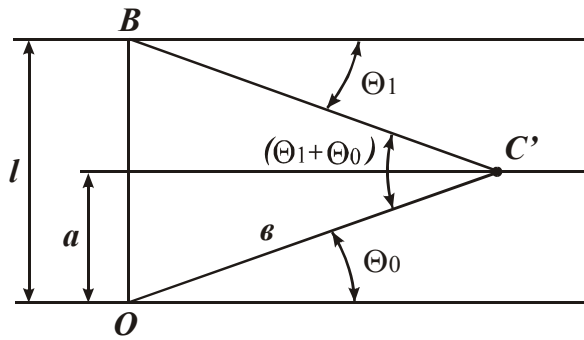


Рис.2.21 Расчетная схема.

Исходя из рис.2.21, рассмотрим косоугольный треугольник ОВС'. Используя теорему синусов, имеем

$$\frac{l}{\sin(\Theta_1 + \Theta_0)} = \frac{b}{\sin(90^\circ - \Theta_1)}, \quad (2.66)$$

или с учетом

$$\frac{a}{b} = \cos(90^\circ - \Theta_0) = \sin(\Theta_0)$$

$$\frac{l}{\sin(\Theta_1 + \Theta_0)} = \frac{a}{\cos(\Theta_1) \cdot \sin(\Theta_0)}, \quad (2.67)$$

Преобразуем соотношение (2.67)

$$\begin{aligned} \frac{l}{a} &= \frac{\sin(\Theta_1 + \Theta_0)}{\cos(\Theta_1) \cdot \sin(\Theta_0)} = \frac{\sin(\Theta_1) \cdot \cos(\Theta_0) + \sin(\Theta_0) \cdot \cos(\Theta_1)}{\cos(\Theta_1) \cdot \sin(\Theta_0)} = \\ &= \operatorname{tg}(\Theta_1) \cdot \operatorname{ctg}(\Theta_0) + 1. \end{aligned} \quad (2.68)$$

Откуда

$$\frac{l}{a} - 1 = \operatorname{tg}(\Theta_1) \cdot \operatorname{ctg}(\Theta_0) = \frac{\operatorname{tg}(\Theta_1)}{\operatorname{tg}(\Theta_0)}. \quad (2.69)$$

Обозначим $\frac{l}{a} - 1 = A$, тогда

$$\operatorname{tg}(\Theta_1) = A \cdot \operatorname{tg}(\Theta_0). \quad (2.70)$$

Упростим полученную зависимость с помощью тригонометрических преобразований

$$\frac{\sin^2(\Theta_1)}{\cos^2(\Theta_1)} = \frac{1 - \cos^2(\Theta_1)}{\cos^2(\Theta_1)} = A^2 \cdot \operatorname{tg}^2(\Theta_0). \quad (2.71)$$

Обозначим

$$z^2 = A^2 \cdot \operatorname{tg}^2(\Theta_0). \quad (2.72)$$

Тогда имеем $\frac{1 - \cos^2(\Theta_1)}{\cos^2(\Theta_1)} = z^2$, откуда $1 - \cos^2(\Theta_1) = z^2 \cdot \cos^2(\Theta_1)$

или $1 = \cos^2(\Theta_1) \cdot (1 + z^2)$, т.е.

$$\cos(\Theta_1) = \sqrt{\frac{1}{1 + z^2}}. \quad (2.73)$$

$$\sin(\Theta_1) = \sqrt{1 - \cos^2(\Theta_1)} = \sqrt{1 - \frac{1}{1+z^2}} = \sqrt{\frac{z^2}{1+z^2}}. \quad (2.74)$$

Касательные напряжения τ в плоскости сдвига в первом приближении будем рассматривать как среднеарифметическую величину от суммы напряжений τ в точках О и С':

$$\tau = \frac{\tau_O + \tau_{C'}}{2}. \quad (2.75)$$

Величина напряжения τ_O в точке О определяется из зависимости (2.54) с учетом замены знака при угле Θ_0 на противоположный (т.е. с $+\Theta_0$ на $-\Theta_0$) при условии $\Theta_1 = 90^\circ$.

Величина напряжения $\tau_{C'}$ в точке С' определяется из зависимости (2.54), выражая в ней угол Θ_1 через угол Θ_0 посредством зависимости (2.74). Тогда общая зависимость (2.75) для определения среднего напряжения τ в плоскости сдвига примет вид:

$$\begin{aligned} \tau_{cp} = & 1 \cdot \left\{ \sin\left(\frac{3,14}{2} + \Theta_0\right) + f \cdot \left[1 - \cos\left(\frac{3,14}{2} + \Theta_0\right) - \sin\Theta_0 \cdot \ln \left| \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{3,14}{4} + \frac{3,14}{4}\right)}{\operatorname{tg}\left(\frac{-\Theta_0}{2} + \frac{3,14}{4}\right)} \right| \right] \right\} + \\ & + 1 \cdot \left\{ \sin(\Theta_1 + \Theta_0) + f \cdot \left[1 - \cos(\Theta_1 + \Theta_0) - \sin\Theta_0 \cdot \ln \left| \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{\Theta_1}{2} + \frac{3,14}{4}\right)}{\operatorname{tg}\left(\frac{-\Theta_0}{2} + \frac{3,14}{4}\right)} \right| \right] \right\}. \end{aligned} \quad (2.76)$$

Методика расчета напряжений τ по зависимости (2.76) следующая. Первоначально задается значение коэффициента трения f (в пределах 0 ... 1), например, для значений 0; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,6; 1,0. Для заданного значения f необходимо задать значения l/a (например, 1; 2; 3; 4; 10). Затем, по зависимости (2.72) с учетом $\frac{l}{a} - 1 = A$ для различных значений $\Theta_0 = 0^\circ \dots 90^\circ$ (например, с шагом $\Delta\Theta_0 = 10^\circ$) определяется величина z . Зная величину z , по формуле (2.74) можно рассчитать $\sin(\Theta_1)$ и соответственно угол Θ_1 .

Подставляя соответствующие значения углов Θ_1 и Θ_0 (для заданных значений f и q , принимая $q = 1$) в зависимость (2.76), определяем среднее напряжение τ в плоскости сдвига.

Используя данную методику расчета, на рис.2.22 приведены по-

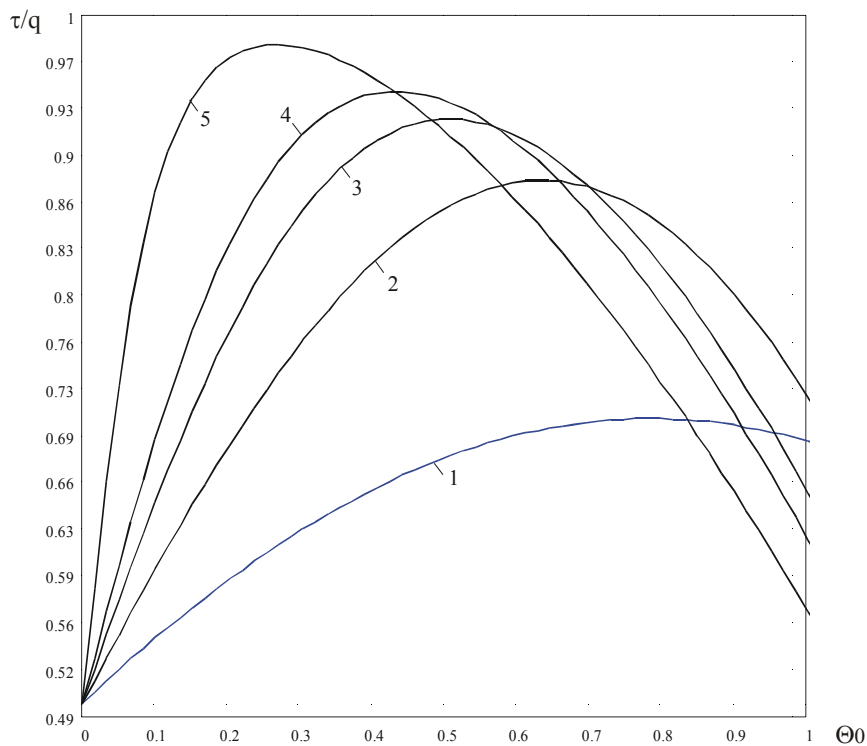


Рис.2.22. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

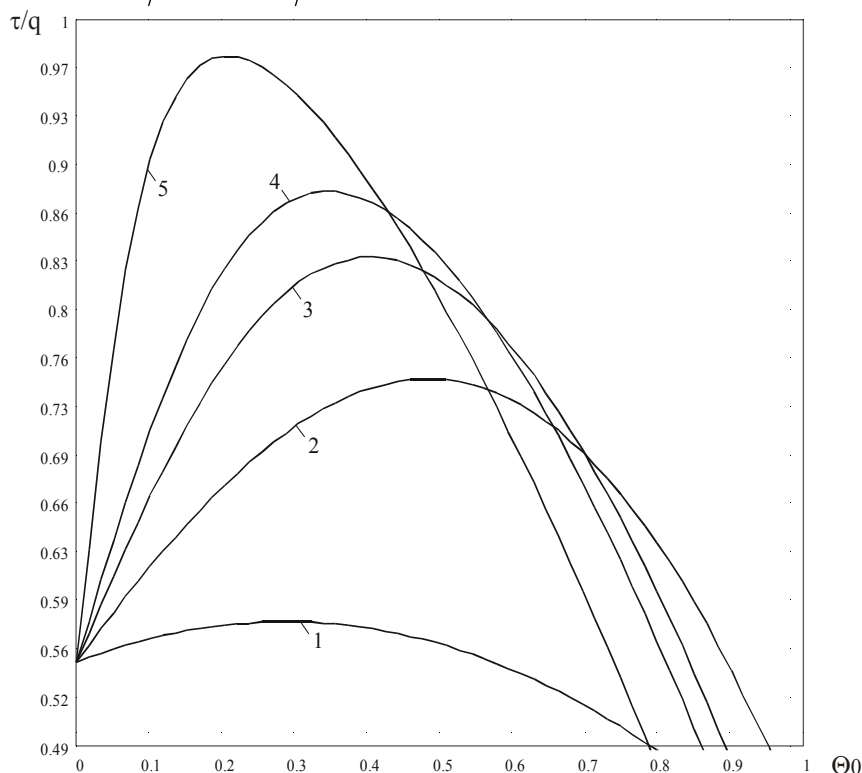


Рис.2.23. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0,1$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

лученные графики изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0$. Исходя из рис.2.22, напряжение τ изменяется по экстремальной зависимости для всех рассматриваемых значений l/a . Из этого следует, что существует значение угла Θ_0 , при котором напряжения τ достигают максимального значения, т.е. при этом значении угла Θ_0 возможен сдвиг обрабатываемого материала. Данный угол Θ_0 назовем углом сдвига β .

Как следует из рис.2.22, с увеличением l/a точки экстремума напряжения τ смещаются в область меньших значений угла Θ_0 , т.е. угол сдвига материала β уменьшается.

Если при $l/a=1$ угол сдвига

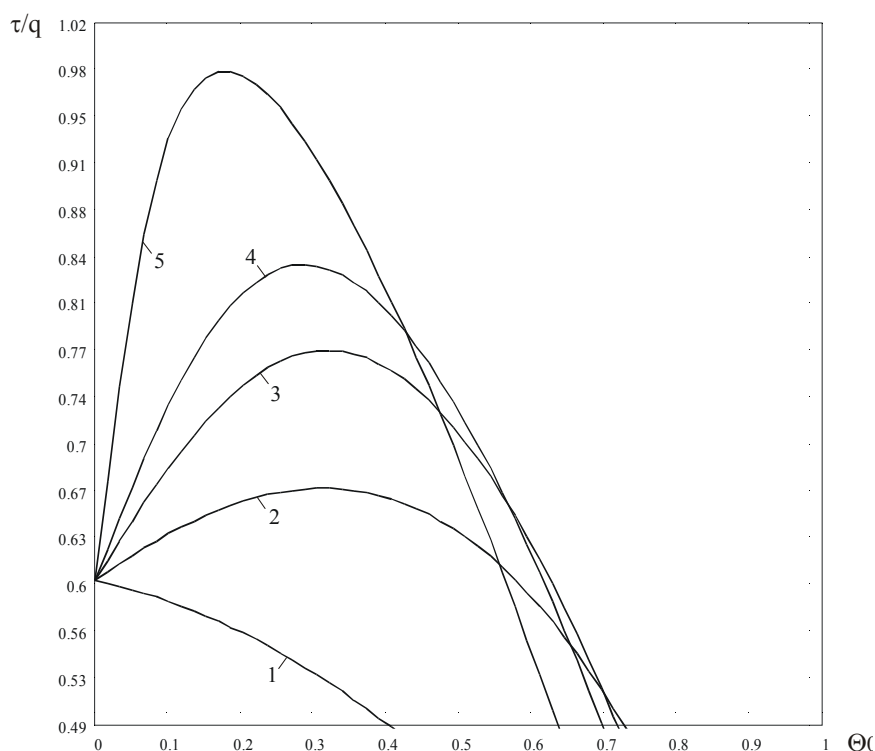


Рис.2.24. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0,2$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

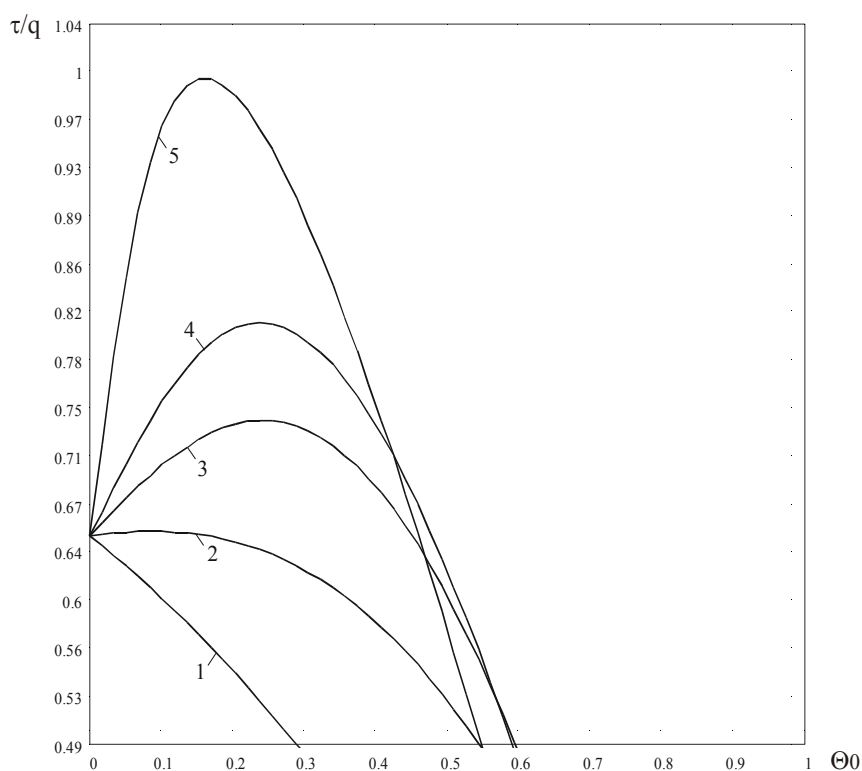


Рис.2.25. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0,3$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

β равен 45° , то при $l/a=10$ угол сдвига β равен 15° , т.е. угол β уменьшился в 3 раза.

Данная закономерность наблюдается и при $f = 0,1$, рис.2.23. В этом случае экстремумы функции τ достигаются еще при меньших значениях угла Θ_0 , т.е. при меньших значениях угла сдвига β . Например, при $l/a=10$ угол сдвига β равен 12° , тогда как в случае $f = 0$ ($l/a=10$) угол сдвига равен 15° .

При $f > 0,2$ для определенных значений l/a экстремумы функции τ вырождаются, рис.2.24; 2.25; 2.26; 2.27; 2.28. Так, при $f = 0,2$ экстремум функции τ вырождается для $l/a=1$.

При $f = 0,3; 0,4$ экстремумы отсутствуют для $l/a=1$;

2. При $f = 0,6$

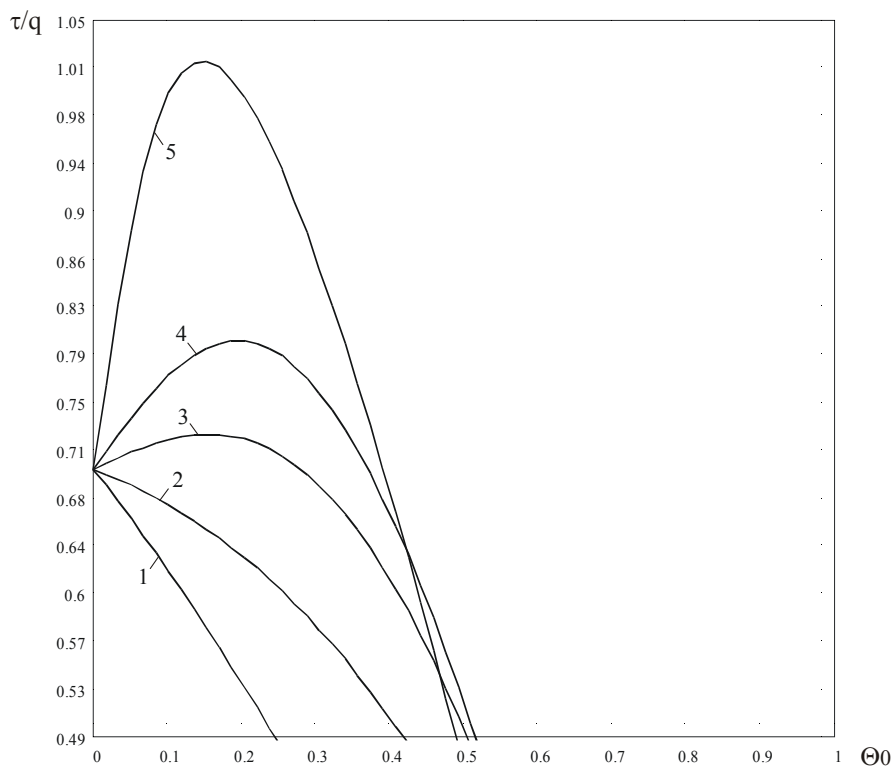


Рис.2.26. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0,4$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

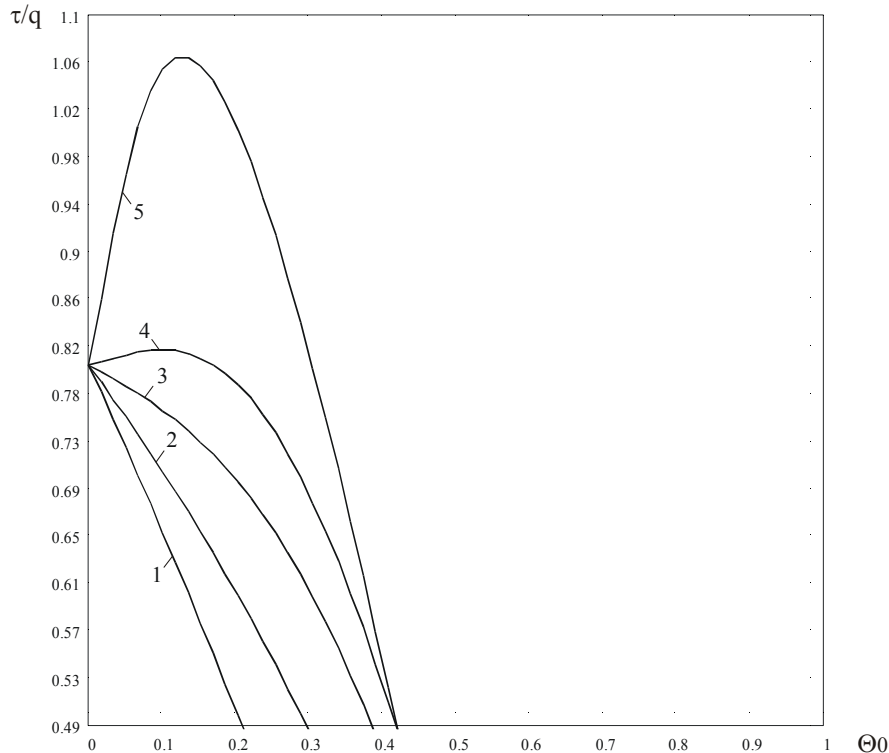


Рис.2.27. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f = 0,6$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

для $l/a=1; 2; 3$, а при $f=1,0$ - для $l/a=1; 2; 3; 4$.

С физической точки зрения отсутствие экстремума свидетельствует о том, что сдвиг материала должен произойти под углом $\beta=0^\circ$, т.к. наибольшие напряжения τ достигались при $\beta=0^\circ$. Однако, это физически неосуществимо.

Сдвиг возможен при $\beta > 0^\circ$. В этом случае, например, при $f=0,2$ (рис.2.24) для $l/a=1$ сдвиг может произойти под углом $\beta=0^\circ \dots 23^\circ$ (при $\beta=23^\circ$ напряжение $\tau=0$). Вместе с тем, в этих условиях необходимо рассматривать более вероятное упругое или упруго-пластическое деформирование материала без образования стружки. По сути, про-

цесса резания не будет, а будет лишь упругое или упруго-пластическое смятие обрабатываемого материала.

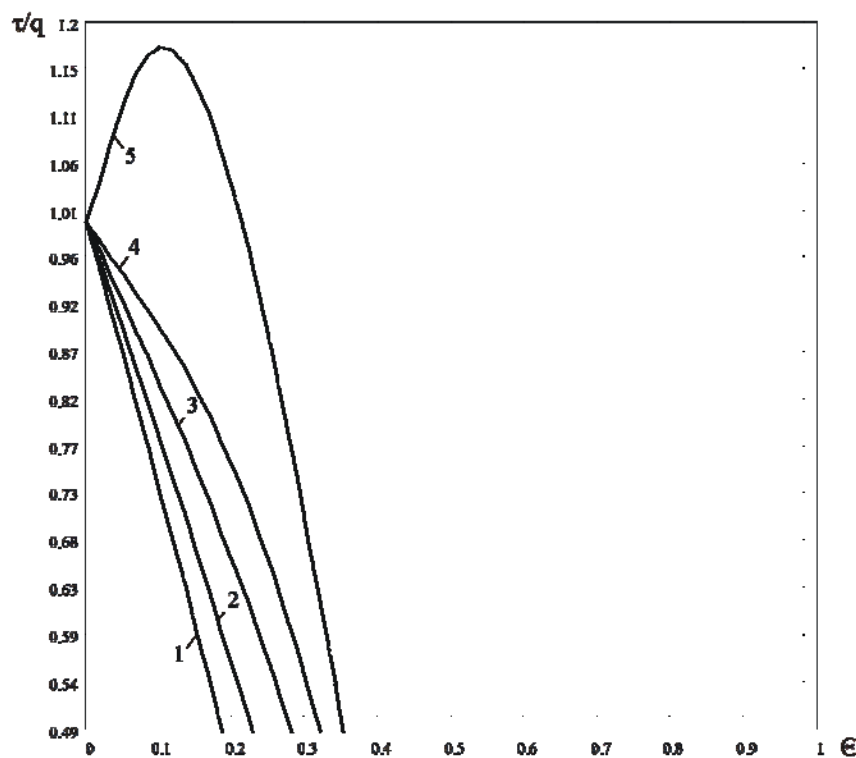


Рис.2.28. График изменения τ от угла Θ_0 для различных значений l/a при $f=1$: 1 - $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

Исходя из этого, может быть предложена следующая физическая модель процесса резания инструментом с нулевым передним углом. В начальный момент обработки, когда осуществляется условие $l/a=1$, при $f=0$ сдвиг материала произойдет под углом $\beta=45^\circ$ и резание будет осуществляться с углом сдвига 45°

(рис.2.22). При $f=0,1$ (рис.2.23) процесс резания также будет осуществляться при $l/a=1$, так как для данного значения l/a существует экстремум функции τ , который достигается при угле $\Theta_0 \approx 18^\circ$, т.е. угол сдвига $\beta=18^\circ$. При $f=0,2$ (рис.2.24) для $l/a=1$ экстремум функции τ вырождается и поэтому, как отмечалось выше, процесс резания неосуществим, будет лишь упругое или упруго-пластическое деформирование материала. В этом случае резание (образование сдвиговых деформаций материала) будет происходить при $l/a \approx 2$, т.е. при больших значениях длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента l (значение толщины среза a - задано). Угол сдвига $\beta \approx 18^\circ$.

При $f=0,3$ и $f=0,4$ (рис.2.25; рис.2.26) экстремумы функции τ вырождаются для случаев $l/a=1$; 2. Поэтому сдвиг материала произойдет при $l/a=3$, т.е. при большем значении l . В случае $f=0,3$ угол сдвига равен $\beta \approx 15^\circ$, а при $f=0,4$ - $\beta=11^\circ$. Как видим, с увеличением коэффициента трения f угол сдвига β уменьшается, при-

нимая относительно небольшие значения (по сравнению с начальным углом, равным 45°).

При $f = 0,6$ (рис.2.27) экстремумы функции τ вырождаются при $l/a=1; 2; 3$. Наименьшее значение l/a , при котором существует экстремум функции τ , равно $l/a=4$. Соответственно для него угол сдвига β равен приблизительно 10° .

При $f = 1$ (рис.2.28) экстремум функции τ существует лишь для $l/a=10$, соответственно угол сдвига β равен 6° .

Таким образом, представленные результаты численных расчетов позволяют проследить динамику изменения значений l/a и β в связи с изменением коэффициента трения f . Установленные значения l/a и β следует рассматривать приближенными, т.к. методика расчета угла сдвига β построена на задании дискретных значений l/a . В дей-

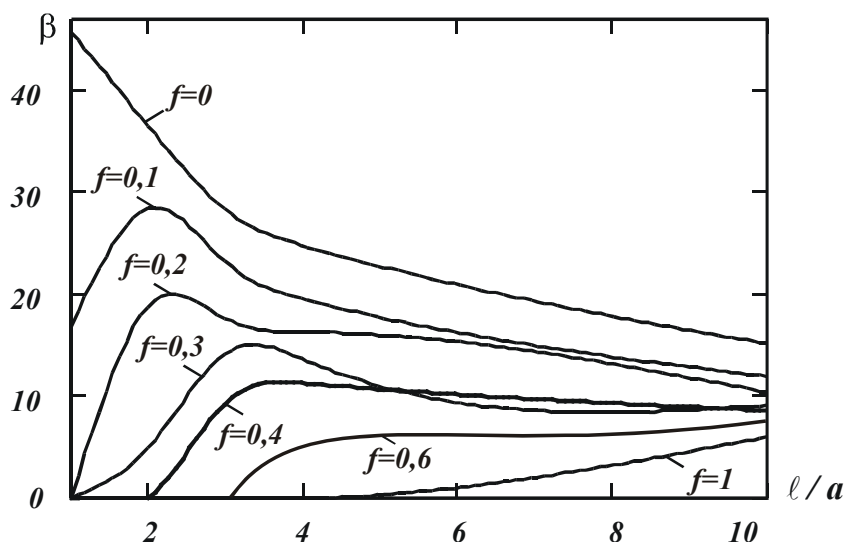


Рис.2.29. Влияние соотношения l/a на угол сдвига β :
1- $l/a=1$; 2 - $l/a=2$; 3 - $l/a=3$; 4 - $l/a=4$; 5 - $l/a=10$.

ствительности, для заданного значения f необходимо расчетным путем определить наименьшее значение l/a , при котором экстремум функции τ не вырождается, это позволит уточнить указанные выше значения l/a (для разных f) и соот-

ветственно угла сдвига β .

На рис.2.29 приведены графики изменения угла сдвига β от соотношения l/a для различных значений коэффициента трения f .

Как видим, с увеличением l/a угол сдвига β уменьшается тем больше, чем больше коэффициент трения f . Угол сдвига β принимает значения, близкие к 10° , что хорошо согласуется с экспериментальными данными, полученными при резании инструментом с передним углом $\gamma = 0^\circ$.

В таблице 2.5 приведены значения угла сдвига β , рассчитанные

по известной формуле проф. Зворыкина К.А. (2.51) для $\gamma = 0^\circ$ с учетом $f = \operatorname{tg}(\varphi)$.

Таблица.2.5

Расчетные значения β

f	0	0,1	0,2	0,3	0,6
φ°	0	6	12	17	31
β°	45	42	39	36,5	29,5

Нетрудно видеть, что значения угла сдвига β , рассчитанные по формуле проф. Зворыкина К.А., значительно больше аналогичных значений, показанных на рис.2.29. Следовательно, предложенный нами подход к расчету угла сдвига β , основанный на учете распределенной нагрузки на передней поверхности инструмента, позволяет раскрыть причину большого расхождения экспериментальных и рассчитанных по формуле проф. Зворыкина К.А. значений β и получить более точное решение.

Данное решение имеет важное значение для анализа процесса резания и выработки научно обоснованных рекомендаций по оптимизации условий обработки. Исключительно важное значение имеет то, что решение зависит от новой величины - соотношения l/a , роль которого ранее в процессе стружкообразования при резании была неопределенна. Это позволяет по-новому анализировать физическую сущность механики процесса резания. Например, становится более понятно, почему образуются относительно небольшие углы сдвига β при резании пластичных материалов, когда образуется длинная сливная стружка (сталей, цветных металлов и т.д.) В этом случае соотношение l/a - большое.

При резании хрупких материалов, наоборот, длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента меньше, $l/a \rightarrow 0$, что ведет к увеличению угла сдвига β , исходя из рис.2.29.

Следовательно, для того чтобы увеличить угол сдвига β и тем самым повысить эффективность процесса резания, необходимо уменьшить соотношение l/a за счет уменьшения длины контакта стружки с передней поверхностью l . Это можно реализовать за счет дробления стружки, перевода обрабатываемого поверхностного слоя материала из пластичного в более хрупкое состояние (например, обработкой в холоде и т.д.).

Полученное решение по-новому трактует роль коэффициента трения f в процессе стружкообразования. Так, из графиков следует, что с увеличением f происходит вырождение экстремумов (максимумов) зависимости $\tau/q - \Theta_0$. Значения τ/q при этом уменьшаются. Это свидетельствует о том, что угол сдвига β стремится к нулю, так как в этом случае значения τ/q наибольшие. Уменьшение же соотношения τ/q свидетельствует об увеличении нагрузки q , действующей на передней поверхности инструмента, т.е. с увеличением коэффициента трения f угол сдвига $\beta \rightarrow 0$ (ухудшаются условия стружкообразования), а нагрузка q (сила резания) увеличивается. Существенное уменьшение $\beta \rightarrow 0$ указывает на ухудшение обрабатываемости материала резанием. При определенных условиях процесс резания может быть неосуществим, что имеет место на практике.

Следовательно, полученное нами решение позволяет прогнозировать условия обрабатываемости материалов резанием. Данный вывод не вытекает из формулы проф. Зворыкина К.А., поскольку она получена из условия экстремума напряжения. Причем, экстремумы достигаются во всем возможном диапазоне изменения угла сдвига β и коэффициента трения f .

В нашем решении, как показано выше, экстремумы напряжения τ имеют место лишь для определенных значений f и l/a . Это в большей мере объясняет те трудности, с которыми сталкиваются на практике при резании большого количества труднообрабатываемых материалов.

ГЛАВА 3

ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

3.1. СВЯЗЬ ВЕЛИЧИНЫ УПРУГОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ С ТОЧНОСТЬЮ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ

Наличие упругих перемещений при механической обработке кардинальным образом изменяет физическую сущность процесса и приводит к снижению производительности и точности обработки. По сути, вся история развития теории и практики финишной механической обработки связана с решением проблемы управления упругими перемещениями для обеспечения высоких показателей точности и производительности обработки.

Сложность решения проблемы состоит в том, что необходимо соединить механику деформирования элементов технологической системы с механикой процесса резания абразивными и лезвийными инструментами и на этой основе провести оптимизационные расчеты для разработки оптимальных схем и условий обработки.

В настоящее время проблема в полной мере не решена, так как отсутствуют общие математические решения. Имеющиеся частные решения получены в большинстве случаев опытным путем, а также с использованием эмпирических зависимостей.

В этом плане представляет интерес теоретический подход к решению задач точности и производительности в технологии машиностроения, учитывающий упругие перемещения в технологической системе, разработанный Новиковым Г.В. [155, 156, 157]. Впервые основы данного подхода были сформулированы им в кандидатской диссертации (защищенной в 1990 году в Одесском политехническом институте), которая посвящена проблеме алмазного шлифования деталей с недостаточно жестким креплением на станке [157]. Суть полученных решений сводится к тому, что при наличии упругих перемещений существует неустановившийся (переходной) процесс обработки, который по длительности соизмерим с продолжительностью обработки конкретной детали на станке. Поэтому, автором предложены пути «ухода» от переходного процесса, а также пути его рационального использования для повышения производительности и точности обработки.

Используя основные положения данного подхода, в настоящей работе решаются задачи обоснования и выбора наиболее эффективных способов финишной механической обработки высокоточных поверхностей.

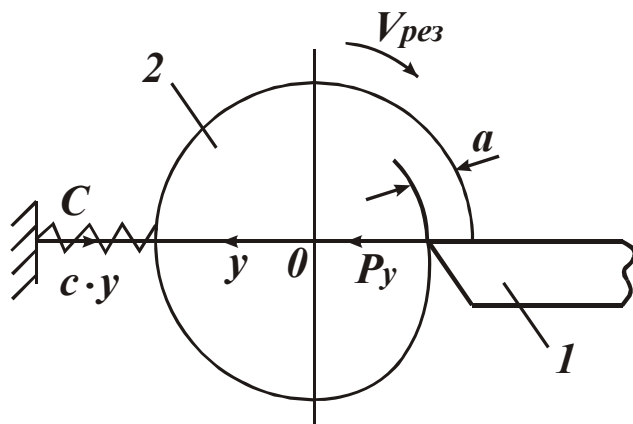


Рис.3.1. Расчетная схема: 1 – резец; 2 – деталь.

При решении задач с определенными допущениями будем рассматривать упругие перемещения лишь в радиальном направлении y , рис. 3.1. Уравнение равновесия от действия двух сил: радиальной составляющей силы резания P_y и упруго восстанавливающей силы $c \cdot y$, имеет вид:

$$c \cdot y = P_y, \quad (3.1)$$

где c - приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot v \cdot (a - y)}{K_{рез}}, \quad (3.2)$$

P_z - тангенциальная составляющая силы резания, Н;

σ - условное напряжение резания, Н/м²;

$K_{рез}$ - коэффициент резания;

a, v - соответственно толщина и ширина среза, м.

Преобразуем уравнение (3.1) и разрешим его относительно величины y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot v}\right)} = \frac{a}{(1 + A)}. \quad (3.3)$$

Из зависимости (3.3) следует линейная связь между упругим перемещением y и толщиной среза a . Коэффициент $1/(1 + A)$ выполняет роль передаточной функции между параметрами y и a . По абсолютной величине он всегда меньше единицы, т.е. выполняется условие $y < a$. Уменьшить y можно увеличением параметра A за счет увеличения жесткости технологической системы c , соотношения $K_{рез}/\sigma$ и уменьшения ширины среза v (рис. 3.2).

Однако уменьшение ν связано с уменьшением производительности обработки, что не эффективно. Увеличение параметра c также ограничено. Следовательно, основным условием уменьшения упругого перемещения y (повышения точности обработки) является увеличение соотношения $K_{рез}/\sigma$, которое зависит от режущей способности инструмента. Чем острее инструмент и меньше его трение с обрабатываемым материалом, тем больше соотношение $K_{рез}/\sigma$ и эффективнее процесс обработки. Однако, таким путем полностью исключить упругие перемещения (т.е. выполнить условие $y = 0$), нельзя.

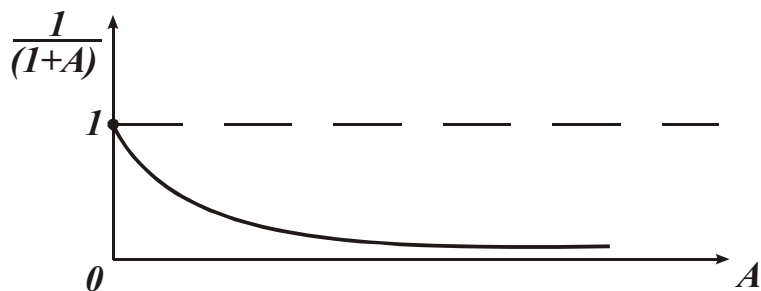


Рис.3.2. Изменение функции $1/(1+A)$.

Однако, таким путем полностью исключить упругие перемещения (т.е. выполнить условие $y = 0$), нельзя.

Исходя из уравнения (3.1), полностью исключить упругие перемещения ($y = 0$) при резании можно, если уравновесить силу P_y дополнительной силой $P'_y = P_y$. Тогда уравнение (3.1) примет вид:

$$c \cdot y = P_y - P'_y, \text{ откуда } y = 0. \quad (3.4)$$

Вместе с тем, реализовать данное условие на практике достаточно сложно.

Из зависимости (3.2) следует, что величина $(a - y)$, равная фактической толщине среза, за счет упругого перемещения y меньше номинальной (заданной) толщины среза a . Это приводит к снижению производительности обработки. Для анализа путей увеличения фактической производительности уравнение (3.1) с учетом зависимости (3.2) представим в виде:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot y. \quad (3.5)$$

Если приложить к детали дополнительную силу, равную $\frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot y$ и направленную в сторону действия радиальной составляющей силы резания P_y , то уравнение (3.5) выразится:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot y \text{ или } c \cdot y = \frac{\sigma \cdot \nu}{K_{рез}} \cdot a. \quad (3.6)$$

В этом случае фактическая толщина среза равна номинальной толщине среза a , соответственно фактическая и номинальная производительности обработки равны.

Если приложить к детали дополнительную силу $\frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot y_0$ (где y_0 отличается от значения y), то уравнение (3.5) примет вид:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot y_0 \text{ или } c \cdot y = \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}} \cdot (a - y + y_0). \quad (3.7)$$

При $y = y_0$ приходим к прежнему решению, вытекающему из уравнения (3.6). При $y_0 > y$ фактическая толщина среза, равная $(a - y + y_0)$, будет больше номинальной толщины среза a . При $y_0 < y$, наоборот, фактическая толщина среза меньше номинальной толщины среза a . Однако, в этом случае фактическая толщина среза больше, чем в случае $y_0 = 0$. Таким образом, создавая в технологической системе в начальный момент обработки натяг, можно существенно повысить производительность обработки. На практике данное условие реализовано, например, в круглошлифовальных станках, за счет создания ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь с целью создания начального натяга в технологической системе.

Упругое перемещение y , исходя из зависимости (3.7), выразится:

$$y = \frac{(a + y_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (3.8)$$

Величина y тем больше, чем больше y_0 . Как видим, увеличение производительности обработки (за счет увеличения y_0) сопровождается увеличением величины y (ухудшением точности обработки). Следовательно, полученное решение (3.7) направлено на повышение производительности обработки и может быть использовано на операциях предварительной обработки, когда не требуется обеспечение высокой точности. На финишных операциях, где формируется точность, необходимо использовать другие технические решения. Для их обоснования предположим, что в начальный момент обработки в технологической системе в радиальном направлении создан натяг, равный по величине снимаемому припуску Π , и обработка

производится без радиальной подачи (реализуется процесс выхаживания).

Представим уравнение (3.1) с учетом зависимости (3.2) в виде:

$$c \cdot (\Pi - \Delta) = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q}{V_{рез}}, \quad (3.9)$$

где $Q = S \cdot V_{рез}$ - производительность обработки, м³; $V_{рез}$ - скорость резания, м/с; Δ - линейный съем материала, м.

При радиальном точении цилиндрической детали с учетом средней производительности обработки Q величина Δ выразится:

$$\Delta = \frac{V_{объем}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} = \frac{Q \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v}, \quad (3.10)$$

где $V_{объем}$ - объем снятого материала за время τ ; $D_{дет}$ - диаметр детали, м; v - ширина резания, м.

Разрешая уравнение (3.9) с учетом зависимости (3.10) относительно Q , получим:

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)}. \quad (3.11)$$

С течением времени обработки τ производительность обработки Q непрерывно уменьшается. Наибольшее влияние на Q оказывает величина снимаемого припуска Π . Увеличить Q можно также уменьшением соотношения $\sigma / K_{рез}$ и увеличением параметров c , v , $V_{рез}$, $D_{дет}$.

Определим из уравнения (3.9) с учетом зависимости (3.11) величину упругого перемещения $y = \Pi - \Delta$:

$$\begin{aligned} y &= \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \cdot \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)} = \\ &= \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} \cdot \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}}{\sigma} \right)}. \end{aligned} \quad (3.12)$$

Аналогично производительности обработки Q , величина упру-

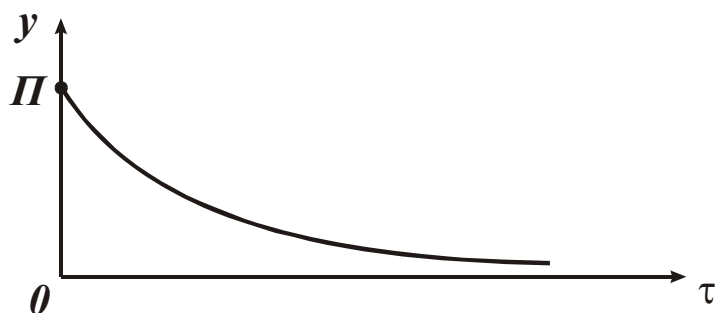


Рис.3.3. Зависимость y от τ .

того перемещения y с течением времени обработки τ уменьшается, что соответствует повышению точности обработки, рис.3.3. Чем больше снимаемый припуск, тем длительнее процесс достижения заданной точности обработки

(величины y). Уменьшить y , исходя из зависимости (3.12), можно увеличением параметров c , $V_{рез}$, соотношения $K_{рез}/\sigma$ и уменьшением ν .

Полученное решение согласуется с аналогичными решениями, полученными Новиковым Г.В. [155, 156, 157], в которых уравнения типа (3.9) решаются с учетом $Q = \frac{dV_{объем}}{d\tau}$. В результате приходим к дифференциальному уравнению первого порядка. В нашем случае решение получено на основе приближенной зависимости $Q = V_{объем}/\tau$, что, несомненно, упрощает решение уравнения, не изменяя его физической сути.

В полученные зависимости входит важнейший показатель процесса резания $\sigma/K_{рез}$, от которого во многом зависит уровень значений Q и y . Данный показатель определяет физику процесса резания. На его величину влияют, геометрия режущей части инструмента, интенсивность трения инструмента с обрабатываемым инструментом (включая трение обрабатываемого материала со связкой алмазно-абразивного инструмента), степень затупления режущей кромки инструмента и т.д. Поэтому, для выработки окончательных решений необходимо знать функциональные связи соотношения $\sigma/K_{рез}$ с указанными выше параметрами.

Зависимости (3.11) и (3.12) могут быть использованы для анализа процесса шлифования. В этом случае параметр $V_{рез}$ необходимо рассматривать как скорость шлифовального круга $V_{кр}$, а параметр $\nu = B$, как ширину шлифования.

Таким образом, получены общие зависимости, позволяющие научнообоснованно подойти к управлению упругими перемещениями при механической обработке ответственных деталей.

3.2. АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

На финишных операциях (где формируется точность обработки) процесс резания осуществляется с небольшими толщинами срезов, соизмеримыми с радиусом округления режущей кромки инструмента. Поэтому первоначально проведем анализ соотношения $K_{рез} / \sigma$ применительно к процессам абразивной обработки, используя аналитические решения, приведенные в работах [94, 247, 249].

Как известно, в процессе обработки соотношение $K_{рез} / \sigma$ изменяется в зависимости от режущей способности шлифовального круга и толщин единичных срезов. Например, по мере затупления круга соотношение $K_{рез} / \sigma$ уменьшается. Это при определенных условиях может привести к тому, что произведение τ и $K_{рез} / \sigma$ в зависимости (3.12) будет оставаться постоянным и исправления погрешности обработки (уменьшения величины y) не произойдет. Чтобы обеспечить в процессе обработки уменьшение y , необходимо, во-первых, реализовать максимально возможное значение $K_{рез} / \sigma$, во-вторых, стабилизировать его во времени за счет применения эффективных методов непрерывной правки круга и других средств. Наибольший эффект будет достигаться при условии, если знаменатель зависимости (3.12) значительно больше единицы. Если знаменатель незначительно отличается от единицы (например, равен 1,1), то с течением времени величина y будет уменьшаться незначительно и процесс исправления погрешности обработки окажется продолжительным.

Из этого следует, что для увеличения знаменателя зависимости (3.12) необходимо, наряду с увеличением τ и $K_{рез} / \sigma$, увеличивать параметры c и $V_{кр}$, уменьшать ширину шлифования $v = B$. Рассмотрим аналитическую зависимость для определения отношения $K_{рез} / \sigma$, приведенную в работе [94]:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho}\right)^2}, \quad (3.13)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ - соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²; a_z - толщина единичного среза, м; ρ - радиус округления вершины режущего зер-

на, м.

Как видим, отношение $K_{рез}/\sigma$ вполне однозначно определяется известным отношением a_z/ρ . Между ними существует почти линейная зависимость. Это подтверждает то, что отношение a_z/ρ не случайно в теории шлифования признано основным физическим параметром, определяющим силовую напряженность процесса микро-резания.

В качестве параметра a_z будем рассматривать максимальную толщину среза при шлифовании, которая описывается зависимостью [94]:

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^2}, \quad (3.14)$$

где - $\bar{x}$ и m - зернистость и объемная концентрация зерен в алмазном круге; $V_{дет}$ - скорость детали, м/с; t - глубина шлифования, м; $R_{кр}$, $R_{дет}$ - радиусы круга и детали, м; ρ - радиус округления вершины режущего зерна, м.

Подставляя (3.14) в зависимость (3.13), имеем:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{\bar{x}^2}{3 \cdot \rho^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left[\frac{315 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр}} \right]^2}. \quad (3.15)$$

Наибольшее влияние на отношение $K_{ш}/\sigma$ оказывают параметры ρ и $\bar{x}$. По мере затупления зерен круга их радиусы ρ увеличиваются, что приводит к уменьшению $K_{ш}/\sigma$. Следовательно, основным условием увеличения отношения $K_{ш}/\sigma$ и повышения эффективности шлифования необходимо рассматривать обеспечение высокой остроты режущих зерен круга. Исходя из зависимости (3.15), увеличением зернистости круга $\bar{x}$ также можно добиться существенного увеличения отношения $K_{ш}/\sigma$. Однако, как известно, с увеличением $\bar{x}$ увеличивается радиус ρ , что препятствует росту отношения $K_{ш}/\sigma$.

В рассматриваемом процессе выхаживания при шлифовании поперечная подача равна нулю. Съем металла происходит за счет упругих перемещений в технологической системе. Очевидно, фактическая глубина шлифования t с течением времени будет уменьшаться (вплоть до нуля) и исходя из зависимости (3.15), будет приводить к

уменьшению отношения $K_{рез} / \sigma$ по закону $t^{\frac{1}{3}}$. Как видим, интенсивность уменьшения $K_{рез} / \sigma$ не столь существенна. Это не внесет принципиальных изменений в зависимость (3.12): величина упругого перемещения y с течением времени обработки τ будет непрерывно уменьшаться. Однако, с меньшей интенсивностью, чем при $K_{рез} / \sigma = const$. Для сохранения данной зависимости, как отмечалось выше, необходимо чтобы знаменатель зависимости (3.12) был значительно больше единицы.

Произведем количественную оценку влияния изменения соотношения $K_{рез} / \sigma$ на показатели Q и y .

Для этого в зависимости (3.15) произведение параметров режима шлифования $V_{дет} \cdot t$ выразим через производительность обработки $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$. Если подставить преобразованную зависимость (3.15) в (3.11), то приходим к уравнению относительно неизвестной величины Q :

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{\frac{2}{3}} - P = 0, \quad (3.16)$$

где $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B},$

$$N = \frac{3 \cdot \rho^2}{c \cdot V_{кр} \cdot \bar{x}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}{2} \left[\frac{m \cdot V_{кр}}{315 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}} \right]^2}.$$

Данное уравнение может быть решено лишь численным методом. Для наглядности решения упростим уравнение (3.16), рассматривая его в виде квадратного уравнения:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^2 - \Pi = 0 \quad \text{или} \quad x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (3.17)$$

где $x^2 = Q$.

Решая квадратное уравнение, после несложных преобразований, имеем:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.18)$$

Из зависимости (3.18) следует, что увеличить производительность обработки Q можно увеличением величины снимаемого припуска Π и уменьшением параметров N и M . Уменьшение N предполагает уменьшение ρ , B , t и увеличение c , $V_{кр}$, $V_{дет}$, $\bar{x}$. Уменьшение N предполагает уменьшение времени обработки τ , т.е. C течением времени τ производительность обработки Q будет уменьшаться. Это согласуется с начальной зависимостью (3.11), рассматривая в ней отношение $K_{рез}/\sigma$ постоянным. Однако, влияние времени обработки τ на Q в зависимости (3.18) значительно ниже, чем в зависимости (3.11). Следовательно, продолжительнее процесс устранения погрешности размера обрабатываемой детали. Чтобы усилить влияние времени обработки τ на производительность Q , необходимо в зависимости (3.18) существенно уменьшить параметр N , а параметр M , наоборот, увеличить.

Уменьшение параметра N связано в первую очередь с уменьшением радиуса округления вершины режущего зерна ρ и увеличением зернистости круга $\bar{x}$. Увеличить параметр M можно главным образом за счет уменьшения ширины шлифования B , так как $D_{дет}$ - заданная величина.

Если в зависимости (3.18) слагаемое $\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2}$ будет больше слагаемого $\frac{M}{\Pi}$, то влияние времени обработки τ на производительность будет несущественно и процесс исправления погрешности обработки «растянется» во времени. Это подтверждается практикой шлифования, в особенности при резании затупленным инструментом, когда в

процессе длительного выхаживания не удастся добиться заметного уменьшения величины упругого перемещения y . Данная закономерность имеет место и при шлифовании алмазным инструментом. В этом случае определяющим фактором является существенное увеличение условного напряжения резания σ за счет увеличения трения связки круга (в особенности металлической связки) с обрабатываемым материалом. В результате отношение $K_{ш}/\sigma$ резко уменьшается и знаменатель зависимости (3.12) мало отличается от единицы, что не позволяет практически реализовать процесс выхаживания.

3.3. СРАВНЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ УПРУГОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ И ТОЧЕНИИ

На машиностроительных предприятиях при механической обработке деталей параметры точности формируются, как правило, на операциях шлифования. Наиболее распространенным методом шлифования является шлифование по жесткой схеме. В «идеале» при неограниченной жесткости технологической системы, этот метод может исключить погрешности обработки, связанные с упругими перемещениями в технологической системе.

В общем виде величина упругого перемещения y при шлифовании описывается зависимостями:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сумм}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot (t - y)}{V_{кр}}, \quad (3.19)$$

где P_z , P_y - соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; c - приведенная жесткость технологической системы, Н/м; $K_{ш}$ - коэффициент резания при шлифовании; $S_{сумм}$ - мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м²; Q - производительность обработки, м³/с; σ - условное напряжение резания, Н/м²; B - ширина шлифования, м; $V_{кр}$, $V_{дет}$ - соответственно скорости круга и детали, м/с; t - глубина шлифования, м.

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины y . Разрешая его относительно y , имеем:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)}. \quad (3.20)$$

Как видим, при $c \rightarrow \infty$ величина $y \rightarrow 0$. Уменьшить y можно уве-

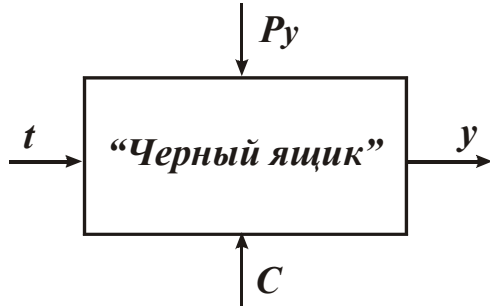


Рис.3.4. Структурная связь между параметрами шлифования.

личением соотношений c/B , $V_{кр}/V_{дет}$ и $K_{ш}/\sigma$. С физической точки зрения соотношение c/B определяет жесткость, приходящуюся на единицу ширины шлифования. Знаменатель зависимости (3.20) является передаточной функцией («черным ящиком») между параметрами y и t , рис.3.4.

Разрешим зависимость (3.14) относительно соотношения $V_{кр}/V_{дет}$:

$$\frac{V_{кр}}{V_{дет}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}}{m \cdot a_z \cdot \rho^2}. \quad (3.21)$$

Подставим зависимости (3.13) и (3.21) в (3.20):

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho}{a_z}} \cdot \frac{105 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}}{m \cdot \rho^3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}}\right)}. \quad (3.22)$$

Исходя из полученной зависимости, уменьшить величину y можно уменьшением известного соотношения a_z/ρ , а также параметров m , ρ , t и увеличением c/B и $\bar{x}$.

По данным проф. Богомоллова Н.И., процесс микрорезания единичным зерном осуществим при $\alpha = a_z/\rho > 0,04$. Поэтому соотношение a_z/ρ можно уменьшить до величины 0,04.

Если рассматривать $\rho = 0,5 \cdot \bar{x}$, то параметры ρ и $\bar{x}$, исходя из зависимости (3.22), не влияют на y . Однако, в результате износа зерна радиус округления его режущей части ρ может превышать соб-

ственно радиус зерна $0,5 \cdot \bar{x}$. В этом случае, по мере затупления зерна (увеличения ρ) величина y будет увеличиваться. Для уменьшения y необходимо регулировать степень затупления зерен – своевременно удалять их с рабочей поверхности круга путем выбора оптимальных связей круга или применением эффективных методов правки круга.

При шлифовании с заданной величиной $\alpha = a_z / \rho = 0,04$ необходимо регулировать соотношение $V_{кр} / V_{дет}$, которое описывается преобразованной зависимостью (3.21):

$$\frac{V_{кр}}{V_{дет}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot \rho^3 \cdot \alpha}. \quad (3.23)$$

Уменьшение α до значения 0,04 предполагает увеличение соотношения $V_{кр} / V_{дет}$, что может быть реализовано за счет увеличения $V_{кр}$ (применения высокоскоростного или сверх высокоскоростного шлифования) и за счет уменьшения $V_{дет}$. Однако, уменьшение $V_{дет}$ ведет к уменьшению производительности обработки. Поэтому более эффективно увеличивать соотношение $V_{кр} / V_{дет}$ за счет увеличения $V_{кр}$.

По мере затупления зерен круга (увеличения ρ), для выполнения условия $\alpha = 0,04$, соотношение $V_{кр} / V_{дет}$ необходимо уменьшать (т.е. уменьшать $V_{кр}$), что не всегда целесообразно. Гораздо эффективнее обеспечить поддержание в процессе шлифования минимально возможное значение ρ . Например, применяя в качестве абразивных материалов синтетические алмазы и другие сверхтвердые материалы, которые характеризуются высокой остротой режущих кромок. Уменьшение y за счет уменьшения концентрации зерен круга m , исходя из зависимости (3.22), также предполагает увеличение $V_{кр}$.

На первый взгляд может показаться, что соотношение $\alpha = a_z / \rho$ не значительно влияет на величину y по зависимости (3.22), так как входит с относительно небольшой степенью 0,3. Однако, существует дополнительная связь между α и y через соотношение $V_{кр} / V_{дет}$, описываемое зависимостью (3.23). Уменьшение α требует прямо пропорционального увеличения $V_{кр} / V_{дет}$, т.е. между α и y суще-

ствует более сложная и значимая связь.

Сравним величины упругого перемещения y , при шлифовании и точении. В последнем случае

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез}} \cdot B \cdot (a - y), \quad (3.24)$$

где $K_{рез} = \frac{P_z}{P_y}$ - коэффициент резания; S - площадь поперечного сечения среза, м²; B , a - соответственно ширина и толщина среза, м.

Разрешим зависимость (3.24) относительно y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot B}\right)}. \quad (3.25)$$

Подставим в (3.25) зависимость (3.13), рассматривая $K_{ш} = K_{рез}$, $a_z = a$:

$$y = \frac{a}{\left[1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}} \cdot \left(\frac{a}{\rho}\right)^2\right]}. \quad (3.26)$$

С учетом $\alpha = a_z / \rho$, имеем:

$$y = \frac{\alpha \cdot \rho}{\left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \alpha^2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}}\right)}. \quad (3.27)$$

Уменьшить y можно уменьшением параметров α , ρ , B и увеличением c для заданных значений HV и $\tau_{сдв}$. Характер влияния указанных параметров на величину y такой же, как и при шлифовании, рассматривая зависимость (3.22). Сравним значения y для шлифования и точения при одинаковой производительности обработки Q . Для этого представим зависимости (3.20) и (3.25) в виде:

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{кр} \cdot \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)}, \quad (3.28)$$

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{рез} \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{K_{рез}}{\sigma}\right)}, \quad (3.29)$$

где $V_{рез}$ - скорость резания при точении, м/с.

Структурно зависимости (3.28) и (3.29) отличаются множителем $V_{кр}/V_{дет}$, входящим в (3.28). Поскольку $V_{кр} > V_{рез}$, а $V_{кр}/V_{дет} \gg 1$, то при заданных значениях производительности обработки Q и $K_{ин}/\sigma$ (или $K_{рез}/\sigma$) знаменатель зависимости (3.28) больше знаменателя зависимости (3.29). Следовательно, при шлифовании можно добиться меньших значений y . Однако, сделанный вывод справедлив для одинаковых значений $K_{ин}/\sigma$, определяемых зависимостью (3.13). Как известно, при точении соотношение a/ρ может быть больше, чем при шлифовании, в особенности при шлифовании кругом с недостаточно высокой режущей способностью величина y может быть больше, чем при точении. Это приведет к увеличению $K_{ин}/\sigma$ и уменьшению величины y .

Оценим количественно знаменатель зависимости (3.25) с учетом зависимости (3.13). Для сталей $HV \cong 6 \cdot \tau_{сдв} = 3 \cdot \sigma_{сж}$, где $\sigma_{сж}$ - предел прочности стали на сжатие. Примем наименьшее значение $a/\rho = 0,04$; $c = 10^4$ Н/мм; $B = 10$ мм. Тогда для $\sigma_{сж} = 500$ Н/мм² соотношение $K_{ин}/\sigma$, определяемое зависимостью (3.13), равно $6 \cdot 10^{-5}$ мм²/Н. Соответственно величина y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{10^3}{10} \cdot 6 \cdot 10^{-4}\right)} = \frac{a}{1,06}. \quad (3.30)$$

Как видим, при $\alpha = 0,04$ величина y не существенно отличается от толщины среза a , т.е. съем обрабатываемого материала практически отсутствует. Увеличить знаменатель зависимости можно увеличением c/B . Например, при увеличении B в 10 раз знаменатель увеличится до значения 1,6, а при дополнительном увеличении c в 10 раз знаменатель будет равен 7.

Пользуясь зависимостью (3.20), оценим количественно величину y при шлифовании. Для прежних исходных данных: $K_{ин}/\sigma = 6 \cdot 10^{-5}$ мм²/Н, $c = 10^4$ Н/мм; $B = 10$ мм и $V_{кр}/V_{дет} = 160$ величина y

равна:

$$y = \frac{t}{7}. \quad (3.31)$$

В данном случае за счет соотношения $V_{кр}/V_{дет}$ можно в более широких пределах ($\gg 1$) изменять знаменатель зависимости (3.20), обеспечивая уменьшение величины y . Следовательно, процесс шлифования по жесткой схеме потенциально располагает большими возможностями в плане уменьшения величины упругого перемещения y в технологической системе и соответственно уменьшения погрешности обработки.

Наиболее существенно увеличить соотношение $V_{кр}/V_{дет}$ и знаменатель зависимости (3.20) можно в условиях глубинного высокоскоростного шлифования ($V_{дет} \cong 0,1$ м/мин; $V_{кр} = 100$ м/м) - $V_{кр}/V_{дет} = 6 \cdot 10^4$. Здесь знаменатель зависимости (3.20) может быть равен $3,6 \cdot 10^3$. Однако, при этом существенно увеличивается глубина шлифования t , например, до значения 10 мм и более.

В результате: $y = 10 \text{ мм} / (3,6 \cdot 10^3) \cong 3 \text{ мкм}$, т.е. при глубинном высокоскоростном шлифовании можно добиться высоких показателей точности обработки. Это предполагает широкое практическое использование данного метода обработки, так как обеспечивается одновременное решение проблем высокопроизводительного съема относительно больших припусков и высокой точности обработки. Об эффективности использования данного метода обработки свидетельствует опыт создания и применения западноевропейскими фирмами шлифовальных станков, реализующих скорости круга свыше 300 м/с.

3.4. ИЗМЕНЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ УПРУГОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ВО ВРЕМЕНИ

Приведенная зависимость (3.2) определяет величину упругого перемещения y в начальный момент обработки. Для более полного представления о возможностях управления величиной y в процессе резания важно располагать решением об изменении величины y во времени. Рассмотрим процесс резания по жесткой схеме. Предположим, в процессе резания прямолинейный образец движется с фиксированной скоростью V_0 (равной скорости непрерывной поперечной

подачи) по нормали к режущему инструменту. Вследствие возникновения упругого перемещения в технологической системе, скорость движения образца уменьшится до величины V_ϕ . Уравнение движения образца в упрощенном виде опишется

$$V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y, \quad (3.32)$$

где τ - время обработки, с.

Представим: $V_\phi = Q_\phi / F$ (Q_ϕ - фактическая производительность обработки, м³/с; F - площадь поперечного сечения образца, м²). Величину упругого перемещения y выразим зависимостью

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{c \cdot K_{рез} \cdot V}, \quad (3.33)$$

где $S = Q_\phi / V$ - площадь поперечного сечения среза, м²; V - скорость резания (при шлифовании $V = V_{кр}$), м/с.

С учетом зависимости $V_0 = Q_0 / F$ (где Q_0 - номинальная производительность обработки) разрешим уравнение (3.32) относительно величины Q_ϕ

$$Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (3.34)$$

Как видим, при резании по жесткой схеме фактическая производительность обработки Q_ϕ , во-первых, меньше номинальной произ-

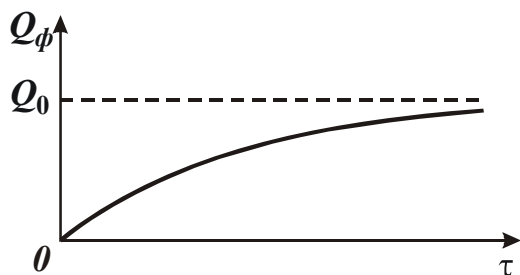


Рис. 3.5. Зависимость фактической производительности обработки Q_ϕ от времени обработки τ .

водительности обработки Q_0 , во-вторых, увеличивается с течением времени обработки τ , асимптотически приближаясь к значению Q_0 , рис. 3.5. Произведение $V \cdot \tau$ в знаменателе зависимости (3.34) определяет длину пути резания L . При резании однолезвийным инструментом (например, при точении цилиндрической заготовки) вели-

чина L зависит от скорости вращения обрабатываемой заготовки (скорости резания), а при резании многолезвийным инструментом (фрезой, шлифовальным кругом и т.д.) - от скорости вращения инструмента.

С учетом сказанного, зависимость (3.34) примет вид

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot L}\right)}. \quad (3.35)$$

Кроме величины L , в знаменатель зависимости (3.35) входят соотношения $K_{рез}/\sigma$ и c/F . С их увеличением фактическая производительность обработки Q_{ϕ} увеличивается. Соотношение c/F определяет жесткость технологической системы, приходящейся на единицу площади поперечного сечения обрабатываемого образца. Величина упругого перемещения y при этом описывается зависимостью (3.33) с учетом зависимости (3.35)

$$y = \frac{Q_0}{\left(\frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma} + \frac{F}{\tau}\right)}. \quad (3.36)$$

Исходя из зависимости (3.36), величина y изменяется по закону изменения фактической производительности обработки Q_{ϕ} (рис. 3.5), т.е. с течением времени обработки величина y увеличивается, асимптотически приближаясь к своему номинальному значению (рис. 3.6)

$$y_{ном} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{рез} \cdot V}. \quad (3.37)$$

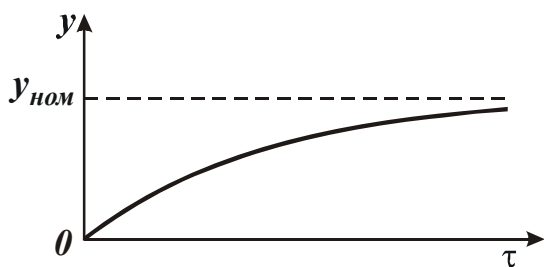


Рис. 3.6. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ .

Уменьшить $y_{ном}$ можно увеличением соотношения $K_{рез}/\sigma$, жесткости технологической системы c и уменьшением площади поперечного сечения среза $S = Q_0/V$ (при шлифовании – площади поперечного сечения среза всеми одновременно работающими режущими зернами шлифовального круга).

Приведенные расчетные зависимости справедливы при непрерывной поперечной подаче. При дискретной поперечной подаче время обработки τ необходимо представить в виде: $\tau = n \cdot \tau_0$, где n – число дискретных подач (количество проходов инструмента); τ_0 – длительность одной дискретной подачи

(прохода), с. По сути, решение остается прежним.

Как показано в параграфе 3.1, для того чтобы уменьшить величину упругого перемещения y и повысить фактическую производительность обработки Q_ϕ , необходимо в технологической системе перед началом обработки создать натяг. Оценим эффективность данного решения, используя уравнение (3.32).

Учесть начальный натяг y_0 можно, представив уравнение (3.32) в виде

$$y_0 + V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (3.38)$$

Физически это означает, что в начальный момент обработки ($\tau = 0$) образец имеет не нулевое, а вполне конкретное перемещение $y_0 > 0$. При резании без поперечной подачи ($V_0 = 0$), при выхаживании, уравнение (3.38) упростится и примет вид

$$y_0 = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (3.39)$$

Таким образом, пришли к весьма простым уравнениям (3.38) и (3.39), используя которые можно проанализировать поведение технологической системы для различных случаев обработки. После соответствующих преобразований из уравнения (3.38) определяется фактическая производительность обработки Q_ϕ

$$Q_\phi = \frac{\left(Q_0 + y_0 \cdot \frac{F}{\tau} \right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau} \right)}. \quad (3.40)$$

В отличие от аналогичной зависимости (3.34), зависимость (3.40) имеет более сложный вид. Характер изменения фактической производительности обработки Q_ϕ во времени τ зависит от интенсивностей изменения числителя и знаменателя зависимости (3.40) во времени τ . Если преобладает интенсивность изменения знаменателя, то фактическая производительность обработки Q_ϕ с течением времени будет увеличиваться. Если же преобладает интенсивность изменения числителя, то наоборот, фактическая производительность обработки будет уменьшаться. При равенстве интенсивностей изменения числителя и знаменателя, фактическая производительность обработки Q_ϕ будет постоянна во времени. Последний случай возможен, если в преобразованной зависимости (3.40)

$$Q_{\phi} = Q_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{y_0 \cdot F}{Q_0 \cdot \tau}\right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{\text{рез}} \cdot V \cdot \tau}\right)} \quad (3.41)$$

выполняется условие

$$y_0 = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{\text{рез}} \cdot V} \quad (3.42)$$

Как видим, зависимости (3.42) и (3.37) идентичны. Следовательно, для того чтобы фактическая производительность обработки Q_{ϕ} была равна номинальной производительности обработки Q_0 на

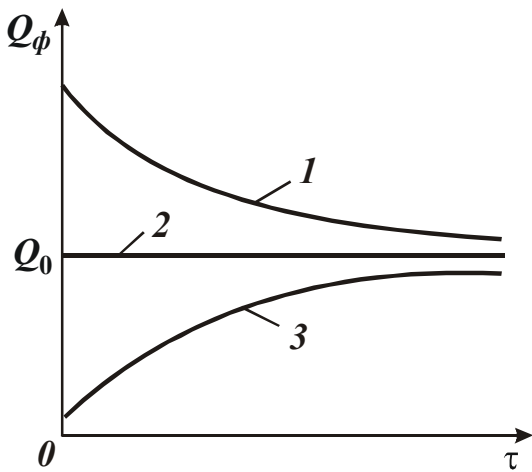


Рис. 3.7. Зависимость фактической производительности обработки Q_{ϕ} от времени обработки τ : 1 - $y_0 > y_{\text{ном}}$; 2 - $y_0 = y_{\text{ном}}$; 3 - $y_0 < y_{\text{ном}}$.

протяжении всего времени обработки τ , необходимо в технологической системе создать начальный натяг y_0 , равный номинальному значению величины упругого перемещения $y_{\text{ном}}$.

Очевидно, при $y_0 > y_{\text{ном}}$, исходя из зависимости (3.41), $Q_{\phi} > Q_0$. При $y_0 < y_{\text{ном}}$, наоборот, $Q_{\phi} < Q_0$. Графически характер изменения фактической производительности обработки Q_{ϕ} во времени показан на рис. 3.7.

При условии $y_0 > y_{\text{ном}}$ фактическая производительность обработки Q_{ϕ} уменьшается с течением времени обработки, асимптотически приближаясь к значению номинальной производительности обработки Q_0 . При условии $y_0 < y_{\text{ном}}$, наоборот, увеличивается, также асимптотически приближаясь к значению Q_0 . Причем, при условии $y_0 < y_{\text{ном}}$ в начальный момент обработки $Q_{\phi} > 0$, тогда как в случае $y_0 = 0$ (рис. 3.5) справедливо $Q_{\phi} = 0$.

Данное решение соответствует аналогичным решениям, приведенным в работах [94, 155, 156, 247] и полученным другими методами. Достоинство данного решения состоит в том, что оно получено на основе использования простых алгебраических уравнений, не требу-

ющих при решении применения сложного дифференциального и интегрального исчисления.

При условии $Q_0 = 0$ реализуется процесс выхаживания. В результате зависимость (3.41) примет вид

$$Q_\phi = \frac{y_0}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V} + \frac{\tau}{F} \right)} \quad (3.43)$$

или

$$Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau} \right)}. \quad (3.44)$$

Зависимость (3.43) практически идентична зависимости (3.11), полученной применительно к обработке цилиндрической заготовки. В зависимости (3.11) роль величины y_0 выполняет снимаемый припуск II . Таким образом, используя различные методы и подходы, приходим к одному и тому же решению. Это свидетельствует о правильности принятой расчетной схемы, позволяющей раскрыть физическую сущность процесса резания с учетом упругого перемещения в технологической системе.

Сравнивая зависимости (3.44) и (3.34), нетрудно видеть, что они отличаются лишь вторым слагаемым в знаменателе. Причем, это слагаемое определяется лишь одной величиной $\alpha = \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma \cdot F}$, которая входит в знаменатель зависимости (3.34) в степени -1 , а в знаменатель зависимости (3.44) – в степени $+1$. Следовательно, в первом случае фактическая производительность обработки во времени увеличивается, а во втором случае – уменьшается.

Представим зависимости (3.44) и (3.34) в виде:

$$\beta_1 = \frac{Q_\phi}{Q_0} = \frac{1}{(1 + \alpha \cdot \tau)}, \quad (3.45)$$

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau} \right)}, \quad (3.46)$$

где β_1 и β_2 - относительные значения фактической производительности обработки.

Графически характер изменения функций β_1 и β_2 от времени

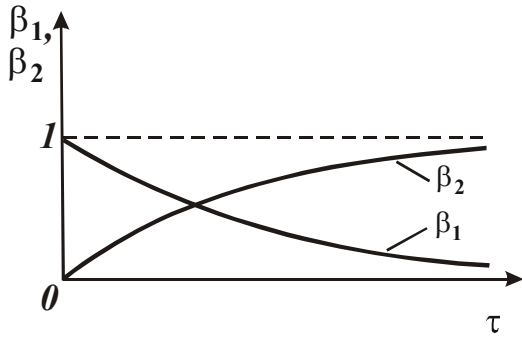


Рис. 3.8. Общий вид функций β_1 и β_2 .

обработки τ показан на рис. 3.8. Предположим, что функции β_1 и β_2 связаны зависимостью

$$\beta_2 = 1 - \beta_1. \quad (3.47)$$

Подставляя в (3.47) зависимость (3.45), имеем

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau}\right)}, \quad (3.48)$$

т.е. приходим к зависимости (3.46).

Это указывает на то, что функции β_1 и β_2 являются противоположными, и для них справедливо соотношение (3.47).

С физической точки зрения это означает, что процесс резания по жесткой схеме, осуществляемой с непрерывной поперечной подачей и описываемый зависимостью (3.34) или в относительных величинах зависимостью (3.46), является противоположным процессу выхаживания, описываемому соответственно зависимостями (3.44) и (3.45). При этом должно выполняться условие (3.42).

По длительности оба рассматриваемых процесса одинаковы, т.е. время, затрачиваемое на создание соответствующего натяга в технологической системе, равно времени на его устранение в процессе выхаживания.

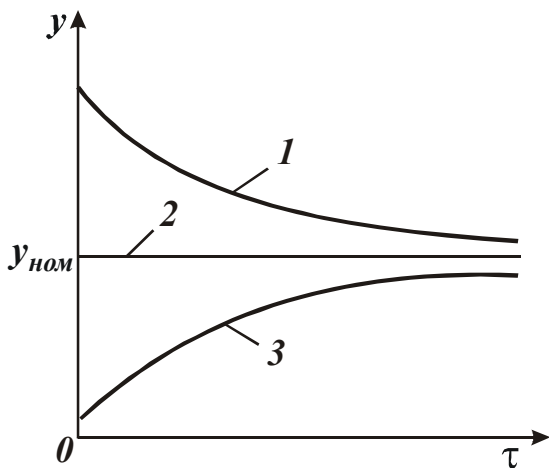


Рис. 3.9. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ : 1 - $y_0 > y_{ном}$; 2 - $y_0 = y_{ном}$; 3 - $y_0 < y_{ном}$.

Поскольку оба процесса математически взаимосвязаны, располагая данными об одном из них, можно расчетным путем установить характеристики второго процесса.

Определим величину упругого перемещения y , исходя из общего решения, представленного зависимостью (3.40) с учетом зависимости (3.33)

$$y = y_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{Q_0 \cdot \tau}{y_0 \cdot F}\right)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (3.49)$$

Величина упругого перемещения y , согласно зависимости (3.33), изменяется по закону фактической производительности обработки Q_ϕ , т.е. графики изменения Q_ϕ (рис. 3.7) и y (рис. 3.9) имеют один вид.

Как следует из зависимости (3.49), основным путем уменьшения величины y является исключение второго слагаемого, входящего в числитель зависимости, т.к. с увеличением времени обработки τ оно увеличивается. Реализовать это условие можно при $Q_0 = 0$, т.е. используя процесс выхаживания, что полностью подтверждается практикой резания.

3.5. УСЛОВИЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Анализ зависимости (3.41) и рис.3.7 показывает, что стабилизировать процесс резания во времени по производительности обработки можно при выполнении условия (3.42), т.е. при одном вполне конкретном значении y_0 . При других значениях y_0 фактическая производительность обработки Q_ϕ , а соответственно и величина упругого перемещения y , будут изменяться во времени и процесс будет протекать в неустановившемся режиме, что мало эффективно. Это следует рассматривать как существенный недостаток жесткой схемы резания, в особенности, если по длительности переходный процесс превосходит время обработки заготовки на станке.

Каким же путем можно добиться стабилизации процесса резания во времени для различных условий обработки. Для ответа на поставленный вопрос обратимся к зависимости (3.42). Производительность обработки Q_0 будет постоянна при обеспечении постоянства во времени величин y_0 и $K_{рез} / \sigma$. Величина упругого перемещения y_0 (или y), как следует из зависимости (3.33), определяется радиальной составляющей силы резания P_y . Поэтому, используя упругую схему резания с фиксированным значением силы P_y , можно стабилизировать во времени величину y , а следовательно, производительность и другие параметры обработки. Сделанный вывод подтверждается практикой резания, особенно практикой абразивной и алмазно-

абразивной обработки, где широко используется упругая схема резания.

Использование упругой схемы является необходимым, но недостаточным условием повышения эффективности резания в плане стабилизации параметров процесса во времени. Достаточным условием следует рассматривать стабилизацию во времени соотношения $K_{рез}/\sigma$, определяющего режущую способность инструмента. Как известно, данное соотношение по мере износа и затупления инструмента уменьшается во времени, что ведет к уменьшению производительности обработки Q_0 , исходя из зависимости (3.42). При абразивной и алмазно-абразивной обработке стабилизировать во времени данное соотношение можно, реализуя режим самозатачивания абразивного (алмазно-абразивного) инструмента или применяя эффективные методы его правки. При лезвийной обработке важно обеспечить более высокую стойкость режущего инструмента, используя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов и т.д.

При резании по упругой схеме с фиксированным значением силы P_y производительность обработки Q_0 и величина упругого перемещения y определяются главным образом значением этой силы. Чем больше P_y , тем больше Q_0 и y . Поэтому, уменьшить величину y можно уменьшением P_y , реализуя на финишных операциях весьма малые значения P_y . Однако, это приводит к существенному снижению производительности обработки. Более целесообразно в этих случаях, как установлено выше, использовать схему выхаживания, т.е. схему резания с начальным натягом в технологической системе y_0 .

При резании по жесткой схеме, исходя из зависимости (3.41), фактическая производительность обработки Q_ϕ во многом определяется

произведением $\frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot \tau$. Экспериментально установлено, что со-

отношение $K_{рез}/\sigma$ изменяется по закону τ^{-z} , где $0 < z < 1$. Следова-

тельно, произведение $\frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot \tau$ увеличивается во времени, что в ко-

нечном итоге ведет к увеличению фактической производительности обработки Q_ϕ .

Данная закономерность справедлива для процесса резания с не-

прерывной поперечной подачей. При дискретной поперечной подаче, как отмечалось выше, время обработки τ следует рассматривать в виде $\tau = n \cdot \tau_0$, где n - количество проходов, τ_0 - длительность одного прохода. В этом случае произведение $\frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot n$ с увеличением n , при достижении определенного значения τ_0 , может увеличиваться, что приведет к уменьшению фактической производительности обработки Q_f . Например, установлено, что при круглом наружном продольном шлифовании длинных заготовок алмазным кругом на металлической связке происходит существенное снижение режущей способности круга за один его продольный ход. В результате произведение $\frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot n$ уменьшается с увеличением количества проходов n , что снижает производительность обработки и увеличивает упругие перемещения в технологической системе.

Следовательно, для обеспечения более высокой производительности обработки необходимо использовать жесткую схему резания с непрерывной поперечной подачей, увеличивая ширину резания за счет применения многолезвийных инструментов. Подтверждением тому являются разнообразные процессы абразивной и алмазно-абразивной обработки, широко применяемые на практике и основанные на использовании схемы обработки с непрерывной поперечной (радиальной) подачей, например, процессы врезного шлифования, процессы доводки плоских поверхностей деталей и т.д.

Увеличение площади контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой так же способствует достижению более высокой плоскостности и параллельности обработки, т.е. повышению точности обработки.

3.6. ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССА ВЫХАЖИВАНИЯ

Определим теоретически основные пути интенсификации процесса выхаживания. Для этого проведем более глубокий анализ зависимостей (3.11) и (3.12) для определения производительности обработки Q и величины упругого перемещения y .

Как видим, с течением времени обработки величина y и производительность обработки Q уменьшаются вплоть до нулевых значе-

ний. Выполнение условия означает достижение практически идеальной точности обработки. Однако, как отмечалось выше, реализовать данное условие затруднено. Что же является причиной? В зависимости (3.11) и (3.12) входит отношение $K_{рез} / \sigma$, которое определяет силовую напряженность процесса резания и выражается зависимостью (3.13).

В зависимость (3.13) входит известная величина a_z / ρ , определяющая условия перехода от упруго-пластического деформирования обрабатываемого металла к процессу его резания. Процесс стружкообразования (процесс резания) начинается при $a_z / \rho \geq 0,04$ (по данным проф. Богомоллова Н.И.). При меньших значениях a_z / ρ происходит лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого металла без образования стружки.

При точении производительность обработки равна $Q = a \cdot b \cdot V$, где $a = a_z$ - толщина среза, м; b - ширина среза, м; V - скорость резания, м/с. Тогда зависимость (3.11) с учетом зависимости (3.13) выразится

$$\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b} \cdot Q + \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв} (\rho \cdot b \cdot V)^2} \cdot Q^{\frac{1}{3}} - \Pi = 0. \quad (3.50)$$

Пришли к уравнению, решить которое можно численным методом. Аналитическое решение уравнения (3.50) получим, принимая с определенными допущениями во втором слагаемом вместо $Q^{\frac{1}{3}}$ величину $Q^{\frac{1}{2}}$. В результате получено квадратное уравнение:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{\frac{1}{2}} - \Pi = 0$$

или

$$x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (3.51)$$

где $x^2 = Q$; $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b}$; $N = \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (\rho \cdot b \cdot V)^2}$.

Его решение:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.52)$$

С увеличением времени обработки τ (увеличением параметра M) производительность обработки Q уменьшается. Уменьшаются также толщина среза $a = \frac{Q}{v \cdot V}$, отношения a / ρ и $K_{рез} / \sigma$. При этом толщина среза a и отношение $K_{рез} / \sigma$ описываются зависимостями

$$a = \frac{1}{v \cdot V \cdot \sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}, \quad (3.53)$$

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{H V^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \frac{1}{v^2 \cdot V^2 \cdot \rho^2 \left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (3.54)$$

Если подставить зависимость (3.54) в зависимость (3.12), то видим, что с течением времени обработки τ величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, характер изменения отношения $K_{рез} / \sigma$ с течением времени обработки τ не вносит принципиальных изменений в закономерности изменения величины y . Вместе с тем, с уменьшением толщины среза a уменьшается отношение a / ρ . При уменьшении a / ρ до значения 0,04, процесс резания прекратится, что не позволит выполнить условие $y \rightarrow 0$, согласно зависимости (3.12). Из этого следует, что основным препятствием достижения высокой точности обработки является уменьшение отношения a / ρ ниже предельного значения, при котором процесс резания прекращается и сьем металла не происходит.

Поэтому важнейшим условием повышения точности и производительности обработки необходимо рассматривать увеличение отношения a / ρ . Так как толщина среза a с течением времени обработки непрерывно уменьшается, увеличить отношение a / ρ можно путем уменьшения радиуса округления режущей кромки инструмента ρ . Для этого необходимо применять инструментальные материалы,

обеспечивающие высокую остроту режущей кромки и характеризующиеся высокой износостойкостью. В первую очередь, широко применяемые на практике, синтетические сверхтвердые материалы (синтетические алмазы и т.д.).

В процессе обработки необходимо, чтобы выполнялось условие $a_z / \rho \geq 0,04$ при уменьшении величины упругого перемещения до значения, равного $a_z = a$, т.е. на протяжении всего времени обработки. Поэтому установим взаимосвязь между величиной и временем обработки при условии $y = a$. Для этого в зависимость (3.12) подставим зависимость (3.13) с учетом $y = a$. В результате пришли к уравнению

$$y^{\frac{5}{3}} + \frac{1}{z} \cdot y - \frac{\Pi}{z} = 0, \quad (3.55)$$

где
$$z = \frac{\tau \cdot c \cdot V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} \cdot \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \frac{1}{\rho^2}}.$$

Принимая с некоторыми допущениями $y^{\frac{5}{3}} = y^2$, уравнение (3.55) примет вид квадратного уравнения. Его решение:

$$y = \frac{\Pi}{(0,5 + \sqrt{0,25 + \Pi \cdot z})}. \quad (3.56)$$

С увеличением времени обработки τ (увеличением параметра z) величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, при выполнении условия $\frac{a}{\rho} = \frac{y}{\rho} \geq 0,04$ величину упругого перемещения y можно уменьшить до значения $y = 0,04 \cdot \rho$.

Если в качестве радиуса округления режущей кромки инструмента ρ рассматривать радиус абразивного или алмазного режущего зерна R при абразивной или алмазно-абразивной обработке, то по формуле $y = 0,04 \cdot R$ можно рассчитать величину y в зависимости от зернистости $\bar{X} = 2 \cdot R$ абразивного или алмазного порошка. В табл. 3.1 приведены расчетные значения величины y .

Таблица 3.1

$\bar{X}$, мкм	5	10	20	40	80
y , мкм	0,1	0,2	0,4	0,8	1,6

Из зависимостей (3.53) и (3.56) следует, что с течением времени обработки τ величины a и y непрерывно уменьшаются, однако, с разной интенсивностью. Так, интенсивность уменьшения величины y выше интенсивности уменьшения толщины среза a . Этим и объясняется возможность уменьшения величины y в процессе обработки вплоть до нуля.

По физической сущности параметр a при абразивной обработке определяет максимальную высоту микронеровностей на обрабатываемой поверхности или параметр шероховатости обработки R_{max} . Из этого следует, что с течением времени обработки параметр R_{max} должен уменьшаться, причем с меньшей интенсивностью, чем величина упругого перемещения y . Это хорошо согласуется с многочисленными экспериментальными данными, согласно которым параметры шероховатости обработки R_{max} и R_a с течением времени обработки уменьшаются, однако не достаточно интенсивно. Например, установлено, что в процессе выхаживания (при шлифовании) происходит довольно интенсивный съем неудаленного металла (уменьшается величина y) во времени, тогда как параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается не существенно, а через определенное время обработки становится практически постоянным.

Следовательно, при нормальном протекании процесса обработки величина y стремится принять значение, равное толщине среза a , что равносильно параметру шероховатости обработки R_{max} , т.е. по сути процесс выхаживания должен обеспечить равенство значений параметров y и R_{max} . Если процесс резания (по причине невыполнения условия $a_z / \rho \geq 0,04$) прекратится раньше, то справедливо неравенство $y > R_{max}$. На рис. 3.10 показан характер изменения параметров

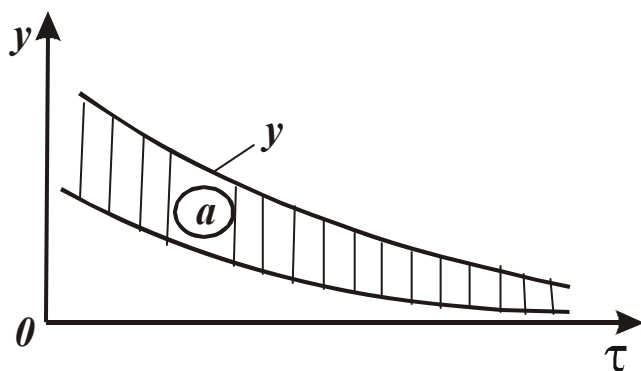


Рис. 3.10. Зависимость y от τ .

ров y и $a = R_{max}$ во времени. Заштрихованным показана величина a .

Таким образом установлено, что в конечном итоге величина упругого перемещения y и параметр шероховатости обработки R_{max} определяются из условия $a_z / \rho = 0,04$, рассмат-

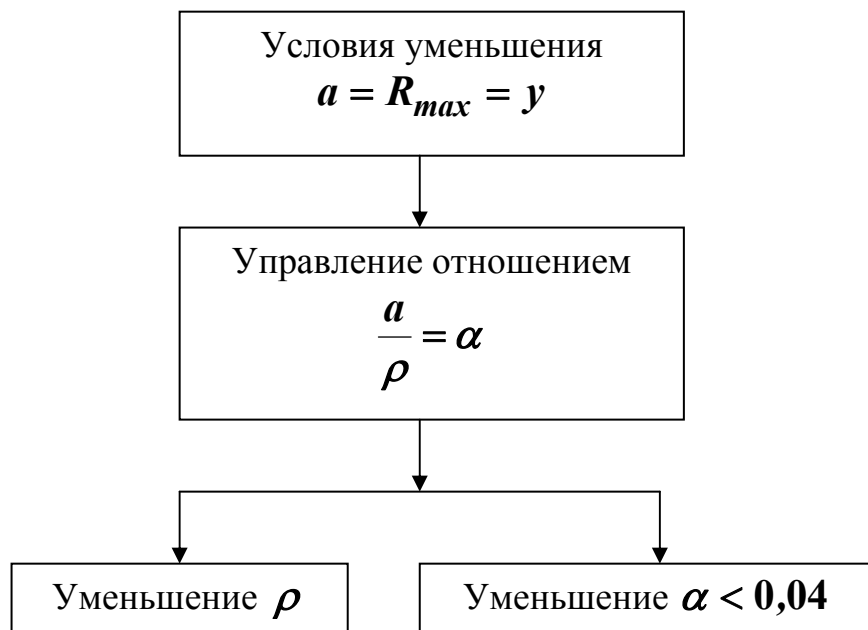


Рис. 3.11. Условия уменьшения $a = R_{max} = y$.

ривая $a = R_{max} = y$. Уменьшить значение $a = R_{max} = y$ можно двумя путями: уменьшением радиуса округления режущей кромки ρ и предельного значения a_z / ρ , при котором возможен процесс стружкообразования (процесс резания), рис. 3.11. В первом случае необходимо использовать методы, обеспечивающие непрерывное микроразрушение режущих кромок абразивных или алмазных зерен в процессе обработки, исключая затупление зерен. Во втором случае необходимо использовать методы обработки, позволяющие уменьшить предельное значение a_z / ρ , при котором возможен процесс резания, т.е. методы обработки, расширяющие границы осуществления процесса резания.

ЧАСТЬ 2

ПРОГРЕССИВНЫЕ ПРОЦЕССЫ РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ ЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

ГЛАВА 1

ТОЧЕНИЕ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА–Р

Для улучшения эксплуатационных характеристик машин современное машиностроение требует применения деталей из закаленных сталей высокой твердости, а так же высокопрочных чугунов и жаропрочных сплавов, механическая обработка которых затруднена. До недавнего времени точение таких труднообрабатываемых материалов производилось резцами из твердых сплавов и минералокерамики. Создание нового инструментального материала – поликристаллического нитрида бора крупных размеров открыло новые возможности эффективной обработки закаленных сталей и других труднообрабатываемых материалов. Его применение позволило значительно повысить производительность и качество обработки на финишных операциях.

Однако, точение резцами из поликристаллов на основе нитрида бора при внедрении в производственных условиях, по-прежнему, встречает ряд трудностей, вызванных как особыми физико-механическими свойствами данного инструментального материала, так и отсутствием необходимой информации и рекомендаций по их эффективному применению.

В настоящее время промышленность освоила ряд модификаций сверхтвердых поликристаллических материалов на основе нитрида бора, таких как эльбор-Р, гексанит-Р, ИСМИТ, ПТНБ и композиты, что открывает широкие перспективы при их применении в производстве. Промышленные предприятия имеют еще сравнительно небольшой опыт применения резцов из синтетических сверхтвердых материалов указанных модификаций, поэтому изучение физических закономерностей процесса точения имеет важное значение.

1.1. ФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ТОЧЕНИЯ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

1.1.1. ОСОБЕННОСТИ ТРЕНИЯ ЭЛЬБОРА-Р С МЕТАЛЛАМИ

При тонком точении закаленных сталей трение стружки о переднюю и обрабатываемой детали о заднюю поверхность режущего инструмента определяет характер протекания процесса резания. Поэтому важно изучить прежде всего процесс трения эльбора-Р с обрабатываемыми материалами.

Исследование процесса трения проводилось на моделирующей установке, выполненной на базе токарного станка. Пуансон-индентор из эльбора-Р с рабочей поверхностью $0,2 \times 4 \text{ мм}^2$ устанавливался в динамометре УДМ-100 и перемещался при заданной нагрузке с подачей $S \geq 0,28 \text{ мм/об}$ вдоль образующей цилиндрического образца, что исключало повторное контактирование трущихся поверхностей.

Коэффициент трения определялся из соотношения:

$$\mu = \frac{F_{тр}}{N},$$

где $F_{тр}$ - сила трения; N - сила нормального давления, по величине которой определялось контактное удельное давление

$$q = \frac{N}{f} \text{ в кГс/мм}^2,$$

где f - площадь контакта трущихся пар, которая измерялась с помощью специального микроскопа.

На рис. 1.1 показаны зависимости коэффициента трения от скорости скольжения индентора из эльбора-Р по закаленной стали 45 (HRC 48...50) кривая –1, по закаленной инструментальной стали У10 (HRC 58...60) кривая-2 и по быстрорежущей стали Р6М5 (HRC 62...64) кривая-3. Из представленных зависимостей видно,

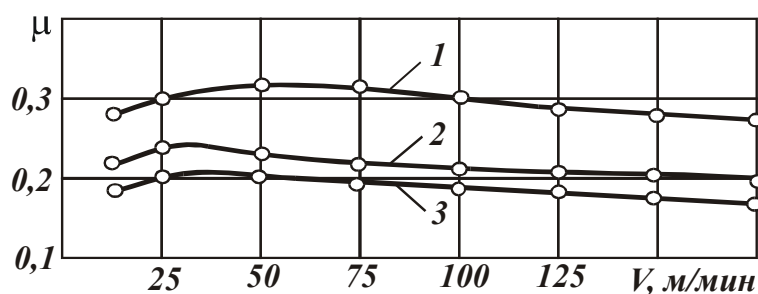


Рис.1.1. Зависимости коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения V : 1 - $q = 60 \text{ кГс/мм}^2$; 2 - $q = 80 \text{ кГс/мм}^2$; 3 - $q = 100 \text{ кГс/мм}^2$.

что при увеличении скорости скольжения коэффициент трения изменяется по экстремальной зависимости. Мак-

симальные значения коэффициента трения для стали 45 достигаются при $V = 70$ м/мин, для стали У10 - при $V = 40$ м/мин и для стали Р6М5 - при $V = 25$ м/мин. Из расположения кривых видно, что с увеличением твердости закаленной стали коэффициент трения уменьшается, а небольшой максимум смещается в сторону меньших скоростей скольжения. Такое различие во влиянии скорости скольжения можно объяснить тем, что частицы металла заполняют неровности на инденторе и до определенной скорости скольжения происходит трение частиц металла пока температура в зоне скольжения не достигнет такой величины, после которой дальнейшее увеличение температуры будет способствовать размягчению приповерхностного слоя, который будет играть роль смазки и приведет к снижению коэффициента трения.

В процессе трения на поверхности индентора из эльбора-Р наблюдалось его истирание, что подтверждало близость условий проведения экспериментов к условиям резания, когда обрабатываемая поверхность изнашивает заднюю поверхность резца, а стружка – переднюю.

Следует отметить, что величина коэффициента трения эльбора-Р с закаленной сталью может колебаться в широких пределах от 0,2 до 0,45, что можно объяснить различием в структуре и нестабильностью

свойств заготовок эльбора-Р.

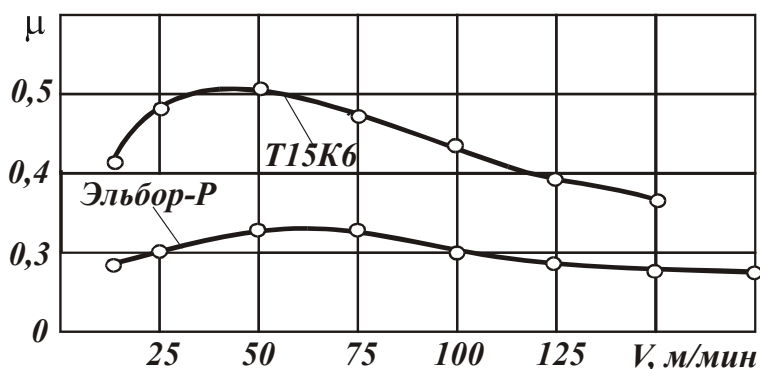


Рис.1.2. Зависимости коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения V : $q = 60$ кГс/мм².

Величина коэффициента трения эльбора-Р с закаленной сталью ниже, чем у твердого сплава (рис.1.2), что можно объяснить большей его износостойкостью. Из рис. 1.2 видно, что характер влияния скорости скольжения на коэффициент трения у

пары Т15К6-закаленная сталь 45 и у пары эльбор- Р- закаленная сталь 45 – аналогичный, что можно объяснить одинаковыми процессами, протекающими в зоне резания. Повышение скорости скольжения при трении металлов и по твердому сплаву и по эльбору-Р вызывает размягчение тонких поверхностных слоев стали под влиянием температуры трения, в результате чего коэффициент трения снижается.

Характер изменения коэффициента трения у твердого сплава и

эльбора-Р с металлами подтверждает небольшую разницу в теплопроводности твердого сплава и эльбора-Р. Следовательно, и уровень температур резания у твердого сплава и эльбора-Р должен отличаться незначительно.

На рис. 1.3 представлены зависимости коэффициента трения от удельного давления при трении эльбора-Р со сталью 45, сталью У10 и сталью Р6М5.

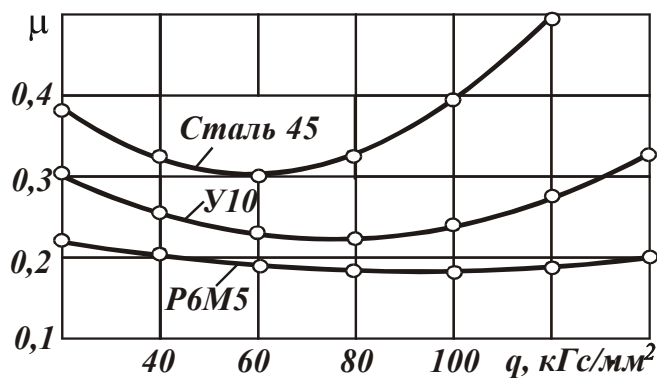


Рис. 1.3. Зависимости коэффициента трения μ от удельного давления q : сталь 45 - $V = 100$ м/мин; У10 - $V = 80$ м/мин; Р6М5 - $V = 75$ м/мин.

Из расположения графиков видно, что наибольшее влияние на коэффициент трения оказывает изменение удельного давления у пары сталь 45- эльбор-Р, то есть у стали с меньшей твердостью. Причем, минимум в зависимости $\mu = f(q)$ смещается в сторону меньших удельных давлений с уменьшением твердости закаленной стали. Таким оптимальным давлением для стали 45 является $q = 60$ кг/мм², для стали У10 - $q = 80$ кг/мм² и для стали Р6М5 - $q = 100$ кг/мм².

Экстремальный характер зависимостей $\mu = f(q)$ можно объяснить следующим. С увеличением удельного давления растет площадь действительного контакта металла с индентором. У более мягких металлов она достигает максимума при меньших удельных давлениях, в связи с чем увеличивается число упругих контактов. При этом действительные удельные давления в точках контактов не увеличиваются, а наоборот, уменьшаются. В результате коэффициент трения уменьшается.

Положение минимума в зависимости $\mu = f(q)$ соответствует полному заполнению впадин микронеровностей на поверхности металлического образца. Дальнейший рост удельных давлений не оказывает существенного влияния на площадь действительного контакта. Увеличение удельного давления свыше давлений, при которых в $\mu = f(q)$ наблюдается минимум, вызывает возрастание молекулярной составляющей силы трения, поэтому и коэффициент трения возрастает. Левые ветви кривых на рис. 1.3 характеризуются преимущественно упругим контактом материала образца с индентором из эль-

бора-Р. Правые ветви кривых этих зависимостей соответствуют пластическому контакту. Так как при упругом контакте окисные пленки на металле сохраняются, а в процессе пластического контакта разрушаются, то и коэффициент трения изменяется в зависимости от удельного давления.

Следовательно, поскольку площадь действительного контакта зависит от упругих и пластических свойств обрабатываемых материалов, то интенсивность изменения коэффициента трения от удельного давления и положения точки минимума на кривой $\mu = f(q)$ зависит от модуля упругости и предела текучести этих материалов.

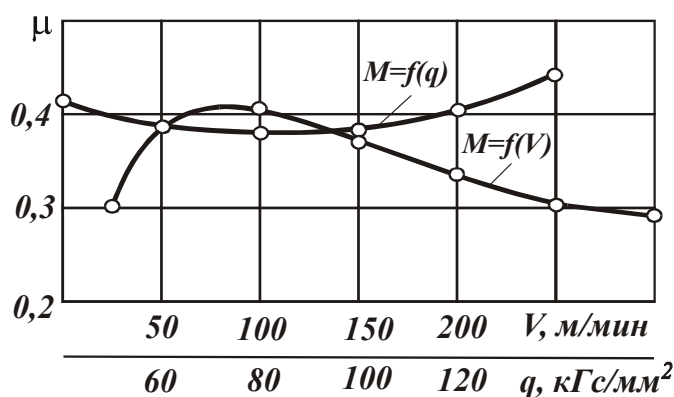


Рис. 1.4. Зависимости коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения V .

На рис. 1.4 показано влияние скорости скольжения и удельного давления на коэффициент трения пары эльбор-Р – жаропрочный сплав ЭП616 (**HRC** 41). Из приведенных графиков видно, что величина коэффициента трения эльбора-Р с ЭП616 в 1,5...2 раза больше, чем при трении эльбора-Р с закаленными сталями высокой твердости.

Это можно объяснить меньшей твердостью жаропрочного сплава, а также лучшим заполнением микропор и неровностей в поликристалле эльбора-Р основной структурной составляющей ЭП616 никелем, что приводит к значительному повышению коэффициента трения. Характер зависимостей коэффициента трения пары эльбор-Р–ЭП616 аналогичный как и у пар эльбор-закаленные стали, но более ярко выражены максимум в зависимости $\mu = f(V)$ и минимум в зависимости $\mu = f(q)$, что объясняется физико-механическими особенностями и структурой жаропрочного сплава.

1.1.2. ОСОБЕННОСТИ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Исследования показали, что при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р основное влияние на усадку стружки оказывают скорость резания, подача, твердость обрабатываемого материала и

износ резца.

На рис. 1.5 представлены зависимости поперечной усадки стружки от скорости резания и подачи при точении закаленных сталей 45, У10, Х12М и Р6М5 резцами из эльбора-Р. Из приведенных

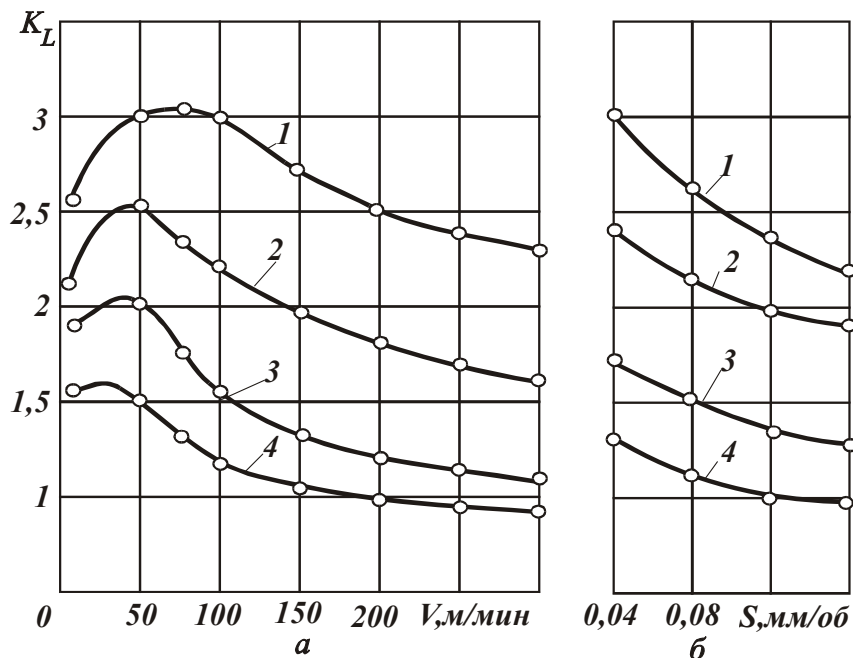


Рис. 1.5. Зависимости усадки стружки K_L от скорости резания V (а) и подачи S (б): а - $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,1$ мм; б - $V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм; 1 – сталь 45; 2 – У10; 3 – Х12М; 4 – Р6М5.

графиков видно, что зависимость коэффициента усадки стружки от увеличения скорости резания носит экстремальный характер. Это можно объяснить аналогичным изменением коэффициента внешнего трения при изменении температуры, которое сопровождается особыми контактными процессами и характером стружкообразования.

Анализируя зависимость $K = f(V)$, видим, что с увеличением твердости закаленной стали коэффициент усадки стружки уменьшается. При увеличении скорости резания продольная усадка стружки высокозакаленных сталей может быть и “отрицательной” [115]. Столь значительное изменение усадки стружки в зависимости $K_L = f(V)$ связано с ее переходом от сливной до элементной. Малая пластичность высокозакаленных сталей и элементный характер стружкообразования являются основной причиной появления “отрицательной” усадки стружки [115].

Из графиков видно, что с увеличением твердости закаленной стали максимум в зависимости $K_L = f(V)$ вырождается, как вырождался он и в зависимости $\mu = f(V)$ (рис. 1.2).

Увеличение подачи приводит к уменьшению усадки стружки, т.к. увеличивается толщина среза и повышается удельное давление на контактных поверхностях, что приводит к снижению коэффициента трения и усадки стружки.

Глубина резания оказывает незначительное влияние на усадку стружки, поэтому ее влияние здесь не рассматривается.

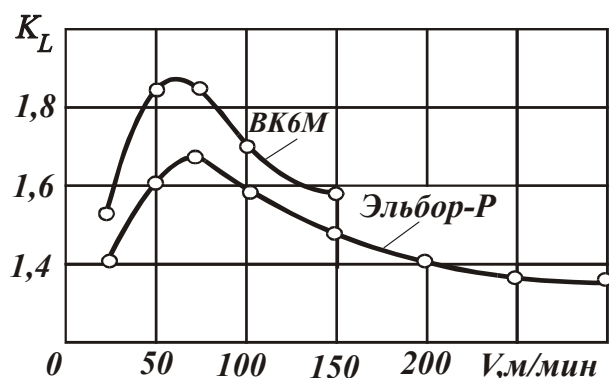


Рис. 1.6. Зависимости усадки стружки K_L от скорости резания V : $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,1$ мм.

Отличия в изменении коэффициента усадки стружки при точении резцами из твердого сплава особенно наглядно проявляются при обработке жаропрочных сплавов на никелевой основе, например, ЭП616 (рис. 1.6).

С увеличением скорости резания коэффициент поперечной усадки стружки при точении резцами из твердого

сплава ВК6М имеет большие значения, чем при точении резцами из эльбора-Р. Однако характер изменения усадки стружки и при точении резцами из твердого сплава и резцами из эльбора-Р аналогичны. Это подтверждает еще раз то, что контактные процессы при точении высокозакаленных сталей и жаропрочных сплавов резцами из эльбора-Р на более высоких скоростях резания имеют свои особенности.

Проведенное изучение типов стружки при точении закаленных сталей высокой твердости резцами из эльбора-Р и твердого сплава в зависимости от различных факторов показало, что при равном износе резцов наблюдаются одинаковые типы стружек. Основное влияние на процесс стружкообразования при этом оказывает скорость резания, износ резца и твердость обрабатываемого материала. Характерной особенностью процесса точения закаленных сталей резцами из твердых сплавов является образование ярко выраженной элементной стружки, соединенной с прирезцовой стороны тонкой ленточкой, с наличием больших “пилообразных” выступов.

При точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р на повышенных скоростях резания наблюдаются в зависимости от степени износа резца разные типы стружек. Точение закаленных сталей резцами из эльбора-Р на малых скоростях резания $V < 50$ м/мин сопровождается образованием элементных стружек, а при $V > 50$ м/мин наблюдаются сливные типы стружек.

На рис. 1.7 показано продольное сечение стружек при точении закаленных сталей У10 (HRC 58...60) и Р6М5 (HRC 62...64) резцами из эльбора-Р на различных скоростях резания. Из рисунка видно,

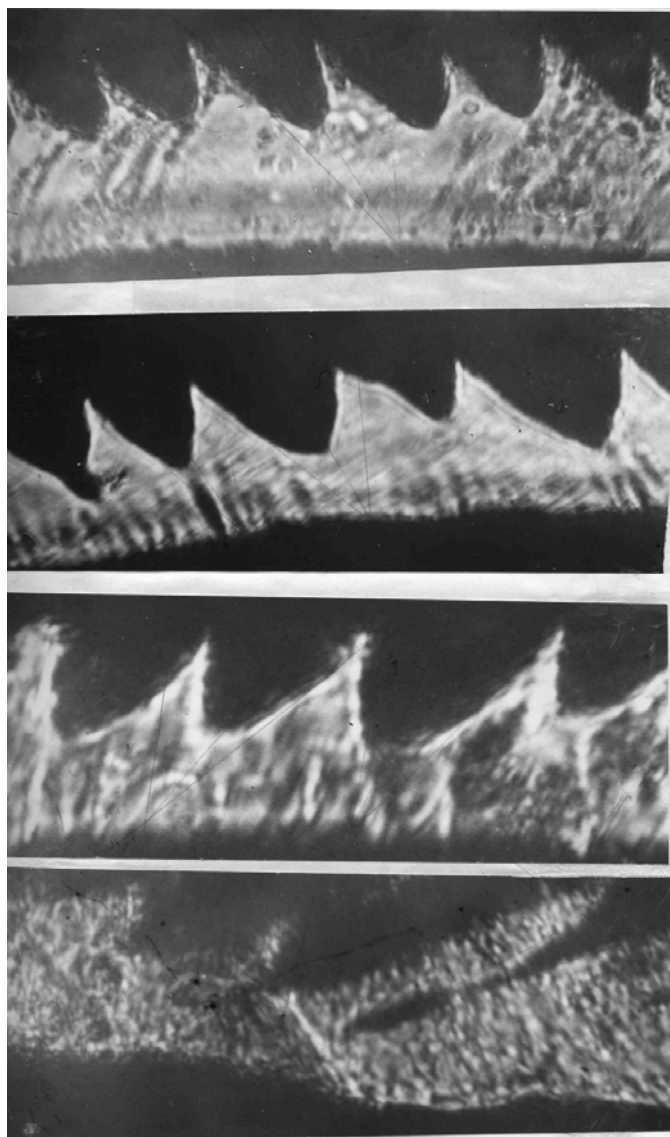


Рис. 1.7. Типы стружек: У10 - $V = 70$ м/мин (а); У10 - $V = 100$ м/мин (б); Р6М5 - $V = 90$ м/мин (в); Р6М5 - $V = 180$ м/мин (г).

чия на стружке с внешней стороны выступов с большими промежутками между ними. Весовой метод определения усадки стружки, в формулу которого входит длина стружки, дает также неверное представление об усадке стружки, только этим можно объяснить полученные в исследовании [115] “отрицательные” значения усадки стружки ($K_L = 0,4$) при точении закаленной стали ШХ15 ($HRC\ 62...64$) резцами из эльбора-Р.

Поэтому наиболее достоверным методом определения усадки стружки при точении закаленных сталей является измерение ее усредненной толщины с помощью изучения микрошлифов ее продольного сечения.

Анализ типов стружек показывает, что с увеличением скорости

что с увеличением скорости резания увеличивается угол текстуры стружек β_1 и заметно увеличивается толщина сплошной ленточки с прирезцово стороны стружки. С увеличением скорости резания уменьшается величина “пилообразных” элементов стружки с внешней стороны, т.е. стружки из элементной превращаются в сливную. Наличие на стружке отдельных элементов со значительными промежутками между ними при точении на оптимальных скоростях резания позволяет сделать вывод о том, что при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р продольная усадка стружки не дает правильного представления о степени деформации стружки из-за нали-

резания и отрицательного переднего угла резца до $\gamma = -30^\circ$ на прирезцовой стороне стружки наблюдается пластическое течение металла и граничный слой продольной текстуры, которые могут появляться при высокой температуре в зоне резания [103]. Подробное изучение углов текстуры на микрошлифах стружек, полученных при точении закаленных сталей У10 и Р6М5 резцами из эльбора-Р показало, что с увеличением скорости резания стружка претерпевает значительные деформации.

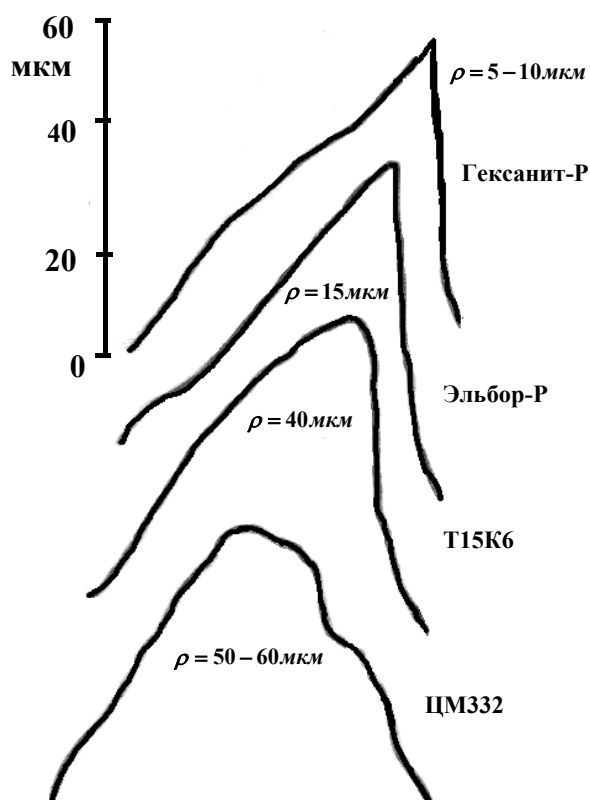


Рис. 1.8. Радиусы округления режущих кромок резцов.

На процесс деформации стружки большое влияние оказывает радиус округления режущей кромки резца ρ . Измерение радиусов округления режущих кромок резца производилось с помощью профилографа-профилометра мод. 201. На рис. 1.8 показаны записанные на профилографе радиусы округления режущих кромок резцов из различных инструментальных материалов. Из рисунка видно, что минимальный радиус округления режущей кромки резца наблюдается у гексанита-Р ($\rho = 5-10$ мкм). Большой радиус округления режущих кромок - у резцов из эльбора-Р ($\rho = 15$ мкм) и весьма

большие радиусы округления режущих кромок - у резцов из минералокерамики ЦМ332. Такое различие радиусов округления режущих кромок резцов можно объяснить их различной структурой и зернистостью.

В процессе износа резцов из эльбора-Р происходит увеличение радиуса округления режущей кромки резца (рис. 1.9). Из приведенных профилограмм вершины резца из эльбора-Р видно, что в период приработки резца наблюдается и большое увеличение радиуса округления режущей кромки ρ . За первые 20 минут работы резца происходило истирание режущей кромки резца без заметных ее сколов. В

последующие 20 минут работы резца произошло выкрашивание целого блока кристаллитов с образованием небольшого углубления на режущей кромке. При дальнейшем точении происходило увеличение полученного на режущей кромке углубления и сколы отдельных ее элементов. Блочное разрушение режущей кромки резца из эльбора-Р

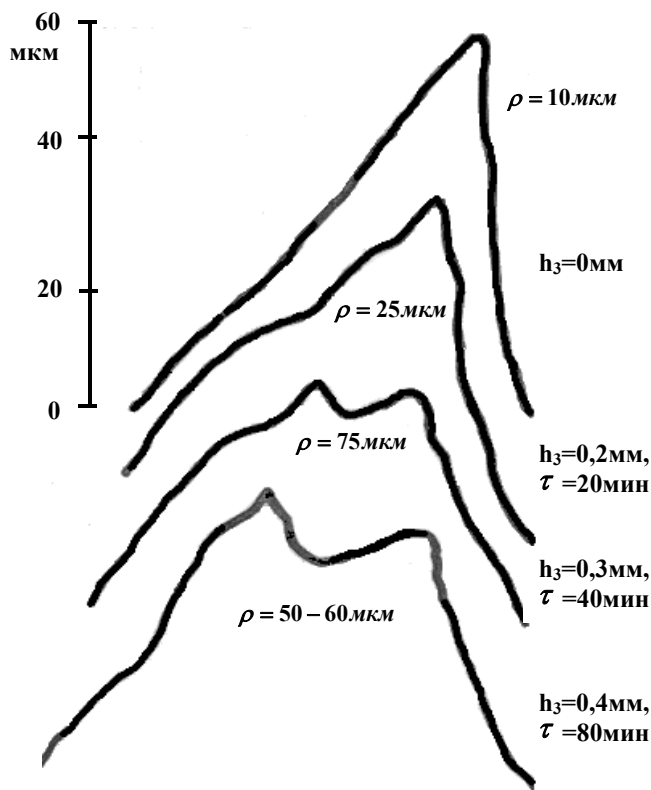


Рис. 1.9. Изменение радиуса округления режущей кромки резца из эльбора-Р: У10 (HRC 58...60); $V = 80$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

приводит к постоянному образованию новых острых режущих элементов, которые осуществляют побочное резание, а образовавшиеся полости и кратеры на режущей кромке резца иногда заполняются частицами металла. Неровности режущей кромки резцов из эльбора-Р в процессе точения приводят к образованию на стружке различных заусениц, отдельных элементов, а иногда в процессе точения сходит не одна, а несколько тонких стружек.

Таким образом, не равномерный, блочный характер износа резцов из эльбора-Р приводит к образованию в процессе износа резца раз-

личных типов стружек и вызывает ее сложную деформацию.

Особый интерес при изучении стружкообразования представляет собой изменение угла сдвига в процессе точения и определение длины плоскости сдвига. При изучении изменения углов сдвига при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р с толщиной среза 40-60 мкм было сделано допущение, что, сдвиг элементов происходит по плоскости.

На рис. 1.10,а показано влияние скорости резания на величину угла сдвига при точении закаленных сталей 45, У10, Х12М и Р6М5 резцами из эльбора-Р.

Величина углов сдвига определялась расчетным путем по известной формуле

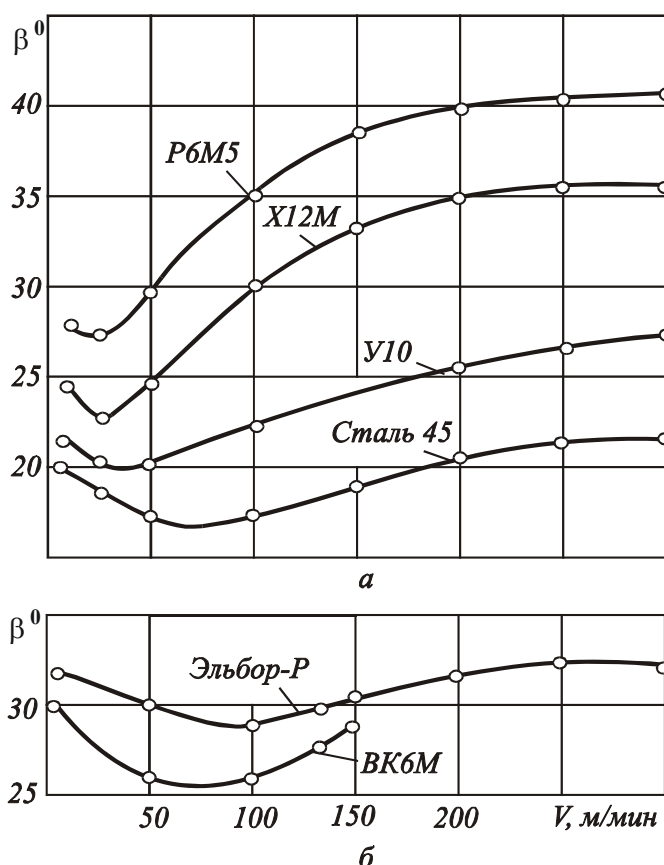


Рис. 1.10. Зависимости угла сдвига β от скорости резания V .

величина угла сдвига, а также степень влияния скорости резания на величину угла сдвига. Если при точении закаленной стали 45 (HRC 48...50) изменение скорости резания от 10 до 300 м/мин угол сдвига изменяется на 5° , то при точении быстрорежущей стали P6M5 (HRC 62...64) угол сдвига изменяется на 14° . Следует отметить, что при точении закаленной стали Y10 (HRC 58...60) изменение угла сдвига составляет 7° , а при точении закаленной стали X12M изменение угла сдвига составляет 13° .

Такое большое изменение угла сдвига в зависимости от скорости резания можно объяснить меньшей пластичностью быстрорежущей стали P6M5 и высокохромистой стали X12M, а, следовательно, и большим различием характера стружкообразования в процессе резания.

Исследованиями установлено, что аналогичные зависимости изменения углов сдвига от скорости резания при точении закаленных сталей и жаропрочных сплавов наблюдаются и при точении резцами из твердых сплавов.

На рис. 1.10,б показано влияние скорости резания на угол сдвига при точении жаропрочного сплава ЭП616 (HRC 41) резцами из эль-

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K - \sin \gamma}.$$

Для расчетов углов сдвига были использованы зависимости усадки стружки от скорости резания (рис. 1.5).

Характерным при точении закаленных сталей высокой твердости резцами из эльбора-Р является большое изменение угла сдвига в зависимости от изменения скорости резания от 10 до 300 м/мин, а следовательно и большое изменение степени деформации стружки. Из рисунка видно, что с увеличением твердости закаленной стали увеличивается и вели-

бора-Р и твердого сплава ВК6М. Из рисунка видно, что скорость резания оказывает аналогичный характер на изменение угла сдвига, а величина угла сдвига отличается всего на 2...3°. Это еще раз подтверждает вывод о том, что все закономерности стружкообразования выведенные для точения закаленных сталей резцами из твердых сплавов будут отличаться при точении резцами из эльбора-Р.

Одним из важных элементов стружкообразования является определение длины контакта стружки с передней поверхностью резца. Исследованиями [133] установлено, что при точении закаленных

сталей длину контакта стружки с передней поверхностью резца можно определить с помощью угла сдвига по формуле:

$$l_k = \frac{a_T \cdot \sin(\beta + \gamma)}{\sin \beta},$$

где β - угол сдвига; γ - абсолютная величина переднего угла резца; a_T - теоретическая толщина среза, мм.

На рис. 1.11,а показано влияние скорости резания на расчетную величину длины контакта стружки с передней поверхностью резца из эльбора-Р. При этом были использованы зависимости угла сдвига от скорости резания (рис. 1.10).

Из графиков видно, что длина контакта стружки с передней поверхностью резца носит экстремальный характер и принимает малые значения. Такое незначительное изменение длины контакта стружки с передней поверхностью резца в пределах 10...15 мкм приводит к большим удельным давлениям на передней поверхности резца и износу резца по передней поверхности.

В процессе исследований установлено, что при точении закаленных сталей резцами из твердых сплавов, которые допускают малые изменения скорости резания, длина контакта стружки с передней

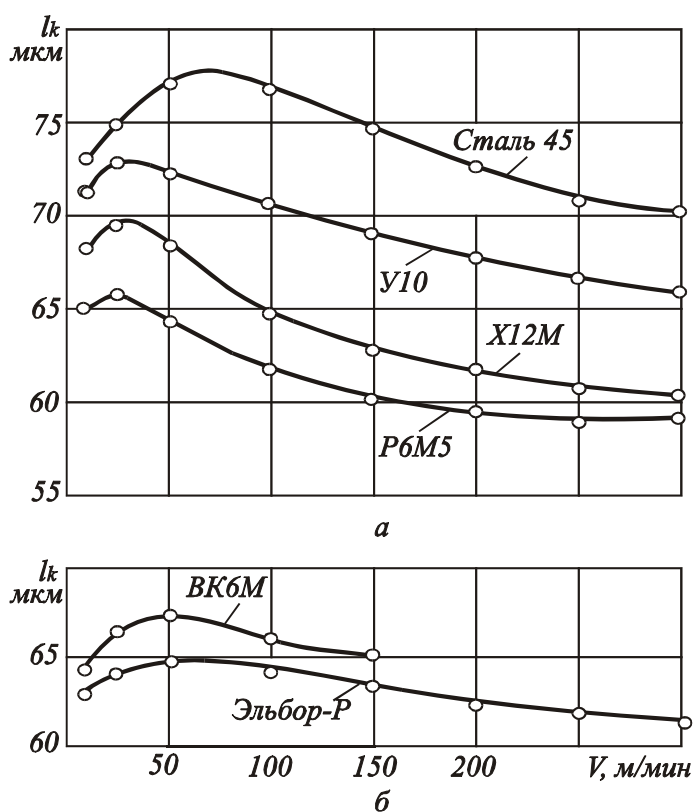


Рис. 1.11. Зависимости длины контакта стружки l_k от скорости резания V .

поверхностью резца изменяется в меньших пределах (3...5 мкм). Это приводит к еще большим удельным давлениям и температурам на передней поверхности резца и быстрому разрушению режущей кромки резца.

Проведенными исследованиями установлено, что при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р в зоне резания возникают высокие температуры, которые оказывают основное влияние на физико-механические свойства стружки.

Установлено, что микротвердость стружки при точении закаленных сталей ниже, чем микротвердость основного материала [136]. Материал стружки от влияния высоких температур резания разупрочняется. Характер зависимости микротвердости стружки от изменения скорости резания при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р $H_{стр} = f(V)$ имеет такой же вид, как и зависимость коэффициента трения $\mu = f(V)$ и усадка стружки $K_L = f(V)$. Разупрочнение стружки под действием высоких температур в зоне резания вероятно приводит к уменьшению износа передней поверхности резца из эльбора-Р.

Таким образом, исследование некоторых особенностей стружкообразования показало, что точение закаленных сталей резцами из эльбора-Р характеризуется меньшими величинами деформаций, чем точение резцами из твердого сплава, а, следовательно, и меньшей удельной работой резания. В связи с этим при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р должен быть более низкий уровень температур и сил резания по сравнению с тонким точением закаленных сталей резцами из твердых сплавов.

1.1.3. К ВОПРОСУ О НАРОСТООБРАЗОВАНИИ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Проведенные исследования по точению закаленных сталей резцами из твердых сплавов на низких скоростях резания редко обнаруживали нарост на резце. Но влиянию нароста на процесс точения в работах [62, 114] придается большое значение. Известно, что нарост образуется в определенном температурном интервале скоростей резания при точении пластичных материалов и влияет на некоторые физические особенности процесса резания: коэффициент трения, усадку стружки, силы резания и стойкость резцов. Поэтому при яв-

ном изменении этих физических характеристик процесса резания иногда говорят о появлении нароста.

В.Д. Кузнецов так определяет температурный интервал, при котором образуется нарост при точении сталей: “При 600°C нарост становится наиболее прочным, его поверхность царапает изделие и коэффициент трения μ достигает максимума. Выше 600°C прочность нароста уменьшается, при трении частицы нароста начинают отделяться от нароста и прилипать к стали. Чем выше температура, тем меньше прочность нароста и тем меньше μ . Наконец, когда температура поверхности трения приближается к температуре плавления стали, нарост совершенно не удерживается на резце и размазывается по обработанной поверхности, являясь своеобразной смазкой, которая уменьшает μ ”.

Исследования процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р на низких скоростях резания [103, 220] также обнаружили появление нароста на передней поверхности резца. Однако, причин его появления и изучения характера стружкообразования при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р на низких скоростях резания в литературе не приводится. Некоторые авторы [115, 124, 220 и др.] процесс точения закаленных сталей высокой твердости резцами из эльбора-Р начинают исследовать со скорости резания 50 м/мин. Это приводит к определенным ограничениям и выводам о эльборе-Р, как об особом инструментальном материале [136].

Методика исследования. Непосредственное наблюдение за процессом резания проводилось с помощью специального микроскопа (x100) по методике [62]. В процессе точения проводилось осциллографирование сил резания. Процесс наростообразования изучался при точении резцами из эльбора-Р закаленных сталей 45, У10, Р6М5 и сталей 45 и У10 в состоянии поставки. Некоторые опыты проводились при точении жаропрочного сплава ЭП616 и алюминиевого сплава АЛ10В. Геометрические параметры резцов из эльбора-Р были следующими: $\gamma = -10^{\circ}$; $\alpha = \alpha_1 = 10^{\circ}$; $\varphi = 45...90^{\circ}$; $\varphi_1 = 0^{\circ}$; $\varphi_0 = 15^{\circ}$; $\lambda = 0^{\circ}$; $l_f = 0,2$ мм.

Влияние скорости резания изучалось при поперечном точении заготовок диаметром 120 мм. Этим достигалось изменение скорости резания и определение интервала скоростей, способствующих наростообразованию.

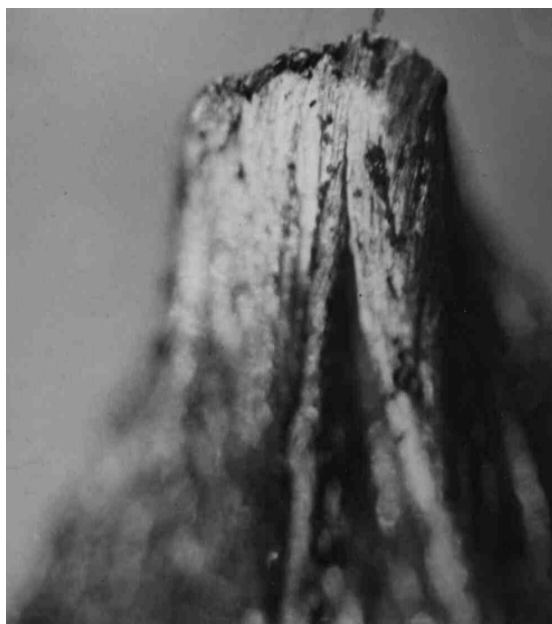
Влияние твердости обрабатываемого материала изучалось по

мере уменьшения степени закалки образца по кривым прокаливаемости в зависимости от диаметра образца.

Наростообразование при точении цветных металлов. С целью изучения контактных явлений в зоне резания проведено исследование



а



б

Рис. 1.12. Виды нароста: на задней поверхности (а), на передней поверхности (б).

процесса точения алюминиевого сплава АЛ10В резцами из эльбора-Р.

Исследованиями установлено, что при точении алюминиевого сплава АЛ10В со скоростью резания 120 м/мин в течение долей секунды на поверхности резца образуется устойчивый нарост, который

коренным образом меняет геометрические параметры резца. На рис. 1.12 показаны виды нароста на резцах из эльбора-Р при точении алюминиевого сплава АЛ10В со скоростью резания: а) $V = 80$ м/мин, б) $V = 120$ м/мин при $S = 0,07$ мм/об и $t = 0,3$ мм.

Опыты показывают, что при точении алюминия на малых скоростях резания нарост на резце полностью прикрывает вершину резца, предохраняет ее от износа по передней поверхности и сам производит процесс резания. Шероховатость обработанной поверхности отличается большим количеством зазубрин и рваных мест. Такое большое наростообразование может служить подтверждением высокой теплопроводности резцов из эльбора-Р и большей химической активностью нитрида бора при взаимодействии с алюминием, чем с железом.

В табл. 1.1 приведены результаты измерения высоты нароста (h_{max}) на передней поверхности резца и угла нароста δ_{1min} .

Из таблицы видно, что высота нароста в зависимости от скорости резания имеет экстремальную зависимость с максимумом при скорости резания $V = 120-150$ м/мин. Увеличение скорости резания

до 350 м/мин приводит к быстрым срывам нароста и стабилизации процесса точения. Шероховатость обработанной поверхности уменьшается до $R_a = 0,32$ мкм. Таким образом, процесс точения алюминиевого сплава АЛ10В резцами из эльбора-Р на повышенных скоростях резания характеризуется обильным наростообразованием на передней поверхности резца, которое приводит к быстрому износу резца. Поэтому резцы из эльбора-Р не следует рекомендовать для обработки деталей из алюминиевых сплавов. Точение меди резцами из эльбора-Р характеризуется застойными явлениями на передней поверхности резца и их срывами, что также приводит к ускоренному износу резцов. Такие же явления наблюдаются при точении других цветных материалов (МА-8, ЦАМ-4, АЛ-62 и др.). Таким образом, из-за большого наростообразования, застойных явлений и взаимодействия нитрида бора с цветными металлами резцы из эльбора-Р не следует применять при точении вышеуказанных материалов.

Таблица 1.1

Скорость резания, V , м/мин.	Высота нароста, h_{max} , мм.	Угол нароста, δ_{1min} , град.
30	0,4	85
80	0,75	60
100	0,85	40
120	1,2	30
150	1,1	40
200	0,6	60
250	0,4	80
350	0,1	90
400	0,05	90

Ряд авторов [103, 136, 220] указывают, что с уменьшением твердости закаленных сталей и сталей в состоянии поставки точение резцами из эльбора-Р нецелесообразно из-за быстрого износа резцов. Причина такого необычного поведения резцов из эльбора-Р до настоящего времени не выяснена. Поэтому было проведено изучение стружкообразования при точении резцами из эльбора-Р сталей 45 и У10 в состоянии поставки.

При этом было установлено, что точение сталей в состоянии поставки также затруднено как и точение цветных металлов из-за частых срывов нароста. Установлено, что нарост при точении стали на резце из эльбора-Р удерживается не прочно, что можно объяснить в какой-то мере инертностью эльбора-Р по отношению к железу. На

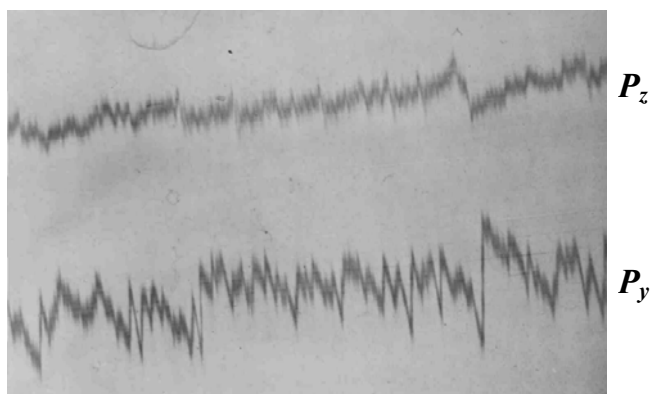


Рис. 1.13. Осциллограммы составляющих сил резания P_z и P_y .

рис. 1.13 показаны осциллограммы составляющих силы резания P_z и P_y при точении стали У10 резцами из эльбора-Р.

Из анализа осциллограмм установлено, что процесс деформации отдельного элемента стружки при скорости резания 80 м/мин происходит за период, равный 0,03 с, т.е. на длине пути ре-

зания в 30 мм. Такие частые колебания сил резания приводят к постепенным и систематическим воздействиям на режущую кромку резца и в конечном итоге к его износу (отделение мельчайших кристаллитов). При этом, так как режущее лезвие при его износе остается развитым и острым, то удельное давление на режущих кромках по-прежнему будет высоким. Частыми срывами нароста, приводящими к колебанию составляющих сил резания, можно объяснить быстрый износ резцов из эльбора-Р при точении сталей в состоянии поставки.

О наростообразовании при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р. Исследованиями ряда авторов [114, 137, 207] установлено, что при точении закаленных сталей резцами из твердых сплавов нарост на передней поверхности резца отсутствует. Однако Еремин Н.А. [627] при точении углеродистых сталей (**НВ** 260) наблюдал образование нароста при скорости резания $V = 19$ м/мин, измеряя его величину и количество срывов. Малкин А.Я. [133], изучая особенности усадки стружки при точении закаленных сталей высокой твердости объясняет наличие максимума усадки стружки в зависимостях $K_L = f(V)$ различием типов стружек при изменении скорости резания. Следует отметить, что чисто механическое объяснение появления экстремума в зависимостях $\mu = f(V)$ и $K_L = f(V)$ является неполным, так как здесь не раскрывается причина изменения типов стружек. Изучение контактных явлений на передней поверхности резца из эльбора-Р при точении закаленных сталей приобретает важное значение.

На рис. 1.14 показаны осциллограммы изменения силы P_y при точении закаленной стали 45 на различных скоростях резания. За

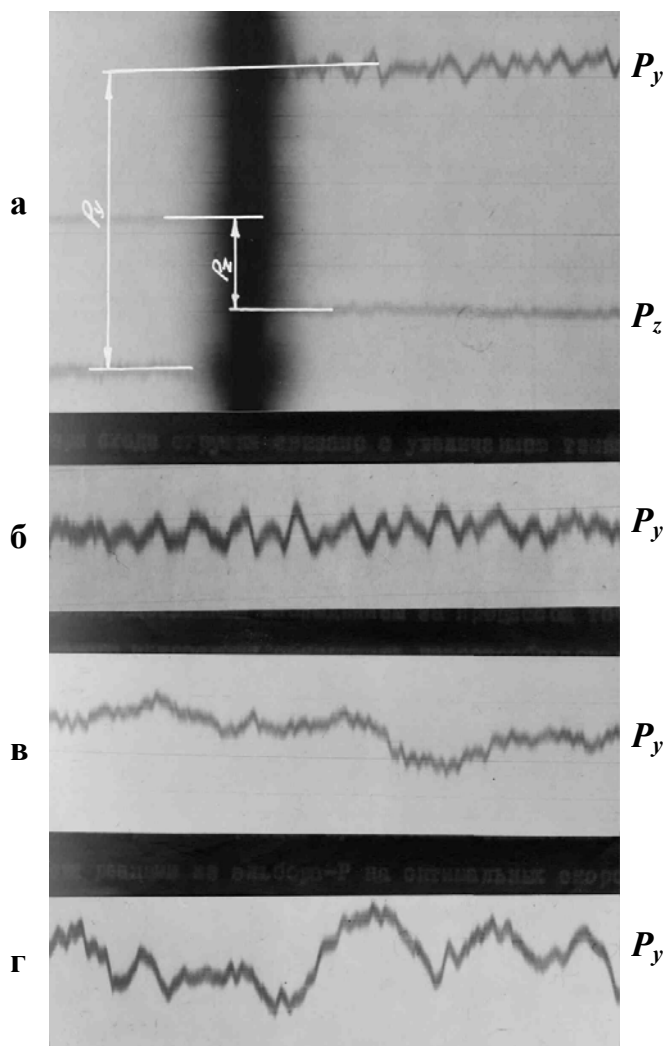


Рис. 1.14. Осциллограммы изменения силы P_y : а - $V = 100$ м/мин; б - $V = 80$ м/мин; в - $V = 40$ м/мин; г - $V = 15$ м/мин.

один оборот заготовки исследовалось изменение силы резания, - количество максимальных и минимальных ее значений.

Установлено, что количество падений силы P_y согласуется с изменением коэффициента трения и усадки стружки в зависимости от скорости резания. Количество изменений силы резания имеет максимум при тех же скоростях, что и коэффициенты трения и усадки стружки. Изучение видов стружек показывает, что при скорости резания, при которой наблюдается максимум в зависимостях $\mu = f(V)$ и $K_L = f(V)$ наблюдается переход стружки от элементной до сливной. Изменение характера схода стружки связано с увеличением температуры в зоне резания

свыше температуры закалки, то есть температуры, при которой в зоне деформации будет происходить разупрочнение металла и начнут проявляться его пластические свойства.

Непосредственным наблюдением за процессом точения с помощью специального микроскопа обнаружить наростообразование при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р не удалось. Мало изменяется и шероховатость обработанной поверхности в зависимости от изменения скорости резания. Это также подтверждает отсутствие нароста на передней поверхности резца. При точении закаленных сталей высокой твердости резцами из эльбора-Р на оптимальных скоростях резания, когда температура в зоне резания достигает $800-1000^\circ\text{C}$, условия для образования нароста на передней поверхности резца отсутствуют. Однако, неровности режущей кромки резца, вы-

званные микровыкрашиваниями в процессе износа (рис. 1.9), создают области, где могут скапливаться частицы обрабатываемого материала,

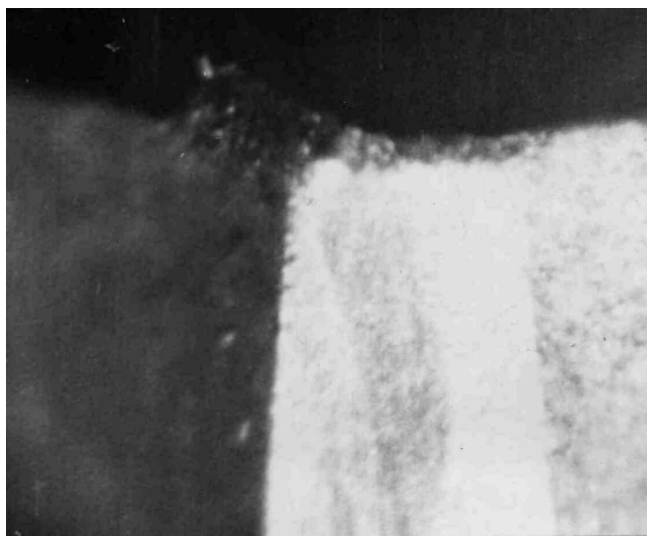


Рис. 1.15. Вид износа резца.

заполняя эти неровности. На рис. 1.15 показан вид износа резца из эльбора-Р с прилипшими частицами обрабатываемого материала. Однако прочного удержания частиц металла на поверхности резца из эльбора-Р не наблюдается, что можно объяснить малым взаимодействием эльбора-Р с закаленными сталями.

Таким образом, устойчивый нарост на резце из эльбора-Р при точении закаленных сталей на оптимальных скоростях резания отсутствует.

1.2. СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Рассмотренные выше противоречивые результаты исследований силовых зависимостей у ряда авторов (гл. 1) не позволяют вскрыть динамику процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р. Отсутствие информации о силах, действующих на задней поверхности резца, зачастую приводят к неправильному объяснению процесса износа резцов из сверхтвердых поликристаллов. Поэтому важно исследовать влияние основных технологических факторов процесса на составляющие силы резания и выяснить их распределение на отдельных элементах вершины резца из эльбора-Р.

Определение составляющих сил резания проводилось на токарно-винторезном станке повышенной точности ИЖ-250П и универсальном токарно-винторезном станке 1К62. Вместо резцедержателя на суппорте станка крепился высокочувствительный трехкомпонентный динамометр конструкции ВНИИ типа УДМ-100. В качестве усилителя использовался тензометрический усилитель ТА-5. Чувствительность динамометра с усилителем составляла: $P_z = 0,005$ кГс/дел, $P_y = 0,003$ кГс/дел, $P_x = 0,002$ кГс/дел. Взаимное влияние составляю-

щих силы резания P_z , P_y и P_x не превышало при тарировании 3%.

Геометрические параметры резцов были постоянными в большинстве серий опытов и равны: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 0^\circ$; $\varphi_0 = 15^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $l_f = 0,2 \dots 0,3$ мм.

1.2.1. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Установлено, что при обработке незакаленных сталей резцами из твердых сплавов с увеличением скорости резания, составляющие силы резания уменьшаются [45]. Исследования точения закаленных сталей острозаточенными резцами из твердых сплавов Т15К6 и Т30К4 показали, что с увеличением скорости резания силы резания также снижаются [80, 207].

Проведенные эксперименты по изучению влияния скорости резания на силы резания при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р показали небольшое отличие в величинах сил резания, при оптимальной скорости резания и равном износе резцов, по сравнению с точением резцами из твердых сплавов. Как показано выше, это объясняется небольшой разницей в величинах коэффициентов трения и в характере стружкообразования.

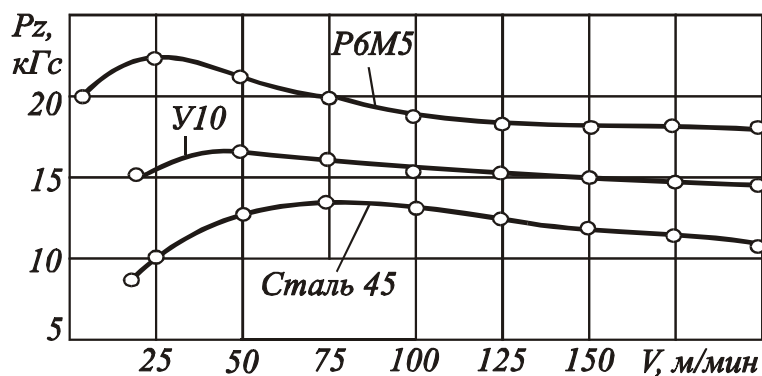


Рис. 1.16. Зависимости силы P_z от скорости резания V : $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,1$ мм.

На рис. 1.16 показано влияние скорости резания на силу P_z при точении резцами из эльбора-Р закаленных сталей 45 (HRC 50), У10 (HRC 58...60) и Р6М5 (HRC 64). Как видно из рисунка, увеличение скорости резания приводит сначала к

увеличению силы P_z , а затем к ее уменьшению. Максимум силы P_z наблюдается при точении быстрорежущей стали Р6М5 на скорости резания $V = 25$ м/мин ($P_z = 23$ кГс), инструментальной стали У10 – при скорости резания $V = 40 \dots 50$ м/мин ($P_z = 17,5$ кГс) и конструкционной стали 45 – при скорости резания $V = 80 \dots 90$ м/мин

($P_z = 14$ кГс). Экстремальный характер изменения силы резания P_z в зависимости $P_z = f(V)$ объясняется особенностями стружкообразования при точении на малых скоростях резания. Из рис. 1.16 видно, что с понижением твердости закаленной стали силы резания имеют меньшую величину, а максимум силы резания P_z смещается в сторону больших скоростей резания.

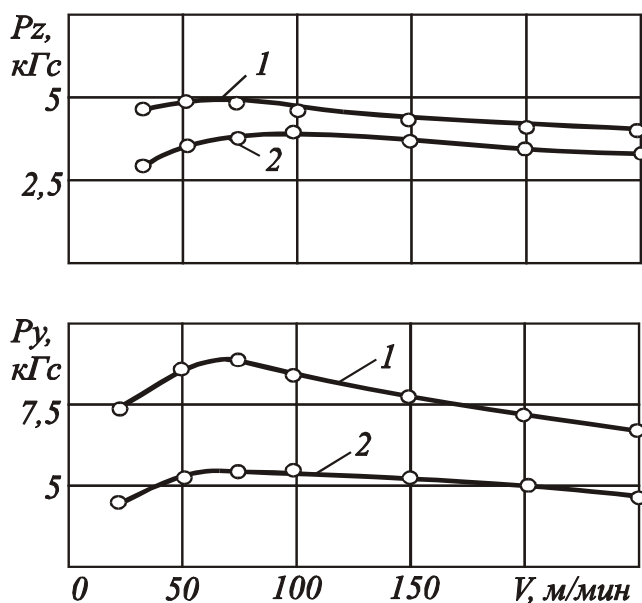


Рис. 1.17. Зависимости сил P_z и P_y от скорости резания V : $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $h_z = 0,3$ мм.

На рис. 1.17 показано влияние скорости на радиальную силу P_y при точении закаленной стали X12M различной твердости резцами из эльбора-Р. Как видно из рисунка, максимум силы P_y (9 кГс) находится при точении стали твердостью **HRC** 60 при скорости резания $V = 60$ м/мин, а при твердости стали **HRC** 33 максимум силы P_y (5 кГс) находится при скорости резания $V = 130$ м/мин. Дальнейшее увеличение скорости резания приводит к снижению силы P_y от 9 кГс при $V = 60$

м/мин до 5 кГс при $V = 250$ м/мин при точении стали твердостью **HRC** 60 и при точении стали твердостью **HRC** 33 до 4 кГс. Таким образом, с уменьшением твердости закаленной стали скорость резания оказывает меньшее влияние на силы резания. Большее влияние твердости закаленной стали на величину составляющей силы резания P_y объясняется упругим воздействием закаленных сталей, при точении которых происходит отжим резца от обрабатываемой детали. Более полно влияние твердости закаленной стали на силы резания будет рассмотрено ниже.

Совершенно иной характер изменения силы резания наблюдается при точении закаленных сталей резцами из твердых сплавов.

На рис. 1.18 показано влияние скорости резания на составляющие силы резания при точении закаленной стали 45 (**HRC** 48...50) резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6. С увеличением скорости резания от 10 до 100 м/мин при точении резцами из эльбора-Р

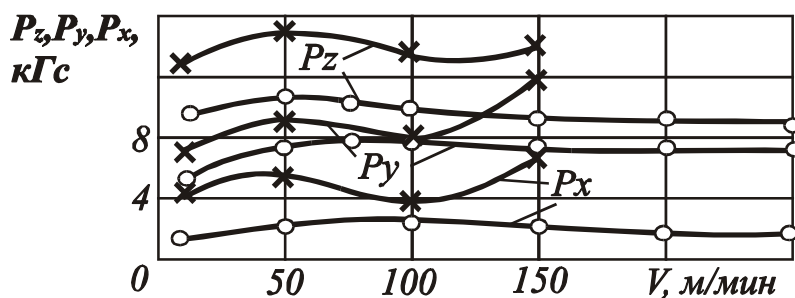


Рис. 1.18. Зависимости составляющих сил резания P_z , P_y , P_x от скорости резания V : x—x T15K6; o—o эльбор-Р; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

сила P_z увеличивается от 9 до 11 кГс, сила P_y - от 5,5 до 9 кГс и сила P_x - от 2,3 до 3,3 кГс. Такое увеличение сил резания вызвано ростом коэффициента трения на передней поверхности, что связано с изменением

длины контакта стружки с передней поверхностью твердосплавного резца (параграф 1.1.2). Дальнейшее увеличение скорости резания приводит к небольшому снижению сил резания. Так, при увеличении скорости резания от 100 до 200 м/мин сила P_z уменьшается от 11 до 9,8 кГс, сила P_y - от 9 до 8 кГс и сила P_x - от 3,3 до 2,6 кГс.

Осциллографирование процесса резания (рис. 1.19) при точении закаленной стали 45 резцами из эльбора-Р на скоростях резания $V < 100$ м/мин показывает, что в процессе резания происходит колебание сил резания на 20...30%. Это можно объяснить неустойчивостью

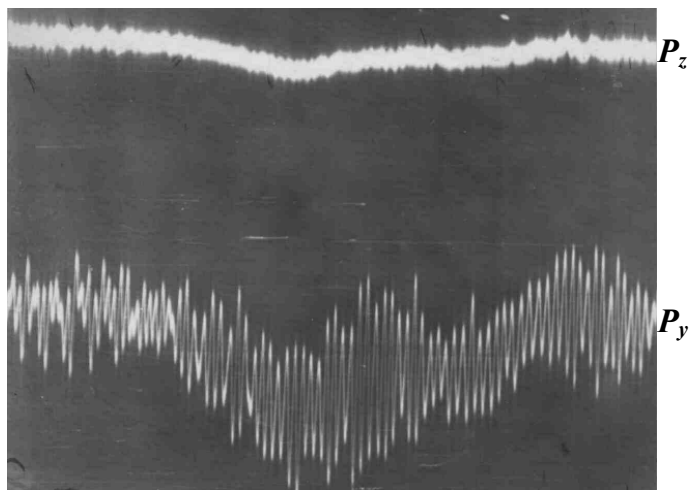


Рис. 1.19. Осциллограммы изменения сил P_z и P_y .

процесса резания, вызванного образованием стружки скалывания. Как видно из рис. 1.18, при точении закаленной стали 45 резцами из твердого сплава T15K6, с увеличением скорости резания от 10 до 50 м/мин силы резания возрастают: P_z от 14 до 15 кГс, P_y от 7,8 до 10 кГс и P_x от 4 до 5,5 кГс. С дальнейшим увеличением ско-

рости резания от 50 до 100 м/мин силы резания уменьшаются: P_z от 15 до 13,5 кГс, P_y от 10 до 9,5 кГс и P_x от 5,5 до 4,2 кГс. Такое изменение сил резания при точении резцами из твердого сплава можно объяснить аналогичным характером стружкообразования, т.е. при малых скоростях резания образуется стружка скалывания, а при боль-

ших скоростях резания образуется сливная стружка. Увеличение скорости резания свыше 100 м/мин приводит к резкому росту силы резания, вызванному быстрым износом резца. Весьма интенсивный износ твердосплавных резцов на более высоких скоростях резания обусловлен превышением температуры резания над температурой их красностойкости.

Исследователями установлено, что максимум силы резания находится в интервале скоростей резания, несколько меньших V_{opt} для каждой исследуемой стали. Поэтому при расчете силы резания незначительным снижением силы резания с увеличением скорости резания можно пренебречь и в расчетные формулы скорость резания не вводить. Влияние скорости резания на силы резания при точении закаленных сталей 40Х, 5ХНМ, 12ХН3А, ШХ15 и жаропрочного сплава ЭП616 аналогично.

1.2.2. ВЛИЯНИЕ ПОДАЧИ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

На рис. 1.20 показано влияние подачи на составляющие силы резания при точении закаленной стали 45 (HRC 48...50) резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6. Точение проводилось на оптимальной скорости резания для каждого инструментального материала, что давало возможность контролировать постоянство величины износа резца. Из рисунка видно, что степень влияния подачи при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 одинакова. Величина составляющих силы резания при точении резцами из твердого

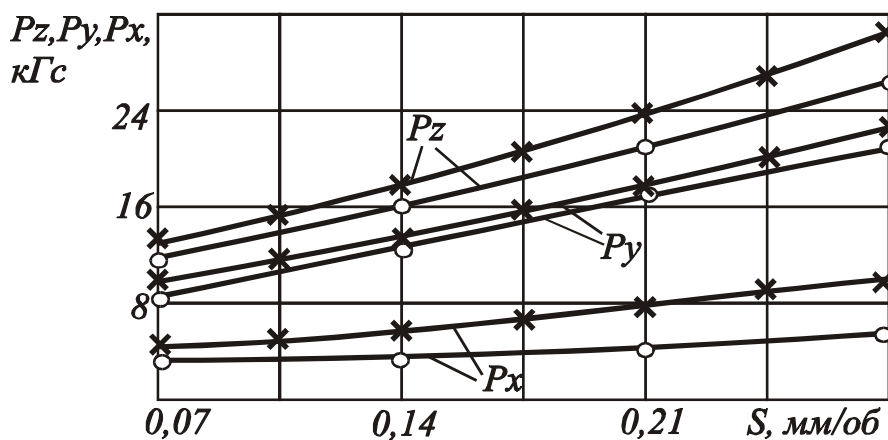


Рис. 1.20. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от подачи S : $t = 0,2$ мм; $h_s = 0,1$ мм; о—о эльбор-Р, $V = 100$ м/мин; х—х Т15К6, $V = 50$ м/мин.

сплава Т15К6 больше, чем при точении резцами из эльбора-Р на 20...30%. Это можно объяснить несколько меньшей величиной коэффициента трения эльбора-Р и меньшей величиной радиуса

округления режущих кромок ρ .

В исследуемом интервале подач от 0,07 до 0,28 мм/об, при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р наблюдается линейная

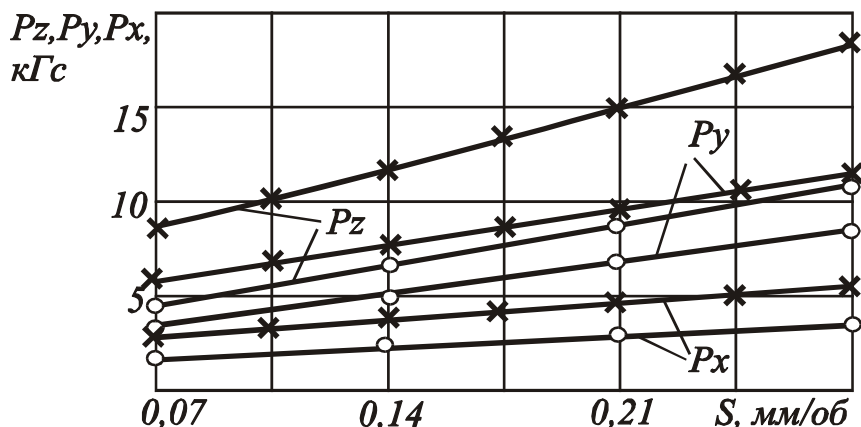


Рис. 1.21. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от подачи $S: V = 220$ м/мин; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,1$ мм; о—о эльбор-Р; х—х ВК6М.

зависимость сил резания от подачи. Увеличение интервала подач приводит, как и при точении резцами из твердых сплавов, к степенной зависимости сил резания. Однако, резцы из эльбора-Р рекомендуется применять в основном при чистовом точении за-

каленных сталей, т.е. с малыми подачами, поэтому при расчетах влияние подачи на силы резания можно принимать линейный характер зависимостей $P_z, P_y, P_x = f(S)$.

Исследования показали, что при обработке высокопрочных чугунов резцами из эльбора-Р составляющие силы резания меньше, чем

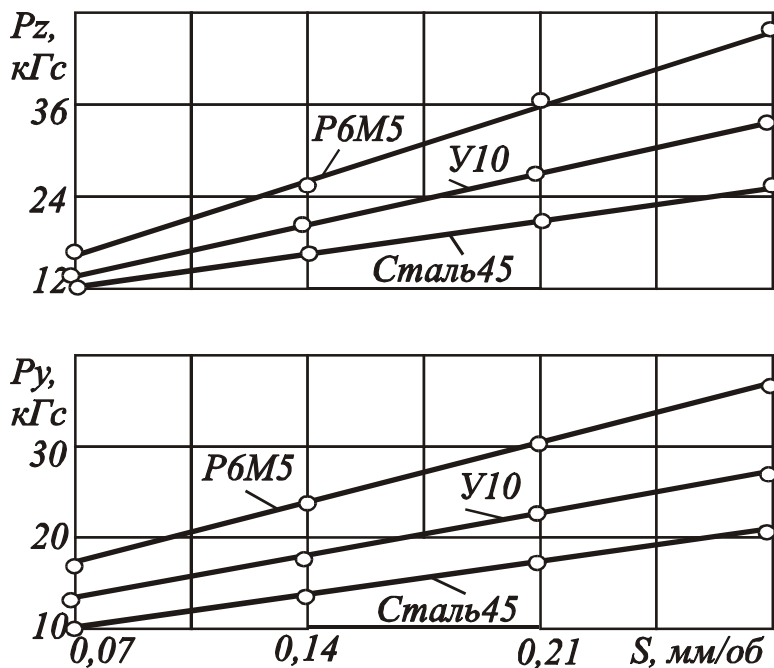


Рис. 1.22. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y от подачи $S: V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,1$ мм.

при точении резцами из твердого сплава ВК6 на 50...60% (рис.1.21). Это можно объяснить особенностями стружкообразования, т.е. при точении резцами из твердого сплава образуется ярко выраженная стружка скалывания, а при точении резцами из эльбора-Р - отдельные элементы частично соединены.

На рис. 1.22 показано влияние подачи на составляющие силы

резания при точении резцами из эльбора-Р различных материалов: закаленной конструкционной стали 45 (**HRC** 48...50), углеродистой стали У10 (**HRC** 58...60) и быстрорежущей стали Р6М5 (**HRC** 62...64). Из рисунка видно, что уменьшение твердости закаленной стали приводит к уменьшению абсолютной величины составляющих сил резания и степени влияния подачи на силы резания. Так, с увеличением подачи от 0,07 до 0,28 мм/об при точении закаленной стали 45 P_z увеличивается на 90%, а P_y в 2,2 раза; при точении стали У10 P_z увеличивается в 2 раза, P_y - в 2,6 раза и при точении быстрорежущей стали Р6М5 P_z увеличивается в 2,1 раза, P_y - в 3 раза. Таким образом, степень влияния подачи на силы резания при точении закаленных сталей различной твердости не одинакова. Однако, такое влия-

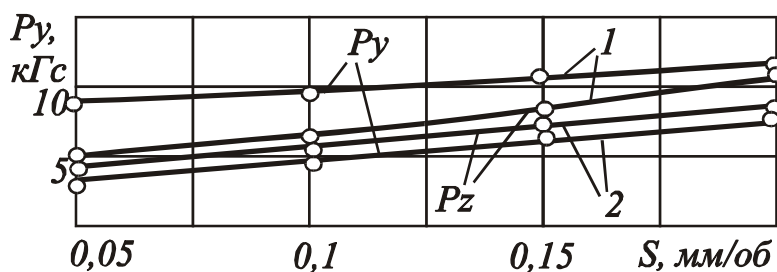


Рис. 1.23. Зависимости составляющей силы резания P_y от подачи S : $V_1 = 100$ м/мин; $V_2 = 150$ м/мин; $t = 0,1$ мм; 1 - **HRC** 60, 2 - **HRC** 33.

ние подачи на силы резания недостаточно объяснять только влиянием увеличения твердости обрабатываемого материала. Здесь необходимо учитывать целый ряд факторов процесса резания — коэффициент трения, ха-

раактер стружкообразования, особенности износа резца, химический состав обрабатываемого материала, его теплопроводность и другие. Это подтверждается проведенными исследованиями по влиянию подачи на силы резания при обработке одной марки закаленной стали различной твердости.

Из рис. 1.23 видно, что изменение твердости закаленной стали Х12М от **HRC** 33 до **HRC** 60 приводит к одинаковому характеру изменения силы P_z и к уменьшению влияния S на силу P_y . Так, при изменении подачи от 0,02 до 0,25 мм/об при точении стали твердостью **HRC** 33 сила P_z увеличивается на 6,0 кГс, а сила P_y - на 5,5 кГс, а при точении стали твердостью **HRC** 60 сила P_z увеличивается на 6,0 кГс, а сила P_y - на 4,5 кГс. Такой характер влияния подачи на силы резания при точении закаленной стали Х12М различной твердости резцами из эльбора-Р можно объяснить тем, что опыты были проведены при разных скоростях резания — оптимальных для данной

твердости стали. При этом с изменением твердости обрабатываемого материала меняется характер стружкообразования и величина коэффициента трения.

1.2.3. ВЛИЯНИЕ ГЛУБИНЫ РЕЗАНИЯ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Исследование влияния глубины резания на составляющие силы резания при точении закаленной стали 45 ($HRC\ 48...50$) (рис.1.24) резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 показало, что при малых глубинах резания ($t < 0,12$ мм) наблюдается превышение силы P_y над силой P_z . Это можно объяснить малой величиной соотношения ширины к толщине среза и относительно большой величиной радиуса округления режущей кромки ρ . Как

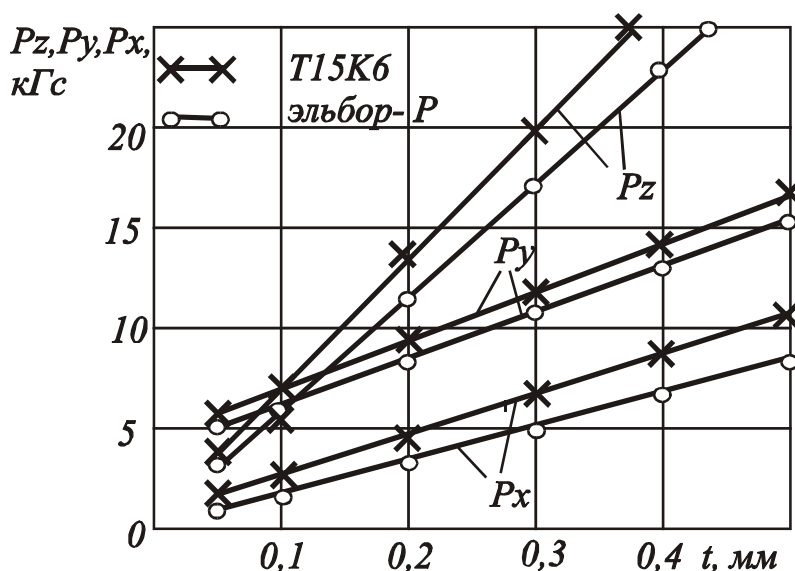


Рис. 1.24. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от глубины резания t : $V = 100$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $h_s = 0,1$ мм; о—о эльбор-Р; х—х Т15К6.

видно из рис. 1.24, степень влияния глубины резания на силу P_y при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 примерно одинакова, а на силу P_z и силу P_x - различна. Так, при увеличении глубины резания в 10 раз от 0,05 до 0,5 мм при точении резцами из эльбора-Р сила P_z увеличивается в 11

раз, сила P_x увеличивается в 15 раз, а при точении резцами из твердого сплава Т15К6 силы P_z и P_x увеличиваются в 11 раз.

Таким образом, с увеличением глубины резания относительная разность между составляющими силы резания при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 уменьшается. Это можно объяснить уменьшением влияния радиуса округления режущей кромки ρ и значительным увеличением соотношения b/a .

На рис. 1.25 показано влияние глубины резания на составляющие силы резания P_z , P_y при точении закаленных сталей Р6М5 (HRC 62...64), У10 (HRC 58...60) и стали 45 (HRC 48...50). Как видно из рисунка, равенство сил P_z и P_y у стали Р6М5 наблюдается при глубине резания 0,09 мм, а у стали У10 – при глубине резания 0,11 мм и у стали 45 – при глубине резания 0,13 мм, т.е. с уменьшением твердости обрабатываемого материала равенство сил P_z и P_y наблюдается при большей глубине резания. С увеличением глубины резания в 10 раз от 0,05 до 0,5 мм при точении резцами из эльбора-Р быстрорежущей стали Р6М5 сила P_z увеличивается в 7 раз, а сила P_y – в 2,6 раза. Для закаленной стали У10 такое увеличение глубины резания приводит к росту силы P_z в 8 раз, а силы P_y – в 2,6 раза. При точении закаленной стали 45 с увеличением t от 0,05 до 0,5 мм сила P_z увеличивается в 11 раз, а сила P_y – в 3,3 раза. Таким образом, при точении резцами из эльбора-Р закаленных сталей различной твердости, степень влияния глуп-

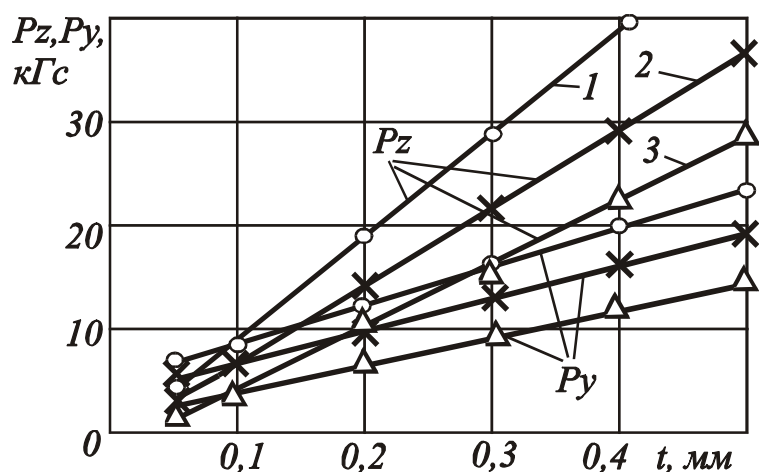


Рис. 1.25. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от глубины резания t : $V_{1,2} = 75$ м/мин; $V_3 = 100$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $h_3 = 0,1$ мм.

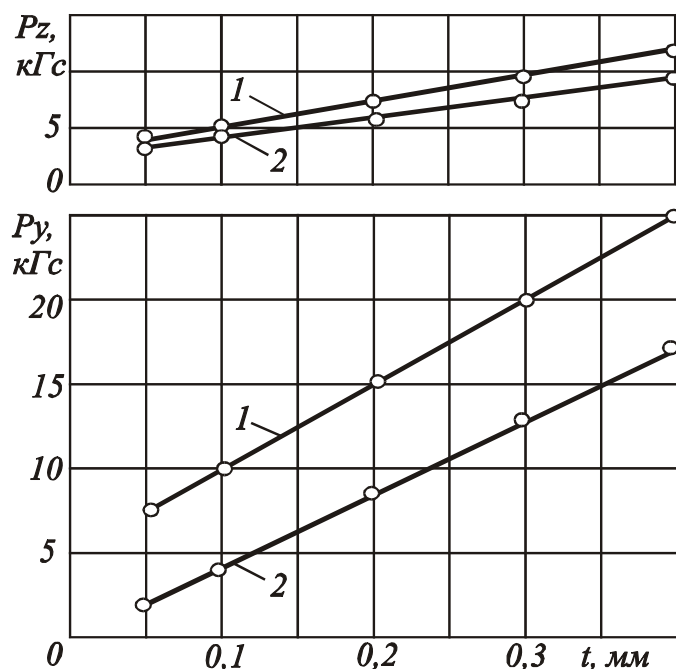


Рис. 1.26. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y от глубины резания t : $V_1 = 100$ м/мин; $V_2 = 150$ м/мин; $S = 0,05$ мм/об; $h_3 = 0,1$ мм; Х12М: 1 - HRC 60; 2 - HRC 33.

резания в 10 раз от 0,05 до 0,5 мм при точении резцами из эльбора-Р быстрорежущей стали Р6М5 сила P_z увеличивается в 7 раз, а сила P_y – в 2,6 раза. Для закаленной стали У10 такое увеличение глубины резания приводит к росту силы P_z в 8 раз, а силы P_y – в 2,6 раза. При точении закаленной стали 45 с увеличением t от 0,05 до 0,5 мм сила P_z увеличивается в 11 раз, а сила P_y – в 3,3 раза. Таким образом, при точении резцами из эльбора-Р закаленных сталей различной твердости, степень влияния глуп-

бины резания на силы резания не одинаковы. Это подтверждается при точении резцами из эльбора-Р сталей одной марки, но различной твердости.

Из расположения зависимостей $P_{z,y} = f(t)$ (рис. 1.26) при точении закаленной стали X12M резцами из эльбора-Р следует, что при увеличении глубины резания в 8 раз от 0,05 до 0,4 мм при точении стали твердостью **HRC** 60 сила P_z увеличивается в 2,7 раза, а сила P_y - в 3,7 раза, в то время как при точении стали твердостью **HRC** 33 сила P_z увеличивается в 2,9 раза, а сила P_y - в 7,3 раза. Такое влияние твердости на силы резания при увеличении глубины резания можно объяснить большими величинами коэффициентов трения при меньшей твердости стали и иным характером стружкообразования.

1.2.4. ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА РЕЗЦА НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Исследования показали, что при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р большое влияние на силы резания оказывает износ резца. Недооценка влияния этого фактора на силы резания приводят к не правильному пониманию динамики процесса резания. При увеличении износа резца по задней поверхности от 0,1 до 0,5 мм при

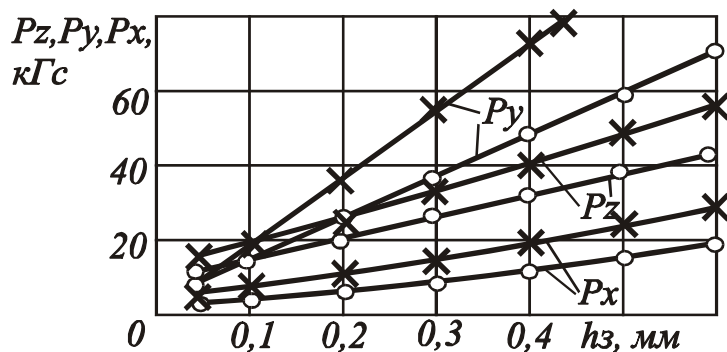


Рис. 1.27. Зависимости составляющих сил резания P_z, P_y, P_x от износа резца по задней поверхности h_z : $V = 175$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; ВТ-3.

точении закаленной стали 45 (**HRC** 48...50) (рис. 1.27) сила P_z увеличивается в 3 раза, сила P_y - в 5,8 раза, сила P_x увеличивается в 4,5 раза. В то же время при точении закаленной стали 45 резцами из твердого сплава Т15К6 с увеличением износа резца по задней поверхности от 0,1 до 0,5 мм сила P_z

увеличивается в 2,6 раза, сила P_y - в 30 раз, а сила P_x - в 10 раз.

Из сравнения приведенных зависимостей видно, что износ твердосплавного резца приводит к более интенсивному увеличению радиальной составляющей силы резания P_y , чем износ резца из эльбора-Р.

Это можно объяснить тем, что с увеличением износа резца из твердого сплава Т15К6 радиус округления режущей кромки ρ увеличивается интенсивнее. Следовательно, при точении закаленных сталей резцами из эльбора можно получить большую точность обработки, чем при тонком точении резцами из твердого сплава. Из приведенного рисунка видно, что при точении резцами из эльбора-Р до износа резца по задней поверхности $h_z < 0,17$ мм наблюдается превышение силы P_z над силой P_y , а в дальнейшем сила P_y превосходит силу P_z . При точении закаленной стали 45 резцами из твердого сплава Т15К6 равенство сил P_z и P_y наблюдается при износе, равном 0,15 мм. Таким образом, по окончании периода приработки резца из эльбора-Р сила P_y превосходит силу P_z . Это одна из особенностей точения закаленных сталей, обусловленная их прочностными свойствами. Изменение соотношения сил P_z и P_y с увеличением износа резца при точении закаленной стали 45 приведено в табл. 1.2, составленной по данным рис. 1.27.

Таблица 1.2

Эльбор-Р				Т15К6		
h_z	P_z	P_y	P_z / P_y	P_z	P_y	P_z / P_y
0,05	11	5,0	2,2	15,0	3,0	5,0
0,1	14	10,0	1,4	18,0	12,0	1,5
0,2	20	22,0	0,91	25,5	30,5	0,835
0,3	26	34,0	0,765	33,0	50,0	0,66
0,4	32	46,0	0,695	40,0	68,5	0,595
0,5	37	58,0	0,637	47,0	88,5	0,53
0,6	44	72,0	0,612	54,0	108,0	0,5

Из рассмотренных выше рисунка и таблицы следует, что при точении закаленной стали 45 острозаточенными резцами из твердого сплава Т15К6 сила P_z меньше, чем при точении резцами из эльбора-Р, но с увеличением износа резца до 0,075 мм это превышение исчезает, так как резко увеличивается радиус округления резца ρ .

Влияние величины износа резца на силы резания представлено на рис. 1.28, где приведены зависимости силы резания при точении титанового сплава ВТ-3 резцами из поликристаллического синтетического алмаза АСПК, твердого сплава ВК6 и эльбора-Р. Как видно из рисунка, при точении острозаточенным инструментом, минимальные силы резания наблюдаются при работе резцами из синтетических

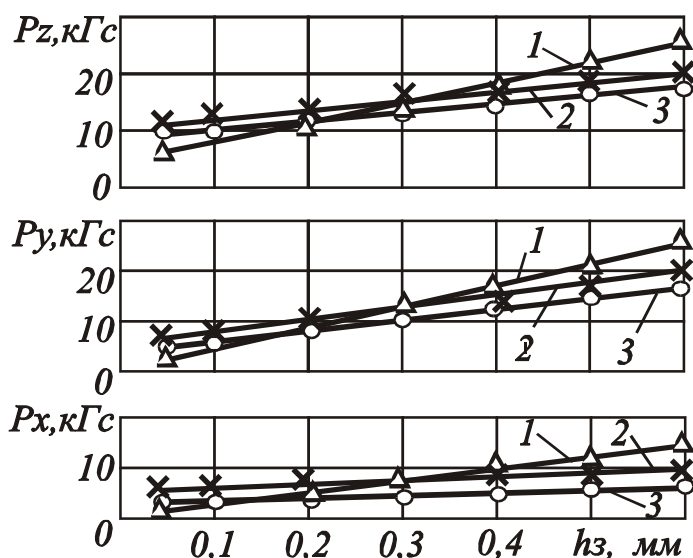


Рис. 1.28. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от износа резца по задней поверхности h_3 : $V = 175$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; ВТ-3: 1 – АСПК; 2 – ВК6М; 3- эльбор-Р.

сплава и эльбора-Р с титановым сплавом ВТ-3, а также малый радиус округления режущих кромок, позволяет вести обработку с весьма малыми силами резания. Затем, в связи со сравнительно быстрым увеличением износа резца по задней и передней поверхностям, силы резания возрастают значительно быстрее, чем при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава ВК6.

Исследованиями установлено, что увеличение твердости обрабатываемого материала приводит к росту силы резания. Поэтому, для определения степени влияния твердости на силы резания было проведено специальное исследование при точении резцами из эльбора-Р конструкционной стали 45 различной твердости (рис. 1.29). Из рисунка видно, что более интенсивно с увеличением твердости закаленной стали растет сила резания P_y , что объясняется увеличением упругого воздействия стали на резец. Важным является то, что степень влияния твердости обрабатываемого материала на силы резания при точении резцами из эльбора-Р и при тонком точении резцами из твердого сплава различны. Это свидетельствует о том, что с повышением твердости обрабатываемого материала преимущества точения резцами из эльбора-Р возрастают.

Как показали исследования, характер влияния износа резца на силы резания при обработке различных материалов неодинаков. На

алмазов АСПК, а равенство сил P_z и P_y при точении резцами из эльбора-Р наблюдается при их износе по задней поверхности $h_3 = 0,2$ мм. В дальнейшем с увеличением износа силы резания при точении резцами из АСПК превосходят силы резания при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава ВК6. В начальный период точения резцы из синтетических алмазов, имеющие меньший коэффициент трения, чем резцы из твердого

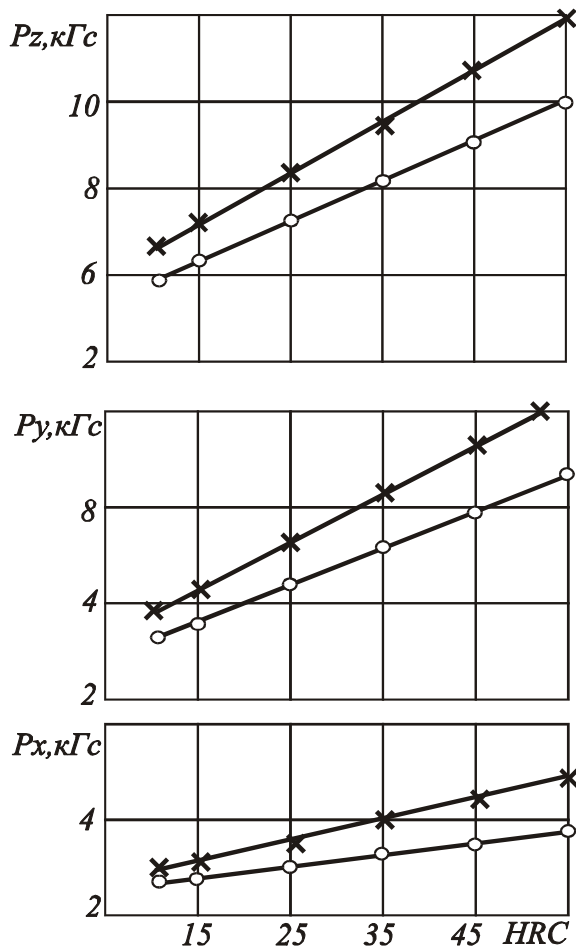


Рис. 1.29. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от твердости по Роквеллу HRC : $V = 100$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,1$ мм; о—о эльбор-Р; х—х Т15К6.

трех материалов, а на силу P_y степень влияния износа различна. Если при износе резца по задней поверхности $h_3 = 0,05$ мм сила P_z при точении стали Р6М5 больше, чем при точении стали 45 (на оптимальных режимах резания) на 7 кГс, то при износе резца $h_3 = 0,5$ мм эта разность уже составляет 16 кГс. Равенство радиальных сил наблюдается при точении стали Р6М5 и стали 45 соответственно при износе резца по задней поверхности 0,4 и 0,6 мм.

На рис. 1.31 показано влияние износа резца по задней поверхности на составляющие силы резания при точении быстрорежущей стали Р6М5 (HRC 62...64) резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 на оптимальных скоростях резания для каждого инструментального материала. Из рисунка видно, что равенство сил P_z и P_y

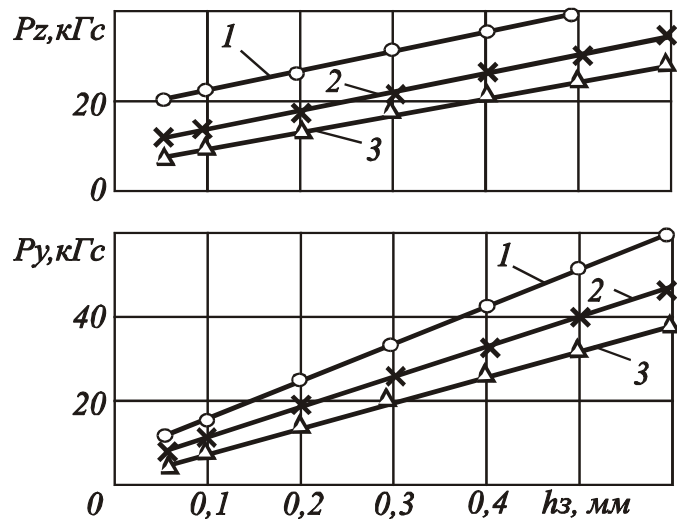


Рис. 1.30. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от износа резца по задней поверхности h_3 : $V_{1,2} = 75$ м/мин; $V_3 = 100$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

рис. 1.30 показано влияние износа резца из эльбора-Р на составляющие силы резания при точении быстрорежущей стали Р6М5, закаленной углеродистой стали У10 и закаленной конструкционной стали 45. Из рисунка видно, что износ резца оказывает примерно одинаковое влияние на силу P_z для всех

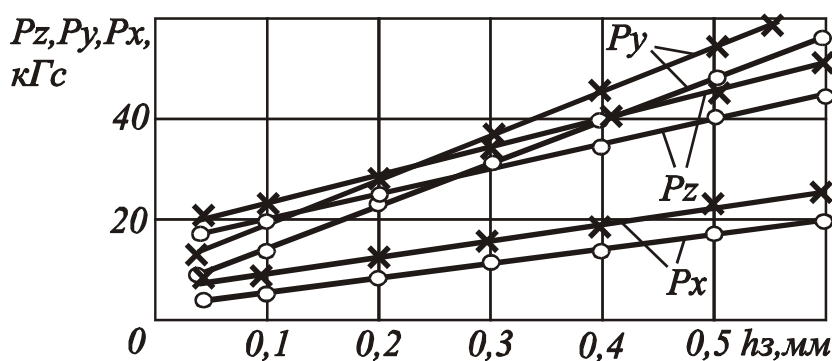


Рис. 1.31. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от износа резца по задней поверхности h_3 : $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм; о—о эльбор-Р - $V = 75$ м/мин; х—х Т15К6 - $V = 15$ м/мин.

при точении наблюдается при износе резца из эльбора-Р $h_3 = 0,3$ мм, а резца из твердого сплава Т15К6 при износе $h_3 = 0,28$ мм. Характерным является то, что при точении стали Р6М5 резцами из твердого сплава сила P_x

достигает значительно больших величин, чем при точении резцами из эльбора-Р.

1.2.5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЗЦА

При исследовании процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р, когда с увеличением износа резца значительно возрастают силы резания, важным является изучение сил, действующих на задней поверхности инструмента, которые при малых сечениях среза играют определяющую роль в протекании процесса резания. Это подтверждается проведенными расчетами на основе выполненных экспериментальных исследований.

Силы на задней поверхности резца из эльбора-Р при точении закаленных сталей 45 и Р6М5 устанавливали по методу экстраполяции силовых зависимостей на нулевую толщину среза, предложенному проф. Н.Н. Зоревым [76, 80]. Силы резания определяются суммой сил, действующих на передней и задней поверхностях резца:

$$\begin{aligned} P_z &= P_z'' + P_z', \\ P_y &= P_y'' + P_y', \end{aligned}$$

где P_z'' и P_y'' - силы, действующие на передней поверхности; P_z' и P_y' - силы, действующие на задней поверхности резца.

При уменьшении толщины среза до нуля первые составляющие также стремятся к нулю, а тангенциальная и радиальная силы резания

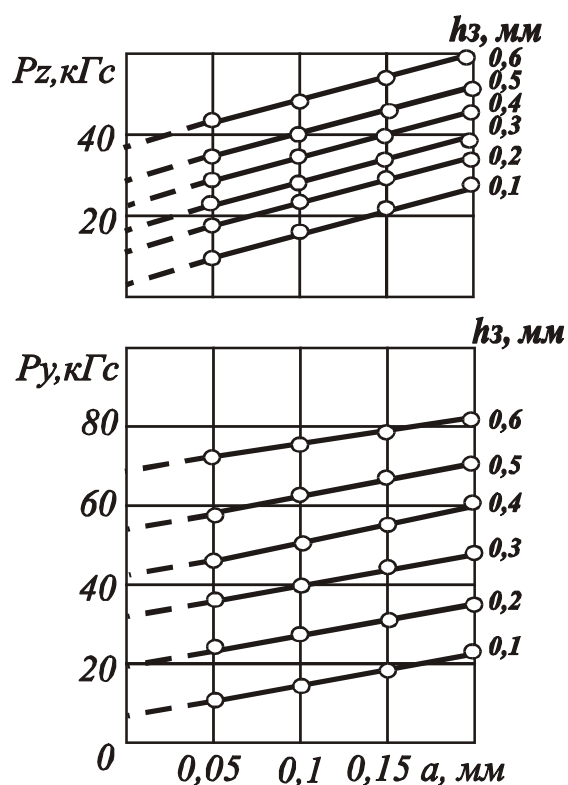


Рис. 1.32. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y от толщины среза a : $V = 100$ м/мин; $t = 0,2$ мм.

становятся равными касательной и нормальной составляющим силам, действующим на задней поверхности резца; при $a \rightarrow 0$, $P_z'' \rightarrow 0$ и $P_y' \rightarrow 0$, а $P_z \approx P_z'$ и $P_y \approx P_y'$.

После экстраполяции сил, полученных в экспериментах при точении закаленной стали 45 (рис. 1.32) на нулевую толщину среза, определим значения нормальной (N) и касательной (F) сил, действующих на задней поверхности резца.

Результаты измерений и расчетов по определению сил, действующих на задней поверхности резца, и коэффициента трения при различных величинах износа резца сведены в табл. 1.3.

Таблица 1.3

Износ резца по задней поверхности h_3 , мм	Площадь контакта f , мм ²	Нормальная сила на задней поверхности N , кГс	Касательная сила на задней поверхности F , кГс	Контактное давление q_k , кГс/мм ²	Удельная касательная сила q_F , кГс/мм ²	Коэффициент трения на задней поверхности μ_z
0,1	0,03	5	8	167	267	1,6
0,2	0,06	17	14	283	234	0,82
0,3	0,09	29	20	322	222	0,69
0,4	0,12	41	26	342	217	0,66
0,5	0,15	53	32	354	213	0,62
0,6	0,18	65	38	361	211	0,575

Из таблицы видно, что контактные давления на задних поверхностях достигают больших величин и с увеличением износа резца от 0,1 до 0,6 мм увеличиваются от 167 до 361 кГс/мм², т.е. в 2,1 раза, что является одной из особенностей процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р. Удельная касательная сила на задней поверх-

ности с увеличением износа резца от 0,1 до 0,6 мм уменьшается от 267 до 211 кГс/мм², т.е. всего на 21%. Проведенные расчеты контактных давлений на передней поверхности резца из эльбора-Р показывают, что их величины в 2...3 раза меньше, чем контактные давления на задних поверхностях резца. Это приводит к тому, что износ резцов из эльбора-Р проходит в основном по задней поверхности.

Анализ зависимостей, представленных на рис. 1.32 показывает, что с увеличением износа резца соотношение сил, действующих на передней и задней поверхностях, изменяется. Рассмотрим влияние этого изменения на удельную работу резания при точении закаленной стали 45 резцами из эльбора-Р, которую можно определить по формуле

$$Q = \frac{P''_z}{a \cdot b} + \frac{P'_z}{a + b},$$

где первая составляющая является удельной работой стружкообразования, а вторая – удельной работой на задней поверхности резца, т.е. работой трения.

Из рис. 1.32 видно, что с увеличением износа резца составляющая P'_z намного больше P''_z , поэтому главную роль в удельной работе резания составляет сила трения.

На рис. 1.33 приведены зависимости удельной работы резания и удельной работы стружкообразования от толщины среза и износа резца по задней поверхности.

Из рис. 1.33 видно, что при малых толщинах среза при точении закаленной стали 45 резцами из эльбора-Р удельная работа стружкообразования значительно меньше удельной

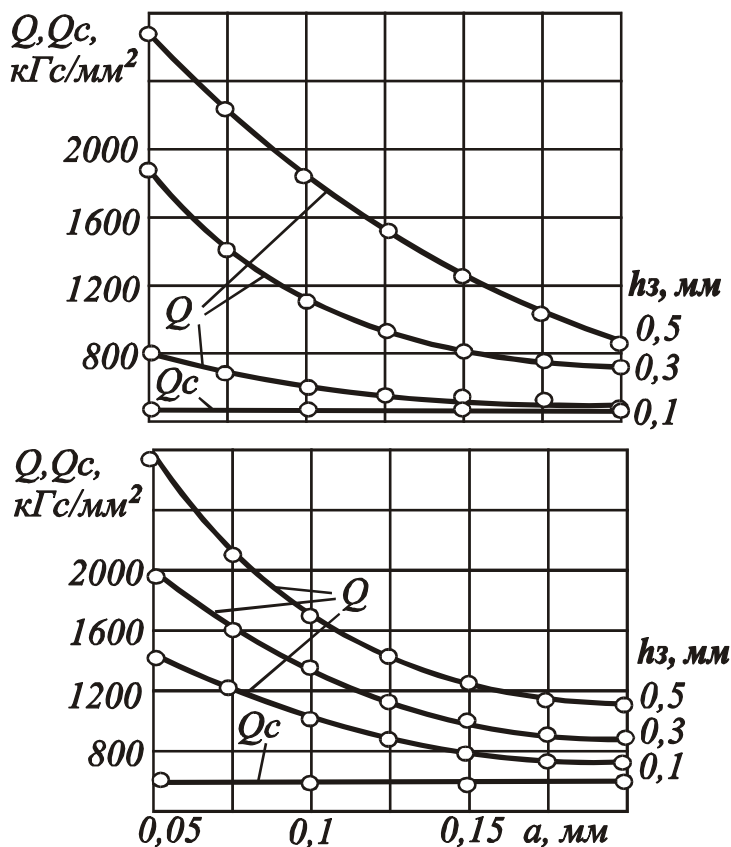


Рис. 1.33. Зависимости удельной работы стружкообразования Q_c (а) и удельной работы резания Q (б) от толщины среза a : а - $V = 100$ м/мин; б - $V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм.

работы резания. Особенно это различие возрастает с увеличением износа резца. При износе резца $h_z = 0,3$ мм и толщине среза $a = 0,5$ мм удельная работа резания $Q = 1860$ кГс/мм², а удельная работа стружкообразования $Q_c = 428$ кГс/мм², т.е. – 23% от удельной работы резания. Остальная же доля удельной работы резания приходится на удельную работу трения (77%).

При точении быстрорежущей стали Р6М5 (*HRC* 62...64) резцами из эльбора-Р наблюдается еще большее влияние износа резца и

толщины среза на силы резания. На рис. 1.34 приведены зависимости силы P_z и силы P_y от толщины среза при различной величине износа резца по задней поверхности при точении быстрорежущей стали Р6М5 резцами из эльбора-Р. После экстраполяции этих зависимостей на нулевую толщину среза и получения значений нормальной (N) и касательной (F) сил, действующих на задней поверхности резца, были проведены расчеты контактных давлений и коэффициентов трения на задней поверхности резца (табл.1.4).

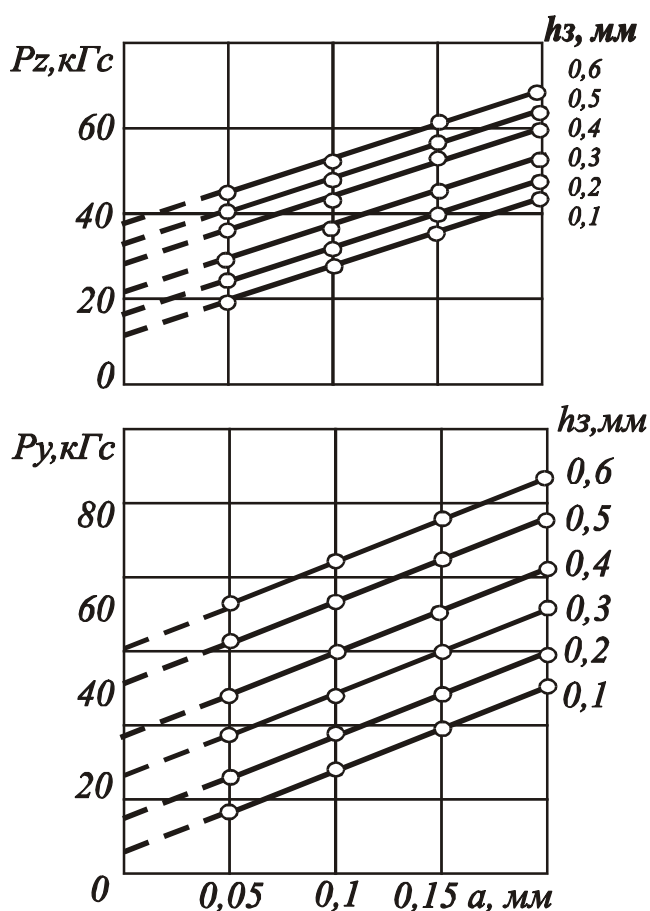


Рис. 1.34. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y от толщины среза a : $V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм.

с увеличением износа резца от $h_z = 0,1$ до 0,6 мм увеличиваются от 167 до 278 кГс/мм², т.е. в 1,66 раза, а удельная касательная сила на задней поверхности уменьшается от 400 до 205 кГс/мм², т.е. в 1,95 раза.

Из табл. 1.4 видно, что значения коэффициентов трения на задней поверхности резца из эльбора-Р при точении быстрорежущей стали Р6М5 имеют большие величины, чем при моделировании про-

цесса трения эльбора-Р с быстрорежущей сталью Р6М5 (параграф 1.1.1). Это можно объяснить тем, что в процессе износа резца происходит заполнение неровностей площадки износа частицами деформированного слоя быстрорежущей стали Р6М5 и трение происходит в основном (особенно при больших значениях удельной касательной силы на задней поверхности) стали по стали. При точении закаленной стали 45 значение касательной силы было несколько меньше, поэтому и коэффициент трения стали 45 с эльбором-Р имел меньшие значения. Из этого сравнения можно сделать следующий вывод: при точении высокопрочных материалов, когда касательные силы на задних поверхностях резца достигают больших значений, с целью уменьшения коэффициента трения μ , следует на задней поверхности резца выполнять нулевую фаску, т.е. $\alpha = \alpha_1 = 0^\circ$ по ширине 0,1 мм.

Большой практический интерес представляет изучение изменения удельной работы резания и удельной работы стружкообразования в зависимости от износа резца и толщины среза при точении быстрорежущей стали Р6М5 и сравнение полученных результатов с аналогичными величинами при точении закаленной стали 45.

Таблица 1.4

Износ резца по задней поверхности h_z , мм	Площадь контакта f , мм ²	Нормальная сила на задней поверхности N , кГс	Касательная сила на задней поверхности F , кГс	Контактное давление на задней поверхности q_N , кГс/мм ²	Удельная касательная сила на задней поверхности q_F , кГс/мм ²	Коэффициент трения на задней поверхности μ_z
0,1	0,03	5	12	167	400	2,4
0,2	0,06	14	17	233	283	1,22
0,3	0,09	23	22	256	245	0,96
0,4	0,12	32	27	267	225	0,85
0,5	0,15	41	32	274	214	0,78
0,6	0,18	50	37	278	205	0,74

В табл. 1.4 (по данным рис. 1.34) приведены расчеты удельной работы резания и удельной работы стружкообразования при точении быстрорежущей стали Р6М5 резцами из эльбора-Р в зависимости от степени износа резца и толщины среза на оптимальных режимах резания. Из таблицы видно, что если при износе резца $h_z = 0,1$ мм при толщине среза 0,05 мм, удельная работа резания $Q = 1430$ кГс/мм², то

при износе $h_z = 0,6$ мм она уже равна 3220 кГс/мм^2 , т.е. в 2,24 раза больше, а удельная работа стружкообразования равна $Q_c = 572 \text{ кГс/мм}^2$.

Отношение удельной работы стружкообразования к удельной работе резания в зависимости от износа резца и толщины среза при точении быстрорежущей стали Р6М5 имеет отличительные особенности по сравнению с точением закаленной стали 45. Так, при износе резца по задней поверхности $h_z = 0,1$ мм и толщине среза $a = 0,05$ мм отношение Q_c / Q равно 40,6% вместо 54,5% при точении закаленной стали 45, а при толщине среза 0,2 мм для стали Р6М5 отношение Q_c / Q равно 74,5 %, то для стали 45 отношение Q_c / Q достигает 92,5%. Таким образом, при малых значениях износа резца отношение Q_c / Q при точении закаленной стали 45 больше, чем при точении быстрорежущей стали Р6М5. При увеличении износа резца характер этих соотношений изменяется. Так, если при точении быстрорежущей стали Р6М5 при износе резца $h_z = 0,6$ мм и толщине среза 0,05 мм отношение Q_c / Q равно 17,8%, то при точении закаленной стали 45 отношение Q_c / Q составляет 13,6%, т.е. теперь большие значения отношения удельной работы стружкообразования к удельной работе резания наблюдаются уже при точении быстрорежущей стали Р6М5.

Различный характер изменений соотношения Q_c / Q объясняется особенностями стружкообразования, которые определяют процесс точения быстрорежущей стали Р6М5 и закаленной конструкционной стали 45.

1.2.6. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИИ РЕЗЦА НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Влияние переднего угла γ . Так как поликристаллический кубический нитрид бора по своим физико-механическим свойствам сравнительно хрупкий материал, то передний угол рекомендуется принимать только отрицательным.

Нами были проведены исследования по изучению влияния переднего угла резца из эльбора-Р на силы резания при точении закаленной инструментальной стали У10 (*HRC* 58...60). Обработка производилась при оптимальных режимах резания при строгом соблюдении величины износа резца по задней поверхности $h_z = 0,3$ мм.

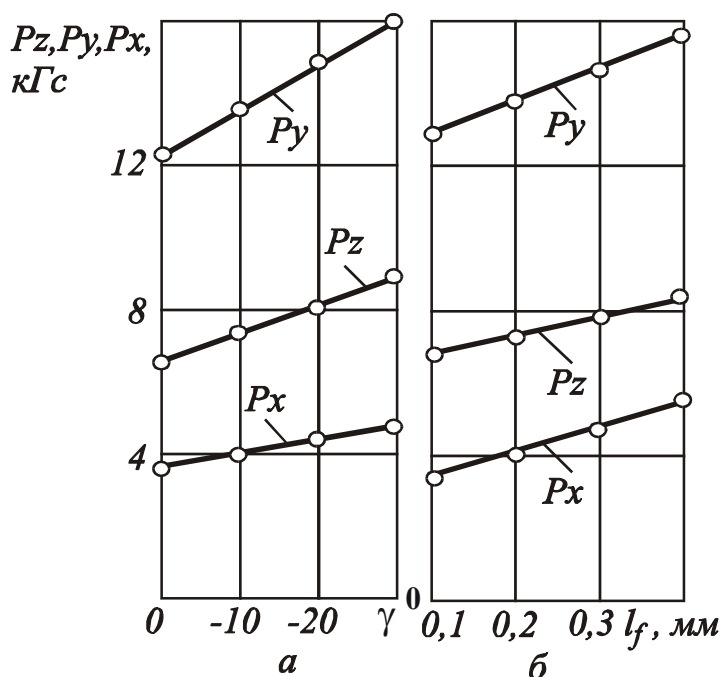


Рис. 1.35. Зависимости составляющих силы резания P_z, P_y, P_x от переднего угла резца γ (а) и длины зачистного лезвия l_f (б): $V = 75$ м/мин; $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,3$ мм.

1,5 кГс (37,5%). Зависимость сил резания от величины отрицательного переднего угла при указанных выше режимах и условиях резания можно выразить следующими формулами:

$$P_z = 6,5 + 0,083|\gamma|;$$

$$P_y = 12,5 + 0,116|\gamma|;$$

$$P_x = 4,0 + 0,05|\gamma|,$$

где $|\gamma|$ - абсолютное значение величины переднего угла резца из эльбора-Р.

Влияние радиуса резца при вершине. При исследовании влияния радиуса резца при вершине r на силы резания необходимо учитывать процесс протекания износа резца. Установлено [89], что с увеличением износа радиусная задняя поверхность резца из эльбора-Р при вершине превращается в площадку с прямолинейной кромкой при вершине. Так, при величине радиуса резца $r = 0,5$ мм и износе резца по задней поверхности $h_3 = 0,2$ мм величина прямолинейного участка вершины равна $l_f = 0,2$ мм. Для установления особенностей влияния формы вершины резца на силы резания исследования проводились резцами, имеющими при вершине зачистную прямолинейную фаску,

Значение переднего угла резца изменялось от $\gamma = 0^\circ$ до $\gamma = -30^\circ$. По данным проведенных экспериментов были построены зависимости $P_z, P_y, P_x = f(\gamma)$ (рис. 1.35).

Из рис. 1.35 видно, что при $h_3 = 0,3$ мм $P_y > P_z$, что подтверждается ранее полученными зависимостями $P = f(h_3)$. Увеличение значения отрицательного переднего угла резца от 0 до -30° приводит к увеличению P_z на 2,5 кГс (38,5%), P_y - на 3,5 кГс (28%), P_x - на

величина которой изменялась от 0,1 до 0,5 мм. При точении закаленной стали У10 (**HRC** 58...60) резцами из эльбора-Р, увеличение ширины прямолинейной фаски при вершине от 0,1 до 0,5 мм приводит к увеличению силы P_z на 2 кГс (31%), силы P_y на 2,5 кГс (19%) и силы P_x на 2,5 кГс (70%) (при $V = 75$ м/мин; $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм и $h_3 = 0,3$ мм).

Таким образом, увеличение ширины прямолинейной зачистной фаски приводит к увеличению в большей мере силы P_x и меньшей - P_z и P_y . Изменение прямолинейной зачистной фаски в небольших пределах $l_f = 0,2...0,3$ мм, что соответствует радиусу округления вершины резца $= 0,5...0,7$ мм, мало сказывается на изменении сил резания.

При указанных выше условиях обработки закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р составляющие силы резания могут быть рассчитаны по следующим зависимостям:

$$\begin{aligned} P_z &= 6,5 + 5l_f && \text{(или } 2r), \\ P_y &= 12,8 + 6,25l_f && \text{(или } 2,5r), \\ P_x &= 3,7 + 6,25l_f && \text{(или } 2,5r). \end{aligned}$$

Остальные геометрические параметры резца из эльбора-Р на силы резания практически не оказывают влияния.

Для расчета составляющих силы резания при точении закаленных сталей и труднообрабатываемых жаропрочных сплавов могут быть применены следующие эмпирические формулы, полученные на основе обработки результатов проведенных испытаний. Первые составляющие приведенных ниже формул – увеличение сил резания на передней поверхности, а вторые – силы резания на задней поверхности резца:

$$\begin{aligned} P_z &= C_{p_z} \cdot S \cdot t \cdot H + K_z \cdot l_K \cdot h_3; \\ P_y &= C_{p_y} \cdot S \cdot t \cdot H + K_y \cdot l_K \cdot h_3; \\ P_x &= C_{p_x} \cdot S \cdot t \cdot H + K_x \cdot l_K \cdot h_3, \end{aligned}$$

где $C_{p_z}, C_{p_y}, C_{p_x}$ - постоянные коэффициенты, зависящие от обрабатываемого материала и других условий обработки; S - подача, мм/об; t - глубина резания, мм; H - твердость обрабатываемого материала по Роквеллу; h_3 - износ резца по задней поверхности, мм; K_z, K_y, K_x - контактные давления на задней поверхности резца; l_K - длина контакта режущих кромок резца с деталью, мм.

Длина контакта резца с деталью может быть рассчитана по формулам:

а) для резца с зачистной режущей кромкой

$$l_K = l_f + \frac{t}{\sin \varphi},$$

б) для резца с радиусом при вершине

$$l_K = \frac{1}{3} \cdot \sqrt{r} + \frac{t}{\sin \varphi},$$

где l_f - длина зачистной фаски, параллельной направлению подачи, мм; r - радиус резца при вершине, мм; φ - главный угол в плане, град.

Указанные зависимости справедливы при точении закаленных сталей твердостью **HRC** 45...60; $t = 0,15 \dots 0,5$ мм; $S = 0,05 \dots 0,28$ мм/об; $h_z = 0,1 \dots 0,5$ мм.

1.3. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Появление инструментальных сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, имеющего высокую твердость и красностойкость, появилась возможность обрабатывать закаленные стали на таких скоростях резания, когда температура в зоне резания превышает 1000°C. Поэтому изучение тепловых явлений, сопровождающих процесс точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р, приобретает особое значение.

Экспериментальному исследованию температурных зависимостей при точении резцами из эльбора-Р посвящено немного работ. Так, Л.Г. Маркова [136] проводила исследования зависимостей температуры резания от режимов резания при точении закаленной стали ХВГ резцами из эльбора-Р с помощью полуприродной термопары, встроенной в обрабатываемую заготовку. Однако, этот метод измерения температуры резания показывает заниженные результаты из-за неточной тарировки термопары. Этим можно объяснить небольшие значения температуры резания, полученные в ее исследованиях.

В.А. Кондратьев [103] измерял температуру резания при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р методом “бегущей” термопары, встроенной в обрабатываемую заготовку, и получил при оптимальных скоростях резания температуру порядка 800...1000°C.

Г.А. Кулаков [115] определял температуру резания естественной и полуюскусственной термопарой, встроенной в обрабатываемую заготовку, и фотоэлектрическим пирометром. Контактные температуры и тепловые потоки он рассчитывал также методом движущихся источников с использованием уравнения теплового баланса по методике проф. Резникова А.Н. [203].

Б.Н. Леонов [124] проводил исследования температуры резания также с помощью полуюскусственной термопары, встроенной в обрабатываемую заготовку, а для анализа теплового поля зоны резания использовался метод движущихся источников тепла. Определение температур резания осуществлялось разработанным им теоретико-экспериментальным методом, сущность которого состоит в том, что расчетные формулы тепловых потоков и температур в зоне контакта и все составляющие элементы были взяты из эксперимента.

Этим показано, что при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р отсутствуют экспериментальные данные по температурному полю резца, по влиянию на температуру резания величины износа резца и твердости обрабатываемого материала, а также недостаточно изучены отличительные особенности теплообразования при точении закаленных сталей резцами из других поликристаллических инструментальных материалов.

1.3.1. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Одной из причин, затрудняющих изучение температурных явлений при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р, являются его физико-механические свойства: высокая микротвердость и низкая электропроводность, не позволяющие применять метод естественной термопары.

Экспериментальное определение температуры резания проводилось методом искусственной хромель-алюмелевой термопары с толщиной проволок 0,2 мм, встроенной в отверстие заготовки эльбора-Р. Отверстия диаметром 0,5 мм в заготовке эльбора-Р выполнялись с помощью луча лазера с последующим ультразвуковым рассверливанием алмазной пастой АСМ 1/3.

Э.д.с. термопары усиливалась компенсационным усилителем постоянного тока Ф359 и регистрировалась показывающим двухкоординатным миллиамперметром Н359, позволяющим получить рас-

тянутую шкалу температур с точностью 0,5 град. Тарирование искусственных термопар осуществлялось в индукционном нагревателе, температура которого контролировалась ртутным термометром до 700°С и контрольной термопарой до 1200°С.

Координаты размещения термопары в заготовке эльбора-Р определялись с помощью оптического дилномера ИЗВ-21 с точностью до 0,001 мм.

При определении температуры резания важно установить градиент температур и вектор его наибольших значений.

GradT определяется уравнением:

$$gradT = \frac{\Delta T}{\Delta l},$$

где ΔT - разность температур на участке заготовки эльбора-Р длиной Δl .

В системе СИ единица температурного градиента равна град/м. С целью определения этого градиента была разработана следующая методика измерения температуры резания.

В отверстии заготовки эльбора-Р устанавливалась термопара на удалении от вершины резца в радиальном направлении 2 мм и все дальнейшие измерения температуры и переточка резца проводились без удаления термопары. После износа резца осуществлялась его переточка по задней поверхности, определялось новое расстояние от вершины резца до термопары и снова проводились все замеры температуры. Так продолжалось до тех пор, пока расстояние от задней поверхности резца до термопары не достигало 0,3 мм. За это время проводились 4-5 переточек резца. Зная величину изменения расстояния между вершиной резца и термопарой, довольно точно определяли градиент температур в заготовке эльбора-Р. Термопара устанавливалась также в заготовке эльбора-Р в отверстии, выполненном в тангенциальном направлении. В этом случае перезаточка резца осуществлялась по передней поверхности.

С помощью полученного таким образом градиента температуры в заготовке эльбора-Р определялась экспериментальная температура резания, которая в дальнейшем сравнивалась с расчетными величинами, полученными по методике проф. Резникова А.Н. с учетом особенностей эльбора-Р и полученных температурных зависимостей, Б.Н. Леоновым [124] и Г.А. Кулаковым [115]. Расчет температур резания производился с помощью ЭВМ. В процессе экспериментов определялось температурное поле резца.

Температурные зависимости изучались при точении закаленных сталей 45, У10, 5ХНМ, 12ХН3А, ШХ15 и Р6М5. Обработываемые материалы были подобраны специально с различными коэффициентами теплопроводности.

Для сравнения возникающих температур резания в процессе точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р были проведены сравнительные исследования при точении резцами из твердого сплава Т15К6 и минералокерамики ЦМ332, имеющими также различный коэффициент теплопроводности. Геометрические параметры резцов из эльбора-Р и других инструментальных материалов были одинаковыми во всех сериях опытов по определению температуры резания: $\gamma = 0^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 0^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 0^\circ$; $\varphi_0 = 15^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $l_f = 0,3$ мм. Передний и задний углы резца определялись за счет установки резца ниже центра таким образом, чтобы $\gamma_y = -10^\circ$; $\alpha_y = \alpha_{1y} = 10^\circ$. Этим достигались меньшие погрешности при определении точных координат точки установки термодпары.

1.3.2. ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ РЕЗЦА С РЕЖУЩИМ ЭЛЕМЕНТОМ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Исследованиями установлено, что определение температурных полей в составных режущих инструментах аналитическим путем затруднено [203]. При исследовании малоизученных процессов резания новыми инструментами из сверхтвердых материалов возрастают ошибки из-за недостаточной точности физико-механических свойств инструментального материала. Поэтому экспериментальное исследование температурного поля резца из эльбора-Р при точении закаленных сталей является наиболее достоверным методом определения температуры резания и отдельных участков резцов.

В процессе экспериментов принимались следующие начальные и граничные условия:

- а) начальная температура резца и заготовки равна нулю;
- б) участки поверхности резца, не участвующие в контакте с обрабатываемой деталью и стружкой не отдают теплоту в окружающую среду (граничное условие второго рода [203]).

Погрешность, вызванная этими допущениями, оценивалась по формулам:

- 1) теплоотдача элемента из эльбора-Р:

$$\alpha = 0,3 \cdot 10^{-4} \cdot \omega^{0,76} / d^{0,24} = 0,3 \cdot 10^{-4} \cdot 100^{0,76} / 4^{0,24} = 7,1 \text{ кал/см}^2 \cdot \text{с} \cdot \text{град},$$

где $\omega = V_{onm} = 100$ м/мин; d - эквивалентный диаметр элемента эльбора-Р;

2) изменение температуры, вызванное охлаждением, оценивалось:

$$\varepsilon = 100\% \cdot \frac{\alpha}{C_p} \cdot \frac{F}{W} = 100 \cdot (7,1 \cdot 10^{-4} \cdot 0,4) / (0,5 \cdot 0,04) = 1,42\%,$$

где C_p - объемная теплоемкость эльбора-Р, принимаемая равной $0,5 \text{ кал/см}^3 \cdot \text{град}$; F - площадь охлаждаемой поверхности элемента из эльбора-Р; $F = 3,14 \cdot 0,4 \cdot 0,3 = 0,4 \text{ см}^2$; W - объем заготовки эльбора-Р;

$$W = \frac{\pi \cdot d^2 \cdot l}{4} = 0,04 \text{ см}^3.$$

Таким образом, погрешность от теплоотдачи заготовкой эльбора-Р в окружающую среду не превышает $1,5 \dots 2\%$, что вполне допустимо и поверхность резца из эльбора-Р можно рассматривать адиабатической.

В результате проведенных экспериментов по точению закаленных сталей на оптимальных скоростях резания с удалением термодатчика от вершины резца $0,5 \times 0,5$ мм, получены градиенты температур, которые сведены в табл. 1.5.

Таблица 1.5

№ п/п	Инструментальный материал	Коэффициент теплопроводности		$gradT$	
		кал/см $\cdot$ с $\cdot$ град	Ватт/м $\cdot$ град	град/мм	град/м
1	Эльбор-Р	-	-	200	0,2
2	Твердый сплав Т15К6	0,065	30	230	0,23
3	Минералокерамика ЦМ332	0,05	22	250	0,25

Из табл. 1.5 видно, что наибольший температурный градиент был получен при точении закаленных сталей резцами из минералокерамики ЦМ332, имеющих наименьший коэффициент теплопроводности.

На рис. 1.36 приведены экспериментальные температурные поля резцов из эльбора-Р. При этом был использован максимальный температурный градиент $|gradT|_{\max} = 200^\circ\text{C}$. Так как при указанных ско-

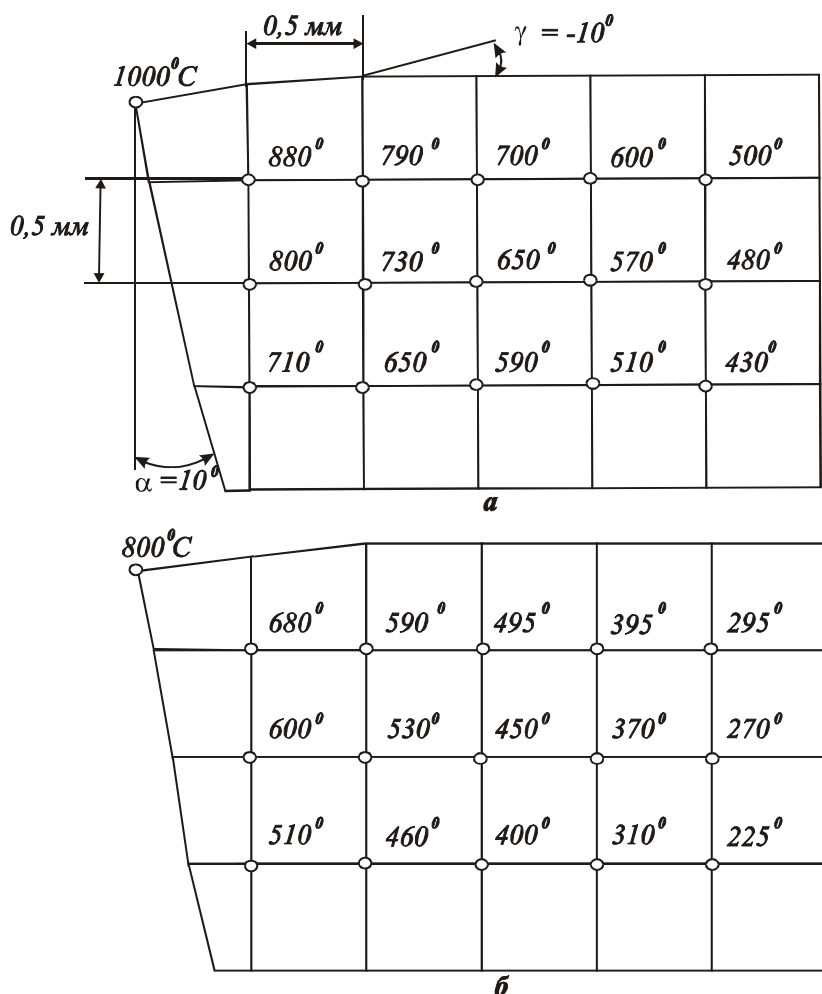


Рис. 1.36. Температурные поля резцов из эльбора-Р: а - $V = 80$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,2$ мм, Р6М5 (HRC 62...64); б - $V = 100$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,2$ мм, Сталь 45 (HRC 48...50).

ростях резания длина контакта стружки с передней поверхностью резца l_n примерно равна длине контакта задней поверхности резца с заготовкой l_z и равна 0,2 мм, можно считать, что тепловой поток в резец поступает от точечного источника и распространяется во всех направлениях одинаково. Коэффициент теплопроводности эльбора-Р сравнительно велик ($\lambda = 0,22$ кал/см·с·град, по данным ВНИИАШа) и это облегчает отвод теплоты в массу инструмента, особенно со стороны

задней поверхности, так как интенсивность теплообразования на площадке контакта “резец - изделие” при тонком точении высока. Следует отметить также, что низкий коэффициент трения эльбора-Р с закаленными сталями приводит к меньшему теплообразованию, чем у твердых сплавов.

При точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р подтверждаются выводы, сделанные в работе [203] о влиянии коэффициента теплопроводности на контактные температуры в зоне резания.

С теплофизической точки зрения высокотеплопроводные материалы, каким является эльбор-Р следует применять в первую очередь при точении, так как увеличение теплопроводности при этом способствует снижению температуры как на передней, так и на задней поверхностях инструмента.

1.3.3. ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ

Исследования по определению влияния режимов резания на температуру резания были проведены с помощью искусственной термопары и полученных градиентов температуры при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р, твердого сплава Т15К6 и минералокерамики ЦМ332. Как показали исследования, при точении закаленной стали У10 (*HRC* 58...60) резцами из эльбора-Р температура резания

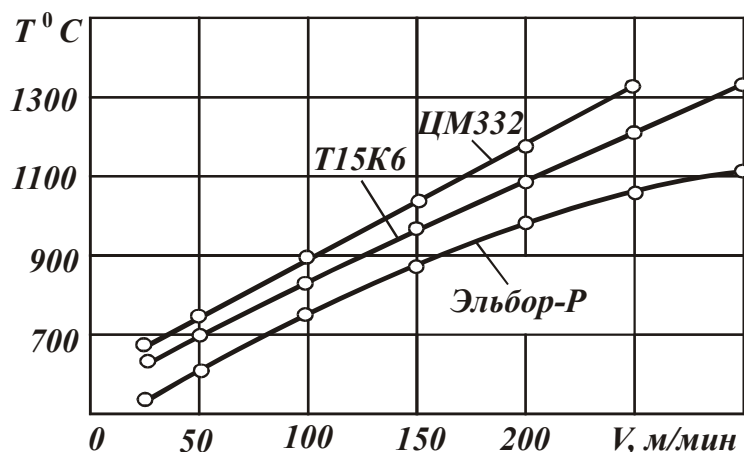


Рис. 1.37. Зависимости температуры резания T от скорости резания V : $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,2$ мм.

меньше, чем при точении резцами из твердых сплавов и минералокерамики ЦМ332.

Влияние скорости резания. На рис. 1.37 показано влияние скорости резания на температуру резания при точении закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р, твердого сплава Т15К6 и минералокерамики ЦМ332.

Из рисунка видно, что при точении резцами из эльбора-Р во всем интервале изменения скорости резания от 20 до 300 м/мин температура резания на 10...15% меньше, чем при точении резцами из твердого сплава и на 15...20% меньше, чем при точении резцами из минералокерамики. Это связано не только с низким коэффициентом трения эльбора-Р с закаленной сталью, но и с физико-механическими свойствами эльбора-Р такими как высокая тепло- и температуропроводность, в результате чего температуры на контактных площадках ниже. Величина температуры резания зависит также от физико-механических свойств обрабатываемого материала.

На рис. 1.38 представлены зависимости температуры резания от скорости резания при точении быстрорежущей стали Р6М5 (*HRC* 62...64), стали У10 (*HRC* 58...60) и стали 45 (*HRC* 50...55). Из расположения графиков видно, что с увеличением твердости закаленной стали степень влияния скорости резания на температуру резания увеличивается. При низких скоростях резания $V < 50$ м/мин образуется стружка скалывания, длина контакта которой с передней поверхно-

стью невелика. Повышение скорости резания приводит к образованию сливной стружки. Длина контакта с передней поверхностью уве-

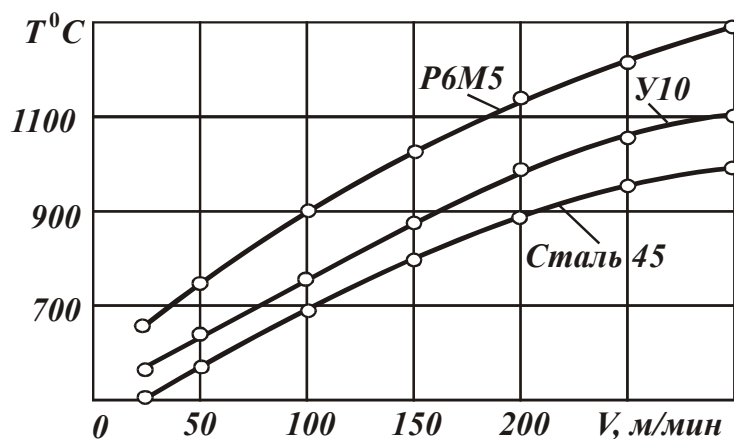


Рис. 1.38. Зависимости температуры резания T от скорости резания V : $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,2$ мм.

личивается и увеличивается температура контакта стружки с резцом. При точении высокозакаленных сталей на высоких скоростях резания $V > 500$ м/мин в зоне резания образуются высокие температуры резания, при которых сходящая стружка разогревается до такой степени, что превращается в кап-

лю расплавленного металла. При точении резцами из твердого сплава незакаленной стали ст.3 такие температуры наблюдаются при скорости резания 6000 м/мин [45].

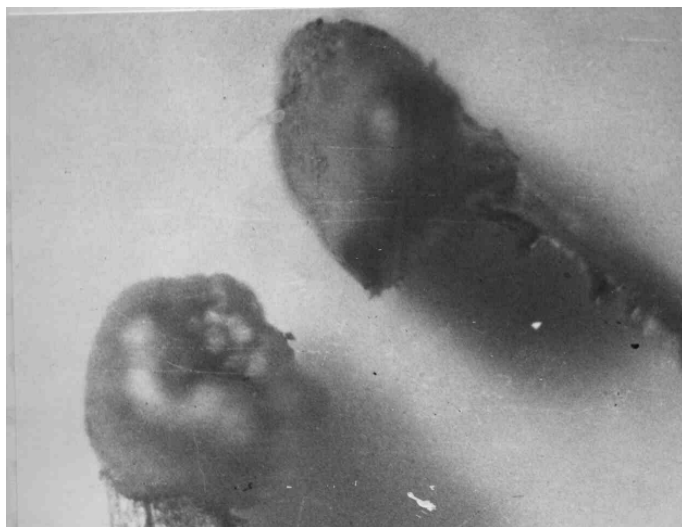


Рис. 1.39. Вид стружек.

На рис. 1.39 показаны стружки, полученные при точении цементированной стали 12ХН3А (HRC 58) резцами из эльбора-Р при следующих режимах резания: $V = 260$ м/мин; $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм и при износе резца по задней поверхности $h_z = 0,5$ мм. Из рисунка видно, что на концах стружки образовались куски застывшей массы стружки, т.е. температура

стружки находилась в пределах $1400...1500^{\circ}C$.

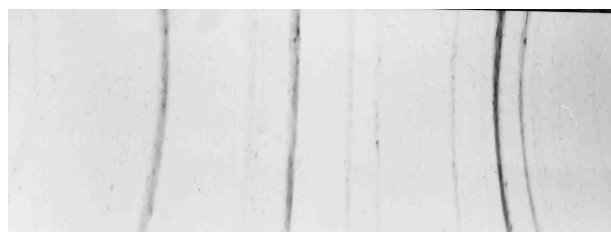
Дальнейшее повышение скорости резания при точении закаленной стали с большим износом резца приводит к резкому увеличению температуры резания, которая приводит к полному сгоранию стружки, т.е. температура стружки доходит до $2000^{\circ}C$. Постепенное увеличение скорости резания при точении закаленных сталей не приводило к повышению стойкости резцов из эльбора-Р. Этим доказано, что из-

вестная термо-скоростная гипотеза Н.И. Щелкогонова может быть применена при обработке закаленных сталей резцами из эльбора-Р только до оптимальной скорости резания и оптимального износа резца, при которых температура в зоне резания находится в пределах 800...1100°C.

Наблюдение за процессом точения закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р на различных скоростях резания показало, что с увеличением скорости резания от 50 до 560 м/мин сходящая стружка меняет свой цвет от стального до соломенного, при котором сходит уже расплавленная стружка.

Установлено, что при точении закаленных сталей и чугунов резцами из эльбора-Р в поверхностном слое не происходит структурных превращений. Однако, сходящая раскаленная стружка претерпевает структурные превращения. Особенно наглядно видна неоднородность структуры стружки при точении легированного чугуна на высоких скоростях резания.

Исследования показывают, что резцы из эльбора-Р имеют наибольшую стойкость в том случае, когда сходящая стружка в месте



а



б



в

Рис. 1.40. Рентгенограммы: а — исходная; б — при $V = 80$ м/мин; в — при $V = 400$ м/мин.

отрыва от резца имеет красный цвет. Естественно, что микротвердость стружки, температура которой в момент схода с резца была 1000...1100°C резко снизилась по сравнению с твердостью заготовки. Проведенные измерения микротвердости стружки закаленной стали У10 и быстрорежущей стали Р6М5 в зависимости от изменения скорости резания показали, что микротвердость стружки падает при достижении в зоне резания температур порядка 800...900°C. Таким образом, при соблюдении оптимального температурного режима 800...1100°C в зоне деформации снижается твердость снимаемого слоя и стойкость

резцов из эльбора-Р является максимальной. Уменьшение скорости резания приводит к некоторому упрочнению металла в зоне деформации и к механическому износу резцов из эльбора-Р вследствие образования нароста и его мгновенному сходу с резца, что приводит к выкрашиванию отдельных агрегатов режущей кромки резца из эльбора-Р.

Увеличение скорости резания свыше оптимальной приводит к увеличению температуры резания, которая вероятно приводит к фазовым превращениям в микрослоях эльбора-Р, т.е. кубическая фаза нитрида бора ($\beta - BN$) превращается в сложные фазовые составляющие, приводящие к снижению стойкости резцов из эльбора-Р.

На рис. 1.40 приведены рентгенограммы, снятые с площадки износа резца из эльбора-Р при точении закаленной стали У10 (HRC 58...60) при скорости резания 80 м/мин (рис. 1.40,а) и при скорости резания 400 м/мин (рис. 1.40,б). Анализ фазового состава рентгенограмм показывает различный характер фазового состава износа резцов в сравнении с исходным состоянием (рис. 1.40,в). Если на рентгенограмме (рис. 1.40,а) при скорости резания 80 м/мин в изношенной части резца из эльбора-Р не обнаружено фазовых превращений, то при скорости резания 400 м/мин на рентгенограмме (рис. 1.40,б) обнаруживаются дополнительные линии, которые не принадлежат к известным фазовым составляющим: MqB_2, MqB_6, MqB_{12} .

В результате математической обработки данных, рис. 1.37, были получены формулы для расчета температуры резания типа:

$$\theta = C_{\theta} \cdot V^{X_{\theta}}.$$

Значения показателей степени " X_{θ} " и коэффициентов " C_{θ} " в зависимости от обрабатываемого материала сведены в табл. 1.6.

Влияние подачи и глубины резания. На рис. 1.41 показано влияние подачи и глубины резания на температуру резания при точении закаленной стали У10 (HRC 58...60) и быстрорежущей стали Р6М5 (HRC 62...64) резцами из эльбора-Р. Из рисунка видно, что степень влияния подачи и глубины резания на температуру резания меньше, чем влияние скорости резания. С увеличением подачи возрастает давление стружки на резец, а вместе с ним и работа деформации. При этом усадка стружки уменьшается (рис. 1.5) и удельная работа деформации уменьшается (рис. 1.33 и 1.35).

Коэффициент трения на задней поверхности с увеличением подачи изменяется мало, так как длина зачистного лезвия всегда больше

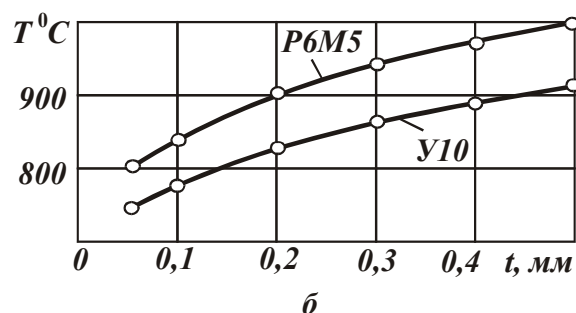
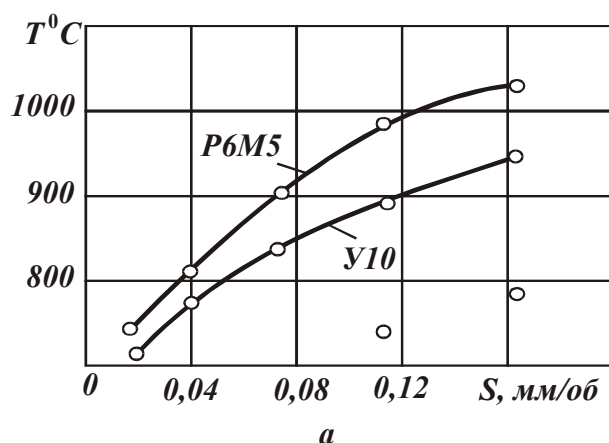


Рис. 1.41. Зависимости температуры резания T от подачи S (а) и глубины резания t (б): а - $V = 80$ м/мин, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,1$ мм; б - $V = 80$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об, $h_z = 0,1$ мм.

подачи. Поэтому количество теплоты, образующейся в стружке, увеличивается сравнительно в меньшей степени, чем увеличение подачи. В то же время с увеличением толщины стружки увеличивается длина контакта стружки с резцом, что приводит к улучшению теплоотвода в резец. Таким образом, с увеличением подачи при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р температура резания увеличивается, но в меньшей степени, чем с увеличением скорости резания. Математическая обработка результатов экспериментов позволила получить ряд показателей степени в формуле температуры резания в зависимости от увеличения подачи:

$$\theta = C_\theta \cdot S^{Y_\theta}.$$

Результаты расчета сведены в табл. 1.6.

Таблица 1.6

Обрабатываемый материал	Значения показателей			
	C_θ	X_θ	Y_θ	Z_θ
Быстрорежущая сталь P6M5	490	0,27	0,17	0,124
Углеродистая сталь У10	470	0,22	0,145	0,09
Цементированная сталь 12ХНВА	460	0,22	0,14	0,09
Конструкционная сталь 45	450	0,20	0,12	0,08

Глубина резания оказывает на температуру резания еще меньшее влияние, так как пропорционально увеличению глубины резания увеличивается и длина режущей кромки, участвующей в процессе ре-

зания и улучшается отвод тепла в резец. Величины показателей степени при глубине резания в формуле температуры резания, полученные на основе экспериментов для различных материалов, сведены в табл. 1.6.

Таким образом, при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р из режимов резания только увеличение скорости резания приводит к большому увеличению температуры резания, которая и ограничивает увеличение скорости резания.

Влияние износа резца. В проведенных исследованиях по точению закаленной стали резцами из эльбора-Р [103, 115, 124, 136] не рассматривается влияние износа резца на температуру резания.

Однако опыты показывают, что при точении закаленных сталей

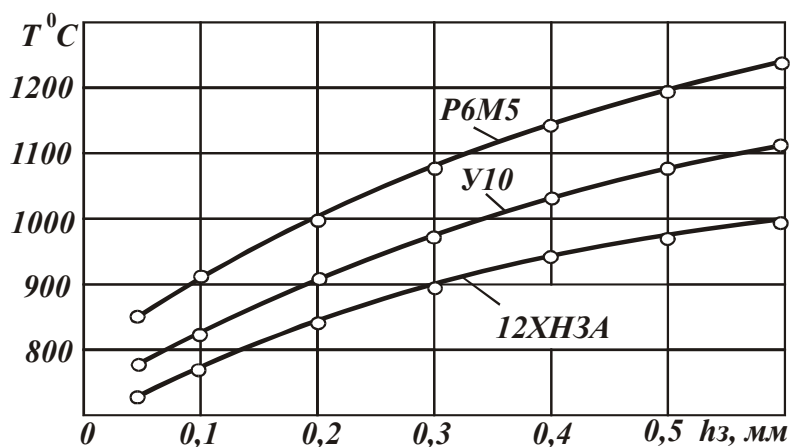


Рис. 1.42. Зависимости температуры резания T от износа резца по задней поверхности h_z : $V = 80$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм.

увеличение износа резца из эльбора-Р существенно влияет на температуру резания. Это вызвано как увеличением сил трения на задней поверхности резца, так и увеличением степени деформации стружки в процессе резания. На рис. 1.42 показано влияние износа резца из эльбо-

ра-Р на температуру резания при точении закаленных сталей P6M5 (HRC 62...64), Y10 (HRC 58...60) и цементированной стали 12XH3A (HRC 56...58). Режимы резания были следующими: $V = 80$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об и $t = 0,2$ мм. Из рисунка видно, что при увеличении износа резца из эльбора-Р по задней поверхности от 0,05 до 0,6 мм, температура резания повысилась: при точении быстрорежущей стали P6M5 от 850 до 1290°C, т.е. на 34%; при точении углеродистой стали Y10 от 780 до 1120°C, т.е. на 30%; при точении цементированной стали 12XH3A от 740 до 1000°C, т.е. на 26%.

Таким образом, с увеличением твердости закаленной стали при точении резцами из эльбора-Р степень влияния износа резца на температуру резания возрастает. Математическая зависимость температуры резания от величины износа резца из эльбора-Р выглядит так:

- для стали P6M5
$$\theta = C_{\theta} \cdot h_z^{0,18},$$

- для стали У10 $\theta = C_{\theta} \cdot h_3^{0,16}$,

- для стали 12ХНЗА $\theta = C_{\theta} \cdot h_3^{0,13}$.

Влияние твердости закаленной стали. С увеличением твердости закаленной стали при точении резцами из эльбора-Р увеличиваются все составляющие силы резания (рис. 1.29), что приводит к увеличению температуры резания. На рис. 1.43 показано влияние твердости

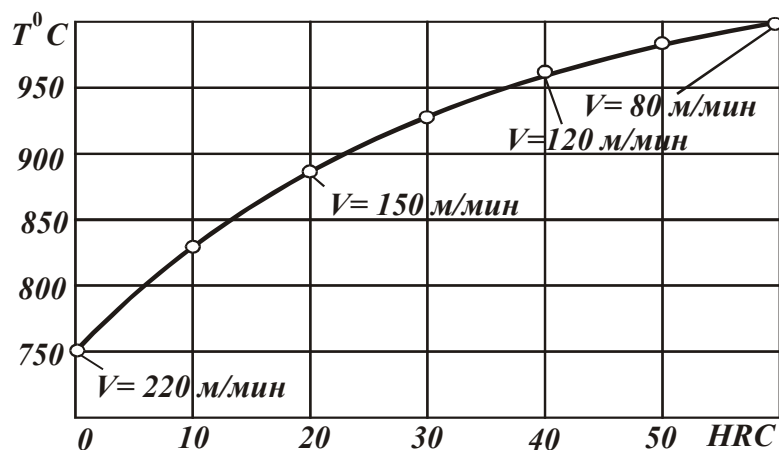


Рис. 1.43. Зависимости температуры резания T от твердости стали по Роквеллу HRC : $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_3 = 0,3$ мм.

закаленной стали на температуру резания при точении закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р. Из рисунка видно, что увеличение твердости закаленной стали У10 приводит к интенсивному влиянию на температуру резания. При точении жаропрочных сплавов, имеющих малый коэффициент

теплопроводности, следует ожидать повышение температуры резания даже при меньшей их твердости.

Следовательно, при точении резцами из эльбора-Р, позволяющими работать на высоких скоростях резания, при выборе оптимальных режимов резания необходимо учитывать физико-механические свойства обрабатываемого материала, которые оказывают большое влияние на температуру резания. Степень влияния твердости на температуру резания можно выразить следующей формулой: $\theta = C_{\theta} \cdot H^{0,1}$.

1.3.4. АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ

Математическая обработка экспериментальных температур резания позволяет установить зависимость температуры резания от влияния исследуемых факторов при определенном, фиксированном значении не исследуемых характеристик. Так, было исследовано влия-

яние режимов резания, износа резца и твердости закаленной стали на температуру резания. При этом остальные параметры, такие как геометрия вершины резца, физико-механические свойства резца и обрабатываемого материала, применение СОЖ и состояние станка, были постоянными.

Анализ методик расчета температуры резания [115, 124] и проведенные расчеты показали, что их применение очень ограничено, а получаемые величины температур резания завышены. Поэтому для учета влияния всех условий процесса резания на температуру резания аналитический расчет проводился с учетом уравнения теплового баланса по методике проф. Резникова А.Н. [203] с помощью ЭВМ.

Расчет температур резания по этой методике показал хорошее совпадение с экспериментальными значениями температуры.

Ниже приводится пример исходных данных и порядок расчета интенсивности тепловых потоков и температуры в зоне резания.

Исходные данные: обрабатываемый материал – закаленная сталь У10 (*HRC* 55), $\sigma_s = 195$ кГс/мм², $\omega = 0,073$ см²/с, $\lambda = 0,084$ кал/см·с·град, диаметр заготовки $d = 120$ мм. Режущий инструмент – резец, оснащенный поликристаллом эльбора-Р, $\lambda_p = 0,13$ кал/см·с·град; $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $l_f = 0,2$ мм. Режим резания: $V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм; $S = 0,04$ мм/об. Силы резания: $P_z = 11$ кГс; $P_y = 43$ кГс; $P_x = 8,8$ кГс; $P_N = \sqrt{P_x^2 + P_y^2} = 44$ кГс. Контактные площадки: l_n - рассчитывается, $l_z = 0,3$ мм. Усадка стружки $K_L = 2,2$.

Алгоритм расчета.

1. Размеры сечения среза: $b = \frac{t}{\sin \varphi}$; $a = S \cdot \sin \varphi$.

2. Силы на задней поверхности резца: $F_{T3} = N = 0,252 \sigma_s \cdot B \cdot l_z$. В формуле для определения F_{T3} параметр B необходимо рассматривать в виде $B = t / \sin \varphi + l_f + 0,05$, так как резец имеет зачистное лезвие длиной l_f . Здесь величина $0,05$ определяет дополнительную площадку трения, возникающую на задней поверхности резца ввиду упругой деформации обрабатываемого материала.

3. Угол сдвига: $\sin \beta_1 = \frac{\cos \gamma}{\sqrt{K_L^2 - 2K_L \cdot \sin \gamma + 1}}$.

4. Интенсивность теплового потока от сил трения на надрезцовой стороне стружки:

$$q_0 = 6,25 \cdot \frac{P_{N0} \cdot \cos \gamma + P_{z0} \cdot \sin \gamma}{B \cdot l_n} \cdot \frac{V}{K_L} \text{ в кал/см}^2 \cdot \text{с},$$

где $P_{N0} = P_N - N_3$ в кГс;

$$P_{z0} = P_z - F_{T3} \text{ в кГс};$$

$$l_n = \frac{a \cdot \sin(\beta_1 + \gamma)}{\sin \beta_1} \text{ в мм.}$$

5. Интенсивность теплового потока от трения на задней поверхности резца: $q_1 = 1,95 \sigma_\epsilon \cdot V$ в кал/см²·с.

6. Интенсивность теплового потока, представляющего теплоту деформации

$$q_\partial = \frac{3,9 \cdot V \cdot \sin \beta_1}{a \cdot \epsilon \cdot K_L} \cdot [P_{z0} \cdot (K_L - \sin \gamma) - P_{N0} \cdot \cos \gamma] \text{ в кал/см}^2 \cdot \text{с}.$$

7. Безразмерный критерий Пекле

$$P_{e\partial} = \frac{V \cdot a}{6 \cdot \omega}; \quad P_e = \frac{V \cdot l_n}{6 \cdot K_L \cdot \omega}.$$

8. Относительное количество теплоты деформации, уходящее со стружкой:

$$\epsilon^* = \frac{1}{1 + \frac{1,33 \cdot K_L \cdot \sqrt{\sin \beta_1}}{\sqrt{P_{e\partial}}}}.$$

9. Коэффициент, учитывающий перенос теплоты поверхности резания в стружку:

$$C = 0,03 \quad \left(\text{при } \varphi = 1,33 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{V \cdot a^2}{\omega \cdot d} \right).$$

10. Безразмерный критерий:

$$R = \frac{1}{6} \cdot \frac{K_L \cdot V \cdot a^2}{\omega \cdot l_n}, \quad \text{при } R < 3;$$

$$T_1 = 1,2; \quad T_2 = 0,75; \quad T_{cp} = 0,5 \quad \left(\text{при } \frac{l_3}{a} \cdot \operatorname{tg} \beta_1 \right).$$

11. Температура деформации:

$$\theta_\partial = 0,6 \cdot \frac{\omega \cdot K_L}{\lambda \cdot V} \cdot \epsilon^* \cdot q_\partial \text{ в град.}$$

12. Средняя температура на контактной поверхности стружки:

$$\theta_{c_{cp}} = 0,195 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{K_L \cdot l_n}{V}} \cdot (q_0 \cdot T_1 - 1,41 \cdot q_n \cdot T_2) + (1 + c) \cdot \theta_{\partial}, \text{ град.}$$

13. Средняя температура на контактной поверхности изделия:

$$\theta_{u_{cp}} = (1 + c) \cdot \theta_{\partial} \cdot T_{u_{cp}} + 0,1 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{l_3}{V}} \cdot (q_1 - 1,82 q_3), \text{ град.}$$

14. Безразмерные величины:

$$\eta_1 = \frac{b}{l_n}; \quad \eta_2 = \frac{b}{l_3};$$

Коэффициенты M и G при β_1 и $\frac{l_n}{l_3}$ и $\frac{l_3}{l_n}$.

15. Безразмерные функции:

$$N_1 = B \cdot \left(\frac{l_3}{l_n} \right) \cdot G \cdot (\eta_1);$$

$$N_2 = B \cdot \left(\frac{l_n}{l_3} \right) \cdot G \cdot (\eta_2).$$

16. Средняя температура на контактной площадке на передней поверхности резца:

$$\theta_{n_{cp}} = \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} \cdot M_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} \cdot N_2.$$

17. Средняя температура на контактной площадке на задней поверхности резца:

$$\theta_{z_{cp}} = \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} \cdot N_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} \cdot M_2.$$

18. Исходные уравнения для расчета интенсивности тепловых

потоков q_n и q_3 :

$$\begin{cases} \theta_{u_{cp}} = \theta_{z_{cp}} \\ \theta_{n_{cp}} = \theta_{c_{cp}} \end{cases}.$$

Решая совместно эти уравнения, определяем q_n и q_3 .

19. Подставляя q_n и q_3 в уравнения, приведенные в пунктах

12, 13, 16 и 17, определяем $\theta_{u_{cp}}$, $\theta_{z_{cp}}$, θ_{n_p} , $\theta_{c_{cp}}$.

20. Средняя температура резания:

$$\theta = \frac{\theta_{n_{cp}} \cdot l_n + \theta_{z_{cp}} \cdot l_3}{l_n + l_3}, \text{ град.}$$

Придавая переменным параметрам, которые приведены в исходных данных, определенный шаг и пределы изменения, с помощью ЭВМ рассчитывались массивы величин по уравнениям, приведенным

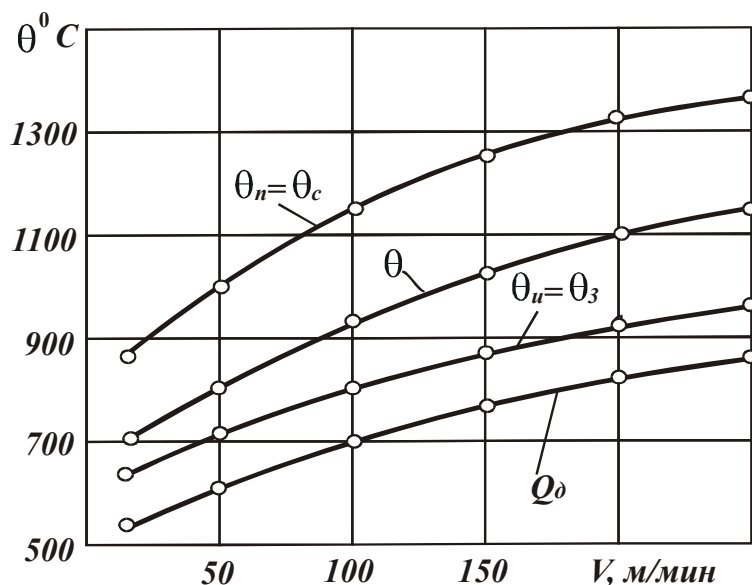


Рис. 1.44. Зависимости температуры резания T от скорости резания V : $S = 0,04$ мм/об, $t = 0,2$ мм, $h_3 = 0,2$ мм.

в пунктах 1-11, 14, 15.

На рис. 1.44 показано влияние скорости резания на температуру деформации, стружки, изделия и расчетную среднюю температуру резания при точении закаленной стали У10.

Из сопоставления приведенных расчетных зависимостей с экспериментальными (рис. 1.38) видно, что погрешность расчета температур составляет 5 – 7

%, что является достаточным для ориентировочных расчетов температуры резания, не прибегая к проведению трудоемких экспериментальных исследований.

1.4. ИЗНОС И СТОЙКОСТЬ РЕЗЦОВ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

1.4.1. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование характера и особенностей износа и стойкости резцов из поликристаллического кубического нитрида бора проводилось при продольном точении и расточке образцов из закаленных сталей: 45 (**HRC** 48...50), У10 (**HRC** 20...60), Х12М (**HRC** 30...60), 5ХНМ (**HRC** 50...58), 40Х (**HRC** 40...45), Р6М5 (**HRC** 62...64), цементированной стали 12ХН3А (**HRC** 50...57), нержавеющей стали 2х13 (σ_b - 160), высокопрочного чугуна ВЧ-70 (**HB** 350...400), синтетического чугуна (**HB** 350...380), жаропрочного сплава ЭП616 (**HRC** 41), титанового сплава ВТЗ, металлокерамики ЖГ-2 и других материалов. Образцы были изготовлены специально для проведения исследований и имели постоянно контролируемые механические ха-

рактеристики.

Опыты проводились на модернизированном высокоточном станке “Магдебург” и универсальном токарно-винторезном станке мод. 1К62. Для измерения износа резцов по задней поверхности применялся специальный микроскоп, состоящий из оптических систем МИР-2 и МОВ-2х15 с ценой деления 1,5 мкм.

Площадки микроизноса исследовались путем снятия реплик и фотографирования на электронном микроскопе ЭМ-5. Проводилось также непрерывное наблюдение за процессом точения с помощью установленного на станке микроскопа. По мере увеличения износа задняя поверхность резца фотографировалась.

В процессе экспериментов применялся разработанный прибор для контроля размерного износа резца косвенным методом – путем измерения отклонения диаметра заготовки. Изучалось явление износа резца на силы резания, усадку стружки, температуру резания и шероховатость обработанной поверхности.

1.4.2. ВЫБОР КРИТЕРИЯ ЗАТУПЛЕНИЯ РЕЗЦОВ

В настоящее время отсутствуют достаточно четкие рекомендации по выбору критерия затупления резцов из эльбора-Р при точении закаленных сталей и других труднообрабатываемых материалов.

Так, Маркова Л.Г. [136] проводила исследования до износа резца по задней поверхности $h_z = 0,7$ мм и снижения шероховатости обработанной поверхности до $R_a = 1,25$ мкм. Кондратьев В.А. [103], Кулаков Г.А. [115], Леонов Б.Н. [124] и Каменкович А.С. [90] за критерий затупления резцов рекомендуют принимать износ резца по задней поверхности $h_z = 0,4$ мм. Маталин А.А. [139] рекомендует за критерий затупления резцов из эльбора-Р принимать максимальный путь резания, в течении которого шероховатость обработанной поверхности по R_a находится ниже 1,25 мкм. Ряд исследователей в работах [124, 136, 220] принимают в качестве критерия затупления резца только ухудшение шероховатости обработанной поверхности до $R_a = 0,63$ мкм.

Однако, по нашему мнению, в каждом конкретном случае, исходя из требований к обработанной поверхности по точности и шероховатости, должен назначаться свой критерий затупления резцов из эльбора-Р. В одном случае это будет ухудшение шероховатости обра-

ботанной поверхности при выполнении финишных операций, во втором случае – размерный износ резца – обработка деталей малых размеров по 1-2-му классу точности.

При точении закаленных сталей высокой твердости **HRC** 62...66 с увеличением износа резца из эльбора-Р до величины $h_z = 0,6...0,7$ мм происходит уменьшение шероховатости обработанной поверхности, поэтому шероховатость поверхности в этом случае может служить критерием затупления резцов. При точении закаленных сталей средней твердости **HRC** 40-55 увеличение износа резца из эльбора-Р приводит к росту шероховатости обработанной поверхности. Следовательно, и в этом случае можно в качестве критерия затупления резцов принимать ухудшение шероховатости обработанной поверхности до соблюдения требований чертежа. Однако и при этом необходимо знать, после какой величины (R_a или R_z) наступает катастрофический износ резца, который сопровождается увеличением сил резания на задней поверхности, приводящим к сколам и расшатыванию поликристалла в державке и его выпадение. Исследования показывают, что катастрофический износ резца наступает при износе по задней поверхности $h_z > 0,7$ мм. Поэтому, в отдельных случаях при получистовом точении можно рекомендовать использование резца из эльбора-Р до величины износа по задней поверхности, равной $h_z = 0,6$ мм, что соответствует при указанных выше геометрических параметрах резца $\gamma = -10^\circ$ и $\alpha = 10^\circ$ размерному износу резца, равному $h_p = 0,1$ мм. Установлено, что точение закаленных сталей на скоростях резания $V > V_{оптим}$ сопровождается износом резца как по задней, так и по передней поверхности. В этих случаях критерий затупления резца необходимо уменьшать до $h_z = 0,4$ мм. При обработке высокопрочных чугунов и титановых сплавов износ резца из эльбора-Р также происходит как по задней, так и по передней поверхности, что приводит к увеличению радиуса округления режущей кромки резца и силы резания. Поэтому при точении этих материалов также следует уменьшать критерий износа резца из эльбора-Р до $h_z = 0,4...0,5$ мм.

Таким образом, критерий затупления резца из эльбора-Р следует назначать:

1. При чистовом точении закаленных деталей малых диаметров до 30 мм, 1-2 класса точности - $h_z = 0,4$ мм.
2. При получистовом точении закаленных деталей 3-4 класса точно-

сти - $h_3 = 0,6$ мм.

3. На окончательных операциях – критерий затупления резца – шероховатость обработанной поверхности.

1.4.3. ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА РЕЗЦА ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Физико-механические свойства кубического нитрида бора, такие как высокая микротвердость, химическая инертность, высокая красностойкость и жаростойкость, низкий предел прочности на изгиб, представляют особенности и характер износа резцов в процессе точения закаленных сталей, высокопрочных чугунов и других труднообрабатываемых материалов. Особенности износа резцов из эльбора-Р также неразрывно связаны с режимами резания.

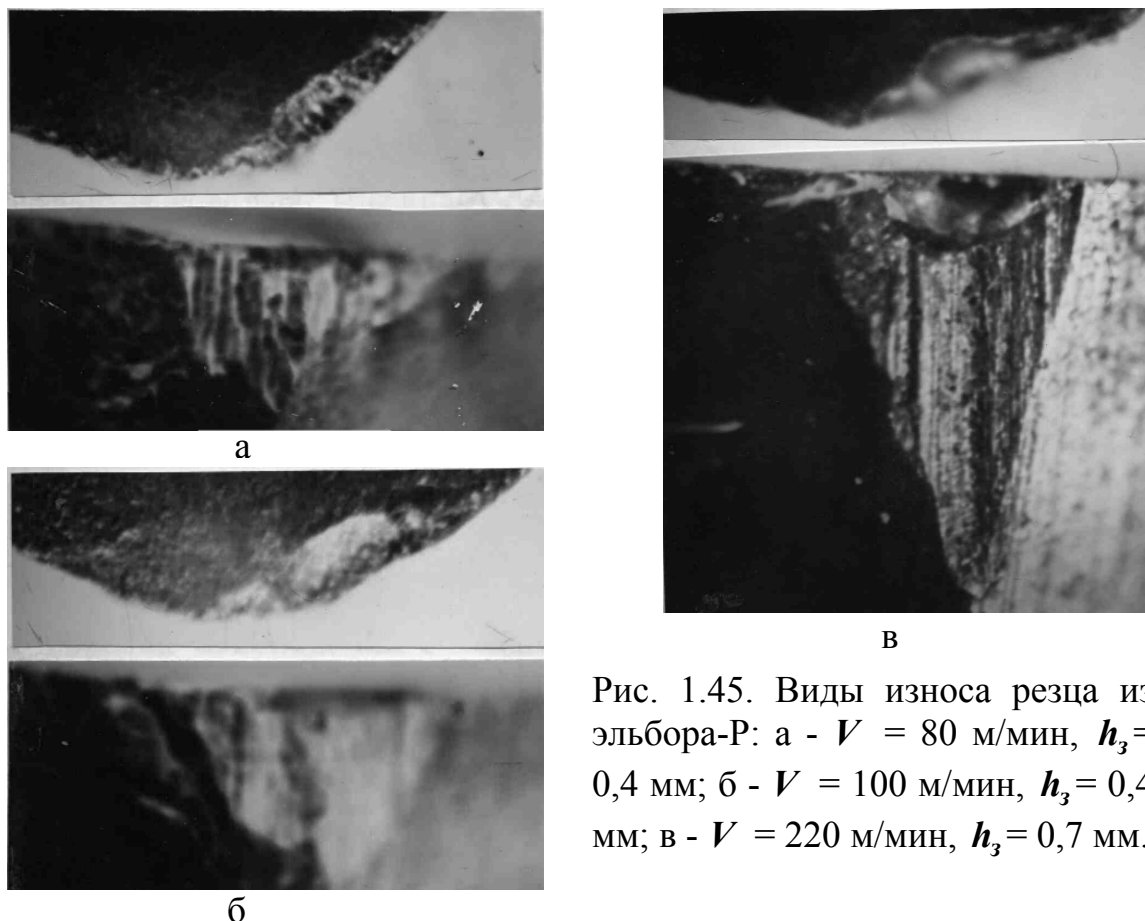


Рис. 1.45. Виды износа резца из эльбора-Р: а - $V = 80$ м/мин, $h_3 = 0,4$ мм; б - $V = 100$ м/мин, $h_3 = 0,4$ мм; в - $V = 220$ м/мин, $h_3 = 0,7$ мм.

Установлено, что при оптимальных скоростях резания износ резца из эльбора-Р происходит преимущественно по задней поверхности, хотя сходящая стружка до некоторой степени изнашивает и переднюю часть резца.

На рис. 1.45 показаны характерные виды износа резца из эльбора-Р по задней и передней поверхностям в зависимости от изменения

скорости резания при точении закаленной стали У10 (HRC 58...60). Если при точении со скоростью резания 80...100 м/мин наблюдается износ резца преимущественно по задней поверхности со следами схода стружки по передней поверхности (рис. 1.45,а,б), то при точении со скоростью резания $V = 220$ м/мин в процессе износа происходит разрушение резца как по задней, так и по передней поверхностям, на которых образуется небольшая лунка (рис. 1.45,в). Появление на передней поверхности лунки приводит к изменению действительных геометрических параметров резца и к быстрому его износу.

Установлено, что наибольшее влияние на характер износа резца из эльбора-Р оказывает скорость резания, с увеличением которой возрастает температура резания.

Исследование размерного износа резцов из эльбора-Р проводилось при помощи специального устройства.

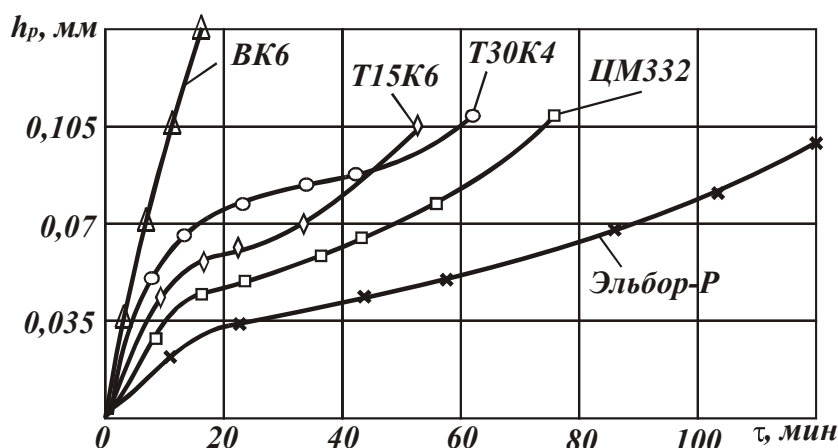


Рис. 1.46. Зависимости размерного износа резца h_p от продолжительности процесса резания τ : $V = 75$ м/мин, $S = 0,07$ мм/об, $t = 0,2$ мм.

На рис. 1.46 показано влияние продолжительности процесса резания на размерный износ резцов из эльбора-Р и для сравнения резцов из твердых сплавов ВК6, Т15К6, Т30К4 и минералокерамики ЦМ332 при продольном точении закаленной стали У10 (HRC 58...60)

на режиме: $V = 75$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

Как видно из рисунка, размерный износ резцов из эльбора-Р происходит значительно медленнее, чем у резцов из твердых сплавов, что объясняется высокой микротвердостью нового инструментального материала и наивысшей температуроустойчивостью кубического нитрида бора в процессе резания.

На рис. 1.47 показаны зависимости износа резцов из поликристаллического кубического нитрида бора по задней поверхности от продолжительности резания при тонком точении пластической керамики (кривая 1), стеклопластика СВМ (кривая 2), алюминиевого сплава АЛ25 (кривая 3), закаленной стали 45 (кривая 4), закаленной

стали У10 (кривая 5), закаленной стали Х12М (кривая 6), закаленной быстрорежущей стали Р6М5 (кривая 7) и серого чугуна СЧ18-36

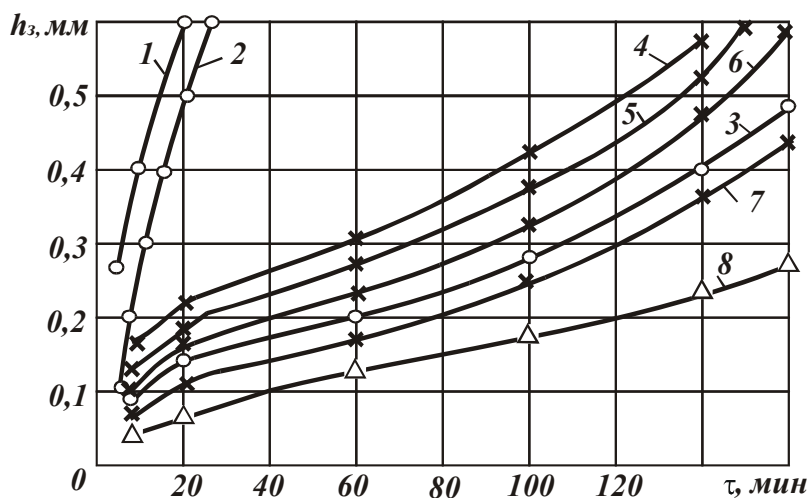


Рис. 1.47. Зависимости размерного износа резца h_z от продолжительности процесса резания τ : 1,2,3 - $V = 350$; 4 - $V = 120$; 5,6 - $V = 90$; 7 - $V = 70$; 8 - $V = 500$ м/мин, 1-8 — $S = 0,04$ мм/об, $t = 0,2$ мм.

(кривая 8). Представленные на рис. 1.47 зависимости износа резцов из эльбора-Р получены при оптимальных скоростях резания, которые были установлены в предварительных исследованиях $L = f(V)$ при точении закаленных сталей и чугуна резцами из эльбора-Р и при точении материалов 1,2,3 резцами из поликристаллических

синтетических алмазов АСПК.

Из рисунка видно, что резцы из эльбора-Р обладают наибольшей износостойкостью при точении закаленных сталей и чугуна. Весьма низкая износостойкость резцов из эльбора-Р при точении таких труднообрабатываемых материалов как стеклопластики и пластическая керамика, объясняется, главным образом, сравнительно низкой теплопроводностью кубического нитрида бора, обрабатываемых материалов и их абразивной способностью, в результате чего в зоне резания возникает высокая температура и происходит быстрый абразивный износ резцов. Наряду с интенсивным износом резцов из эльбора-Р, при точении этих труднообрабатываемых материалов резко возрастают и силы резания, что приводит к снижению точности обработки. Точение указанных материалов эффективно выполнять резцами из синтетических поликристаллических алмазов АСПК, которые имеют высокую стойкость.

В процессе исследования были проведены опыты по изучению особенностей износа резцов из эльбора-Р при расточке отверстий в образцах из закаленных сталей.

На рис. 1.48 показано влияние продолжительности процесса резания на износ резцов из эльбора-Р по задней поверхности при точении заготовок диаметром 80 мм и расточке отверстий (диаметром 30 мм) в образцах из закаленных сталей Х12М, У10 и жаропрочного

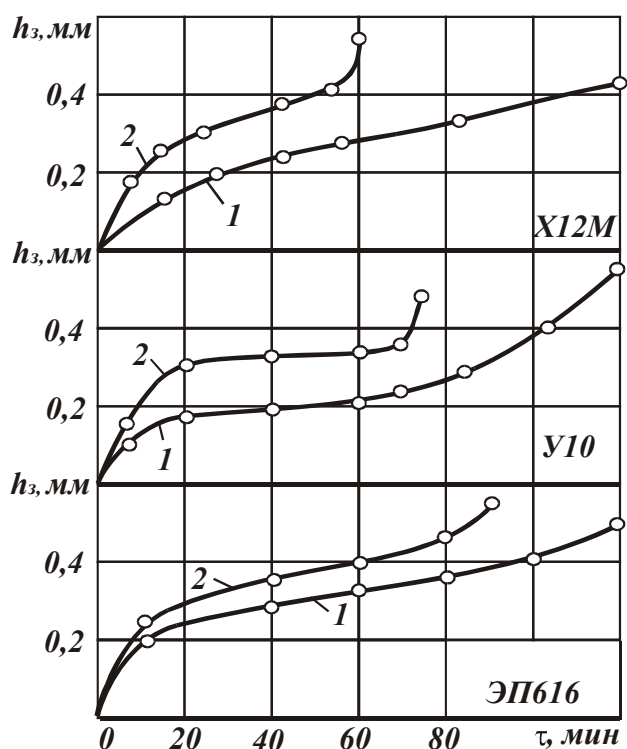


Рис. 1.48. Зависимости износа резца по задней поверхности h_z от продолжительности процесса резания τ : $V = 75$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

На рис. 1.49 показано влияние продолжительности процесса резания на износ резца из эльбора-Р по задней поверхности (кривая 1) и на износ резца из твердого сплава ВК6 (кривая 2) при точении титанового сплава ВТ-3. Из рисунка видно, что износ резца из эльбора-Р проходит равномерно и достигает своей критической величины ($h_z = 0,6$ мм) за 100 мин работы резца, в то время как износ резца из твердого сплава ВК6 происходит в 5-6 раз быстрее.

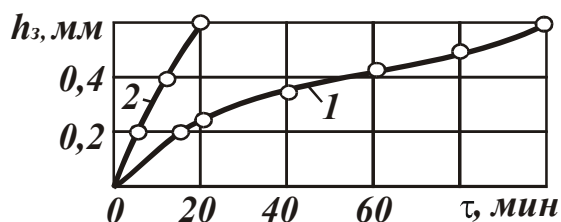


Рис. 1.49. Зависимости износа резца по задней поверхности h_z от продолжительности процесса резания τ : $V = 200$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

дит в 5-6 раз быстрее.

1.4.4. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ И ТВЕРДОСТИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ НА СТОЙКОСТЬ РЕЗЦОВ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

Установлено, что при точении закаленных сталей резцами из

сплава на никелевой основе ЭП616. Из рисунка видно, что при расточке отверстий износ резцов из эльбора-Р по задней поверхности проходит более интенсивно, чем при точении этих же материалов. Это объясняется более высокими температурами в зоне резания и особенностями контактных процессов. При этом требуется уменьшение оптимальной глубины резания до $t = 0,15$ мм и критерия затупления резца до $h_z = 0,4$ мм, вместо $h_z = 0,6$ мм при точении. Также необходимо увеличивать и значения заднего угла резца до $15-20^\circ$, не изменяя значения переднего угла.

эльбора-Р максимум стойкости резцов наблюдается в ограниченном интервале скоростей резания. Оценить влияние скорости резания на износостойкость резцов из эльбора-Р можно по максимальной длине пути резания $L_{\max} = T \cdot V_{\text{онм}}$.

На рис. 1.50,а показано влияние скорости резания на путь резания при точении закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т30К4. С увеличением скорости резания от 30 до 80 м/мин при точении резцами из эльбора-Р путь резания увеличивается в 5 раз и достигает экстремального значения, затем с увеличением скорости резания до 150 м/мин путь резания уменьшается в 2,3 раза. Дальнейшее увеличение скорости резания до 300 м/мин приводит к

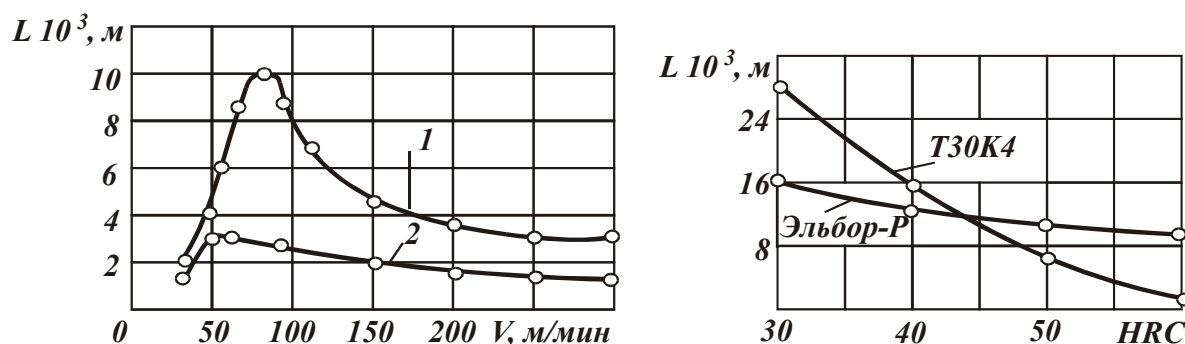


Рис. 1.50. Зависимости пути резания L от скорости резания V (а) и твердости стали по Роквеллу HRC (б): а - $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,6$ мм; б - $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,6$ мм.

незначительному уменьшению пути резания. При точении резцами из твердого сплава Т30К4 максимальный путь резания наблюдается при скорости резания 50 м/мин и его величина в 3 раза меньше, чем при точении резцами из эльбора-Р. Аналогичный характер зависимости максимального пути резания от скорости резания был получен и при точении других закаленных сталей, таких как сталь 45, Р6М5, Х12М, 5ХНМ, 40Х, 12ХНЗА. В процессе исследований установлено, что максимальная длина пути резания зависит не только от скорости резания, но и от твердости обрабатываемого материала.

На рис. 1.50,б показано влияние твердости закаленной стали У10 на путь резания при точении резцами из твердого сплава Т30К4 (кривая 1) и резцами из эльбора-Р (кривая 2). Каждая точка кривой 1 и 2 получена при точении на оптимальной скорости резания, при которой путь резания был максимальным (рис. 1.50,а). Значения оптимальных скоростей резания и экспериментальной стойкости резца приведены в табл. 1.7.

Таблица 1.7

Твердость закаленной стали У10 по Роквеллу, HRC	Скорость резания V , м/мин		Стойкость резца T , мин	
	Эльбор-Р	Т30К4	Эльбор-Р	Т30К4
60	75	50	120	40
50	120	70	92	110
40	150	90	80	180
30	200	110	80	240

Как видно из расположения кривых (рис.1.50,б), точение резцами из эльбора-Р более целесообразно, чем точение резцами из твердого сплава Т30К4 только при твердости закаленной стали У10 **HRC** > 45. С увеличением твердости закаленных сталей эффективность точения резцами из эльбора-Р повышается. Однако, так как при точении закаленных сталей оптимальные скорости резания выше, чем при точении резцами из твердых сплавов, фактическая эффективность их применения возрастает.

1.4.5. ВЛИЯНИЕ МЕТОДА ЗАТОЧКИ НА СТОЙКОСТЬ РЕЗЦОВ ИЗ ЭЛЬБОРА-Р

С целью выявления наиболее рационального метода заточки резцов из эльбора-Р были проведены специальные исследования стойкости резцов из эльбора-Р при обычной алмазной и электроалмазной заточке. Партия резцов из эльбора-Р в количестве 20 штук затачивалась:

а) на универсально-заточном станке 3А64М кругами из синтетических алмазов АЧК125, АС080 (63÷125) 100, Б1, 100% концентрации с последующей доводкой на чугунном диске, шаржированном алмазной пастой АС1 (0÷3)2 (М1-М3);

б) на электроалмазном заточном станке мод.3623 кругами из синтетических алмазов АСБ 100/80, МВ1, 100% концентрации с применением обратной полярности и СОЖ – 50% $NaNO_3$ со следующими режимами резания: $V_{кр} = 25$ м/с; $S_{прод} = 1$ м/мин; $S_{поп} = 0,5$ мм/дв.ход.

При заточке резцов этими методами, них была встроена хромель-алюмелевая термопара для измерения температуры, возникающей в процессах заточки. С помощью расчетов и измерения темпера-

туры в точке резца, находящейся на расстоянии 0,5 мм от передней и задней поверхности, было установлено, что при заточке резца из эльбора-Р первым методом возникает температура 1200...1300°С, а при заточке вторым методом возникает температура на 200...300° меньше. Это можно объяснить влиянием СОЖ и меньшими силами резания при электроалмазной заточке.

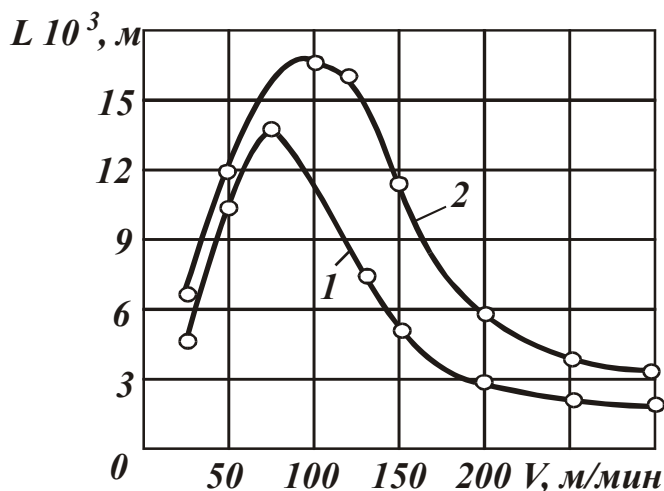


Рис. 1.51. Зависимости пути резания L от скорости резания V : $S = 0,04$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_z = 0,6$ мм.

$t = 0,2$ мм. Охлаждение не применялось. Геометрические параметры резцов были следующие: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 0,6$ мм. За критерии затупления резцов был принят максимально допустимый износ резца по задней поверхности $h_z = 0,6$ мм.

Как видно из рисунка, зависимость пути резания $L = T \cdot V$ от скорости резания $L = f(V)$ носит экстремальный характер, при этом для резцов, заточенных первым методом, максимум наблюдается при скорости резания $V = 70-90$ м/мин, а для резцов, заточенных электроалмазным методом — при скорости резания $V = 100-200$ м/мин. Максимальный путь резания у резцов, заточенных первым методом, равен 13500 м, а у резцов, заточенных вторым методом, равен 17250 м, т.е. на 28% выше. Установлено, что износ резцов из эльбора-Р, заточенных электроалмазным методом, происходит более равномерно, период приработки равен 10 мин, в то время как период приработки резцов, заточенных по первому методу, составляет 20 мин.

Таким образом, результаты исследования показывают преимущества электроалмазного метода заточки резцов из эльбора-Р.

На рис. 1.51 показано влияние скорости резания на путь резания при точении закаленной стали У10 резцами из эльбора-Р, заточенными на универсально-заточном и электроалмазном заточных станках. Исследования проводились на модернизированном высокоточном станке “Магдебург” при продольном точении образцов с подачей $S = 0,04$ мм/об и глубиной резания

ГЛАВА 2

СВЕРЛЕНИЕ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ ИНСТРУМЕНТАМИ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ

Определяющим направлением развития машиностроения является внедрение прогрессивных технологических процессов, одним из которых является сверление глубоких отверстий (ГО) с соотношением глубины сверления к диаметру $L/D \geq 5$ инструментами одностороннего резания (ИОР). Увеличение количества глубоких точных отверстий в машиностроении связано с повышением жесткости и виброустойчивости машин (уменьшением количества стыков и плоскостей разъема). Такая тенденция наблюдается во всех промышленно развитых странах в автомобильной, станкостроительной, авиационной, энергетической и других отраслях. Все это приводит к значительному росту количества деталей с ГО, причем с высокими требованиями к качеству их обработки; для обработки таких отверстий преимущественно используют ИОР. Отличительными особенностями этой группы инструментов являются: применение для их режущих и направляющих элементов (выглаживателей) твердых сплавов, что в сочетании с принудительным их охлаждением и отводом стружки из зоны обработки (ЗО), а также выглаживающим действием направляющих элементов (НЭ), позволяет значительно повысить производительность труда, особенно при сверлении глубоких точных отверстий с высокими требованиями к качеству обработки; наличие приведенной радиальной составляющей сил резания, пространственное расположение которой обеспечивает прижатие НЭ к поверхности просверленного отверстия, что обеспечивает незначительный уход инструмента от заданного направления.

Применение ИОР для сверления ГО позволяет отказаться от ряда переходов традиционного технологического цикла получения отверстий высокого качества (зацентровка-сверление спиральными сверлами, зенкерование, развертывание или растачивание) и сократить трудоемкость последующих доводочных технологических операций. Однако данный технологический процесс целесообразно применять только в массовом и крупносерийном производстве из-за высокой покупной стоимости оборудования и инструмента. Применение данного технологического процесса на предприятиях, выпускающих продукцию мелкосерийно и серийно, также возможно и экономиче-

ски целесообразно, но только с условием применения модернизированного, под глубокое сверление, оборудования и изготовлении ИОР самими предприятиями.

В данной работе приведены общие сведения о технологическом процессе сверления ГО ИОР и о некоторых аспектах, связанных с повышением его эффективности. Данная работа является обобщенным материалом, сформированным на основе теоретико- экспериментально- практического труда ряда отечественных и зарубежных исследователей. Кроме того, авторы в данной работе использовали материалы собственных научных разработок, а также тех, в которых принимали участие под руководством: д.т.н., проф. Сухорукова Ю.Н., Астахова В.П., Анельчика Д.Е., а также доц., к.т.н. Петросяна Г.М., Галицкого В.В., Браилова А.Ю.

2.1. ОСНОВНЫЕ ТИПЫ ИНСТРУМЕНТОВ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ, ОБОРУДОВАНИЯ, ОСНАСТКИ И СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ

2.1.1. ИНСТРУМЕНТЫ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ

В настоящее время в мировой практике ИОР для сверления ГО принято разделять на три основных типа:

1. Ружейные сверла (РС), сверление которыми осуществляется (рис.2.1) с подводом смазывающе-охлаждающей технологической среды (СОТС) в ЗО по внутреннему каналу борштанги инструмента и

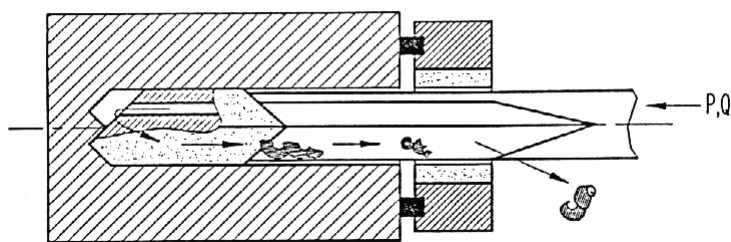


Рис.2.1. Сверление РС.

отводом пульпы из ЗО (СОТС со стружкой) по V – образному наружному каналу на борштанге сверла.

РС применяют для получения ГО диаметром $3 \div 40$ мм. На конце

борштанги РС условно выделяют сверлильную головку, которая содержит режущий и два НЭ. Сверлильные головки бывают цельнотвердосплавные (для диаметров сверл $3 \div 20$ мм) и составными с припаянными пластинами из твердого сплава (для диаметров сверл $7,5 \div 40$ мм). Борштанга сверла (в литературе ее часто называют стеблем) может быть двух исполнений: трубчатая и в виде прутка. В

первом случае ее изготавливают из трубы (рис.2.2,а), на которой прокатывают V – образный наружный пульпоотводной канал и к концу которой припаивают (иногда приваривают) головку сверла, содержащую отверстие для подвода СОТС в ЗО, соединяющее внутреннюю

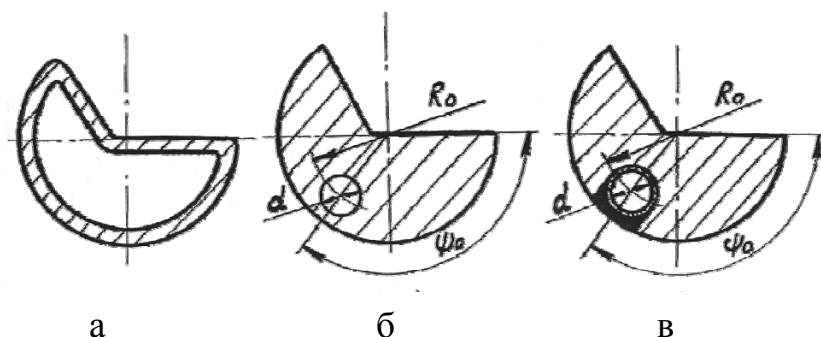


Рис.2.2. Конструктивные исполнения борштанг РС.

полость борштанги с ЗО. Во втором случае борштанга изготавливается из стального прутка с выфрезерованным на нем V – образным наружным пульпоотводным каналом. СОТС в данной кон-

струкции подводится в ЗО по специальному каналу, выполненному на периферии борштанги. Канал либо сверлят спиральными или шнековыми сверлами через всю длину борштанги (рис.2.2,б), либо фрезерованием выполняют паз, в который запаивают (иногда завальцовывают) трубку, выполняющую функцию канала (рис.2.2,в). В конструкциях РС, когда борштангой является труба, головка инструмента может содержать не один, а два канала или канал, поперечное сечение которого имеет почкообразную форму, что позволяет использовать насосы для подачи СОТС к инструменту меньшей мощности.

Хвостовик РС служит для закрепления инструмента в патроне или в шпиндельном узле станка. Роль хвостовика РС может выполнять цилиндрическая часть конца борштанги, однако, для унификации посадочного места под инструмент хвостовик выполняют составным с борштангой инструмента.

Сверление ГО РС характеризуется применением для этой цели станков и оснастки повышенной точности, а также СОТС с высокой степенью очистки (это присуще и сверлам ВТА, и эжекторным). Некоторые конструкции РС показаны на рис.2.3 - 2.5.

2. Сверла ВТА применяют при сверлении ГО диаметром более 6 мм (рис.2.6). Особенностью работы этих сверл является подача СОТС с помощью специальных маслоприемников в кольцевой зазор между поверхностью обработанного отверстия и борштангой сверла, который равен 1 – 3 мм. Отвод пульпы из ЗО осуществляется по внутреннему каналу борштанги. Конструкция таких инструментов и метод подвода СОТС в ЗО разработан в 1939-1944 годах в Германии.

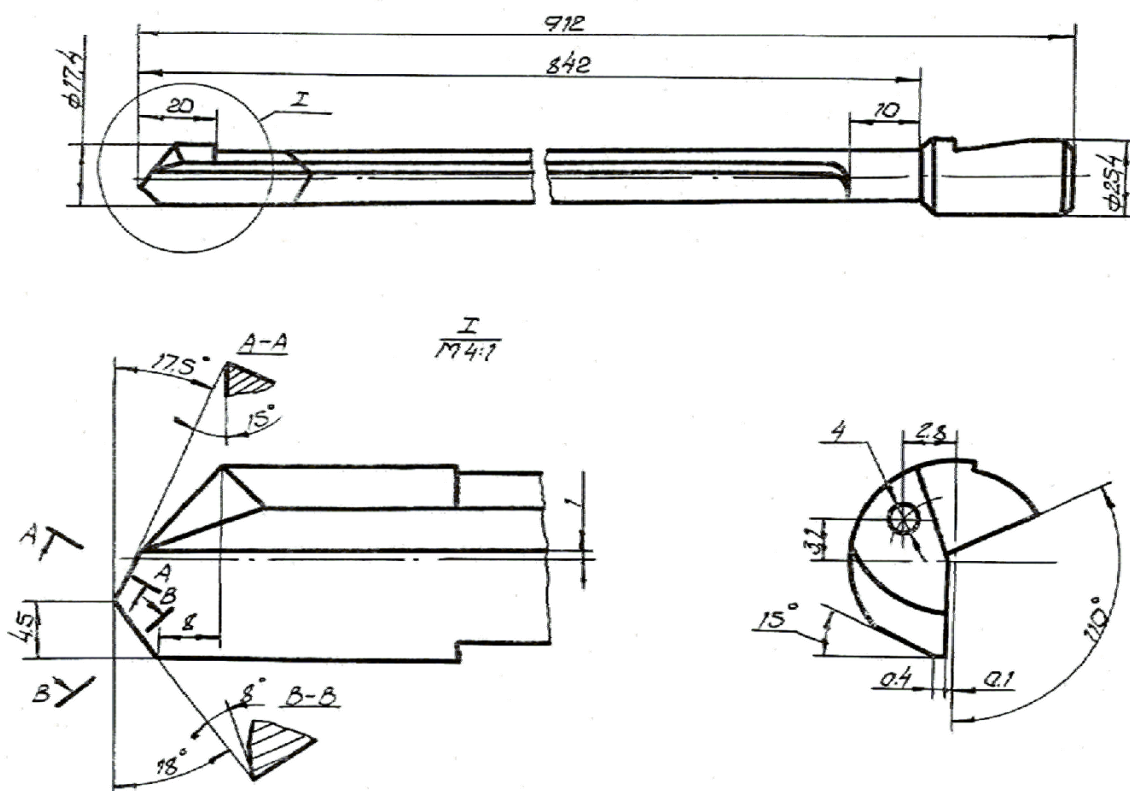


Рис.2.5. Конструкция РС Сестрорецкого инструментального завода.

В дальнейшем ряд зарубежных фирм объединили свои научные потенциалы с целью развития и совершенствования этого процесса сверления, а также разработки специальных конструкций инструментов, оборудования и оснастки. Ассоциация этих фирм получила название Boring and Trepanning Association (BTA).

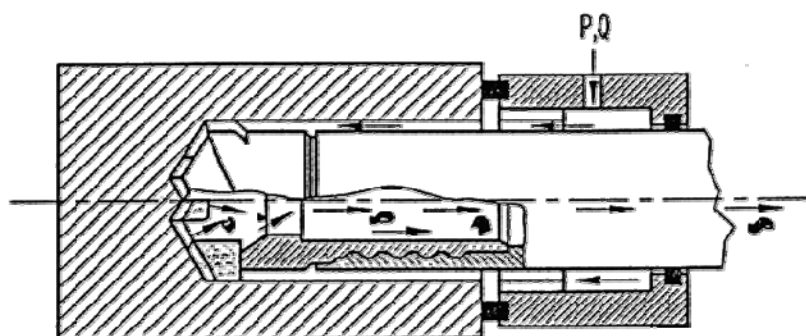
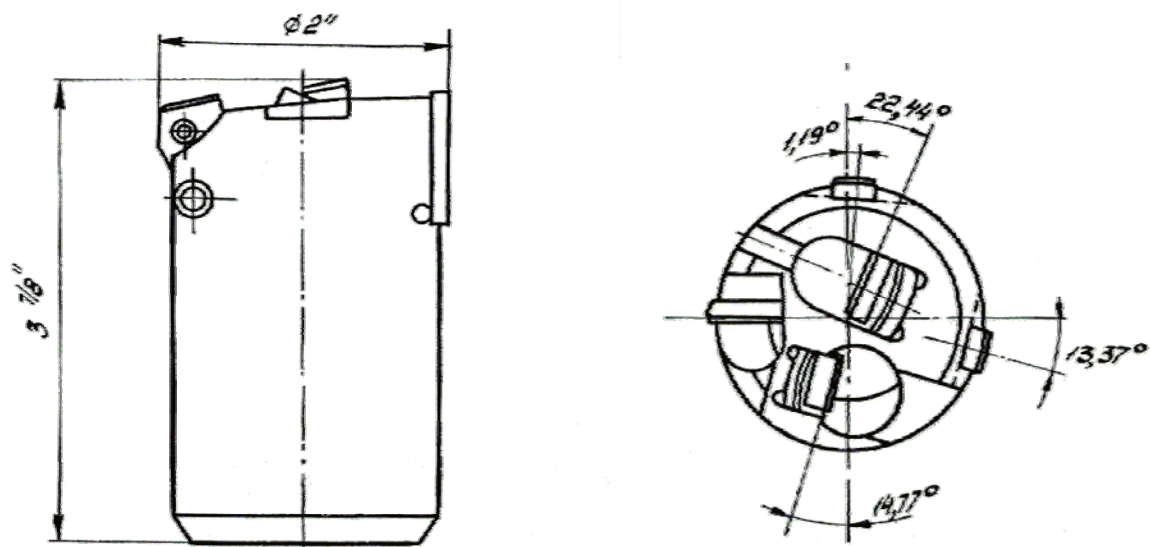


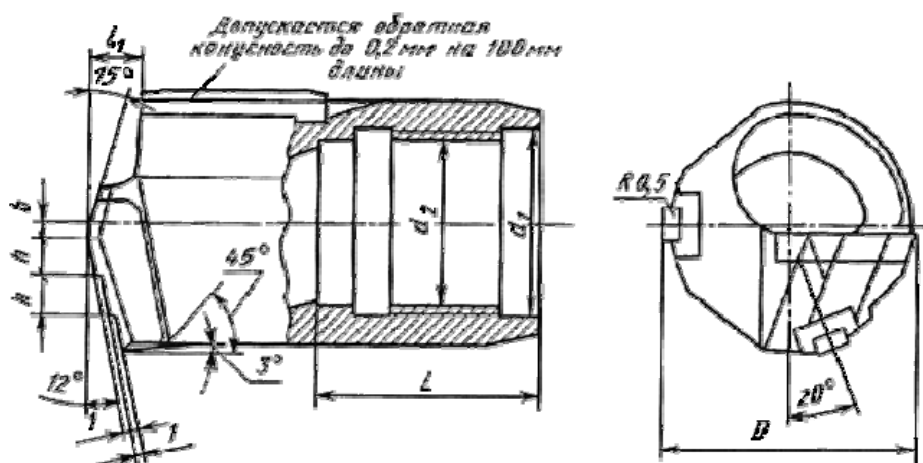
Рис.2.6. Сверление головками ВТА.

Метод подвода СОТС в ЗО, применяемый в сверлах ВТА, в настоящее время широко используется и для расточных головок, раскатников, кольцевых сверл, комбинированных инструментов.

Конструкция сверл ВТА характеризуется отсутствием воздействия на стружку в процессе сверления подвижных поверхностей (поверхности отверстия и инструмента), что затрудняет условия её дробления и транспортирования; метод сверления ВТА характеризуется необходимостью подачи больших объемов СОТС под высоким давлением в ЗО, что определяет громоздкость гидроаппаратуры. Не-



а



б

Рис.2.7. Конструкции сверл ВТА: а – фирмы American Heller; б – Сестрорецкого инструментального завода.

которые конструкции сверл ВТА показаны на рис.2.7.

3. Конструкция эжекторных сверл предусматривает внутренний подвод СОТС в ЗО и внутренний отвод пульпы из неё. Эжекторное сверло состоит из борштанги, на конце которой установлена сверлильная головка. В борштанге расположена внутренняя труба с эжекторными соплами. Поток СОТС, подводимый к эжекторному сверлу, разделяется на два потока: один подается в ЗО по кольцевому зазору между борштангой и внутренней трубой; другой проходит через эжекторные сопла, создавая разрежение во внутренней трубе и тем самым способствует лучшему отводу стружки из ЗО.

Считается, что эжекторные сверла целесообразно использовать в диапазоне диаметров $20 \div 60$ мм, однако, есть данные о применении

эжекторных сверл диаметром более 100 мм.

Эжекторные сверла применяют как для сверления (рис.2.8), так и для рассверливания, причем для рассверливания применяют специ-

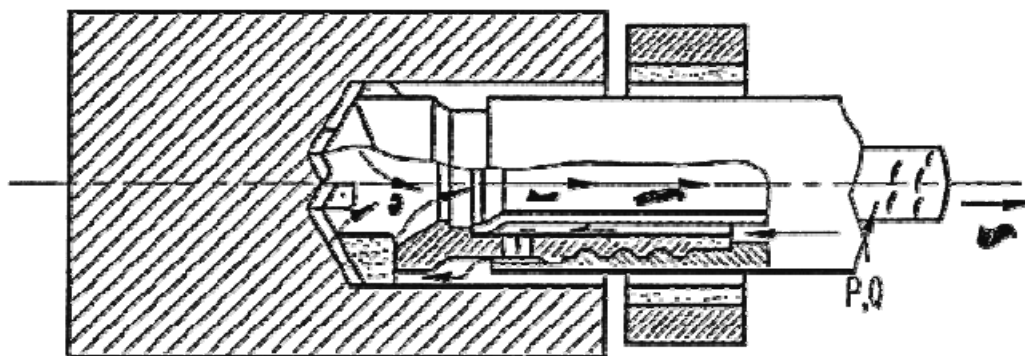


Рис.2.8. Сверление эжекторными головками.

альные эжекторные расточные головки.

Конструктивно эжекторные сверла аналогичны сверлам ВТА за исключением наличия в их корпусе диаметрально расположенных отверстий для выхода СОТС из борштанги и подвода её в 30

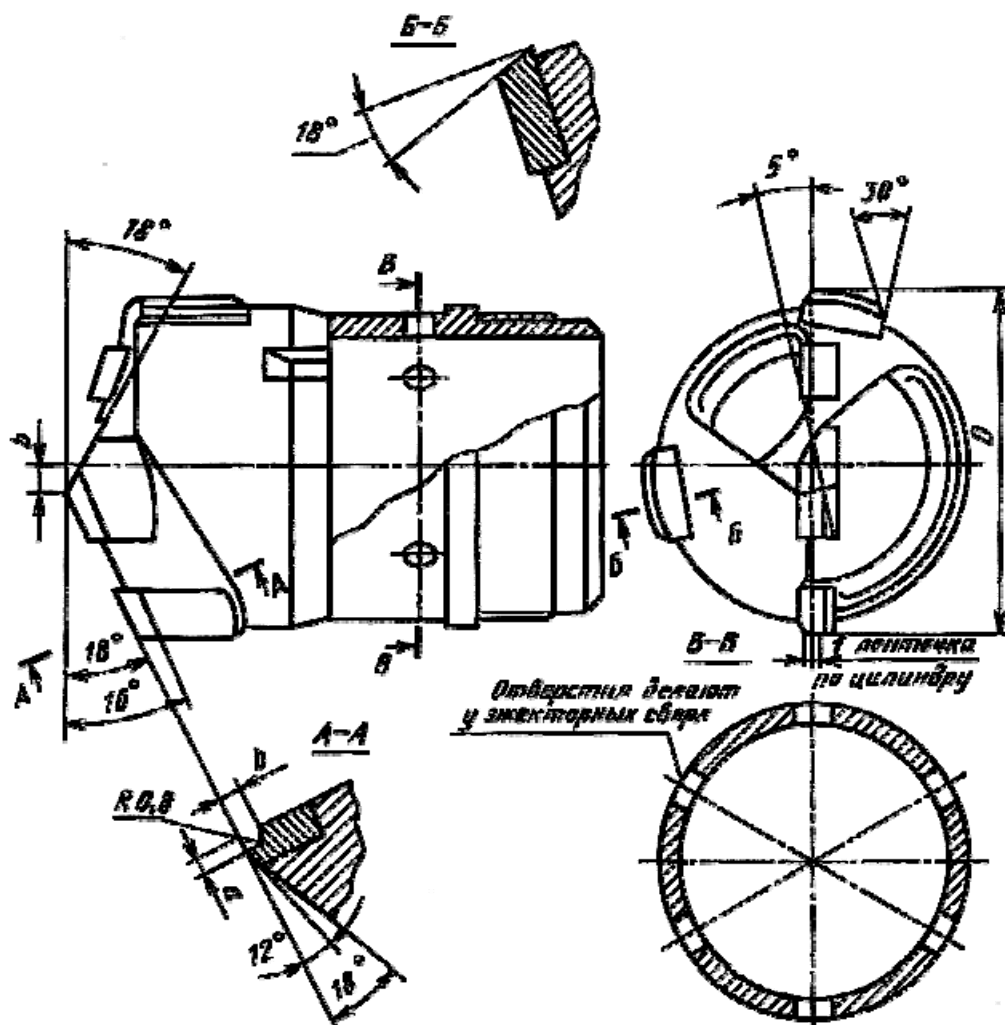


Рис.2.9. Конструкция эжекторного сверла.

(рис.2.9.). Эжекторным сверлам присущи те же характерные особенности, что РС и сверлам ВТА.

В табл. 2.1. приведены данные об основных технологических возможностях ИОР при сверлении ГО. Следует заметить, что показатели, приведенные в табл.2.1, усреднены, так как они зависят от многих факторов: диаметра и глубины сверления, точности параметров инструментальной наладки станка, степени очистки и температуры СОТС и др.

Таблица 2.1

Диаметр сверла, мм	Тип инструмента	Характеристика отверстия			Средняя производительность сверления, м/ч
		<u>Нормальная точность</u>			
		<u>Повышенная точность</u>			
		Точность диаметра, квалитет	Отклонение от прямолинейности оси отверстия на 100 мм длины, мм	Шероховатость обработанной поверхности R_a , мкм (по стали)	
3-40	РС	<u>IT10</u> IT7 – IT9	<u>0,03</u> 0,01	<u>2,0</u> 0,63	9
6 и более	Головки ВТА и эжекторные	<u>IT11 и более</u> IT8 - IT10	<u>0,05</u> 0,02	<u>до 3,0</u> 1,25	15

Сверление ГО является специфической технологической операцией, требующей создания специального инструмента, оснастки и оборудования. Однако, уже на стадии конструкторской подготовки производства элементов технологической системы, а также в процессе реализации данного процесса в производстве, перед конструкторами и технологами возникают существенные технические трудности. Это связано с тем, что к технологическим условиям обработки ГО ИОР и элементам технологической системы предъявляются высокие требования к точности изготовления различных узлов оборудования, оснастки и инструмента, взаимному расположению элементов технологической системы и рабочих поверхностей отдельных ее узлов и деталей.

При несоблюдении требований, предъявляемых к технологической системе, в результате сверления ГО ИОР возникают дефекты

ГО, к основным из которых относятся: отклонение от прямолинейности оси, огранка, конусность и бочкообразность ГО. Согласно исследованиям, наибольшее влияние на образование отклонения от прямолинейности оси оказывает биение поверхности обработанной части отверстия, а также биение кондукторной втулки маслоприемника, если она вращается.

Процесс образования огранки весьма сложен и протекает при воздействии ряда факторов. Огранка образуется лишь при поперечных колебаниях инструмента с частотой, близкой к частоте относительного вращения заготовки и инструмента. При этом на образование огранки влияют: частота собственных колебаний инструмента, которая изменяется по мере глубины обработки отверстия вследствие изменения схемы закрепления инструмента (изменяется взаимное расположение опор по всей длине инструмента); конструктивные параметры инструмента; погрешности настройки технологической системы на операцию; кинематическая схема обработки (вращается или не вращается инструмент) и др.

Конусность возникает из-за повышенного износа либо НЭ, либо формообразующих участков режущей кромки, а бочкообразность – при “неопределенности базирования” инструмента.

Кроме рассмотренных выше дефектов формы отверстия и расположения его оси, при обработки ГО возникают дефекты, влияющие на качество поверхности просверленного отверстия: надиры, крупные царапины и повышенная шероховатость поверхности. Надиры и царапины часто возникают вследствие попадания стружки под НЭ, а также при разрыве пленки СОТС под НЭ.

2.1.2. ОБОРУДОВАНИЕ

Операции сверления ГО ИОР выполняются на глубоко-сверлильных станках, отличительной особенностью которых является наличие у них системы, позволяющей принудительно подавить СОТС в ЗО и принудительно отводить из неё пульпу. Станки различаются по ряду признаков: по расположению шпинделя их разделяют на горизонтальные и вертикальные; по числу шпинделей их разделяют на одно-, двух- и многошпиндельные станки.

На рис.2.10 показаны основные типы горизонтальных одношпиндельных глубокосверлильных станков. Различают станки и в зави-

симости от того, вращается заготовка во время обработки (рис.2.10,а и б) или остается неподвижной (рис.2.10, в).

В зависимости от конструкции применяемой бабки различают станки токарного и вертлюжного типов.

В станках токарного типа (рис.2.10,а) один конец заготовки I закрепляется в патрон 2 бабки 7 для сообщения ей вращательного движения. Другой конец заготовки базируется в маслоприемнике 3, а при большой длине заготовки - средняя часть опирается на промежуточ-

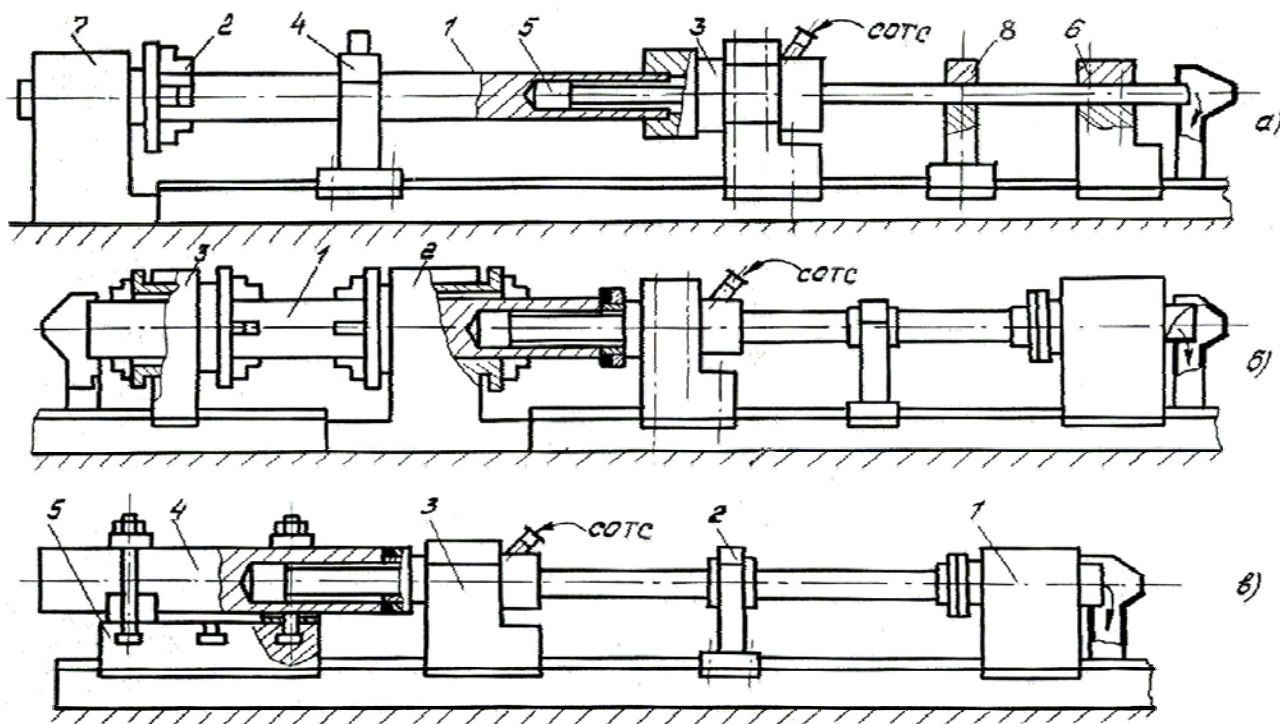


Рис.2.10. Основные типы станков для сверления ГО: токарного типа (а, в); вертлюжного типа (б).

ный люнет (люнеты) 4. Инструмент 5 закрепляется в подающем устройстве 6 и направляется в начале сверления кондукторной втулкой маслоприемника, а в случае большой длины инструмента он поддерживается промежуточной стойкой 8. В качестве подающего устройства может применяться подающая каретка 6 либо инструментальная бабка. Инструментальная бабка может сообщать инструменту движение подачи, а при необходимости и вращение, а подающая каретка - только движение подачи.

Станки вертлюжного типа (рис.2.10,б) допускают установку заготовки I внутри шпинделя вертлюжной бабки 2. Левый конец заготовки опирается на люнет 3. Остальные функциональные узлы станка аналогичны узлам предыдущего станка. На вертлюжных станках, для

получения необходимой скорости резания, может применяться и встречное вращение инструмента. Станки для обработки невращающихся заготовок (рис.2.10,в) содержат те же узлы (инструменту сообщается вращение и движение подачи): подающее устройство 1, промежуточную 2 и направляющую 3 стойки. Заготовка 4 устанавливается на опоре 5 (подвижной или неподвижной).

Некоторые конструкции специальных глубоководных станков показаны на рис.2.11 – 2.14.

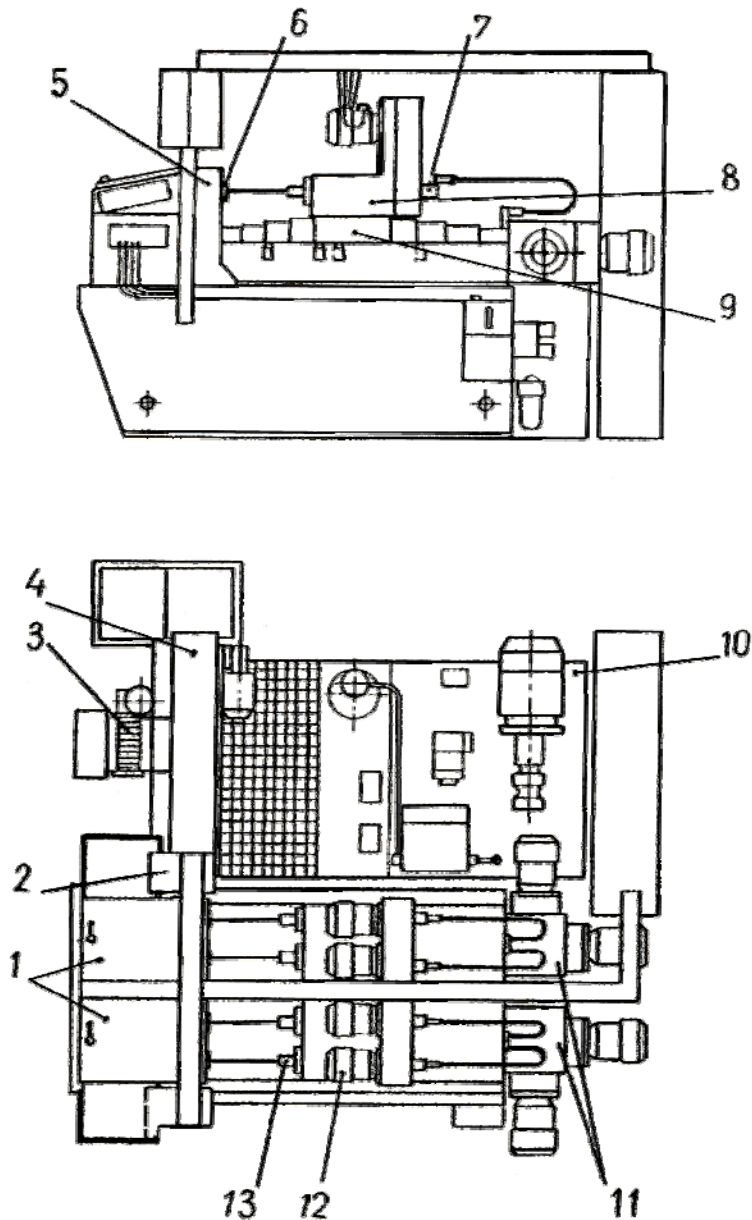


Рис.2.11. Четырехшпиндельный глубоководный станок.

На рис.2.11 представлен горизонтальный четырехшпиндельный станок, предназначенный для сверления ГО РС. На сварной станине смонтированы: два двухместных приспособления 1 для установки и зажима в них обрабатываемых деталей с помощью пневмоцилиндров; пульпоприемник 5, служащий для базирования сверл относительно заготовки и отвода пульпы из ЗО; два продольно- подвижных силовых стола 9 с электромеханическим приводом, несущих двухшпиндельные бабки 8, на фланцах шпинделей которых закреплены патроны 13 для установки в них РС. Для уменьшения

продольного изгиба сверл и предотвращения выхода СОТС по наружным каналам сверл за пределы пульпоприемника в корпусе последнего

смонтированы уплотнительные упругие втулки 6, вращающиеся на подшипниках качения вместе со сверлами.

Станок работает по принципу: “неподвижная деталь- вращающееся сверло”. Шпинделя приводятся во вращение индивидуальными электродвигателями 12 через клиноременные передачи. Движение подачи платформ силовых столов со шпиндельными бабками осуществляется через винтовые пары от дифференциальных редукторов 11. В редукторы встроены механизмы предохранения сверл от поломки при превышении допустимого осевого усилия.

Подача СОТС к РС осуществляется от гидростанции 10. Отработанная пульпа сливается на магнитный транспортер 4, который отделяет стружку и подает её в специальную емкость. Для более тонкой очистки СОТС служит магнитный сепаратор 3. После сепаратора СОТС перекачивается через воздушный теплообменник, где охлаждается. Очищенная и охлажденная СОТС подается далее с помощью насоса через соединительные муфты 7 во внутренние каналы шпинделей и далее в сверла. На гидростанции смонтированы также датчики уровня, контролирующие уровень СОТС в баке.

Цикл работы станка полуавтоматический. Детали вручную за-

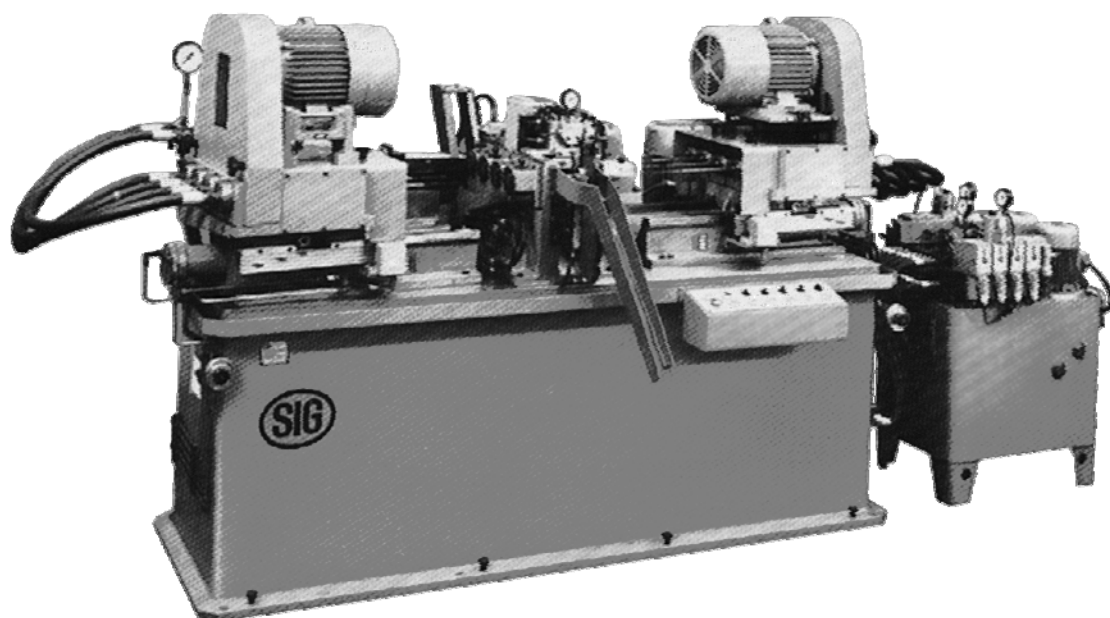


Рис.2.12. Горизонтальный восьмишпиндельный станок для сверления ГО РС.

гружаются в приспособления и нажатием соответствующих кнопок на пульте управления 2 зажимаются. Закрываются защитные крышки приспособлений. Далее, при нажатии кнопок “цикл”, станок работает в автоматическом режиме.

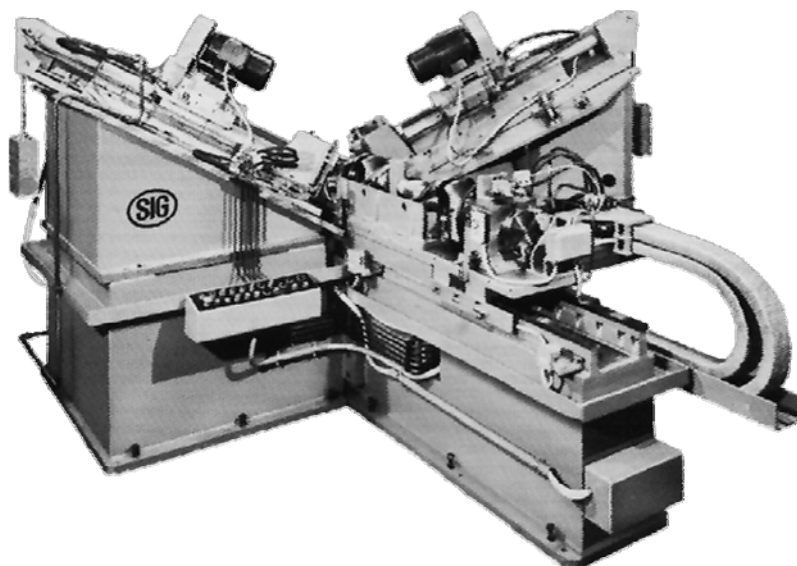


Рис.2.13. Станок для сверления ГО РС в коленчатых валах.

На рис.2.12 представлен горизонтальный восьмишпиндельный станок, предназначенный для сверления ГО РС. Две противостоящие друг относительно друга инструментальные бабки, имеющие по четыре шпинделя с установленными в них РС, сверлят одновременно детали с

двух сторон.

На рис.2.13 представлен станок, предназначенный для сверления ГО РС в коленчатых валах различной конструкции. Деталь загружается в поворотное устройство и автоматически перемещается в различные позиции под сверление между унифицированными сверлильными головками, регулируемые под соответствующий угол

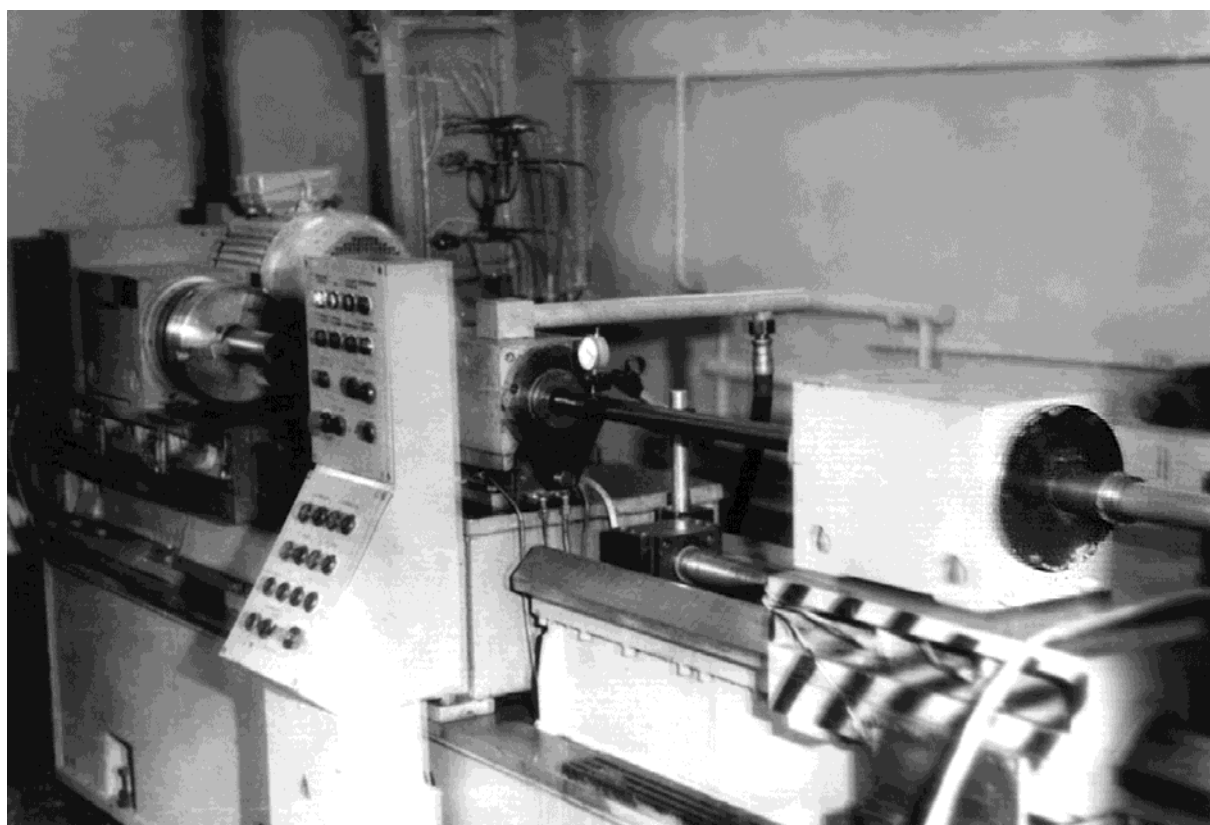


Рис.2.14. Станок для сверления ГО головками ВТА.

сверления.

На рис.2.14 представлен горизонтальный одношпиндельный станок, предназначенный для сверления ГО сверлами ВТА. В данном станке, в отличие от ранее рассмотренных, применена схема его работы по принципу: “неподвижное сверло- вращается деталь”. Конструктивной особенностью данного станка является возможность сверления заготовок в диапазоне длин 300 – 800 мм за счет подвиж-

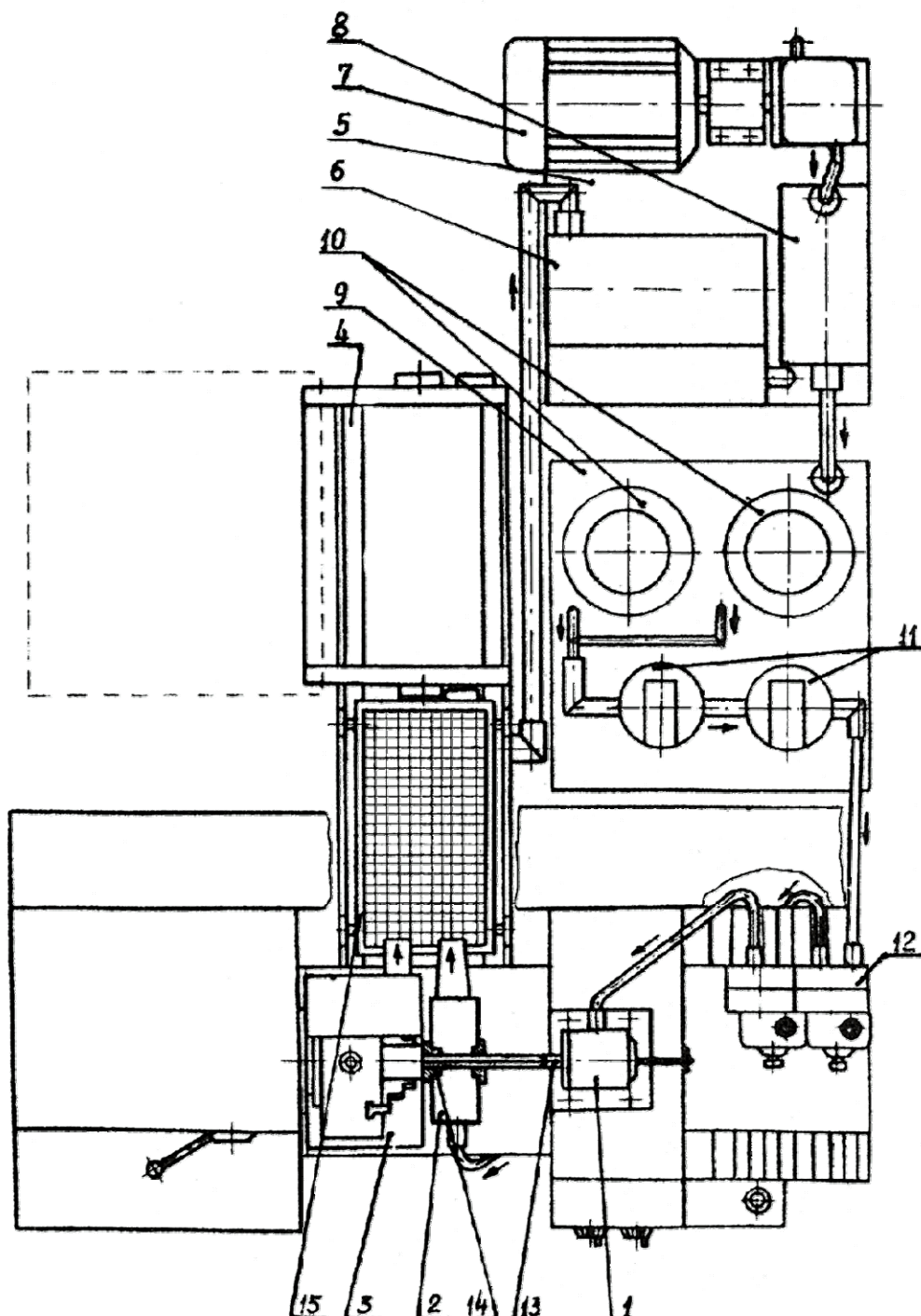


Рис.2.15. Модернизированный токарный станок под сверление ГО РС.

ного стола крепления заготовки.

Сверление ГО можно осуществлять и на модернизированных, под данный технологический процесс, станках: токарных, радиально-сверлильных, алмазно-расточных и др.

Так, например, на рис.2.15 представлен модернизированный под сверление ГО РС токарный станок. Данный станок включает в себя следующие основные узлы: специальный патрон для сверл 1, пульпоприемник 2, защитный кожух 3, стружкоуборочный механизм 4, бак грубой очистки 5, содержащий магнитный сепаратор 6, насос перекачки 7 и охладитель СОТС 8, бак тонкой очистки 9, содержащий насосы 10 и фильтры 11 для подачи СОТС к панели гидравлического управления 12.

Конструкция специального патрона отличается возможностью

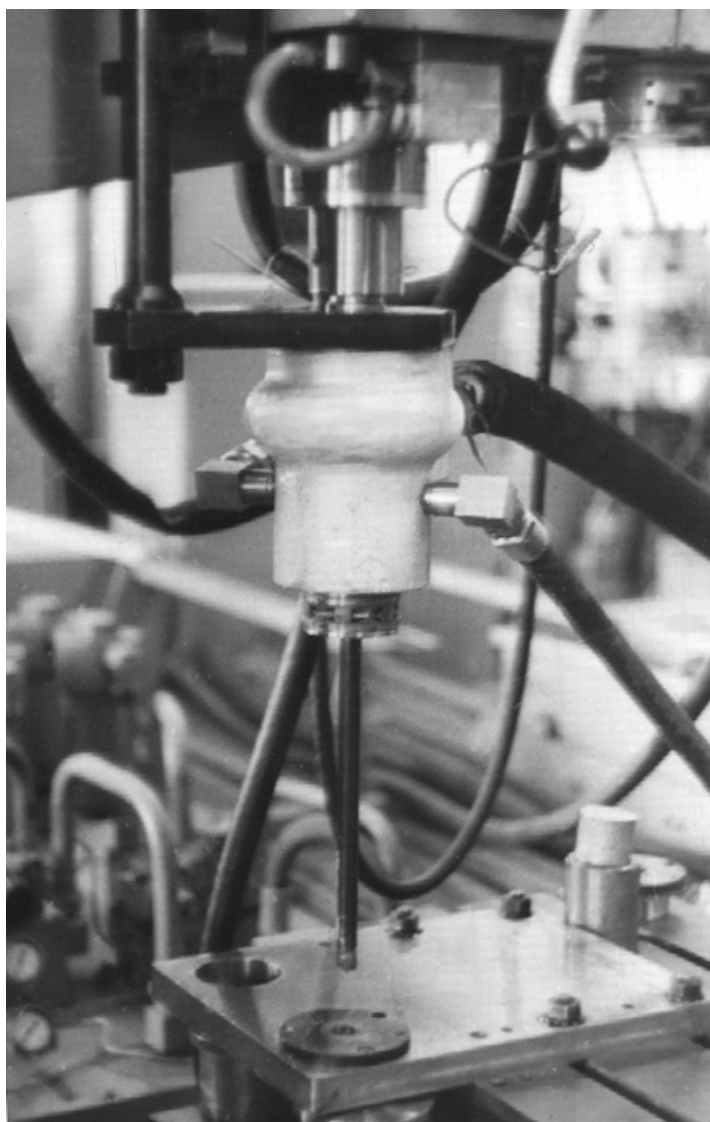


Рис.2.16. Модернизированный радиально-сверлильный станок под сверление ГО эжекторными сверлами.

регулировки пространственного положения оси сверла 13, что позволяет производить подналадку патрона в период эксплуатации, компенсируя износ НЭ станка. Кроме того, в конструкции патрона предусмотрен механизм, позволяющий облегчить выполнение операции установки – съема сверла.

Сменные кондукторные втулки 14 устанавливаются в пульпоприемнике, конструкция которого обеспечивает беспрепятственный отвод стружки от сверла до стружкоуборочного механизма, причем надежность стружкоотвода повышена за счет подачи дополнительного потока СОТС в отводную камеру пульпоприемника. Стружкоуборочный механизм

представляет собой эстакаду с подвижной тележкой 15, внутри которой находится фильтр грубой очистки пульпы, а под ней - промежуточный бак, откуда СОТС попадает на магнитный сепаратор бака грубой очистки. Бак грубой очистки предназначен для гравитационной очистки СОТС и отличается от аналогов простотой очистки. Для поддержания постоянной температуры СОТС ее перекачка из бака грубой очистки в бак тонкой очистки осуществляется через охладитель. В баке тонкой очистки установлены погруженные насосы, поток СОТС от которых через фильтры подается к панели гидравлического управления.

Токарные станки могут быть также модернизированы под сверление ГО сверлами ВТА и эжекторными.

На рис.2.16 представлен модернизированный под сверление ГО эжекторными сверлами радиально- сверлильный станок. Данный станок может быть использован для сверления отверстий в деталях типа тел вращения, а также в корпусных деталях. Специальные и модернизированные станки, предназначенные для глубокого сверления, должны обеспечивать:

- стабильность частоты вращения шпинделя и величины механической подачи (допускаемое отклонение при обработке отверстий повышенной точности под нагрузкой- не более $\pm 5\%$);
- минимальное радиальное биение посадочного места шпинделя (0,01 мм – при обработке отверстий повышенной точности диаметром до 20 мм и 0,02 мм – при обработке отверстий большего диаметра);
- допуск параллельности перемещения узла крепления инструмента относительно оси шпинделя – не более 0,005 мм на длине 100 мм для обработки отверстий повышенной точности и 0,01 – 0,015 мм для отверстий нормальной точности;
- допускаемую нагрузку на шпиндель (осевую силу при обработке отверстий диаметром до 10 мм – 5,0 кН, до 40 мм – 30,0 кН; крутящий момент при обработке отверстий до 10 мм – 50 Н·м, до 40 мм – 400 Н·м);
- фильтрацию СОТС от механических загрязнений (при обработке отверстий нормальной точности максимальный размер частиц не должен превышать 0,01 – 0,015 мм, повышенной точности – 0,005 мм);
- общий объем отфильтрованной СОТС, рассчитанный на пяти- десятиминутную непрерывную работу системы с максимальным

расходом;

- контроль, дистанционное наблюдение за давлением, расходом и температурой СОТС нагнетающей магистрали, отключение систем привода вращения и подачи инструмента при изменении величины давления в ЗО в пределах $\pm 10\%$ от заданной.

2.1.3. ОСНАСТКА

Оснастка, используемая для сверления ГО, должна отвечать следующим требованиям:

- допуск соосности посадочного места патрона для крепления инструмента и его хвостовика – не более 0,01 мм для отверстий повышенной точности и не более 0,02 мм для отверстий нормальной точности;
- максимальный зазор между кондукторной втулкой и рабочей частью инструмента – не более 0,01 мм для отверстий повышенной точности и не более 0,015 мм для отверстий нормальной точности;
- допуск соосности оси патрона и кондукторной втулки – не более 0,01 мм;
- плотное прилегание торца обрабатываемой детали к торцу кон-

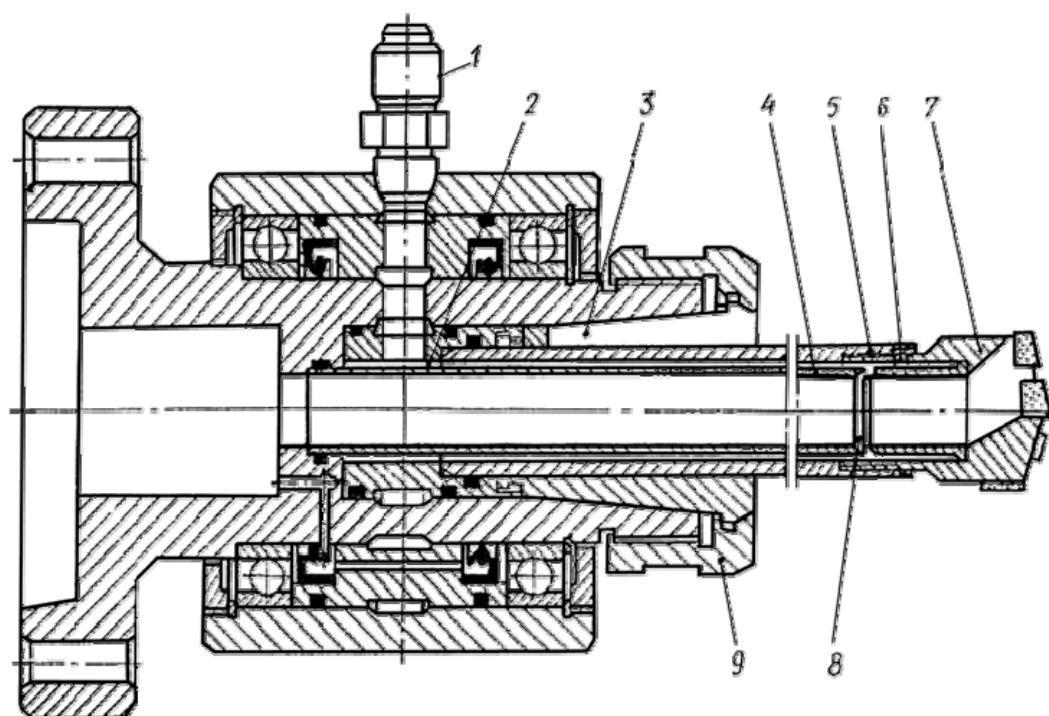


Рис.2.17. Конструкция маслоприемника.

дукторной втулки по кольцу шириной не менее 1,0 мм (при сверлении с внутренним подводом СОТС);

- удобство удаления пульпы.

К основным элементам технологической оснастки станков для сверления ГО относятся:

- узел для подвода СОТС к ИОР;
- узел для отвода СОТС из ЗО.

Некоторые конструкции оснастки показаны на рис.2.17, 2.18. На рис.2.17 представлена конструкция маслоприемника станка для сверления ГО эжекторными сверлами.

СОТС от насосной станции подводится к приемному штуцеру маслоприемника 1, затем через систему каналов она поступает в кольцевой зазор 2 между внутренней трубой 4 и наружной борштангой 5. Далее часть СОТС через отверстие 6 в сверлильной головке 7 поступает к режущим кромкам эжекторного сверла. Примерно одна треть СОТС направляется через эжекторную щель 8 во внутреннюю трубу, создавая эжекционный эффект. При этом во внутренней трубе происходит частичное разряжение, в результате чего пульпа всасыва-

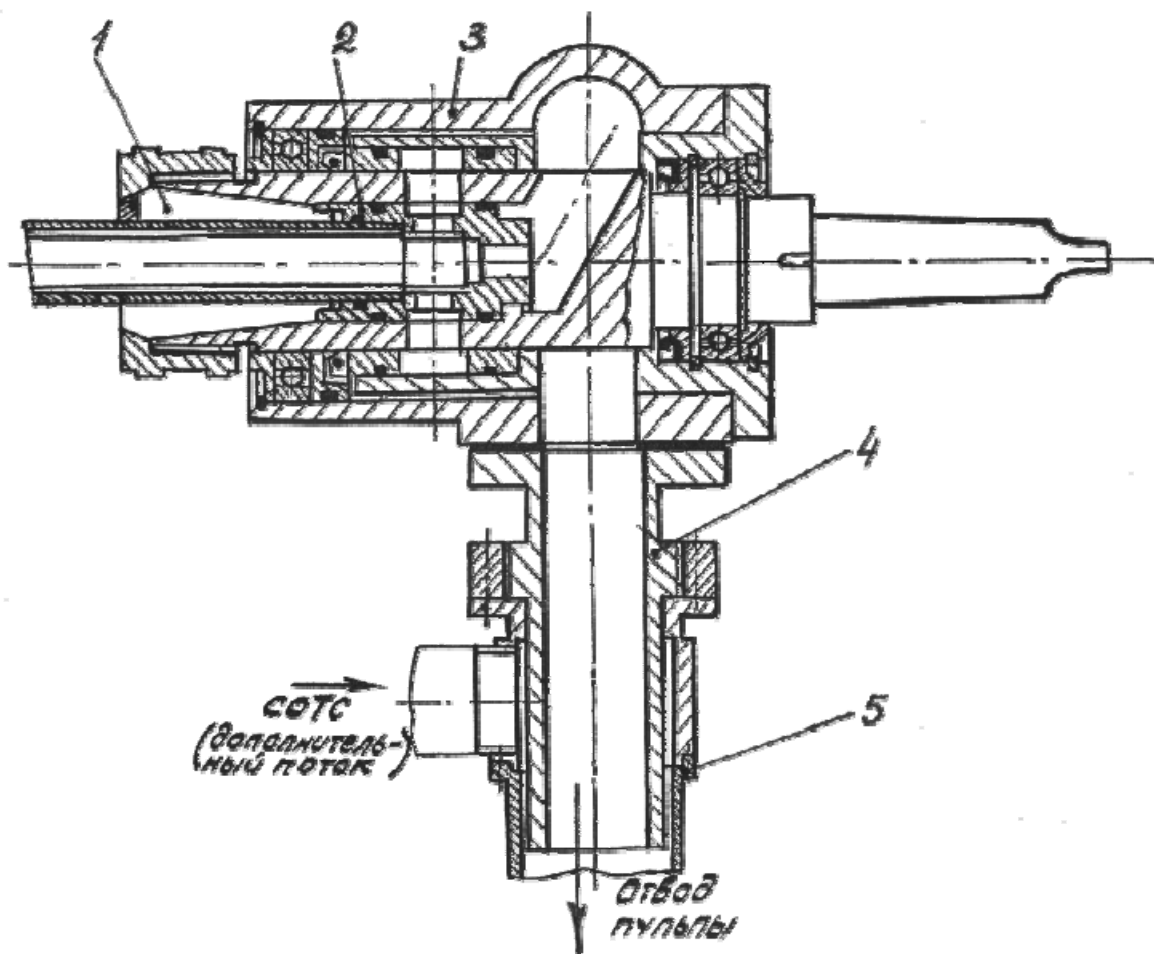


Рис.2.18. Патрон для эжекторного сверления.

ется во внутреннюю трубу, откуда она попадает в шпиндель станка и отводится в бак. Маслоприемник крепится непосредственно к шпинделю станка. Наружная труба установлена в цанге 3. Для съема эжекторного сверла (при переходе на другой диаметр сверления) необходимо снять гайку 9. Маслоприемник такой конструкции имеет небольшие габаритные размеры, он прост в изготовлении и надежный в эксплуатации.

На рис.2.18 представлена конструкция патрона для эжекторного сверления. Патрон 3 оснащен набором зажимных цанг 1 и уплотнительных втулок 2 для установки эжекторных сверл различных диапазонов диаметров. В патроне предусмотрена возможность создания дополнительного эжекторного эффекта, который может быть получен за счет отдельного (дополнительного) потока СОТС, проходящего по кольцевому зазору между коническими поверхностями патрубка 4 и штуцера 5.

2.1.4. СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ СРЕДА

СОТС оказывает значительное влияние на ход и результаты процесса сверления ГО. Она определяет температурную обстановку в ЗО, оказывает влияние на износ ИОР, на формирование стружки и её отвод из ЗО, на качество просверленных отверстий. Надежность отвода стружки из ЗО достигается за счет:

- 1) минимально необходимого расхода (скорости) СОТС, подводимой к ИОР;
- 2) определенной формы стружки, которая должна быть в виде отдельных кусочков, тугозавитых гильз или коротких спиралей.

Второе условие может быть достигнуто за счет оптимизации геометрических параметров ИОР и режимов резания. Выполнению первого условия посвящено много научных работ (табл.2.2), однако, анализ их показал, что результаты расчетов расхода (скорости) СОТС, по предлагаемым формулам, отличаются в 5 и более раз. Сочетание двух вышеприведенных условий предполагает, что стружка в СОТС, проходящей в пульпоотводном канале из ЗО, должна находиться во взвешенном состоянии и лишь в этом случае произойдет её надежный отвод из ЗО. Усредненные значения режимов СОТС, подводимой к ИОР следующие: РС диаметром 3 – 40 мм – расход

Таблица 2.2

Диаметр отводного канала, мм	Темпе- ратура СОТС , °C	Вязкость СОТС	Давление СОТС, $\text{кг}/\text{см}^2$	Расход или скорость СОТС, л/мин, м/с, соответственно	Автор, авторы
1	2	3	4	5	6
до 75	--	--	25 – 45	$Q = 0,33d^{1,4}$	М.С. Веремейчук
свыше 75	--	--	20 – 25	$Q = 1,8d$	
20 – 200	--	--	30 – 2	$Q = (1,8-1,2) d$	М.А. Минков
8 – 250	40 – 60	--	40 – 8	$Q = 2,3 \cdot 10^{-4} \cdot d^2 V_p$	Н.Д.Троицкий
10 – 200	35 – 55	--	35 – 10 (ВТА)	$Q = 100 – 1100$	Фирма Sandvik Coromant
			15 – 5 (эжекторные)	$Q = 25 – 400$	
10 – 50	20 – 100	(110–10) $\cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$	--	$Q = 20 – 300$	A.Gethoffer L.Javorcik
19 – 252	35 – 60	--	14 – 7	$Q = 45 – 405$	A.Gethoffer L.Javorcik
25 – 200	--	--	25 – 5 бар	$Q = 60 – 600$	
19,25 - 30	--	--	60 - 45	$Q = 60 – 160$	Н.Knoll P.Streicher
8 – 55	--	--	55 – 20	$Q = 60 – 150$	М.Jansky
21 – 60	--	--	15 – 6	$V_{\text{СОТС}} = 0,5$ (при горизонтальном расположении сверла) $V_{\text{СОТС}} = 0,8$ (при вертикальном расположении сверла)	J.Sandora

Продолжение табл. 2.2

2 – 100	--	--	--	$V_{cotc}=10-15$	K.Faber
20 – 200	--	--	--	$V_{cotc}=10-15$	
20 – 200	35 – 40	--	--	$V_{cotc}=1$	G. Zwingmann
20 – 60	до 55	$\nu_{35}^0 = 50 \text{ ccm}$ $\nu_{20}^0 = 100 \text{ ccm}$	--	$V_{cotc}=V_p/\xi$	R.Zinard
10 – 200	35 – 55	$\nu_{20}^0 = 3,2^0 E$ $\nu_{50}^0 = 1,6^0 E$	500 – 50	$V_{cotc}=(5-10)V_p$	С.В.Кирсанов
--	40 – 60	--	$P = H\gamma_{cotc}$	$Q \geq 60 \sqrt{\frac{AF^2 2g}{10\gamma_{cotc}}}$	Л.М.Прупис А.Н.Кобуладзе
--	--	--	--	$V_{kp} = F_L [2gD(S-1)]^{1/2}$	R.Durand E.Condolios
--	--	--	--	$V_{kp} = K_{II} \left(\frac{C_0 V_s g D}{f} \right)^{\frac{1}{3}}$	W.E.Wilson
--	--	--	--	$V_{kp} = 8,3 D^{\frac{1}{3}} \cdot (C_0 \psi)^{\frac{1}{6}}$	А.П.Юфин и др.
--	--	--	--	$V_{kp} = K_B (\rho_s / \rho_o)^{\frac{1}{3}} (gD(1 + \alpha_o C_o))^{\frac{1}{2}}$	Н.Е.Оффенген Ю.Ф.Власов
--	--	--	--	$V_{KP} = 10,1 D^{0,473} \frac{(\gamma_n - 1)^{0,326} \cdot V_0^{0,326} \cdot \alpha_c^{0,2}}{\gamma_{II} \left(\frac{d_{95} + 0,5}{1000} \right)^{0,17} \cdot d_{95}^{0,2}}$	Г.Н.Ройер

$Q = (2,5 - 8,3) \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$; давление $P=10,8 - 2,9 \text{ МПа}$; головки ВТА диаметром 30 – 150 мм- расход $Q = (6,7 - 20) \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$; давление $P=5,8 - 3,9 \text{ МПа}$; головки эжекторные диаметром 20 – 60 мм- расход $Q = (4,16 - 13,3) \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$; давление $P= 4,9 - 3,4 \text{ МПа}$.

При глубоком сверлении в отечественной и зарубежной практике в основном применяют масляные СОТС и реже- водные эмульсии минеральных масел. Эмульсии имеют лучшие охлаждающие свойства по сравнению с масляными СОТС, однако они не допускают возможность попадания масла из системы смазки станка, менее стойки при хранении, легко поражаются микроорганизмами и теряют свои эксплуатационные свойства. Поэтому при эксплуатации необходимо следить за сохранением их свойств, стабильности состава и т.п.

Рассмотрим основные марки масляных СОТС:

МР – 3- маловязкое минеральное масло, легированное небольшим количеством растительных масел и высокоактивными противозадирными серосодержащими присадками;

МР – 4- маловязкое индустриальное масло, содержащее значительное количество хлороорганических присадок (35% хлорпарафина) и различные добавки;

МР – 7- осерненное минеральное масло средней вязкости.

Основные физико- химические свойства СОТС типа МР приведены в табл.2.3.

Таблица 2.3.

№ п/п	Параметр	МР-3	МР-4	МР-6	МР-7
1	Вязкость кинематическая при 50 °С	5 – 10	4 – 10	20-30	23-30
2	Плотность при 20 °С, кг / м ³	850-900	900-1000	920-1000	800-930
3	Температура вспышки в открытом тигле, °С	125	120	180	180
4	Кислотное число, мг КОН/г, не более	2	--	--	1,2
5	Число омыления, мг КОН/г, не менее	20	--	--	--
6	Содержание, % :				
	серы	1,4-1,9	--	0,5-1,0	1,0-2,0
	хлора	--	15-18	11,0-15,0	--
	фосфора	0,1	--	--	--

СОТС перед заливкой в станок не должна содержать примесей воды; содержание механических примесей должно быть не более 0,04%.

Особое внимание следует уделить фильтрации СОТС. Как показали научные исследования, для достижения необходимого качества обработанной поверхности и высокой стойкости инструмента, в ЗО не должны попадать механические примеси размером более 20 мкм. Для этого необходимо систематически выполнять соответствующие регламентные работы по очистке баков, фильтров и сепараторов.

Следует отметить, что основными контролируемыми параметрами СОТС должны быть: кинематическая вязкость, плотность и температура. Два первых параметра контролируются при входном контроле. Что касается температуры, то зона оптимальных температур циркулирующей СОТС отвечает оптимальным условиям существования химических пленок и оптимальной вязкости, при которой возможно сохранение контактно- гидродинамической смазки. В целях снижения энергетических затрат можно рекомендовать поддерживать температуру циркулирующей СОТС в пределах от 30 до 50 °С. Для поддержания оптимальной температуры СОТС станки для глубокого сверления следует укомплектовывать теплообменниками. Перед началом выполнения процесса сверления следует прогреть СОТС циркуляцией в системе до 25 – 30°С (особенно это необходимо делать в холодное время года на предприятиях, размещенных в районах с холодным климатом).

Сверление отверстий диаметром до 30 мм, с соотношением $l/d_0 \approx 100$ при температуре СОТС ниже 20° С практически невозможно из-за неустойчивости процесса резания и поломок инструмента. При повышении температуры выше 50 – 60° С СОТС испаряется, ухудшаются санитарно- гигиенические условия, возможно возгорание паров СОТС. Кроме этого, усиливается окисление СОТС, вследствие чего она теряет свои свойства.

В последние годы ряд предприятий, занимающихся изготовлением глубокосверлильных станков, предусматривают в их конструкции автоматические устройства, контролирующие температуру СОТС.

В случае перегрева СОТС выше допустимой температуры процесс сверления автоматически прекращается и возобновить его можно только в том случае, когда СОТС остынет до соответствующей температуры.

2.2. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СВЕРЛЕНИЯ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ

Одним из главных условий надежного удаления стружки из ЗО является оптимизация режимов резания и геометрических параметров ИОР. Рекомендуемые режимы резания при сверлении ГО в различных материалах приведены в табл.2.4, 2.5. Однако при подборе параметров режимов резания следует учитывать, что приведенные в таблицах данные являются ориентировочными (исходными) и требуют корректировки для конкретных критериев: стойкости инструмента, производительности процесса, качества просверленных отверстий. Что же касается геометрических параметров ИОР, то некоторые пути их оптимизации приведены ниже.

Таблица 2.4

РС									
Обрабатываемый материал		Механические свойства		Скорость резания, м/мин	Подача S_0 , мм/об, для диаметров, мм				
		σ_B , МПа	Твердость V , НВ		до 6	6-13	13-19	19-25	св. 25
1	Стали: хорошо обрабатываемые, низкоуглеродистые	≤ 700	160-180	90-180	0,010	0,015	0,025	0,030	0,050
	хорошо обрабатываемые, низколегированные	≤ 700	110-440	45-120	0,008	0,012	0,020	0,025	0,030
	высоколегированные (никелевые сплавы)	1000	150-350	70-110	0,007	0,010	0,015	0,020	0,030
	нержавеющие	--	150-440	60-80	0,007	0,010	0,015	0,020	0,025
2	Чугуны	--	140-200	90-130	0,020	0,030	0,040	0,060	0,080
		--	200-300	65-80	0,008	0,013	0,020	0,030	0,050
		--	300	60-70	0,008	0,013	0,015	0,020	0,030
		--	Св. 300						

3	Медные сплавы	--	--	110-120	0,008	0,010	0,025	0,030	0,040
4	Латунные сплавы	--	--	100-115	0,010	0,020	0,030	0,050	0,060
5	Магнитные сплавы	--	--	220-240	0,020	0,030	0,050	0,090	Более 0,100
6	Алюминиевые сплавы	--	--	150-230	0,020	0,035	0,050	0,080	0,100
7	Титановые сплавы	--	--	20-40	0,003	0,005	0,010	0,015	0,020

Таблица 2.5

Головки эжекторные и ВТА					
Обрабатываемый материал	Твердость, НВ	Диаметр сверления, мм	V , м/мин	S , мм/об	S_M , мм/мин
Сталь 45	170-210	22	70	0,18	180
Сталь 45	170-210	28	75	0,16	127
Сталь 45	170-210	30	80	0,18	153
Сталь 45	170-210	40	89	0,15	107
Сталь 45	170-210	50	88	0,2	112
Сталь 45	170-210	60	85	0,2	90
Сталь 45	230-270	30	70	0,22	163
Сталь 45	290-330	40	100	0,25	199
Сталь 45Х	229-269	30	70	0,22	158
Сталь 40Х	240-260	30	80	0,2	155
Сталь 50Г	192-241	48	70	0,25	115
Сталь 12ХН3А	217	24	46	0,23	140
Сталь 12Х18Н10Т	--	50	53	0,23	80

2.2.1. ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РУЖЕЙНЫХ СВЕРЛ (ДАННАЯ МЕТОДИКА ВПЕРВЫЕ БЫЛА РАЗРАБОТАНА В.В. ГАЛИЦКИМ)

РС не обладают достаточной продольной и поперечной устойчивостью, особенно в первоначальный период врезания инструмента в обрабатываемую заготовку, т.е. в тот момент, когда отсутствует контакт базовых НЭ РС со стенками формируемого отверстия. Сме-

щение (в направлении подачи) торцов базовых НЭ относительно вершины РС определяется конструктивным исполнением задних поверхностей режущей части инструмента. Уменьшая относительное смещение, можно повысить стойкость РС и качество просверленных отверстий. Минимально возможное смещение, регламентируемое формой и геометрическими параметрами инструмента, можно получить, когда расстояние между плоскостью вращения торцов базовых НЭ и плоскостью вращения калибрующей вершины сверла в процессе резания будет близким к нулю.

Определим углы задних поверхностей сверла, обеспечивающие выполнение этого условия.

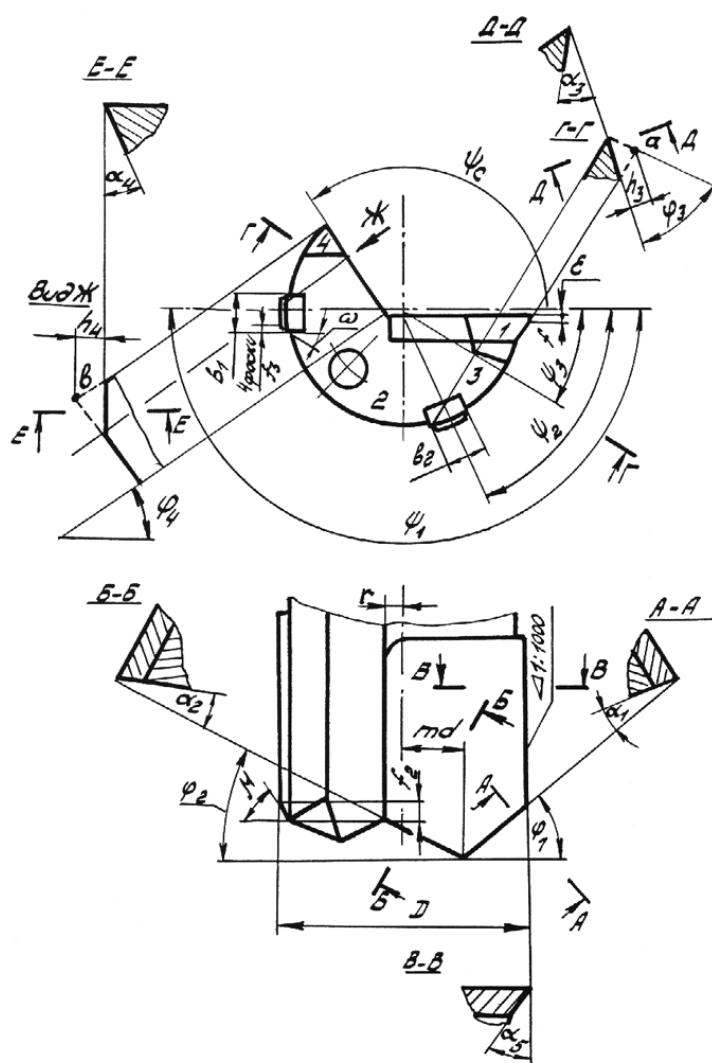


Рис.2.19.Заточка задних поверхностей РС.

На первом этапе заточки формируются задние поверхности 1 и 2. После этого определяется отсутствие интерференции точек *a* и *b* по условию:

Предположим, что в системе координат x_j, y_j, z_j , связанной с инструментом, положение каждой из плоскостей, образующих заднюю поверхность режущей части сверла, определяется тремя параметрами:

— углом в плане φ_{nj} , который задается в некотором радиальном сечении плоскостью *J*, повернутой на угол ψ_{nj} ;

— задним углом α , который задается в сечении, нормальном к плоскости *J*;

— величиной m_{nj} , задаваемой конструктивно.

Предлагаемая методика заточки РС (рис 2.19) предполагает заточку четырех его задних поверхностей.

$$\xi_{a,b} \geq \xi_{np} \quad (2.1)$$

Если это условие выполняется, то дополнительные подточки по плоскостям 3 и 4 не производят. Запишем условие (2.1) в виде:

$$\xi_{np} = \operatorname{arctg} \left[\operatorname{tg} \varphi_1 - \frac{m_1}{m_2} (\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_2) \right];$$

$$\xi_{a,b} = \operatorname{arctg} \left[\left(\cos \psi_{a,b} + \operatorname{tg} \alpha_2 \frac{\sin \psi_{a,b}}{\sin \varphi_2} \right) \operatorname{tg} \varphi_2 \right],$$

где $m_1=0,29d$; $m_2=d/2$; d – диаметр отверстия; $\psi_{a,b}$ — угол разворота сечения сверла плоскостью J , соответственно для точек a и b , определяется как:

$$\psi_a = 180^\circ - \delta - \arcsin \left[\frac{m_1}{m_2} \cdot \sin(\delta + \psi_1) \right]; \quad (2.2)$$

$$\psi_b = \arcsin \left(\frac{r}{m_2} \cdot \sin \psi_0 \right) + \psi_0,$$

где $\delta = \operatorname{arctg} \frac{\sin(\varphi_1 - \varphi_2)}{\operatorname{tg} \alpha_1 \cos \varphi_2 - \operatorname{tg} \alpha_2 \cos \varphi_1}$; r — радиус нулевого стержня.

Если $\delta > 0$, то ψ_a определяют по формуле (2.2), если $\delta < 0$, то

$$\psi_a = \delta - \arcsin \left[\frac{m_1}{m_2} \cdot \sin(\psi_1 + 180^\circ - \delta) \right].$$

Если в отношении точки a условие (2.1) не выполняется, т.е. $\xi_a < \xi_{np}$, то осуществляется подточка по плоскости 3.

Производим расчет параметров подточки

$$\begin{cases} \varphi_3 = \varphi_1; \\ \alpha_3 = \operatorname{arctg} [\sin \varphi_3 \cdot \operatorname{tg} (\alpha_m - \psi_3)]; \\ \psi_3 = 2 \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\sin \varphi_1}, \end{cases}$$

где $\alpha_m = \arcsin \frac{\cos \psi_3 + \sin(\tau + \theta_{2b})}{2 \sin \frac{m}{2}},$

где $\theta_{2b} = \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \alpha_2}{\sin \varphi_2}$; $m = 90^\circ + \tau + \theta_{2b} - \psi_3$;

$$\tau = -\arcsin \left[\left(\frac{(m_2 - m_1) \operatorname{tg} \varphi_1 + m_1 \operatorname{tg} \varphi_2}{m_2} \right) \operatorname{ctg} \varphi_2 \cos \theta_{2b} \right].$$

После установки сверла в приспособление так, чтобы передняя поверхность была параллельна плоскости стола станка, на нониусах "набираются" значения углов, полученных расчетным путем.

После установки соответствующих углов производят касание рабочей поверхности шлифовального круга (точка *a*). От точки *a* по нормали к плоскости круга производят врезание на глубину h_3 :

$$h_3 = m_2 \sin X \operatorname{tg}(\alpha_3 + \mu) + \frac{S}{360^0} (90^0 + \tau + \theta_{2b}) \frac{\cos \alpha_3}{\cos \varphi_3},$$

где S — максимальная подача; $\mu = \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \alpha_1 \cos \psi_3}{\operatorname{tg} \varphi_3 \cdot \sin \psi_3 + 1}$;

$$\theta_{2b} = \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\sin \varphi_1};$$

$$x = \arccos \left\{ \frac{m_1 (1 - \operatorname{tg} \varphi_1 \operatorname{ctg} \varphi_2)}{(1 - \operatorname{tg} \varphi_1 \operatorname{ctg} \varphi_2) - 2 \sin^2 \theta_{2h} (1 + \operatorname{ctg} \theta_{2b})} \cdot \frac{1}{m_2} \right\}.$$

Если условие (2.1) не выполняется для точки *b*, т.е. $\xi_b < \xi_{np}$, то производят подточку по плоскости 4. Рассчитаем параметры подточки:

$$\begin{cases} \varphi_4 = -\varphi_1; \\ \alpha_4 = \arcsin \left[\frac{1 - \cos(\psi - \psi_c)}{m_2 \sin(\psi - \psi_c) - b \sin \psi_c} \cdot m_2 \sin \varphi_1 \right]; \\ \psi_4 = 360^0 - \psi_c, \end{cases}$$

где $\psi = \arccos \frac{\operatorname{tg} \xi_{np} \cos \varphi_2 - \operatorname{tg} \alpha_2 \sqrt{\operatorname{tg}^2 \alpha_2 + \sin^2 \varphi_2 - \operatorname{tg}^2 \xi_{np} \cos^2 \varphi_2}}{\sin^2 \varphi_2 + \operatorname{tg}^2 \alpha_2}$.

После установки значений углов φ_4 , α_4 , ψ_4 , на приспособлении осуществляют касание плоскости шлифовального круга (точка *b*). От этой точки по нормали к плоскости круга производят врезание на глубину h_4 :

$$h_4 = \cos \varphi_1 [m_2 (\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \xi_b) - r \cos \psi_c (\operatorname{tg} \varphi_2 + \operatorname{tg} \xi_b) - m_1 (\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_2)] + \frac{S \psi_c \cdot \cos \alpha_4}{360^0 \cos \varphi_4}.$$

Приведенная методика позволяет, оптимизировав геометриче-

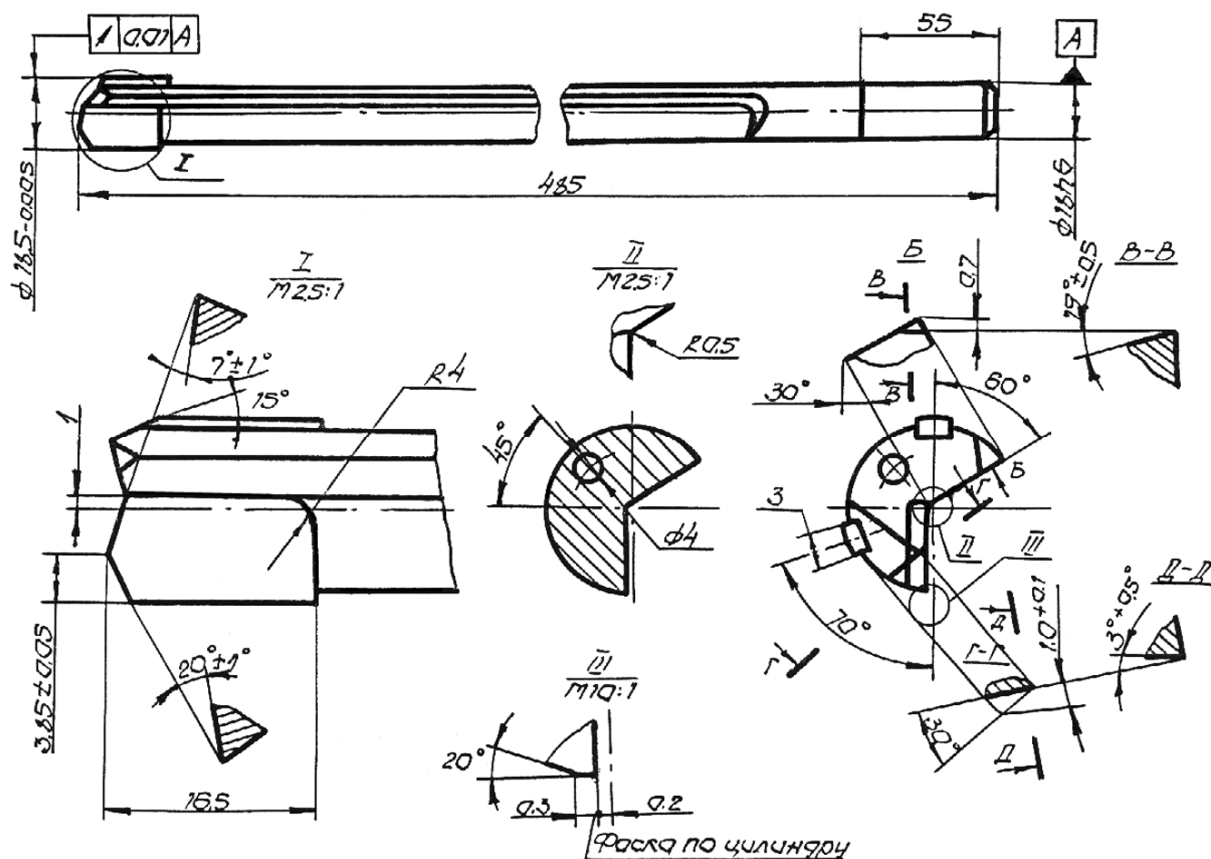


Рис.2.20.Заточка РС по новой методике.

ские параметры РС, повысить стойкость инструмента в 1,5 и более раз, снизить энергозатраты СОТС, а, следовательно, повысить производительность процесса сверления ГО. Заточка РС по вышеприведенной методике показана на рис.2.20.

2.2.2. ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СВЕРЛ ВТА И ЭЖЕКТОРНЫХ

При сверлении ИОР дробление стружки обычно разделяют на два этапа:

Таблица 2.6

Диаметр сверла	<i>B</i>	<i>B</i>	<i>B</i>	<i>L</i>	<i>L</i>	<i>S</i>	<i>R</i>
18 – 19,99	11,5	7	3	14,3	1,8	3,2	1,6
20 – 24,99	15	11	4,3	16	2	3,5	1,75
25 – 29,99	18,3	13,5	5,3	19,5	2,5	4,4	2,2
30 – 33,99	19,9	14	5,5	19,8	2,5	5,2	2,6
34 – 36,99	23,5	16,5	8	20,6	3	5,8	2,9
37 – 39,99	23	15,3	6	20,6	3	5,2	2,6

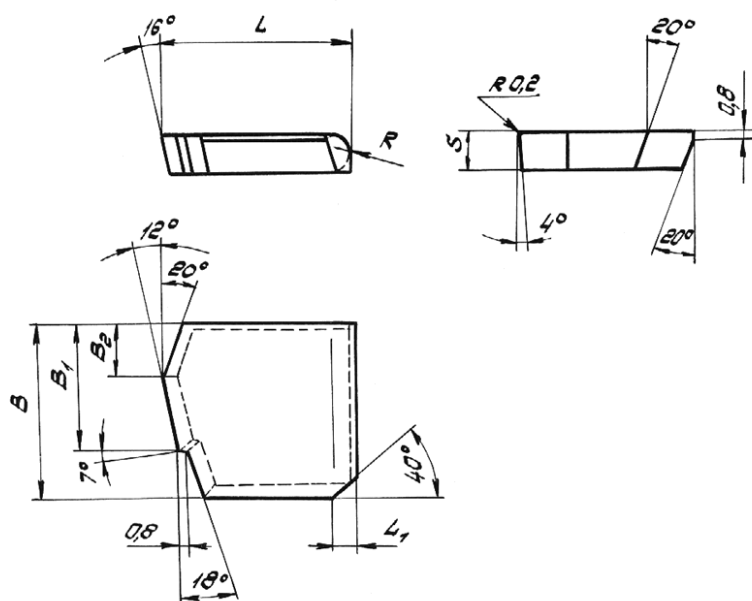


Рис.2.21. Параметры уступов твердосплавных пластин для диаметров сверл 18 – 39,99 мм.

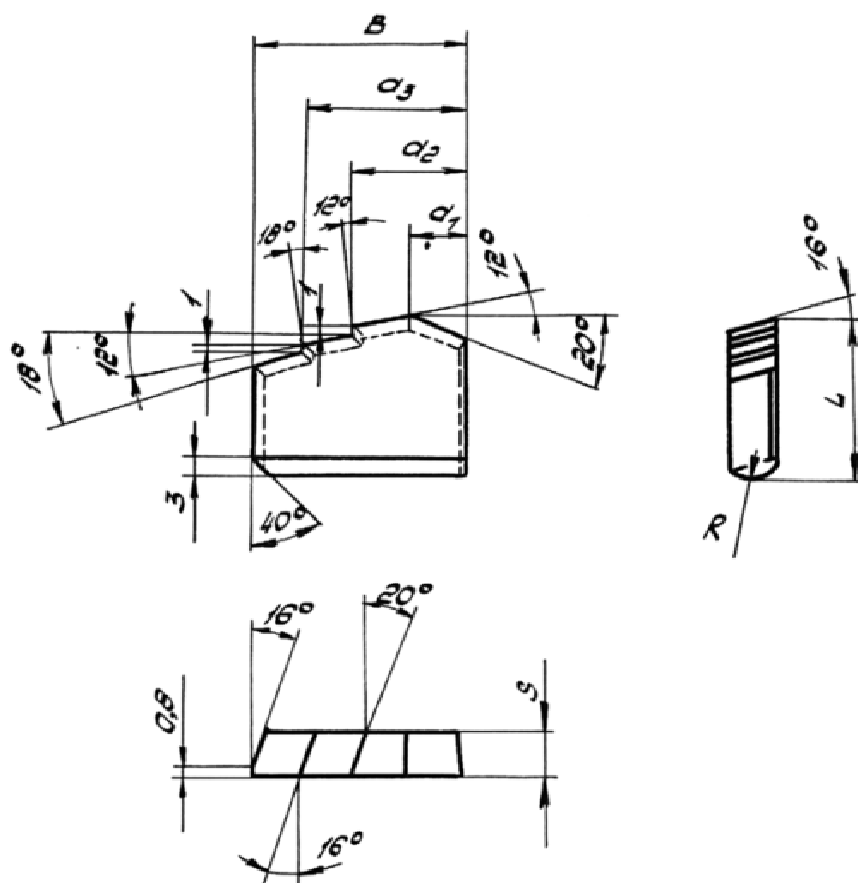


Рис.2.22. Параметры уступов твердосплавных пластин для диаметров сверл 40 – 60,99 мм.

1. Стружкоразделение - деление стружки по ширине;

2. Стружколомание - деление стружки по длине.

Для сверл эжекторных и ВТА стружкоразделение осуществляется за счет либо разделения одного режущего лезвия на уступы, либо применения ИОР с несколькими режущими элементами (РЭ).

На рис. 2.21, 2.22 показаны, а в табл. 2.5, 2.7 приведены рациональные размеры твердосплавных пластин с уступами.

Для ИОР с несколькими РЭ целесообразно использовать две схемы их заточки в плане:

- ступенчатую (рис.2.23), которая позволяет повысить стойкость острых вершин твердосплавных пластин;

- ломаную

(рис.2.24), которая имеет дополнительные технические преимущества в процессе заточки инструмента.

Таблица 2.7

Диаметр сверла	<i>B</i>	<i>L</i>	<i>S</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>R</i>
40 – 46,99	26	24	5,7	7	13,5	20	2,9
47 – 51,99	28	24	6,7	7	14	21	3,4
52 – 56,99	31	24	6,7	8	16,5	24	3,4
57 – 60,99	33	25	6,7	8,4	16,8	24,8	3,4

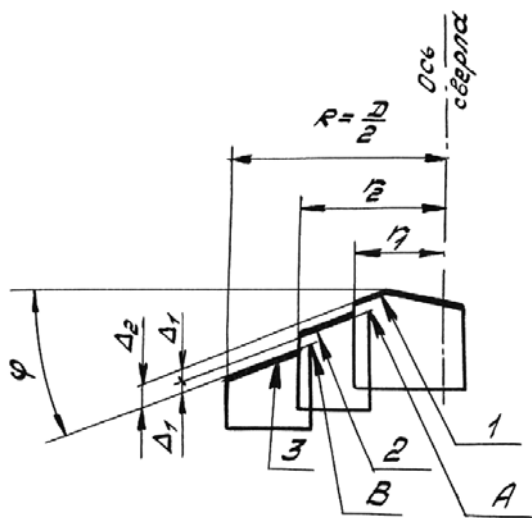


Рис.2.23.Ступенчатая схема заточки.

Обе эти схемы позволяют исключить из процесса резания остроугольные вершины *A* и *B* периферийной и промежуточной пластин.

Величина Δ_1 перепада между режущими кромками принимается больше, чем величина осевой подачи инструмента на 20%- 25%. В ходе исследований установлено, что целесообразно использовать $\Delta_1=0,3$ мм, $\Delta_2=0,6$ мм (рис.2.23).

Ломаная схема заточки обладает преимуществом перед ступенчатой, так как кромки режущих элементов 1 и 3 расположены на одной прямой, что упрощает их заточку и переточки. В диапазоне диаметров до 30 мм реализация ломаной схемы обеспечивается при существенном различии углов φ_1 и φ_2 . В частности, для сверла диаметром 25 мм можно рекомендовать $\varphi_1 = 23^\circ$, $\varphi_2 = 12^\circ$ (рис. 2.24).

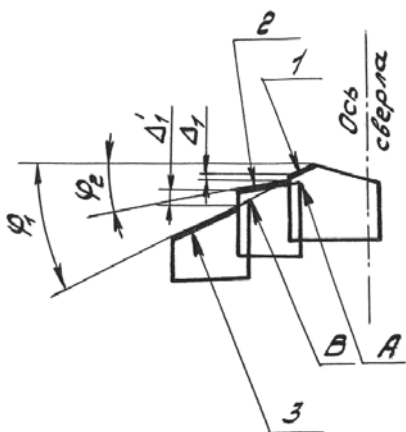


Рис.2.24. Ломаная схема заточки.

Дробление стружки по длине осуществляется с целью получения транспортабельной ее формы, что обеспечивает беспрепятственный её отвод из ЗО через каналы ИОР. При рациональном выборе режима стружколомания характерной формой образующейся стружки будет:

- на наружной пластине - в виде ломаных неполных шестерок;
- на центральной пластине - в виде ломаной, скрученной к центру гофры;

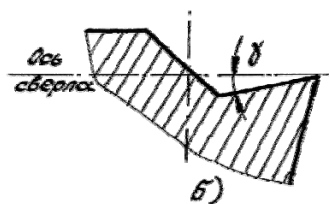
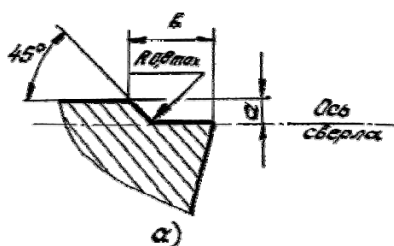


Рис.2.25. Геометрические параметры стружколомающих уступов: с передним углом $\gamma = 0$ (а); с положительным передним углом (б).

- на промежуточной пластине - в виде ломаных дуг.

Для этого геометрические параметры стружколомающих уступов (рис.2.25,а) должны соответствовать дан-

ным табл. 2.8. Переднюю поверхность стружколомающего уступа можно выполнить с небольшим положительным передним углом (рис.2.25,б), что является целесообразным для снижения сил резания при обработке хорошо обрабатываемых материалов.

Таблица 2.8

Параметры	Диаметры сверления, мм					
	20-24	24-29	29-36	36-40	40-50	50-65
$a^{+0,05}$	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5
$b^{+0,05}$	1,5	1,6	1,7	1,8	2,0	2,2

Таблица 2.9

Параметры	Величина подачи, мм/об				
	0,07	0,084	0,11	0,13	0,15
r , мм	0,7-0,8	0,8-0,9	0,9-1,0	1,0-1,1	1,1-1,2
h , мм	0,11	0,12	0,13	0,14	0,15
γ , град.	минус $6^0 - 9^0$				
f , мм	0,08-0,09	0,10-0,11	0,11-0,12	0,12-0,13	0,13-0,14

Для обработки труднообрабатываемых материалов рационально использовать сверла с радиусной формой заточки (рис.2.26). В табл.2.9 приведены параметры такой заточки в зависимости от подачи.

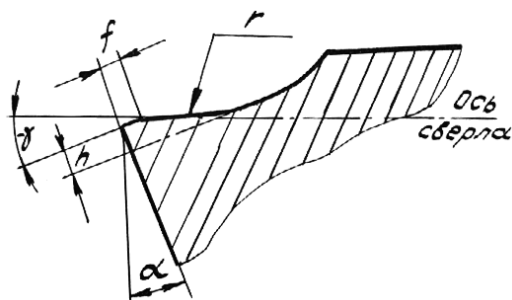


Рис.2.26. Радиусная форма заточки передней поверхности.

Заточка участка режущей кромки около оси сверла выполняется без стружколомающих уступов с отрицательным передним углом, смещение вершины сверла от продольной оси сверла 2 – 4 мм (в зависимости от диаметра сверла).

2.2.3. СБОРНЫЕ КОНСТРУКЦИИ ИНСТРУМЕНТОВ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ

Одним из путей повышения эффективности сверления ГО является применение для данного технологического процесса ИОР сборной конструкции. Применительно к ИОР сборная конструкция подразумевает механическое крепление режущих и направляющих элементов к корпусу инструмента, что позволяет:

- снизить затраты на изготовление и эксплуатацию инструмента;
- увеличить срок работоспособности корпуса инструмента;
- исключить возможность появления дефектов в режущих и направляющих элементах, возникающих при их припайке к корпусу инструмента.

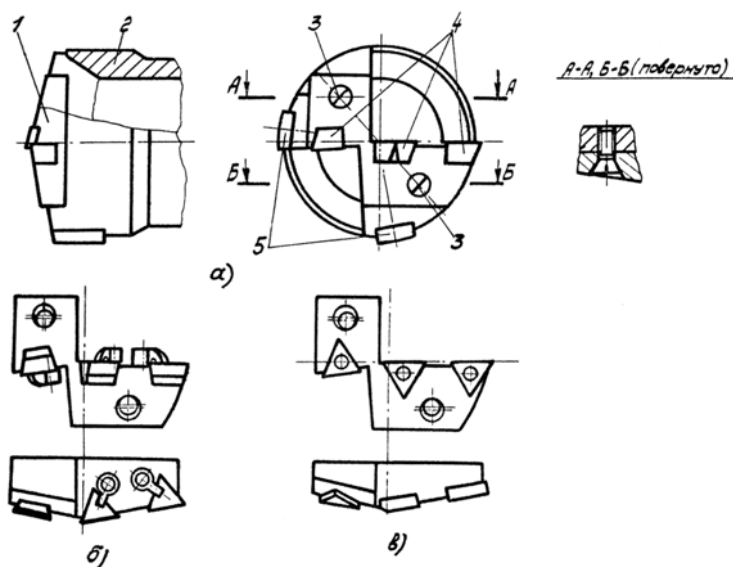


Рис.2.27. Сверлильная головка с блочным торцевым креплением РЭ.

Рассмотрим некоторые конструкции сборных ИОР.

На рис.2.27,а показана сверлильная головка (эжекторная или ВТА) с блочным торцевым креплением РЭ. Сверлильная головка состоит из корпуса 2 с НЭ 5 и резцового блока 1 с РЭ 4. Резцовый блок 1 крепится к корпусу 2 с помощью винтов 3. Для сверл малого диаметра резцовый блок выполняется с припаянными РЭ или цель-

нотвердосплавный. Для сверл средних и больших диаметров применяются многогранные твердосплавные пластины (МТП). На рис.2.27,б показан резцовый блок с креплением МТП с помощью прихватов, а на рис.2.27,в торцовые крепления МТП с помощью винтов. Кроме механического крепления РЭ сверлильные головки могут быть оснащены узлом механического крепления НЭ (рис.2.28).

В корпусе инструмента 1 выполнено два паза 2 с наклонными боковыми поверхностями 3, 4 для установки в них НЭ 5, а также выполнены два отверстия 6, угол наклона которых α не превышает угол самоторможения. В отверстия 6 вставлены штифты 7, причем

Сверлильная головка и сопряженное с ней направляющее отверстие образуют разомкнутую кинематическую пару четвертого класса с силовым замыканием. Для устранения избыточных связей в механизмах сверлильно- расточных станков, между инструментальной головкой (ИГ) и борштангой устанавливаются устройства, обеспечивающие подвижность ИГ относительно борштанги. То есть, в конструкцию ИГ вводятся дополнительные конструктивные элементы: дополнительная группа жестких неподвижных НЭ и группа упругих или ограниченно- подвижных НЭ, которые совместно с усилиями резания обеспечивают силовое замыкание кинематической пары. Дополнительная группа жестких неподвижных НЭ- это группа из двух НЭ, отстоящих в осевом направлении на некотором расстоянии от основных. Этим требованиям отвечают следующие схемы базирования ИГ (рис.2.30): а) “обратная”; б) “параллельная”; в) “параллельная” с диаметрально противоположным прижимом; г) “симметричная”.

При реализации “обратной” схемы базирования ИГ (рис.2.30, а) положение жестких неподвижных НЭ дополнительной группы определяется следующими соотношениями: $\delta_3 = \delta_1 + 180^\circ$, $\delta_4 = \delta_2 + 180^\circ$,

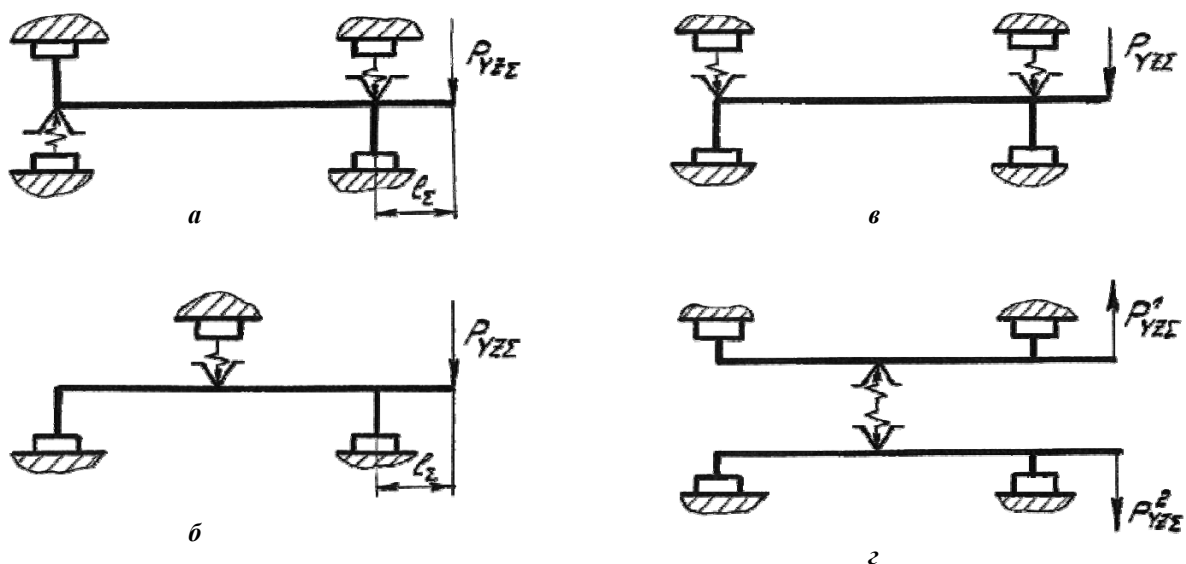


Рис.2.30.Схемы базирования сверлильной головки: “обратная” (а); “параллельная” (б); “параллельная” с диаметрально противоположным прижимом (в); “симметричная” (г).

где δ_1 и δ_2 - углы, определяющие положение основных, а δ_3 и δ_4 - дополнительных НЭ. Упругие НЭ, расположенные диаметрально противоположно неподвижным, стабилизируют условия работы инструмента

при входе его в заготовку и выходе из нее. Особенностью данной схемы базирования является то, что с увеличением расстояния между суммарным приведенным усилием резания, действующим в торцевой плоскости, и главной вершиной НЭ, увеличиваются усилия прижима дополнительных НЭ к поверхности направляющего отверстия под воздействием усилий резания. Это повышает устойчивость ИГ. Однако данная схема базирования не во всех случаях полностью отвечает всем принципам, реализующим способ сверления ГО ИОР с НБ. При несовпадении диаметральных размеров НЭ и направляющего отверстия не обеспечивается поверхностный контакт этих элементов за счет возникновения продольного угла контактирования.

При реализации “параллельной” схемы базирования (рис.2.30,б) положение жестких неподвижных НЭ дополнительной группы определяется следующими соотношениями: $\delta_3 = \delta_1$; $\delta_4 = \delta_2$. Упругие или ограниченно- неподвижные НЭ располагаются: а) между основными и дополнительными НЭ, при этом их количество равно 1 – 2 (рис.2.30,б); б) диаметрально противоположно подрезцовым и боковым НЭ как основной так и дополнительной группы, при этом их количество равно 4 (рис.2.30, в). Эта схема называется “параллельная” с диаметрально противоположным прижимом.

На рис.2.30, г представлена симметричная схема базирования. Эта схема базирования является модификацией двух предыдущих и может быть осуществлена на сверлильной головке, состоящей из двух симметрично расположенных НЭ, каждый из которых реализует “параллельную” схему базирования. Выбор схемы базирования, расположения и количества упругих или ограниченно- подвижных НЭ обуславливаются исходными данными на проектируемый технологический процесс сверления ГО. Рассмотренные схемы базирования полностью реализуют способ сверления ГО ИОР с НБ.

2.2.4.2. ИНСТРУМЕНТЫ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ С НЕЗАВИСИМЫМ БАЗИРОВАНИЕМ

На основании вышеизложенного была разработана гамма ИОР с НБ. Некоторые конструкции таких инструментов приведены ниже.

Эжекторное сверло с НБ сверлильной головки с торцовыми пазами и “обратной” схемой базирования (рис.2.31) содержит борштангу 1, которая сочленена со сверлильной головкой 2 посредством торцовых пазов 3 и выступов 4, зазоры между которыми образуют отводные отверстия 5, 6. На сверлильной головке 2 расположены режущие 7 и две группы 8, 9 и 10, 11 НЭ. За счет этих групп НЭ осуществляется НБ сверлильной головки в кондукторной втулке и в просверленном отверстии. Группы НЭ 8, 9 и 10, 11 повернуты друг относительно друга на угол 180° и отстоят друг от друга в осевом направлении на расстоянии, равном, либо больше диаметра сверления. Подпружиненные НЭ 9 и 11 служат для прижатия основных и

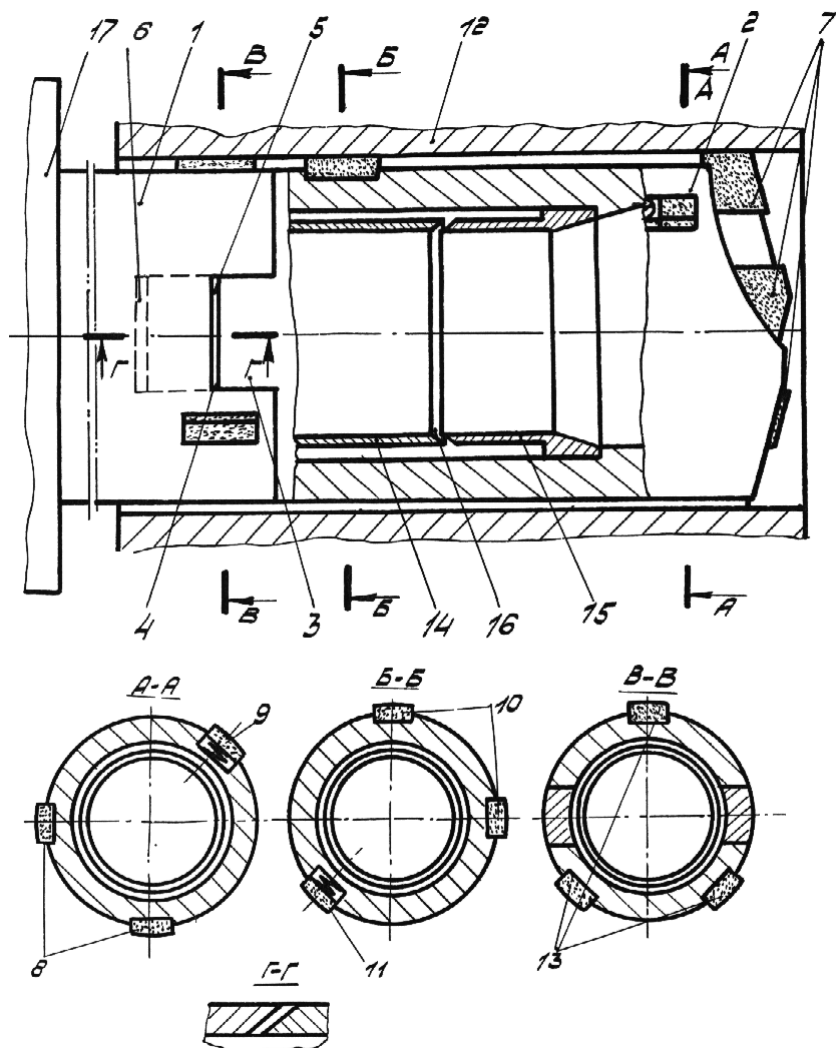


Рис.2.31. Эжекторное сверло с НБ сверлильной головки и “обратной” схемой базирования.

дополнительных НЭ к поверхности кондукторной втулки 12 в начале сверления. На конце борштанги 1, обращенной к сверлильной головке 2, установлены НЭ 13, угол между которыми равен 120° . Патрубки 14 и 15 внутренней трубы образуют эжекторное сопло 16. Хвостовик борштанги установлен в маслоприемнике 17.

При работе этого сверла дополнительные усилия, возникающие при отклонении от соосности осей кондукторной втулки и шпинделя, и приводящей к изгибу борштанги, не передаются на сверлильную головку, а воспринимаются НЭ борштанги. Однако, такая схема расположения НЭ имеет ряд недостатков. Одним из них является то, что

при несовпадении диаметров сверлильной головки и кондукторной втулки продольный угол контактирования станет отличным от нуля и НЭ будут работать в неблагоприятных условиях.

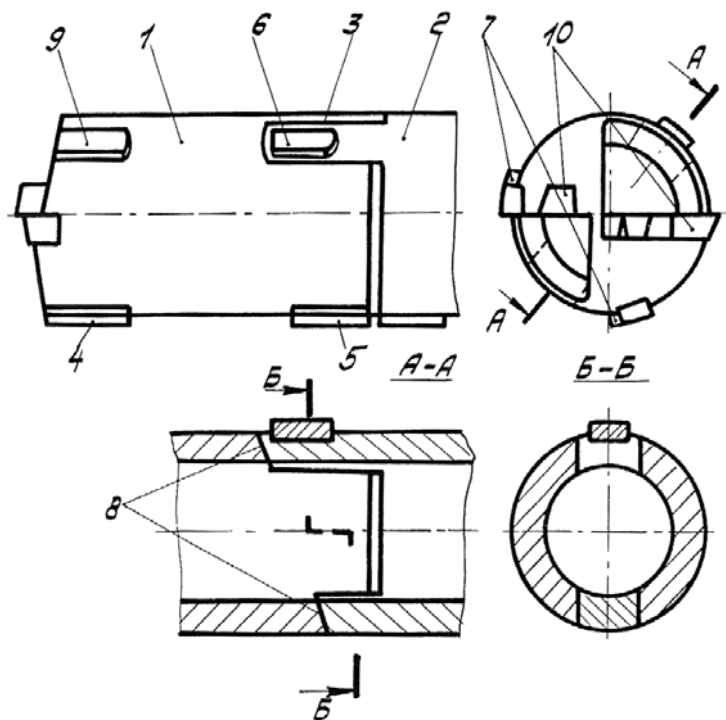


Рис.2.32. Сверлильная головка с НБ и “параллельной” схемой базирования.

Для устранения указанных недостатков разработана конструкция сверла с “параллельной” схемой базирования (рис.2.32). Сверло содержит сверлильную головку 1, сочлененную с борштангой 2 посредством пазов-выступов 3. Сверлильная головка сбазирована независимо, за счет двух групп параллельно расположенных основных 4 и дополнительных 5 НЭ.

НЭ 6 борштанги расположен между двумя группами НЭ сверлильной головки. Два других НЭ 7, расположенных на борштанге, установлены равномерно по окружности борштанги. Плоскость, содержащая торцы обоих выступов 8, расположена наклонно к продольной оси борштанги. При работе сверла в клиновом механизме возникает радиальная составляющая усилия взаимодействия элементов механизма. Положение плоскости симметрии наклонных торцов-выступов выбирается таким образом, чтобы вместе с усилиями, возникающими на РЭ 10, осуществить прижим основных 4 и дополнительных 5 НЭ к поверхности отверстия. Таким образом, реализуется “параллельная” схема базирования. Упругий НЭ 9 стабилизирует работу сверла в начальный период сверления и при выходе инструмента из отверстия. Клиновой механизм может выполняться с различными по конструкции пазам-выступами. Развивая принцип НБ, была разработана конструкция комбинированного инструмента, совмещающего технологические операции лезвийной обработки и дополнительного пластического деформирования (рис.2.33). Инструмент содержит борштангу 1, сверлильную головку 2. В корпусе сверлильной головки 2

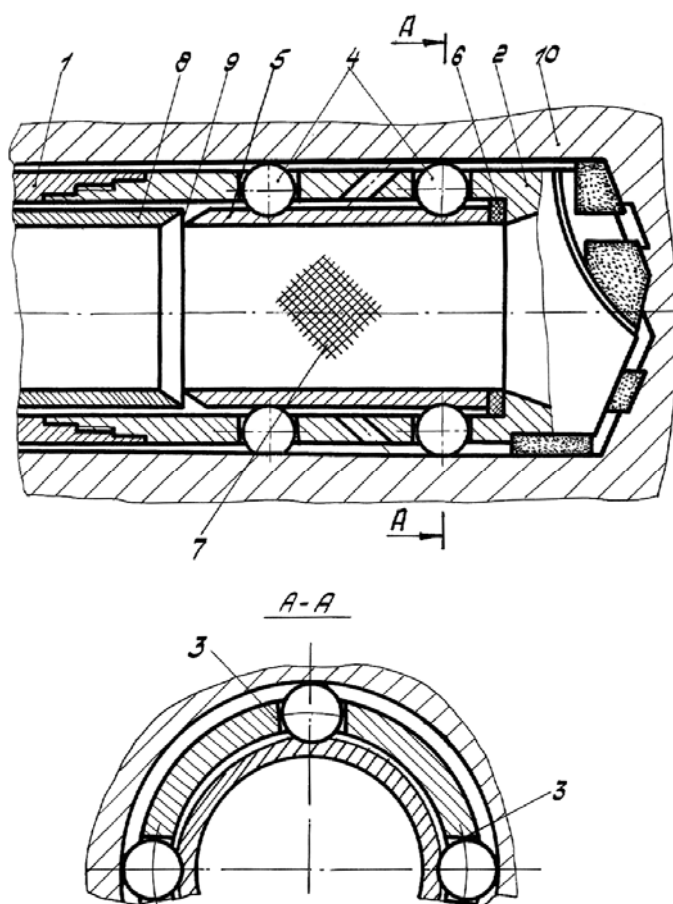


Рис.2.33. Комбинированный инструмент с НБ.

выполнены сквозные пазы 3, в которых расположены тела качения 4, подпружиненные опорным элементом 5. Торец опорного элемента упирается во фторопластовое кольцо 6. На внутренней поверхности опорного элемента выполнены рифления 7. Профильный торец внутренней трубы 8 образует с профильной частью опорного элемента 5 эжекторную щель 9. При относительном вращательном и поступательном движении обрабатываемой детали

10 и инструментальной головки 2 тела качения 4 вращаются в пазах 3, передавая вращение опорному элементу 5. При этом тела качения производят пластическое деформирование поверхности отверстия.

2.2.5. РАСХОД СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ В КОЛЬЦЕВОМ КАНАЛЕ ЭЖЕКТОРНЫХ СВЕРЛ

В работе [20] получена следующая зависимость для определения распределений давлений СОТС по длине кольцевого канала ИОР (в безразмерных координатах):

$$P = -12 \mu_{\text{СОТС}} L C_1 \int \frac{dZ}{R_1 \delta_0^3} \pm 6 \mu_{\text{СОТС}} L \int \frac{dZ}{\delta_0^2} + C_2, \quad (2.3)$$

где $\mu_{\text{СОТС}}$ — динамическая вязкость СОТС; L — длина кольцевого канала; C_1, C_2 — константы интегрирования; $\delta_0 = R_2 - R_1$ — величина кольцевого зазора; R_1, R_2 — наружный и внутренний диаметры сте-

нок, образующих кольцевой канал, соответственно; знаки “±” учиты-

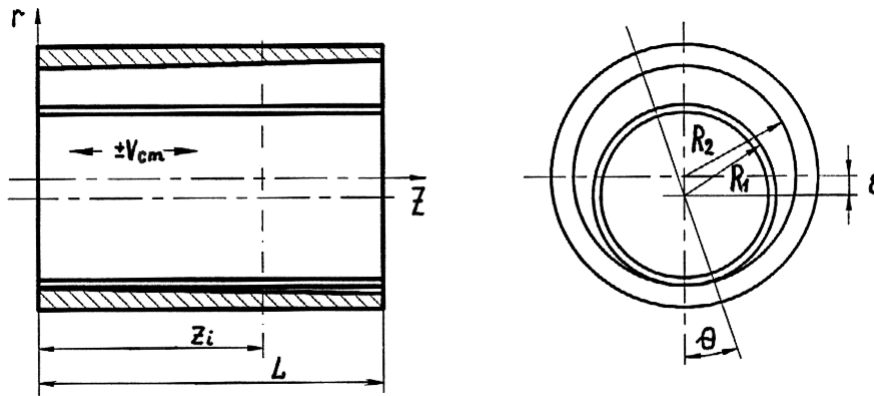


Рис.2.34. Расчетная схема кольцевого канала.

вают возможность осевого перемещения одной из стенок кольцевого канала.

В реальных конструкциях эжекторных сверл всегда кольцевой канал между борштангой сверла и

его внутренней трубой эксцентричен, причем эксцентриситет является переменным по длине борштанги (рис.2.34).

Обозначим: ε - эксцентриситет кольцевого канала; $\bar{\varepsilon} = \varepsilon / \delta_0$ - относительный эксцентриситет. Когда кольцеобразные стенки канала соответствуют номинальному расположению, то $\varepsilon = 0$, а $\bar{\varepsilon} = 0$; когда происходит касание внутренней трубы с борштангой, то $\varepsilon = \delta_0$, а $\bar{\varepsilon} = 1$. Тогда величина переменного зазора между борштангой и внутренней трубой будет равна:

$$\delta_0 \left(\bar{Z}, \varepsilon, \theta \right) = (R_2 - R_1) - \varepsilon \cdot \cos \theta + (R_2 - R_1) \frac{\bar{Z}}{L}; \quad (2.4)$$

$$\delta_0 \left(Z, \bar{\varepsilon}, \theta \right) = \delta_0 \left(1 - \bar{\varepsilon} \cos \theta + kZ \right), \quad (2.5)$$

где k - параметр конусности кольцевого канала, равный

$$K = \frac{\delta_{02} - \delta_{01}}{\delta_{01}},$$

где δ_{01}, δ_{02} - размеры кольцевых зазоров в начале и в конце канала.

Уравнение границ канала:

$$R_1 = R; \quad R_2(Z, \bar{\varepsilon}, \theta) = \delta_0(Z, \bar{\varepsilon}, \theta) + R_1. \quad (2.6)$$

Интегрируя (2.3) с учетом (2.4) - (2.5), получим:

$$P = \frac{6\mu_{\text{СОТС}} LC_1}{R_1 \delta_{01}^3 K (C + KZ)^2} \pm \frac{6\mu_{\text{СОТС}} LV_{\text{СТ}}}{\delta_{01}^2 K (C + KZ)} + C_2,$$

где $C = 1 - \bar{\varepsilon} \cos \theta$; $V_{\text{СТ}}$ – скорость движения стенки канала.

Для определения постоянных C_1 и C_2 воспользуемся граничными условиями:

при $Z = 0$, $P = P_0$; $Z = 1$, $P_1 = P$, тогда

$$P = P_0 - \frac{(C - K)^2 (2CZ + KZ)^2}{(2C + K)(C + KZ)^2} \pm A \frac{KZ(Z - 1)}{(2C + K)(C + KZ)^2 \delta_{01}^2}, \quad (2.7)$$

где $A = (6\mu_{\text{„ммТ}} V_{\text{СТ}} L) / (\delta_{01}^2 \Delta P)$; ΔP – перепад давлений в кольцевом канале при неподвижных стенках.

Рассмотрим несколько частных случаев течения СОТС в “узких” кольцевых каналах:

1. Стенки, образующие кольцевой канал, представляют собой цилиндры с параллельными осями, то есть $K = 0$, и неподвижны. Тогда, из уравнения (2.7), получим:

$$P = P_0 - Z. \quad (2.8)$$

Из уравнения (2.8) следует, что безразмерное давление от P_0 у входа в канал изменяется по длине канала по линейному закону как для концентричного, так и для эксцентричного расположения стенок канала.

2. Неподвижные друг относительно друга стенки канала ($V_{\text{СТ}} = 0$) образуют конусный канал ($k \neq 0$).

При неконцентричном расположении стенок канала ($C = 1$), из уравнения (1.5), имеем:

$$P = P_0 - \frac{(1 + K)^2 (2Z + KZ^2)}{(2 + K)(1 - KZ)^2},$$

при эксцентричном расположении стенок канала ($\bar{\varepsilon} \neq 0$)

$$P = P_0 - \frac{(C + K)^2 (2CZ + KZ^2)}{(2C + K)(C + KZ^2)}.$$

Расход СОТС на единицу ширины потока определим как:

$$Q_E = \int_0^{\delta_0} V_{\text{СТ}} dz = \frac{1}{2\mu_{\text{СОТС}}} \frac{dp}{dr} \delta_0^3 \pm \frac{V_{\text{СТ}} \delta_0^3}{2} = \frac{P_0 \delta_0^3}{12\mu_{\text{СОТС}} L} \pm \frac{V_{\text{СТ}} \delta_0}{2}.$$

Полный расход СОТС между коаксиальными стенками ($\varepsilon = 0$) канала:

$$Q_{K1} = \int_0^{2\pi} Q_E R_1 d\varphi = 2\pi \frac{P_0 \delta_0^3}{12 \mu_{\text{СОТС}} L} R_1. \quad (2.9)$$

Для эксцентричного канала при ламинарном режиме течения СОТС, с учетом $\delta = \delta_0(1 + \cos \varphi)$, полный расход СОТС можно определить:

$$Q_{K2} = \int_0^{2\pi} Q_E R_1 d\varphi = \frac{P_0 \delta_0^3}{12 \mu_{\text{СОТС}} L} \int_0^{2\pi} (1 + \cos \varphi)^2 R_1 d\varphi = 5\pi \frac{P_0 \delta_0^3}{12 \mu_{\text{СОТС}} L} \cdot R_1. \quad (2.10)$$

Сравнение выражений (2.9) и (2.10) показывает, что при эксцентриситете кольцевого канала расход СОТС увеличивается (при

$\varepsilon = 1$) в 2,5 раза при том же давлении P_0 в начальном сечении канала. Экспериментально была проведена проверка этого значения, что позволило установить:

$$Q_{K2}/Q_{K1} \approx 2,1.$$

На этом основании разработана конструкция эжекторного сверла с эксцентричным каналом (рис.2.35). В таком сверле внутренняя труба 1 установлена эксцентрично относительно борштанги 2 и поток СОТС к сверлильной головке 3 подается через эксцентричный кольцевой канал 4 отверстия 5. Эксцентриситет установки внутренней трубы 1 направлен в сторону наибольшего стружечного окна 6 сверлильной головки 3. На внутренней трубе 1 выполнены эжекторные сопла 7.

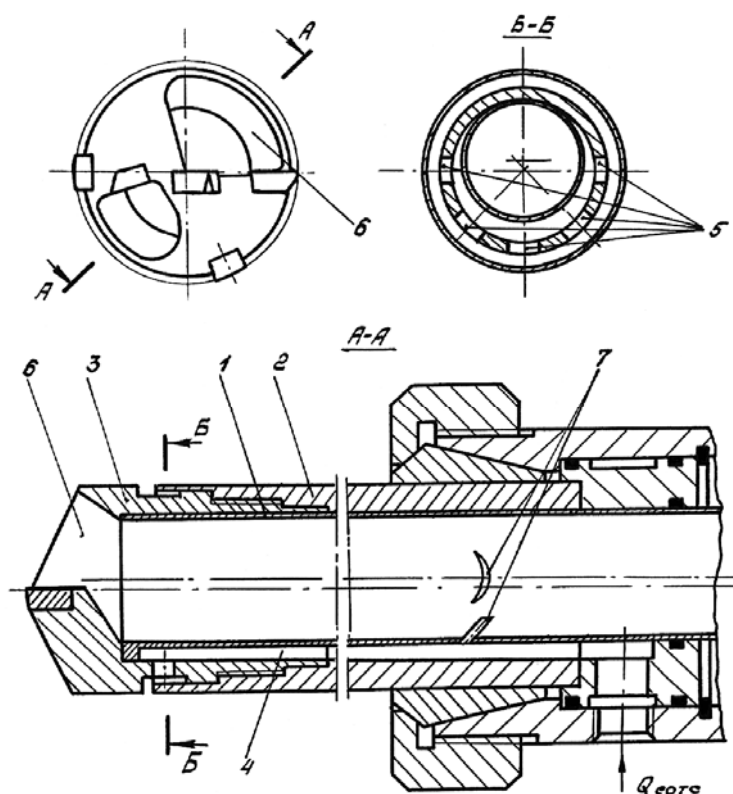


Рис.2.35. Эжекторное сверло с эксцентричным каналом.

головке 3 подается через эксцентричный кольцевой канал 4 отверстия 5. Эксцентриситет установки внутренней трубы 1 направлен в сторону наибольшего стружечного окна 6 сверлильной головки 3. На внутренней трубе 1 выполнены эжекторные сопла 7.

2.2.6. УСТРОЙСТВО ДЛЯ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ СМАЗЫВАЮЩЕ-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ

Данное устройство предназначено для контроля расхода и температуры СОТС при сверлении ГО головками типа ВТА и эжекторными.

Техническая характеристика

Измеряемый расход СОТС, л/мин	15...140
Измеряемая температура СОТС, °С	10...80
Относительная погрешность, %	2...5
Условия эксплуатации:	
Температура окружающей среды, °С	15...25
Предельная температура окружающей среды, °С	10...40
Относительная влажность воздуха при температуре 20 °С, %	45...85
Давление СОТС, МПа	до 6,5
Напряжение электропитания, В	220, 50 Гц

Устройство (рис.2.36) состоит из насадки 1, датчика 2 расхода и температуры СОТС, блока 3 преобразования измеряемых параметров, блока 4 индикации величины измеряемых параметров и блока 5 электропитания.

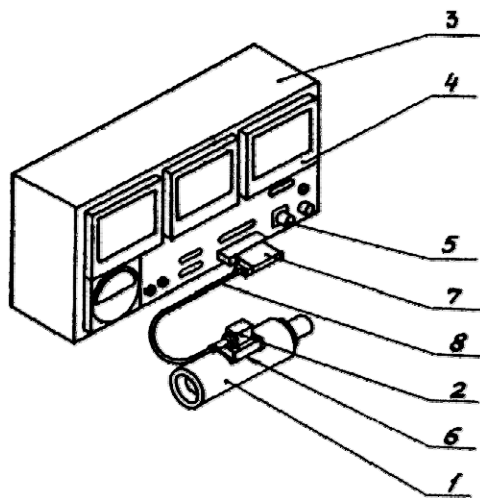


Рис.2.36. Устройство для контроля параметров СОТС.

Насадка с помощью четырехзаходной резьбы присоединена к борштанге ИОР и фланцу инструментальной бабки станка. Насадка имеет лыску, на которой расположен датчик расхода и температуры СОТС. Со стороны лыски насадка имеет отверстия с резьбой для крепления датчика. Между датчиком и насадкой расположена уплотнительная прокладка 6. Датчик шестью винтами надежно закреплен на насадке.

Датчик через разъемы 7 и кабель 8 присоединен к блоку преобразования измеряемых параметров, который состоит из измерителя расхода и температуры СОТС и ключевых устройств для контроля критических значений измеряемых параметров.

Измеритель расхода и температуры СОТС представляет собой термоконвективный расходомер постоянного перегрева. Два термочувствительных элемента (компенсационный и нагревный) располо-

жены в датчике. Компенсационный элемент измеряет температуру СОТС, а нагревный элемент перегрет нагревателем на некоторое заданное значение температуры относительно измеряемой температуры СОТС.

При изменении величины расхода регулятор изменяет подводимую к нагревателю мощность для поддержания заданного значения температуры перегрева. Измеряемая величина мощности, подводимой к нагревателю, пропорциональна мгновенному значению расхода СОТС.

Сигналы о текущем значении расхода и температуры СОТС поступают в блок индикации величин измеряемых параметров и в ключевые устройства, которые срабатывают, если контролируемые параметры превысили заданные критические значения. При срабатывании ключевого устройства загорается оптический индикатор блока индикации и на привод подачи ИОР, привод вращения ИОР и системы подачи СОТС выдаются сигналы остановки.

ГЛАВА 3

ПОЛУЧЕНИЕ ТОЧНЫХ НАРУЖНЫХ И ВНУТРЕННИХ РЕЗЬБ МЕРНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

В машиностроении большое число изделий собирается с помощью резьбовых соединений, которые характеризуются разнообразием типов, размеров резьб и предъявляемых к ним технических требований.

Существуют два основных способа получения резьбы: резанием и пластическим деформированием.

Второй способ, несмотря на высокую производительность, имеет значительные ограничения по твердости обрабатываемого материала, размерам и конструкции самих деталей. Поэтому резбонарезание остается одним из наиболее распространенных процессов механической обработки. В крупносерийном и массовом производстве широко используется метод нарезания резьбы резцом последовательными проходами в автоматическом цикле на токарно-резбонарезных станках. Он является одним из наиболее точных методов обработки резьбы резанием. Точность профиля резьбы определяется в основном точностью применяемого инструмента и точностью его установки относительно детали. Точность шага резьбы, получаемой на станках в автоматическом цикле, зависит, главным образом, от точности кинематической цепи резбонарезания.

Однако этому методу присущи большие потери времени на холостые перемещения (в среднем 40...50% от времени цикла). Применение этого метода не всегда оправдано для получения резьб на деталях, обрабатываемых на токарно-револьверных, агрегатных или многошпиндельных станках, приспособленных для применения мерного резьбообразующего инструмента (метчиков и резбонарезных головок).

Необходимость вынесения нарезания резьбы в отдельную операцию диктуется тем, что применение резьбообразующего инструмента, выполненного конструктивно по общепринятым принципам, не обеспечивает стабильного выполнения требований точности и качества.

Это диктует необходимость создания мерных резьбообразующих инструментов и технологической оснастки, обеспечивающих получение точных резьб на токарно-револьверных, агрегатных и многошпиндельных станках.

3.1. АНАЛИЗ ПОГРЕШНОСТЕЙ РЕЗЬБОНАРЕЗАНИЯ МЕРНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Из возможных способов достижения заданной точности для мерного резьбообразующего инструмента наиболее приемлемым является способ подавления отрицательного действия факторов технологической системы. Для этого необходимо тщательно проанализировать процессы резьбообразования метчиками и резьбонарезными головками, установить источники возникновения погрешностей, выделить из них главные и сформулировать требования к элементам технологической системы, реализация которых обеспечит достижение поставленной цели.

3.1.1. АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА РАЗМЕРЫ НАРЕЗАЕМОЙ РЕЗЬБЫ

Формирование резьбы мерными инструментами осуществляется при воздействии на данный процесс большого числа различных фак-

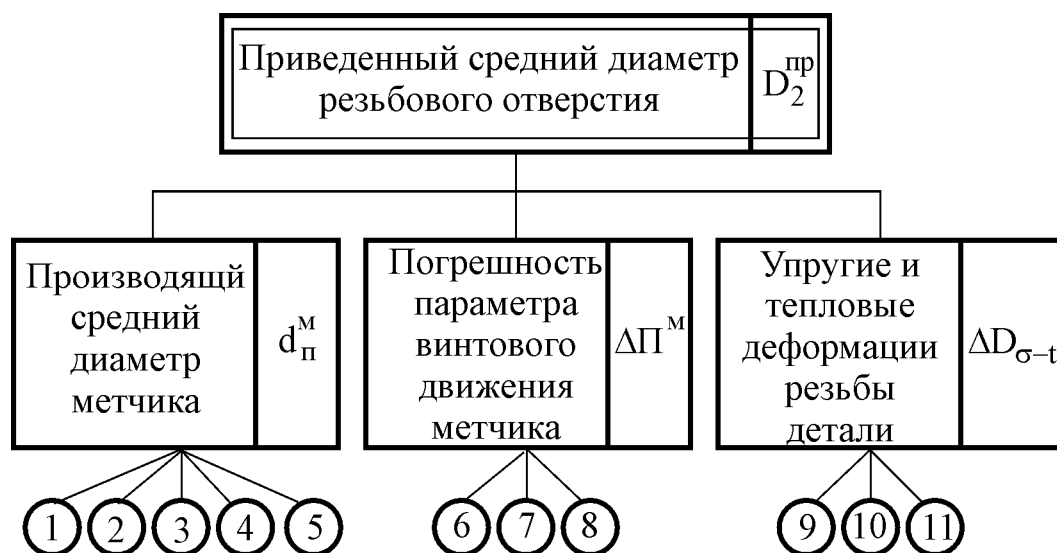


Рис.3.1. Схема влияния конструктивных и технологических факторов на размер нарезаемой резьбы метчиками (по В.В. Матвееву):

1 – собственно средний диаметр резьбы метчика; 2 – отклонения шагов резьбы метчика от номинала; 3 – отклонения половины углов профиля резьбы метчика от номинала; 4 – упругие деформации метчика при работе; 5 – тепловые деформации метчика при работе; 6 – радиальные перемещения оси метчика; 7 – радиальные перемещения оси отверстия; 8 – погрешности перемещения метчика по шагу; 9 – упругие деформации резьбы детали (радиальные); 10 – тепловые деформации резьбы детали (радиальные); 11 – тепловые деформации резьбы вдоль оси.

торов. Их влияние изучалось многими исследователями. Наиболее полно этот вопрос рассмотрен В.В. Матвеевым. Он впервые предложил схему влияния различных факторов на размер резьбового отверстия, образуемого метчиком, через три обобщенных фактора. Такая схема в укрупненном виде приведена на рис.3.1.

Связь приведенного среднего диаметра сформированной метчиком резьбы с обобщенными факторами определяется формулой

$$D_2^{np} = d_n^M + (1,732\Delta\Pi_I^M + \Delta\Pi_R^M) - (1,732\Delta D_I + \Delta D_R), \quad (3.1)$$

где d_n^M - производящий средний диаметр метчика; $\Delta\Pi_I^M$ - погрешность его осевого перемещения; $\Delta\Pi_R^M$ - погрешность, вызываемая радиальными перемещениями метчика и детали при работе; ΔD_I и ΔD_R - осевая и радиальная деформации резьбового отверстия детали.

При формировании наружных резьб резьбонарезными головками такая связь определится формулой

$$d_2^{np} = D_n^M - (1,732\Delta\Pi_I^2 + \Delta\Pi_R^2) - (1,732\Delta d_I + \Delta d_R), \quad (3.2)$$

где D_n^2 - производящий средний диаметр головки; $\Delta\Pi_I^2$ - погрешность осевого перемещения инструмента; $\Delta\Pi_R^2$ - погрешность, вызываемая радиальными перемещениями инструмента и детали при работе; Δd_I и Δd_R - осевая и радиальная деформации резьбового вала.

Установим степень влияния первого из обобщенных факторов на размеры резьб, формируемых с помощью рассматриваемых инструментов.

3.1.1.1. ВЛИЯНИЕ НА РАЗМЕР РЕЗЬБЫ ИЗМЕНЕНИЯ ПРОИЗВОДЯЩЕГО РАЗМЕРА ИНСТРУМЕНТА

Под производящим средним диаметром мерных резьбообразующих инструментов понимается некоторый условный размер, численно равный приведенному среднему диаметру резьбовой поверхности, образованной этими инструментами при некоторых идеальных условиях, а именно: ось инструмента в процессе работы неподвижна, траектория заданного винтового движения выдерживается идеально, нет деформаций сформированной резьбы после окончания процесса.

Этот параметр определяется по формуле

$$d_n^M = d_2^M + \Delta d_2^{(2)} - \Delta d_2^{(3)} + \Delta d_2^{(4)} + \Delta d_2^{(5)}, \quad (3.3)$$

где d_2^M - фактический средний диаметр резьбы метчика; $\Delta d_2^{(2)} \dots \Delta d_2^{(5)}$ - его приращения за счет действия факторов 2...5 (рис.3.1), определяемые известными формулами.

Расчет величин $\varepsilon d_n^M = d_{n\max}^M - d_{n\min}^M$ [150] показал, что возможная погрешность D_2 резьбовых отверстий вызываемая изменениями d_n^M метчиков, составляет не более 0,65 TD резьбы самой высокой 4Н степени точности. Следовательно, она не может являться причиной брака изделий по размеру образуемых резьбовых поверхностей.

Аналогичные результаты получены и для расчета погрешностей d_2 , вызываемых колебаниями величины D_n^2 .

3.1.1.2. ВЛИЯНИЕ НА РАЗМЕР РЕЗЬБЫ ПОГРЕШНОСТИ ПАРАМЕТРА ВИНТОВОГО ДВИЖЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА

Рассматривая факторы 6...8 схемы (рис.3.1), а также обобщенные факторы $\Delta\Pi^M$ и $\Delta\Pi^2$ в целом, следует отметить, что они связаны с погрешностями взаимного положения заготовки и инструмента в процессе резбонарезания и характеризуются точностными параметрами элементов технологической системы:

$$\Delta\Pi = 1,732\Delta\Pi_L + \Delta\Pi_R,$$

где $\Delta\Pi$ – погрешность параметра винтового движения резбообразующего инструмента; $\Delta\Pi_L$ - погрешность осевого перемещения инструмента; $\Delta\Pi_R$ - погрешность, вызываемая радиальными перемещениями инструмента и заготовки в процессе обработки.

При нарезании резьбы инструмент обычно устанавливается в

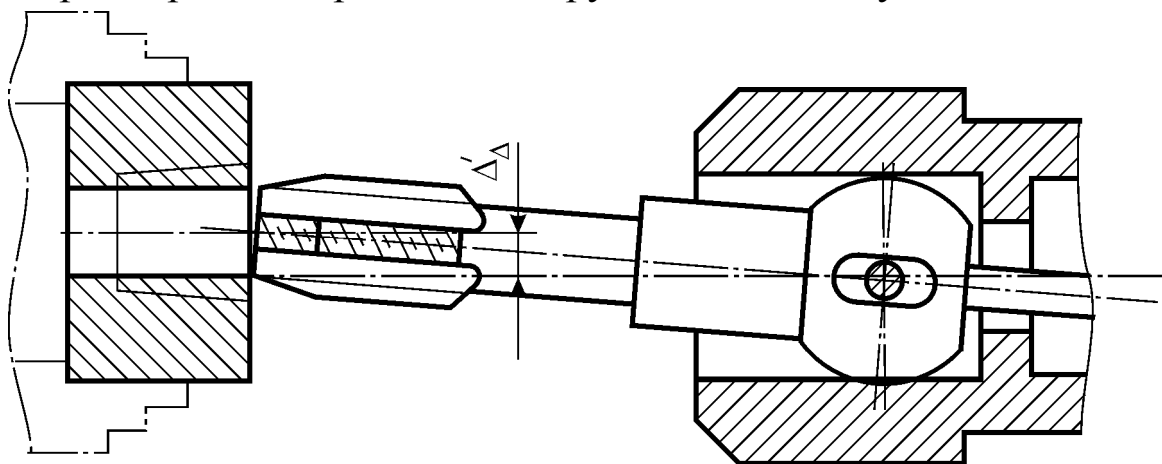


Рис.3.2. Схема закрепления метчика в качающемся патроне.

патроне качающегося типа с трением скольжения подвижных элементов (рис.3.2).

При смещении осей обрабатываемой поверхности заготовки и инструмента, а также их перекосе, происходит нарушение заданной траектории винтового движения инструмента. Это вызывает разбивание профиля формируемой резьбы.

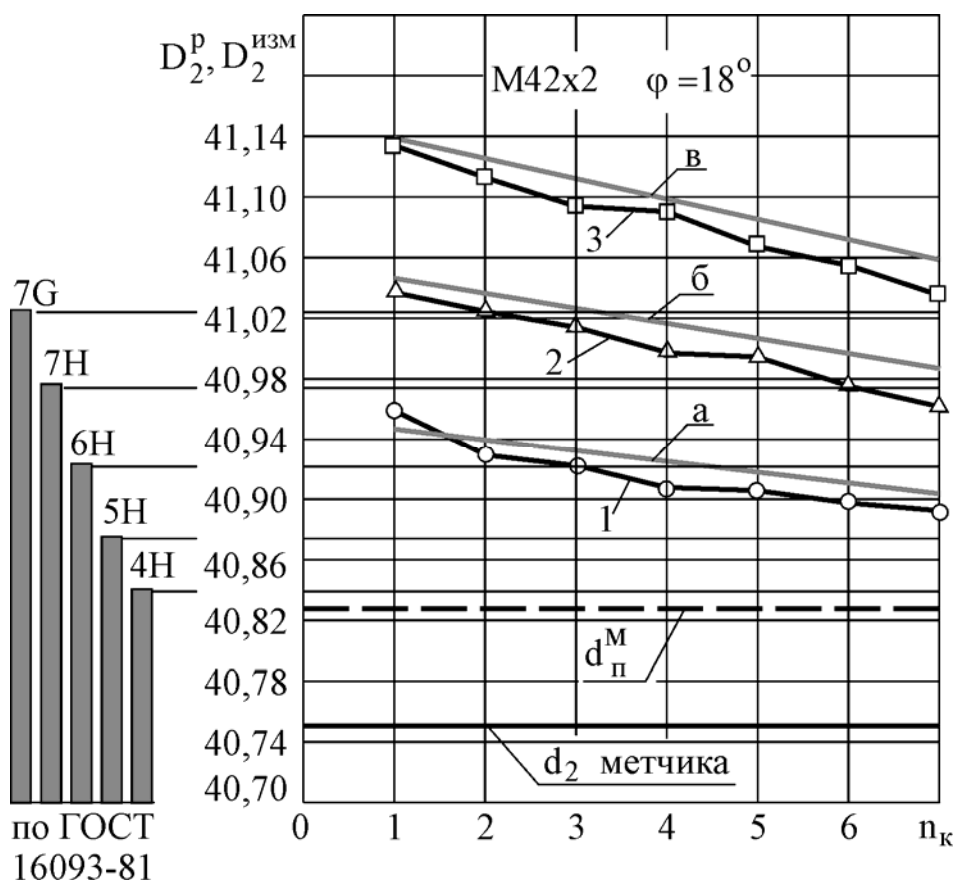


Рис.3.3. Изменение расчетного среднего диаметра D_2^P резьбового отверстия: а - $\Delta'_A = 0,2$ мм; б - $\Delta'_A = 0,4$ мм; в - $\Delta'_A = 0,6$ мм и фактического $D_2^{изм}$ (1 - $\Delta'_A = 0,2$ мм; 2 - $\Delta'_A = 0,4$ мм; 3 - $\Delta'_A = 0,6$ мм).

Расчет величин разбивания среднего диаметра резьбы М42х2 [150] при смещении осей метчика и отверстия Δ'_A , равных 0,2; 0,4; 0,6 мм, и результаты экспериментальной проверки приведены на рис.3.3. Сравнение расчетных и фактических данных позволило сделать следующие выводы:

- смещение осей обрабатываемой поверхности и инструмента является причиной возникновения существенных погрешностей, которые принято называть разбиванием резьбы;
- по мере удаления от заходной части величина разбивания уменьшается, т.е. резьбовая поверхность получается конусной.

3.1.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ТРЕБОВАНИЙ К ЭЛЕМЕНТАМ НАЛАДКИ РЕЗЬБОНАРЕЗНЫХ ПОЗИЦИЙ

Анализ влияния конструктивных и технологических факторов на размер нарезаемой резьбы с помощью мерного инструмента (метчиков, резьбонарезных головок) показывает, что главными факторами, оказывающими решающее влияние на размер формируемой резьбы, являются:

- радиальное перемещение оси инструмента;
- радиальное перемещение оси отверстия (вала);
- погрешности перемещения инструмента по шагу нарезаемой резьбы.

Исходя из требований обеспечения решения задачи нейтрализации влияния названных факторов на размер нарезаемой резьбы, можно сформулировать требования, которым должны удовлетворять элементы технологической системы:

- 1) инструмент должен формировать профиль нарезаемой резьбы за один проход;
- 2) конструкция инструмента должна обладать способностью максимально сохранять заданную траекторию винтового движения резьбообразующих элементов;
- 3) конструкция режущей части резьбообразующего инструмента должна обеспечивать постоянство размера формируемой резьбы и иметь достаточную размерную стойкость на протяжении всего периода его эксплуатации;
- 4) конструкция вспомогательного инструмента должна обеспечивать достаточную по величине для данных технологических условий компенсацию возникающих в системе погрешностей взаимного положения заготовки и резьбообразующего инструмента;
- 5) крутящий момент, необходимый для осуществления резания и передаваемый через элементы вспомогательного инструмента, не должен оказывать существенного влияния на его компенсационные характеристики;
- 6) суммарные величины рассогласования осевых перемещений инструмента и инструментального шпинделя станка должны обеспечиваться наладкой и должны быть синхронизированы с возможностью компенсирующих устройств.

Комплексное решение перечисленных задач обеспечит надежность получения резьб с заданными размерами.

3.2. ОСНОВЫ ТЕОРИИ СТАБИЛИЗАЦИИ ДВИЖЕНИЯ МЕРНЫХ РЕЗЬБООБРАЗУЮЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Нарушение заданной закономерности движения мерного резьбообразующего инструмента при обработке характеризуется отклонением фактической траектории движения его режущих элементов от некоторой идеальной винтовой траектории, отвечающей заданным параметрам формируемой резьбы. Действие этого фактора является основной причиной разбивания профиля и снижения точности резьбы.

3.2.1. ПУТИ СНИЖЕНИЯ ВЛИЯНИЯ ФАКТОРА НАРУШЕНИЯ ЗАКОНА ДВИЖЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА НА ТОЧНОСТЬ РЕЗЬБОНАРЕЗАНИЯ

Пути снижения отрицательного влияния фактора $\Delta\Pi$ довольно четко прослеживаются при анализе схем влияния конструктивных и технологических факторов (рис.3.1) на размер нарезаемой резьбы. Опуская из рассмотрения третий обобщенный фактор (упругие и тепловые деформации резьбы обрабатываемой детали), нетрудно установить, что снизить влияние фактора $\Delta\Pi$ на приведенный средний диаметр формируемой резьбы и тем самым обеспечить повышение ее точности можно двумя путями:

- корректировкой производящего размера инструмента в процессе формирования резьбовой поверхности на величину, необходимую для компенсации действия фактора $\Delta\Pi$;
- снижение величины погрешности параметра винтового движения инструментов в процессе резьбообразования.

Первое направление предполагает создание специальных конструкций резьбообразующих инструментов и адаптивных систем управления ими, которые в процессе формирования резьбы, приспособившись к действию фактора $\Delta\Pi$, компенсировали бы вызываемую им величину текущей погрешности путем соответствующих изменений производящего размера. Реализация данного направления представляется довольно сложной и трудноосуществимой на практике. В то же время другое направление, предполагающее повышение точности параметра винтового движения мерных резьбообразующих инструментов при работе, видится более простым и надежным в решении поставленного вопроса.

3.2.2. УСЛОВИЯ СТАБИЛИЗАЦИИ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ МЕРНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ В ПРОЦЕССЕ РЕЗЬБОФОРМИРОВАНИЯ

Перемещение мерных резьбообразующих инструментов по заданному закону необходимо уже в начальный момент обработки, т.е. при получении заходных витков резьбы детали. В то же время отклонения инструментов от заданной траектории именно в начальный период весьма значительны. Они обусловлены наличием некоторых общих результирующих сил от сил резания и внешних сил, действующих на инструмент со стороны остальных элементов технологической системы. Однако величина отклонения от заданной траектории перемещения режущих кромок инструмента зависит не только от значения и направления общей результирующей силы, но и от сопротивления ее действию системы «инструмент – заготовка». Всякое повышение сопротивляемости будет приближать движение инструмента в ходе обработки к теоретической траектории, а рассеяние размеров образуемой резьбы – к нулю.

Рабочие элементы резьбообразующих инструментов в ходе формирования резьбовых поверхностей осуществляют две функции: с одной стороны образуют резьбовой профиль, а с другой – выполняют роль копира, обеспечивая движение режущих кромок по заданному закону.

По данным работы В.В. Матвеева [142], надежность ориентации инструмента зависит от следующих факторов: остроты кромок зубьев, контактирующих с поверхностью изделия; суммарной длины контактирующих кромок; величины затылования зубьев по профилю; сопротивляемости материала заготовки врезанию острых кромок инструмента; длины нарезаемой резьбы. Из пяти названных факторов три первые характеризуют конструкцию и состояние рабочих элементов инструмента, а два последних – материал заготовки и параметр образуемой резьбы.

Следовательно, задачу стабилизации движения режущих кромок по заданной траектории необходимо решать путем повышения стабилизирующих свойств конструктивных элементов рабочей части инструмента.

В последнее время в промышленной эксплуатации нашли применение специальные конструкции метчиков для нарезания резьб повышенной точности. В конструкции их рабочих частей предусмотрены специальные элементы, выполняющие роль копиров и получив-

шие название ведущих.

Опираясь на боковые поверхности формируемой режущими элементами резьбы, ведущие элементы обеспечивают заданную траекторию винтового движения инструмента в условиях действия на него некомпенсированных сил резания и внешних сил. Тем самым повышается точность обработки.

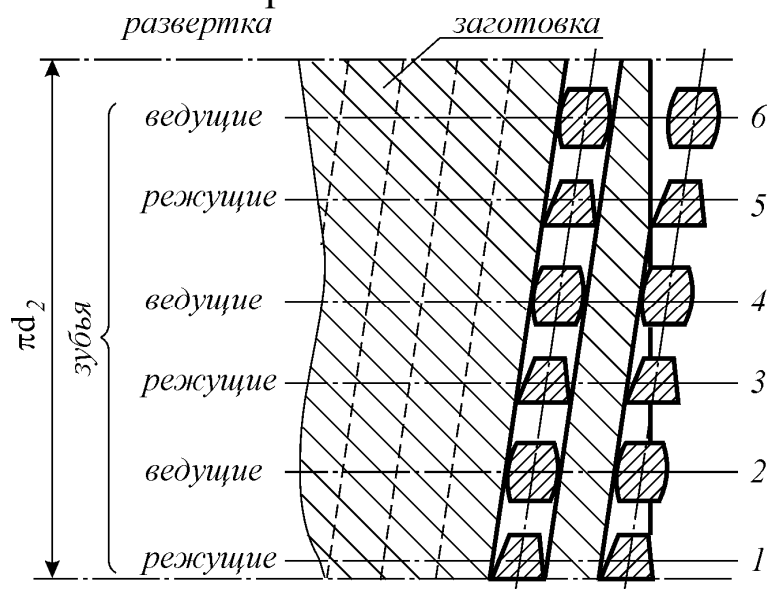


Рис.3.4. Расположение режущих и ведущих элементов рабочей части резьбонарезного инструмента (1 – 6 номера перьев инструмента).

Надежность сохранения заданной траектории движения при работе будет обеспечена, если ведущие элементы инструмента будут находиться в контакте с образуемой поверхностью от начала до конца формирования резьбы. Это условие, учитывая винтовой характер движения формообразования элементов при работе, может быть соблюдено при очередном расположении режущих и ведущих элементов на рабочей части инструмента. Это относится не только к метчикам, но и к инструментам для получения наружных резьб: плашкам, резьбонарезным головкам. Целесообразность такого расположения рабочих элементов может быть установлена при анализе рис.3.4. Только в этом случае ведущие элементы будут вступать в работу одновременно с режущими.

Опираясь своими вершинами на поверхности витков образуемой резьбы, ведущие зубья будут обеспечивать сохранение движения режущими элементами по расчетной винтовой траектории на всем протяжении процесса формообразования. Это позволит избежать подрезания профиля как у первых заходных, так и у последующих ниток резьбы детали.

3.2.3. КОНСТРУКЦИИ РЕЗЬБООБРАЗУЮЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ С ВЕДУЩИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Специальные метчики. Метчики, рабочая часть которых содержит специальные элементы, обеспечивающие инструменту сохранение заданной винтовой траектории движения при работе, с целью повышения качества резьбы, имеют различные варианты конструктивного исполнения [18, 19, 171].

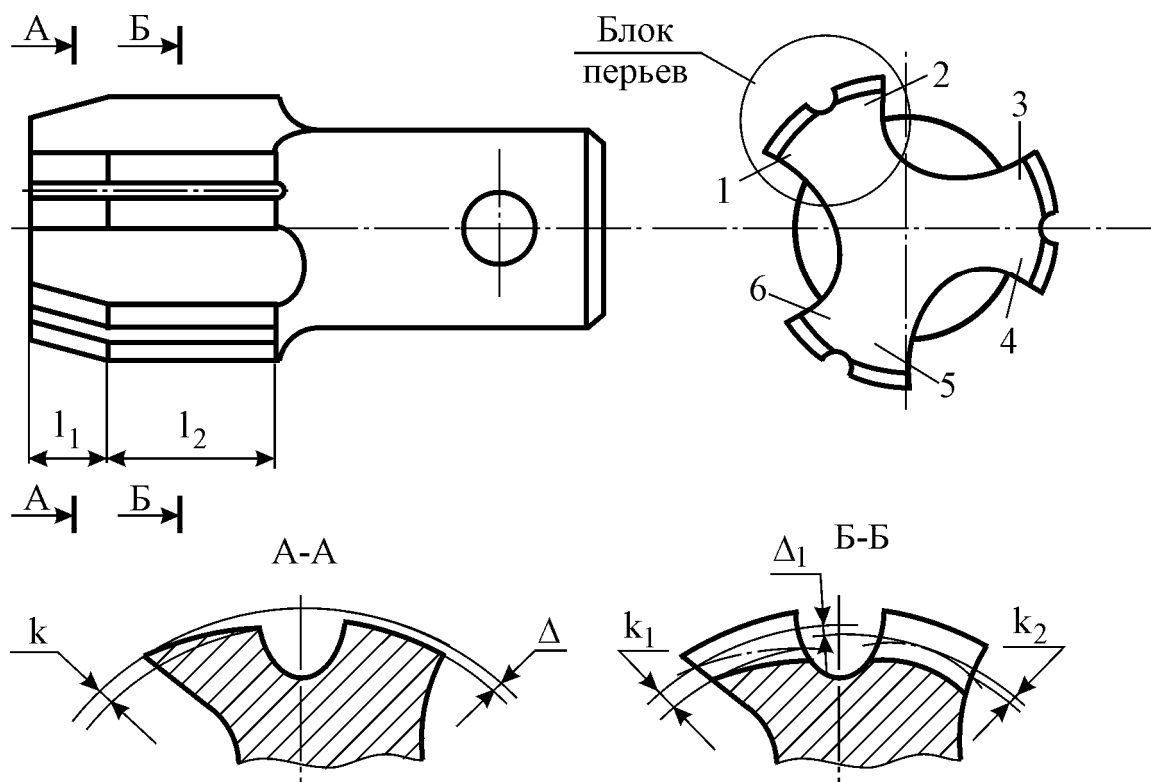


Рис.3.5. Конструкция метчиков с ведущими элементами.

Принимая во внимание, что зубья ведущих перьев не производят резания (следовательно, канавки перед ними служат только для подвода СОЖ), рабочая часть такого метчика может быть выполнена как с равным шагом расположения перьев по окружности, так и с блочным (спаренным) их расположением [52, 172]. Конструкция одного из них представлена на рис.3.5. Отличительной особенностью конструкции является то, что режущие (1,3,5) и ведущие перья (2,4,6) метчика попарно сближены за счет резкого сокращения объема нерабочих канавок перед ведущими перьями. Рабочая часть таких метчиков, как и стандартных, состоит из режущей l_1 (заборной), заточенной под углом φ , и калибрующей l_2 частей. Зубья режущих перьев, заточенных по передней поверхности под углом γ , по профилю вы-

полнены с обычным затылованием на величину k_1 , а по задней поверхности на заборной части – на величину k . Зубья ведущих перьев, начиная с первого витка резьбы метчика, имеют двустороннее затылование на величину k_2 в обе стороны от середины каждого зуба. В дуговом сечении по среднему диаметру ведущий зуб имеет бочкообразную форму.

Для обеспечения нормальной работы ведущих зубьев на заборной части инструмента, их необходимо выполнять по наружному диаметру с занижением на некоторую величину Δ относительно зубьев режущих перьев. В отличие от режущих ведущие зубья на заборном конусе целесообразно выполнять без затылования.

Работоспособность метчиков с ведущими элементами будет зависеть от соотношения средних диаметров резьбы режущих d_{2p} и

ведущих $d_{2в}$ перьев.

Это соотношение определяет величину перепада профилей $\Delta_1 = 0,5(d_{2в} - d_{2p})$.

В случае $\Delta_1 \leq 0$ ведущие элементы выполняют работу, связанную только с сохранением заданной траектории перемещения режущих элементов и повышения точности обработки.

Если $\Delta_1 > 0$, то формирование резьбы происходит резанием с поверхностным пластическим деформированием

(выглаживанием) боковых сторон ее профиля, причем ведущие элементы выполняют и основную свою функцию: стабилизи-

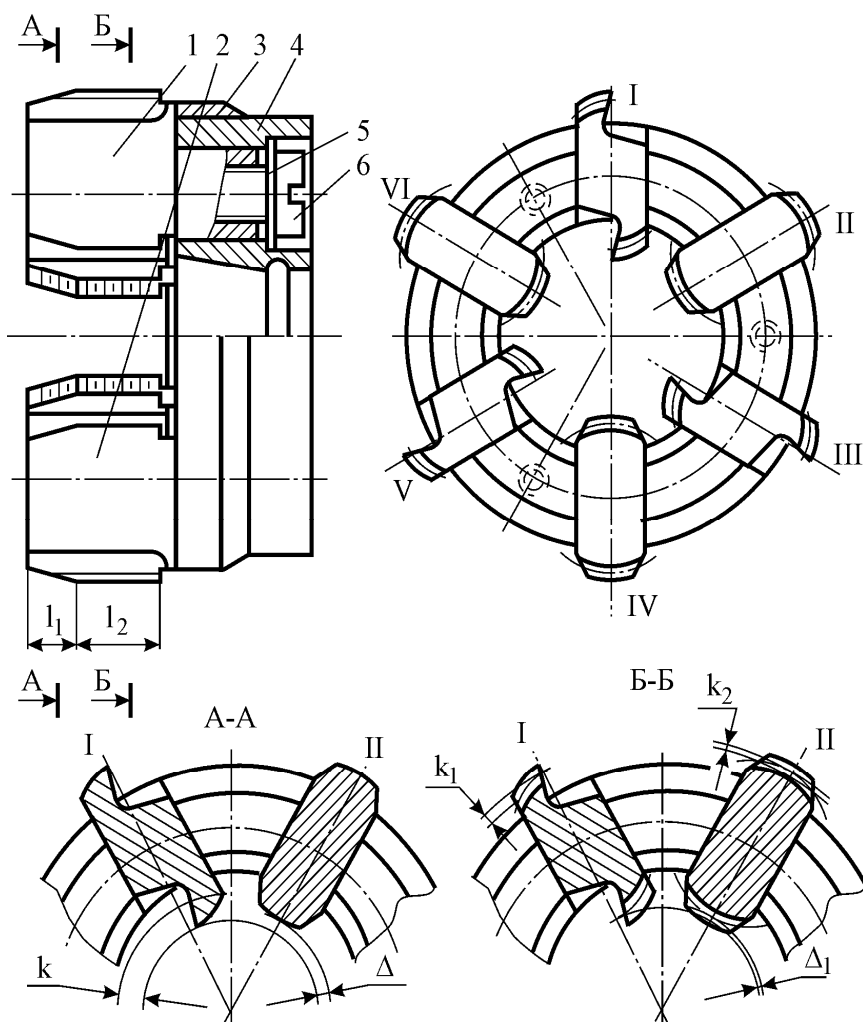


Рис.3.6. Конструкция головки с ведущими элементами.

Рис.3.6. Конструкция головки с ведущими элементами.

руют движение инструмента по заданной траектории.

Головки резбонарезные. Конструктивно головки с режущими и выглаживающими элементами изготавливаются сборными [148, 175]. На рис.3.6 приведен один из вариантов такой головки с шестью рабочими элементами. Этими элементами являются режущие (I,III,V) и ведущие (II,IV,VI) плашки (ножи), которые с целью увеличения срока их службы выполнены с двусторонними рабочими поверхностями. Аналогично метчикам режущие и ведущие элементы имеют поочередное расположение. Они устанавливаются в определенном порядке в установочных отверстиях корпуса 4 и удерживаются от поворота вокруг своей оси при работе пазами стопорного кольца 3. От возможного перемещения в осевом направлении обрабатывающие элементы удерживаются винтами 6 с шайбами 5.

Зубья режущих элементов имеют обычную форму, присущую стандартным машинным метчикам. По средней поверхности они затачиваются под некоторым углом γ , величина которого принимается в зависимости от свойств обрабатываемого материала. По профилю режущие зубья могут выполняться без затылования или затылованными на величину k_1 .

Зубья ведущих ножей при работе контактируют с поверхностью нарезаемой резьбы серединами своего профиля. Между ними и верхними точками зубьев режущих ножей должен быть обеспечен некоторый перепад $\Delta_1 = 0,5(D_{2p} - D_{2e})$, где D_{2p} - средний диаметр резьбы на режущих элементах; D_{2e} - на ведущих элементах головки в сборе. Здесь, как и у метчиков с ведущими перьями, возможны два варианта: при $\Delta_1 > 0$ формирование резьбы выполняется резанием с выглаживанием боковых сторон профиля образуемой резьбы, а при $\Delta_1 \leq 0$ - только резанием. Двустороннее затылование профиля зубьев на величину k_2 целесообразно производить только при выполнении ими работы выглаживания для достижения заданных параметров и формы зубьев, отвечающих требованиям поверхностного пластического деформирования. Если $\Delta_1 \leq 0$ необходимые условия работы инструмента обеспечиваются и незатылованными по профилю ведущими зубьями. Последнее обусловлено тем, что в зоне контакта и ее окрестности опорные поверхности ведущих зубьев и образуемая поверхность резьбы детали имеют расходящуюся кривизну.

Рабочие элементы головок имеют режущие l_1 и калибрующие l_2 участки. На участке l_1 режущие и ведущие зубья ножей затылуют-

ся по задней поверхности идентично зубьям соответствующих перьев метчиков с ведущими элементами с обеспечением величин спадов k и перепадов Δ .

3.2.4. СХЕМЫ ОБРАЗОВАНИЯ ПРОФИЛЯ РЕЗЬБЫ ИНСТРУМЕНТАМИ С РЕЖУЩИМИ И ВЫГЛАЖИВАЮЩИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Ранее отмечено, что при перепадах $\Delta_1 > 0$ опорные элементы рассматриваемых конструкций резьбообразующих инструментов наряду с обеспечением стабилизации заданного закона движения выполняют работу, связанную с выглаживанием боковых сторон профиля формируемой резьбы (рис.3.7).

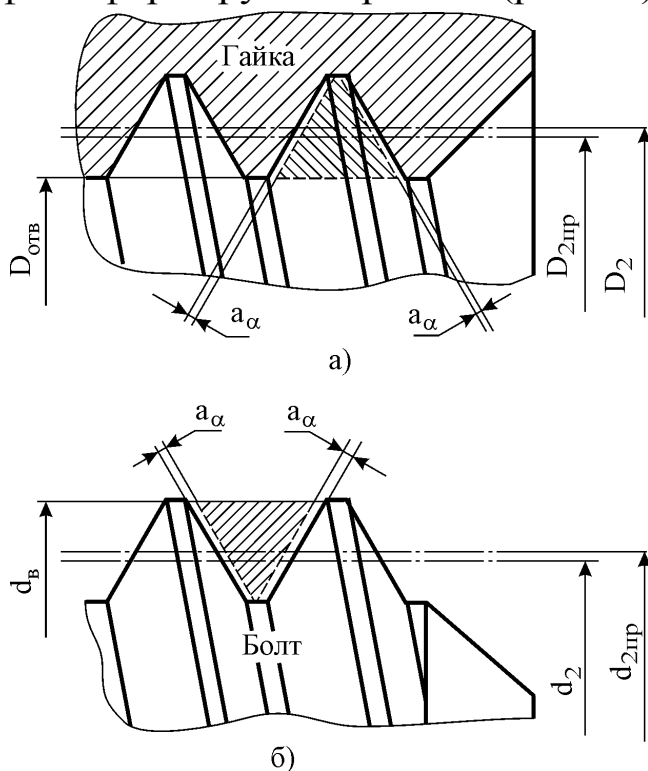


Рис.3.7. Схемы формирования профиля резьбы инструментами с выглаживающими элементами: а — метчиками; б — резьбонарезными головками.

Зубья режущих элементов такого инструмента формируют предварительный профиль резьбы детали с некоторым средним диаметром D_{2np} у гайки или d_{2np} у болта, оставляя по боковым поверхностям слой металла толщиной a_α , определяющий величину натяга под выглаживание.

Поочередность расположения на винтовой линии режущих и выглаживающих зубьев обеспечивает практически одновременное вступление их в работу, связанную с формообразованием профиля резьбы в заготовке. Выглаживающие зубья, производя поверхностное пластическое деформирование (сглаживание неровностей) на боковых поверхностях

профиля, расширяют его, обеспечивая окончательный размер по среднему диаметру.

Как известно, процесс поверхностного выглаживания повышает

качество образуемой поверхности, снижает шероховатость, упрочняет поверхностный слой и, как следствие, повышает износостойкость.

3.3. РАСЧЕТ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЗЬБООБРАЗУЮЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ С ВЕДУЩИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Работоспособность всякого инструмента зависит не только от совершенства его конструкции и качества изготовления, но и от правильно установленных для данных технологических условий значений параметров его рабочей части. Режущие зубья у новых конструкций метчиков и ножей резьбонарезных головок идентичны режущим элементам стандартных машинных метчиков. Следовательно, значения их рабочих параметров могут быть установлены на основании имеющихся в литературе рекомендаций или сведений машиностроительных нормалей. Вместе с тем рабочая часть рассматриваемых резьбообразующих элементов имеет конструктивные элементы, определение размеров которых при проектировании требует разработки определенных методических положений и расчетных зависимостей [149].

3.3.1. ДЛИНА РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ

Срезание припуска при формировании профиля образуемой резьбы метчиками и головками с ведущими элементами осуществляется режущими элементами, производящая поверхность которых совпадает с номинальной поверхностью детали (рис.3.8).

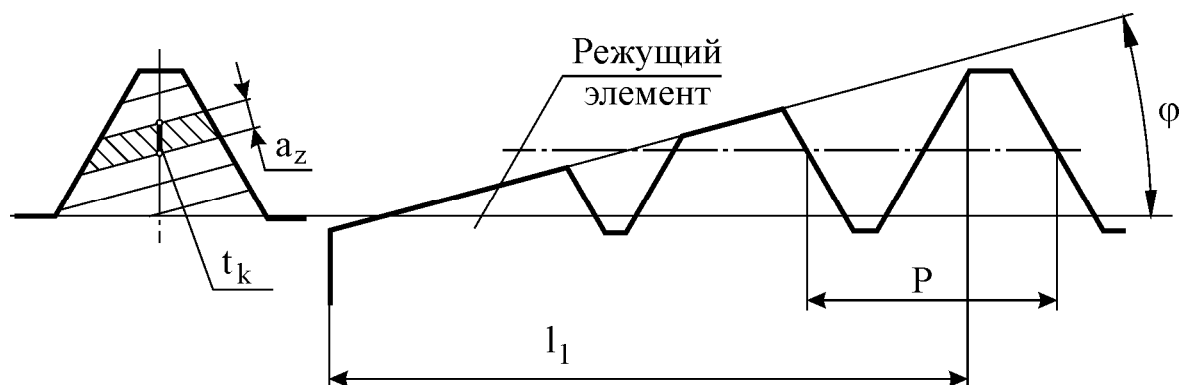


Рис.3.8. Схема к определению длины режущей части: a_z - толщина среза одним зубом; t_k - конструктивная подача.

Так как конструкция режущих элементов стандартных машинных метчиков и рассматриваемых инструментов идентичны, длина заборного конуса последних может быть определена (с учетом наличия ведущих элементов) по существующей методике. Формулы, устанавливающие взаимосвязь длины заборного конуса с другими параметрами, приведены в табл.3.1.

Таблица 3.1

Зависимости для определения a_z , t_k и l_1 инструментов с ведущими и
выглаживающими элементами

Резьбообразующий инструмент	Расчетные зависимости		
	Толщина среза	Конструктивная подача	Длина режущей части
Метчики с равнорасположенными по окружности перьями	$a_z = t_k \cos \varphi$	$t_k = \frac{2P}{z} \operatorname{tg} \varphi$	$l_1 = \frac{2P(d - d_1)}{za_z}$
Резьбонарезные головки			$l_1 = \frac{2P(D - D_1)}{za_z}$
Метчики с блочным расположением перьев		$t_k = \frac{2P}{z_{\text{бл}}} \operatorname{tg} \varphi$	$l_1 = \frac{2P(d - d_1)}{z_{\text{бл}} a_z}$

3.3.2. ВЕЛИЧИНА ЗАНИЖЕНИЯ ВЕДУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ЗАБОРНОМ КОНУСЕ

Занижение ведущих элементов по наружному диаметру по отношению к режущим на величину Δ в пределах заборного конуса у инструментов новых конструкций должно быть достаточным, чтобы исключить возможный контакт их спинок с обрабатываемой поверхностью. Минимальное значение величины занижения ($\Delta_{\min}$), при котором обеспечивается условие нормальной работы ведущих или выглаживающих элементов таких инструментов, можно определить на примере метчика с блочным расположением перьев (рис.3.9).

Согласно расчетной схеме

$$\Delta_{\min} = \Delta_{\theta} + Td_{\varphi}, \quad (3.4)$$

где Δ_{θ} - номинальная величина занижения; Td_{φ} - допуск биения задних (затылочных) поверхностей зубьев на заборном конусе метчика. Для шлифованных метчиков $Td_{\varphi} = 0,03$ мм.

Величина Δ_{θ} равна приращению радиус-вектора ρ_A , образо-

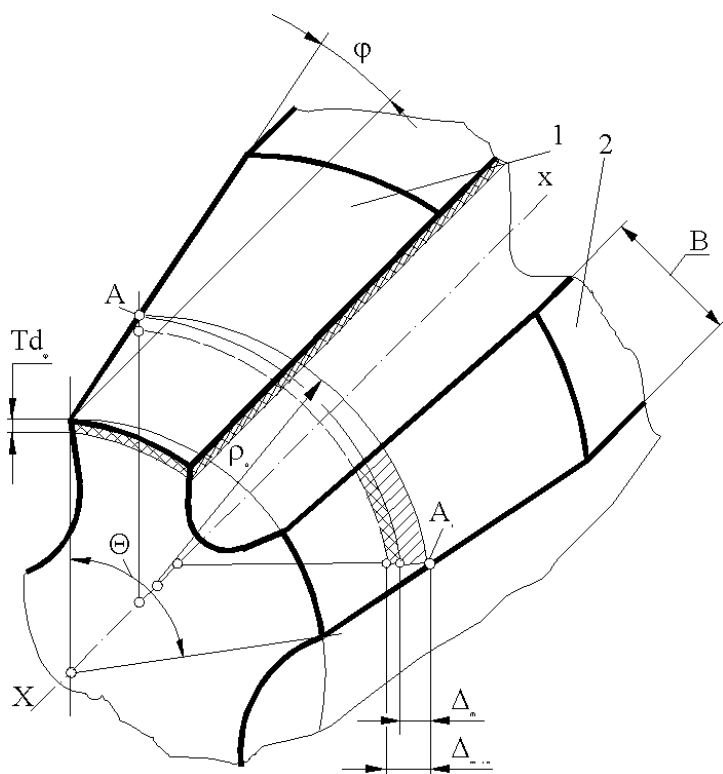


Рис.3.9. Расчетная схема определения Δ_{min} метчика с блочным расположением перьев: 1 – режущее перо; 2 – ведущее перо.

ванного при повороте вокруг оси XX на угол θ винтовую линию AA_1 , шаг которой равен шагу резьбы P , т.е.

$$\Delta_{\theta} = P \frac{\theta}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi. \quad (3.5)$$

У метчиков с блочным расположением перьев ширина отдельного блока принимается равной ширине стружечной канавки. Отсюда величина центрального угла блока перьев

$$\theta = \frac{\pi}{z_{\text{бл}}}. \quad (3.6)$$

У вновь изготовленных метчиков с равномерно расположенными по окружности режущими и ведущими перьями нормальная ширина отдельного пера

$$B \cong \frac{1,2d}{z}. \quad (3.7)$$

Исходя из условий (3.6) и (3.7) и принимая во внимание формулы (3.4) и (3.5), можно найти зависимости для определения минимальной величины занижения Δ_{min} для инструментов с ведущими элементами (табл.3.2).

Таблица 3.2

Зависимости для определения Δ_{min}

Резьбообразующий инструмент	Расчетные зависимости	
	Минимальная величина занижения	Рекомендуемая величина занижения
Метчики с равным углом шага перьев и резьбонарезные головки	$\Delta_{min} = \frac{1,4P}{z} \operatorname{tg} \varphi + Td \varphi$	$\Delta = (2...3) \Delta_{min}$
Метчики с блочным расположением перьев	$\Delta_{min} = \frac{1,4P}{2z_{\text{бл}}} \operatorname{tg} \varphi + Td \varphi$	

Ведущие элементы, имеющие минимальную величину заниже-

ния Δ_{min} , вступают в работу в самом начале формирования заходных витков резьбы детали. С точки зрения повышения надежности стабилизации движения инструментов по заданной траектории, данный вариант исполнения является наилучшим. Однако использование такого инструмента требует высокоточной наладки резбонарезной позиции по соосности инструмента и обрабатываемой поверхности заготовки. В некоторых случаях, особенно при работе на токарных автоматах, обеспечить данное требование не удастся. Кроме этого увеличение Δ_{min} необходимо и по условиям эксплуатации (переточка режущих элементов по передней поверхности приводит к уменьшению Δ). Оптимальная величина занижения, гарантирующая точность обработки, работоспособность инструмента и удобство его эксплуатации, в 2...3 раза превышает ее минимальное значение.

3.3.3. ВЕЛИЧИНА ДВУСТОРОННЕГО ЗАТЫЛОВАНИЯ ВЕДУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ПО ПРОФИЛЮ

Геометрию профиля ведущих зубьев инструментов с режущими и ведущими элементами определяет радиус R закругления опорной площадки, расположенной в середине зуба. Однако на чертеже инструмента проставляется не величина радиуса R , а соответствующее ему значение величины двустороннего затылования k_2 , являющейся более приемлемой с точки зрения контроля этого параметра. Эти величины связаны следующей зависимостью

$$k_2 = \frac{\sqrt{3}B^2}{8R} = 0,216 \frac{B_2}{R},$$

где B – ширина ведущего пера метчика.

Увеличение радиуса опорной площадки зуба R до определенного значения повышает устойчивость метчика. Однако чрезмерное увеличение R приводит к отрицательному результату. Это объясняется тем, что при $R \rightarrow \infty$ величина двустороннего затылования ведущего зуба по профилю $k_2 \rightarrow 0$, т.е. его форма начинает соответствовать форме незатылованного по профилю режущего зуба обычного машинного метчика. Такой профиль зуба, как показано в работах В.В. Матвеева [142], не может выполнять функцию ведущего. При наличии погрешностей относительного расположения оси обрабатываемого отверстия и инструмента в условиях действия некомпенсирован-

ных сил резания и внешних сил, приложенных к хвостовику инструмента, его калибрующие зубья осуществляют резание, снижая точность формируемой резьбы. Следовательно, у ведущего элемента рассматриваемой конструкции существует критическая минимальная величина затылования k_{2min} , после которой данный элемент прекращает выполнять свои функции. Таким образом, принятая для конкретного инструмента величина k_2 должна удовлетворять условию $k_{2p} \geq k_2 \geq k_{2min} \cdot k_p$ - расчетная величина максимально затылования, при котором ведущий элемент обеспечивает соблюдение винтовой траектории инструмента для заданных технологических условий.

В результате проведенных экспериментов было установлено, что приемлемыми для практического использования являются значения $R = 150 \dots 450$ мм (рис.3.10). Уменьшение R по сравнению с указанным приводит к за-

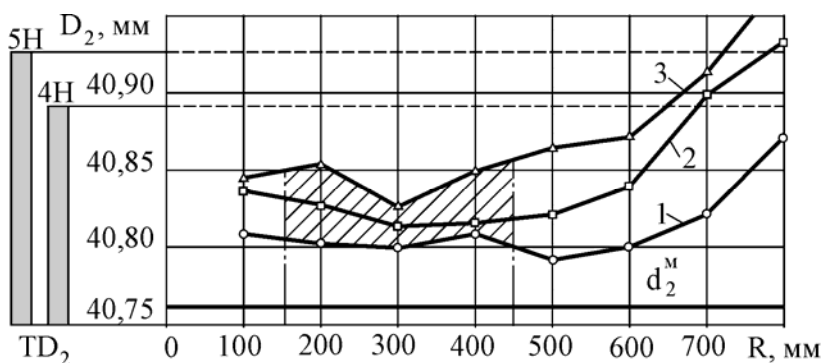


Рис.3.10. Влияние радиуса затылования ведущих зубьев на изменение среднего диаметра резьбы М42х2 в сплаве В95: 1 - $F_{oc} = 0$; 2 - $F_{oc} = 300$ Н; 3 - $F_{oc} = 600$ Н.

затрению начала и конца спинки ведущих зубьев и к уменьшению их стойкости при работе. Увеличение R за пределы 600 мм вызывает рост погрешности среднего диаметра D_2 нарезаемой резьбы, что говорит о ее разбивании и снижении точности обработки.

Опыт эксплуатации резьбообразующих инструментов с ведущими элементами показал, что наиболее приемлемой для практики при $\Delta_1 \leq 0$ величиной затылования ведущих зубьев по профилю является $k_2 = 0,02 \dots 0,04$ мм. Такой вывод справедлив только для метчиков. Ведущие же элементы резьбонарезных головок, как показали лабораторные испытания и длительная эксплуатация их в производстве, не требуют двустороннего затылования по профилю. Расходящаяся кривизна образуемой поверхности и поверхностей ведущих элементов в зоне их контакта, а также удобство обильного подвода к ним СОЖ обеспечивают нормальные условия работы этих элементов и без затылования. При этом технологичность изготовления резьбы ведущих плашек повышается.

3.3.4. ПЕРЕПАД ПРОФИЛЕЙ ПО СРЕДНЕМУ ДИАМЕТРУ И ЕГО ВЛИЯНИЕ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА

Точность полученной резьбы и работоспособность самих инструментов в значительной степени зависит от величины параметра Δ_1 . Как уже говорилось, возможны два принципиально различных варианта: $\Delta_1 \leq 0$ и $\Delta_1 > 0$. В последнем случае резьба образуется резанием с поверхностным выглаживанием боковых сторон профиля.

Рациональные величины параметра Δ_1 определялись путем экспериментальных исследований. Рассмотрим первую их часть, направленную на выявление диапазона приемлемых значений Δ_1 , обеспечивающих заданную точность обработки. В лабораторных условиях обрабатывалась резьба М42х2 по методу самозатягивания в образцах, изготовленных из материалов, различных по механическим характеристикам и обрабатываемости. Резьбу нарезали на вертикально-сверлильном станке мод. 2А135 с неуравновешенным в осевом направлении шпинделем. Со стороны шпинделя станка на инструмент действовала осевая сила величиной 500 Н совпадающая по направлению с рабочей подачей.

Резьба формировалась метчиками и головками с режущими и ведущими, а также режущими и выглаживающими элементами. Режущая часть метчиков и рабочие элементы головок изготавливались из быстрорежущей стали Р6М5. Значения изменяемого параметра Δ_1 приведены в табл.3.3. Другие геометрические параметры рабочей части экспериментальных инструментов: передний угол режущих зубьев 15° при обработке алюминиевых сплавов и 8° при обработке сталей; угол заборной части 12° ; величина затылования режущих зубьев в пределах заборного конуса 0,25 мм.

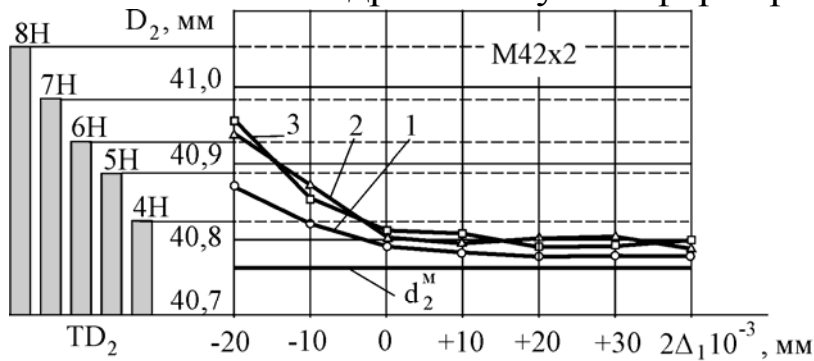
Таблица 3.3

Значения Δ_1 опытных образцов метчиков и головок

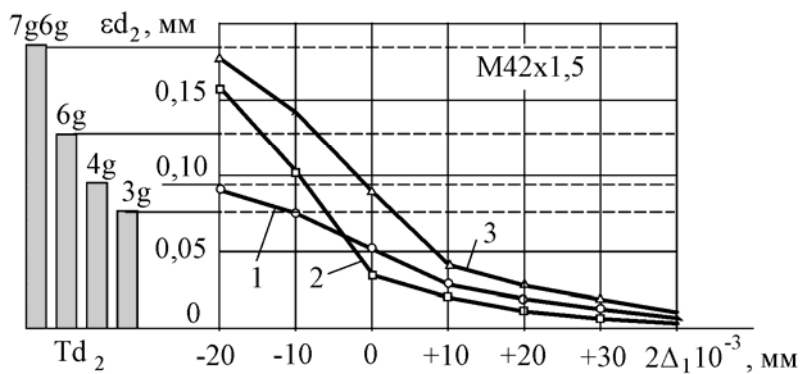
Изменяемый параметр инструмента	Номер опытного инструмента							
	с режущими и ведущими элементами			с режущими и выглаживающими элементами				
	1	2	3	4	5	6	7	8
$2\Delta_1$, мм	-0,02	-0,01	0	+0,01	+0,015	+0,02	+0,025	+0,03

По результатам экспериментов построены графики (рис.3.11 и 3.12). Анализ зависимостей, характеризующих точностные воз-

возможности инструментов с $\Delta_1 \leq 0$, показывает, что уменьшение перепада Δ_1 (увеличение зазора между боковыми поверхностями формируемой резьбы и опорными поверхностями ведущих зубьев) приводит к снижению точности обработки. Хорошо просматривается тенденция к увеличению крутящего момента резания. Последнее легко объяснимо: увеличение крутящего момента происходит за счет дополнительного подрезания уже сформированного профиля резьбы



а)



б)

Рис.3.11. Влияние величины Δ_1 на точность размера формируемой резьбы: а – при обработке метчиками; б – при обработке резьбо-нарезными головками (1 – сталь 45; 2 – сплав Д16Т; 3 – сплав АМг2).

зубьями метчика, расположенными на калибрующем участке режущих перьев. В результате этого и увеличивается размер резьбы детали (рис.3.11,а).

При уменьшении зазора между боковыми поверхностями профиля нарезаемой резьбы и опорными поверхностями ведущих зубьев момент резания уменьшается, а при $\Delta_1=0$ достигает своего наименьшего значения. При этом точность обработки инструментами описываемого исполнения достигает наилучшего результата и размер образуемой резьбы приближается к размеру инстру-

мента, так как разбивание профиля резьбы прекращается (рис.3.11).

Совместный анализ графиков (рис.3.11 и 3.12) показывает также, что дальнейшее увеличение Δ_1 (в данном случае $\Delta_1 > 0$) приводит к возрастанию крутящего момента, т.к. ведущие зубья берут на себя функцию выглаживания предварительно прорезанного профиля.

Таким образом, необходимый для обеспечения процесса формообразования резьбы крутящий момент резания имеет минимальное

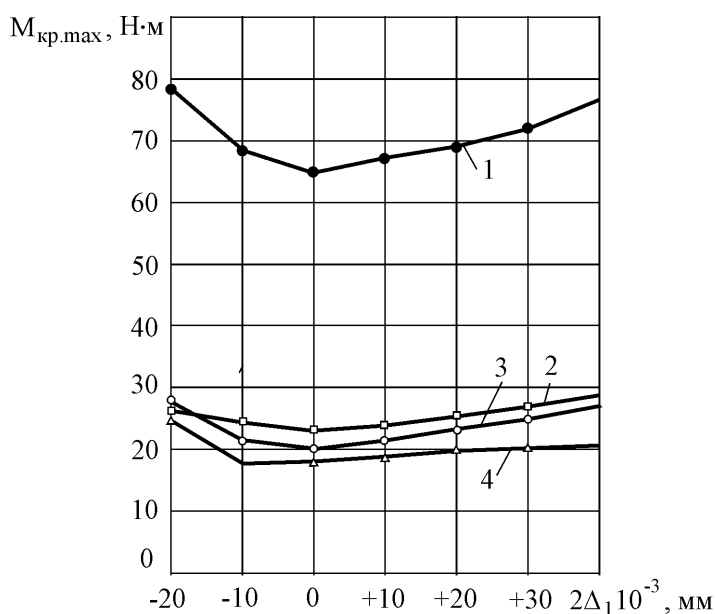


Рис.3.12. Зависимость $M_{кр.мах}$ от величины перепада Δ_1 метчика при обработке резьбы М42х2: 1 – сталь 45; 2 – сплав Амг2; 3 – сплав Бр.Амц9-2; 4 – сплав АЛ9.

сглаживания микронеровностей, полученных от режущих зубьев. Однако при значениях $\Delta_1 > 0,025$ мм на вершинах профиля резьбы детали начинают появляться гребешки – результат выдавливания «лишнего» металла с боковых поверхностей ее профиля. Следовательно, дальнейшее увеличение Δ_1 нецелесообразно.

значение при $\Delta_1 \cong 0$. При условии $\Delta_1 > 0$ момент резания увеличивается в одном случае за счет энергозатрат на срезание дополнительных масс металла, что определяет разбивание резьбы, а в другом – за счет выполнения работы, связанной с поверхностно-пластическим деформированием формируемой резьбы. Точность нарезаемой резьбы при значениях $\Delta_1 > 0$ практически меняется мало. С увеличением Δ_1 уменьшается шероховатость боковых поверхностей профиля формируемой резьбы вследствие

3.4. РЕЗЬБОНАРЕЗНЫЕ ПАТРОНЫ

Большое разнообразие типов обрабатываемых деталей, типов размеров резьбовых поверхностей, требований к ним, марок материалов, применяемого оборудования определило появление большого количества разнообразных конструкций резьбонарезных патронов. Необходимо, чтобы конструкция применяемого резьбонарезного патрона обеспечивала достаточную по величине и соответствующую по направлению компенсацию осевых радиальных и угловых погрешностей технологической системы. Наилучшей конструкцией резьбонарезного патрона будет та, которая обеспечивает компенсацию всех возможных погрешностей в указанных направлениях.

Последнее возможно только в том случае, когда держатель ин-

струмента в патроне будет обладать достаточным количеством степеней свободы при условии обеспечения передачи от шпинделя станка к резьбообразующему инструменту крутящего момента, необходимого для процесса резания. Рассмотрим конструкции некоторых из них, нашедшие применение в практике обработки точных резьб.

3.4.1. РЕЗЬБОНАРЕЗНЫЕ ПАТРОНЫ КАЧАЮЩЕГОСЯ ТИПА

Схемы компенсаторов радиальных погрешностей, основанные на возможности инструментальной оправки осуществлять в процессе работы качающиеся движения относительно корпуса, широко используются в конструкциях резьбонарезных патронов из-за простоты конструктивных решений при разработке патронов с такой схемой радиальной компенсации.

Наилучшие результаты на практике получаются при использовании патронов с осевыми компенсаторами, работающие с трением качения. При этом инструментальная оправка, связанная с корпусом патрона элементами качения, должна иметь три независимых перемещения: движение вдоль оси патрона и поворот относительно двух других осей системы координат. Дополнительным требованием следует считать необходимость обеспечения центрирования качающейся

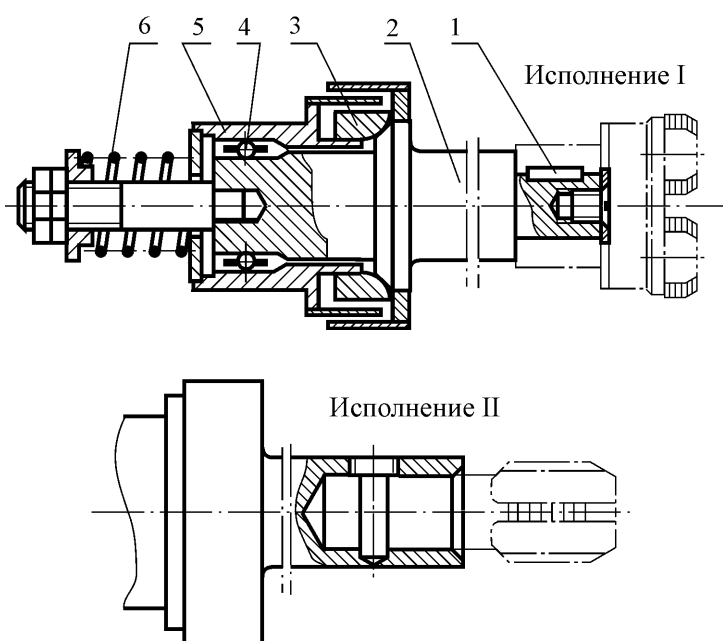


Рис.3.13. Конструкция резьбонарезного патрона качающегося типа.

оправки с закрепленным в ней инструментом до момента врезания и по окончании нарезания резьбы. Поставленные условия могут быть выполнены, например, за счет использования однорядного шарикового шарнира и центрирующей кольцевой опоры [147, 173]. Конструкция автоматного патрона с использованием названных элементов приведена на рис.3.13.

Крутящий момент, необходимый для резьбонаре-

зания, передается инструменту через шпонку 1 или палец (исполнение II). До начала врезания инструмента в поверхность заготовки инструментальная оправка 2 опирается на центрирующую кольцевую опору 3 и шариковый шарнир (образован из шариков 4, расположенных в пазах корпуса 5). Поэтому инструмент подводится к обрабатываемой поверхности без провисания. Сразу же после врезания инструмент с оправкой 2 начинает опережать в осевом перемещении корпус 5 (результат настройки привода). Поэтому контакт между кольцевой опорой 3 и центрирующим конусом оправки разрывается, возвратная пружина 6 начинает сжиматься. В этот период оправка связана с корпусом только шариковым шарниром, который, передавая необходимый крутящий момент, обеспечивает ей три названных выше независимых перемещения.

3.4.2. ПАТРОНЫ ПЛАВАЮЩЕ-КАЧАЮЩЕГОСЯ ТИПА

Компенсация радиальных погрешностей, исключая появление перекосов осей инструмента и обрабатываемой поверхности заготовки, может быть обеспечена за счет плавающе-качающегося движения инструментальной оправки относительно корпуса резьбонарезного патрона. В этом случае инструмент должен иметь пять сте-

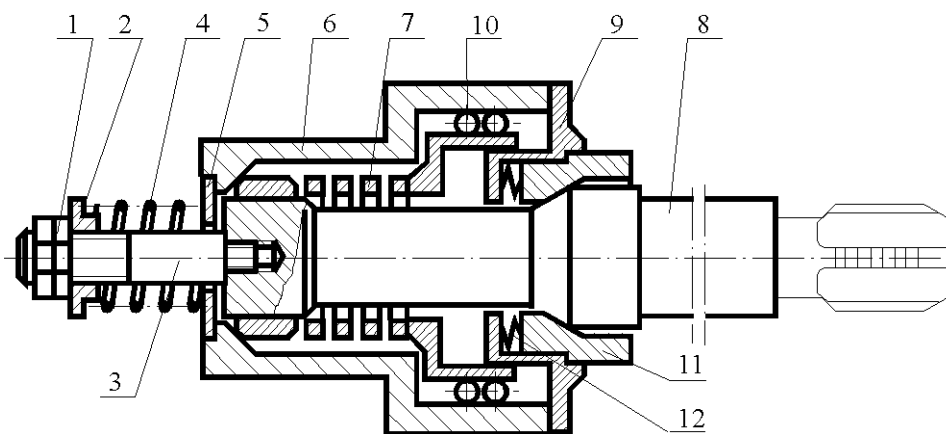


Рис.3.14. Конструкция резьбонарезного патрона плавающе-качающегося типа.

пеней свободы: перемещение вдоль оси, совпадающей с осью обрабатываемой поверхности заготовки (обеспечение осевой компенсации погрешностей); перемещения и повороты относи-

тельно двух других осей (компенсация радиальных и угловых погрешностей). Таким образом, остается несвободным только одно движение, обеспечивающее передачу инструменту крутящего момента резания от инструментальной оправки патрона. При этом инстру-

менту в свободном состоянии, т.е. до момента нарезания и после выхода из витков сформированной резьбы, необходимо обеспечить центрирование относительно оси вращения.

Варианты исполнения патронов плавающе-качающегося типа могут быть различными. В частности для образования резьб малого диаметра (до 20 мм) в легких сплавах может быть использован патрон со спиральным пружинным элементом (рис.3.14.) [146, 174].

Основные детали патрона: корпус 6, пружинный элемент 7, инструментальная оправка 8 и передний стакан 9. Корпус и пружинный стакан имеют по три продольных паза, в которых размещены шарики 10, удерживаемые сепаратором. Инструментальная оправка соединена с пружинным элементом шпонкой и стопорным винтом. В свободном состоянии (до момента начала резания) оправка удерживается в крайнем левом положении пружиной 4 через шпильку 3. Пружина находится на шпильке между крышкой 5 и шайбой 2 и сжимается гайками 1. Передняя часть держателя инструмента опирается на центрирующую поверхность плавающей опоры 11, в которой помещены пружины 12, а задняя - через хвостовик пружинного стакана на конусную поверхность корпуса. В передний стакан, соединенный с корпусом винтами, запрессовано кольцо, являющееся кожухом, предохраняющим от попадания стружки. Крутящий момент на резьбообразующий инструмент передается через палец, удерживаемый пружинным кольцом.

При работе по способу самозатягивания с момента врезания метчика держатель инструмента, уходя вперед, освобождается от передней и задней опор, получая возможность компенсировать любые из возникающих погрешностей, указанных ранее.

Основным элементом данного патрона, обеспечивающим передачу необходимого крутящего момента и компенсацию радиальных угловых погрешностей, является пружинный стакан 7. При разработке патрона для конкретных технологических условий обработки деталей необходимо рассчитать параметры данного пружинного элемента. Методика такого расчета приведена в работе [146].

ТЕХНОЛОГИЯ, ИНСТРУМЕНТ И ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА КОНИЧЕСКИХ КОЛЕС

- первый этап – получение заготовок с оформленными зубьями;
- второй этап – обработка основных баз и поверхностей, образующих геометрический образ детали согласно чертежу;
- третий этап – чистовое формообразование зубьев при помощи разработанного нами процесса, характеризующегося высокими исправляющими способностями.

[illegible]

295

тический обзор возможных методов получения заготовок конических колес с одновременным образованием зубьев. Он иллюстрируется круговой диаграммой, изображенной на рис. 4.1. Из всего многообразия процессов, представленных на диаграмме, нами сделан выбор в пользу пластического объемного деформирования в полугорячем или горячем состоянии. Такой выбор продиктован с одной стороны, надежностью обеспечения механических характеристик, а с другой – технологичной для штамповки геометрической формой объекта.

При отработке технологии и оснастки для получения заготовок конических колес с оформленными зубьями были проведены многочисленные эксперименты и обработаны опытные партии заготовок, которые на заключительном этапе подвергались финишной обработке зубьев. В конечном итоге при сравнении заготовок, полученных полугорячим выдавливанием в штампах с разъемными матрицами

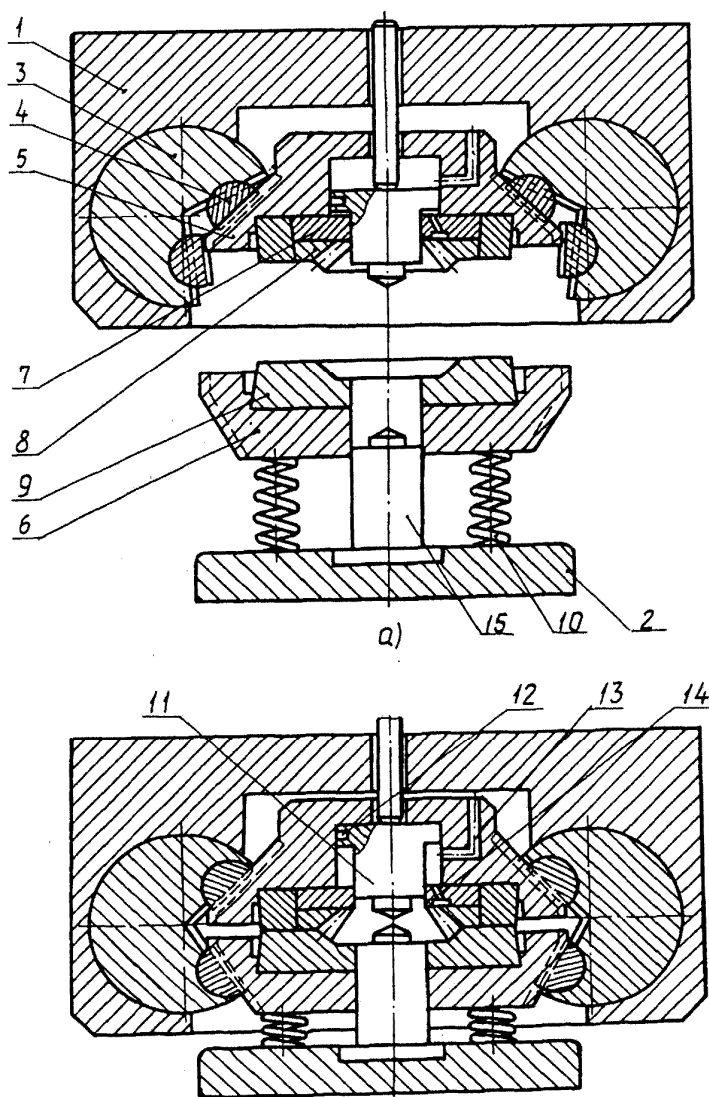


Рис. 4.2. Схема штампа с разъемными матрицами.

(рис.4.2), с заготовками, полученными полугорячей штамповкой в открытых штампах (рис.4.3), нами было отдано предпочтение последним. При надлежащей отладке технологического процесса и тщательном изготовлении полостей штампов при использовании традиционных конструкций штамповой оснастки резко упрощается штамповая оснастка, и одновременно с этим решается очень важный для второго этапа технологического процесса изготовления зубчатых колес вопрос, а именно – создание надежной базы для последующих установок при механической обработке. Достигается это за счет того, что одновременно с выдавливанием зубьев на допол-

нительном конусе выштамповывается цилиндрический участок. Он служит базой для установки заготовки на первой операции механической обработки – обработки торца и центрального отверстия. Поскольку его поверхность образуется заодно с зубьями, то автоматически достигается точность центрирования относительно зубчатого венца.

Значение этого, казалось бы небольшого усовершенствования, трудно переоценить, ибо при этом нет необходимости создавать сложнейшие приспособления для центрирования и закрепления заготовок колес, принимая за базу выдавленные зубья.

Конструкция штампа и эскизы заготовок по переходам приведены на рис.4.3.

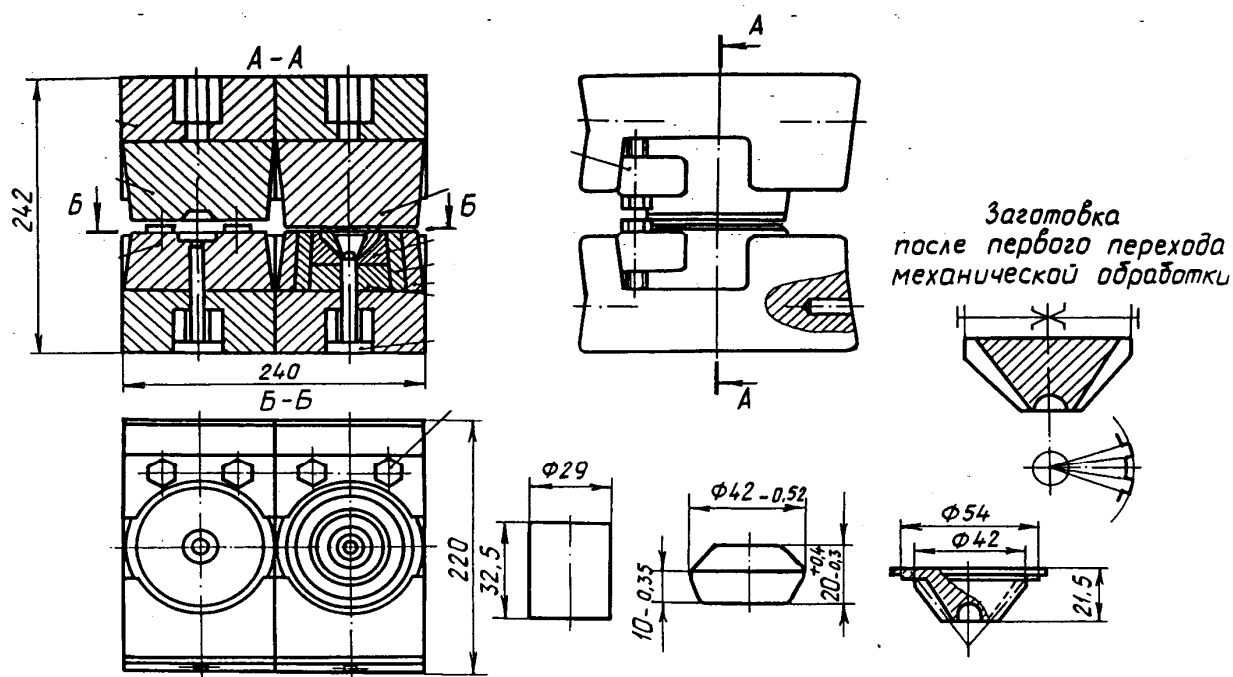


Рис. 4.3. Штамп для полугорячего выдавливания сателлита грузового мотора.

Отладка первых двух этапов технологического процесса целесообразна и экономически выгодна независимо от того, каким образом осуществляется заключительный этап – окончательное формообразование боковых поверхностей зубьев. Но ни один из известных методов чистового формообразования зубьев конических колес с прямыми зубьями не соответствует современному состоянию технологии машиностроения, да и набор их весьма ограничен. При хорошей организации и отладке первых двух этапов технологического процесса они диссонируют с ними. Исключением является процесс фрезепротягивания – REAVACICLE, разработанный фирмой Глиссон специ-

ально для изготовления конических зубчатых колес дифференциалов транспортных машин, изготавливаемых в условиях сугубо массового производства.

Следует, однако, отметить, что этот процесс создавался для получения зубьев из целых заготовок за одну операцию. В нем совмещены черновой, получистовой и чистовой переходы.

Сейчас на некоторых заводах используют этот процесс только как чистовой после предварительного формообразования зубьев в заготовке. Но это явно нецелесообразно потому, что:

во—первых, органические особенности процесса не позволяют перейти рубеж производительности 3...4 с/зуб;

во—вторых, потому, что зубья имеют профиль, отличный от общепринятого, квази—эвольвентного, и специально рассчитываются для каждого колеса пары.

Следует учитывать при этом, что расчетный комплекс, конструкция инструмента и станка настолько сложны, что заставляют пользователей обращаться к фирме Глиссон для подготовки производства каждой пары колес.

На протяжении ряда лет делались попытки улучшить точность изготовления боковых поверхностей зубьев конических колес за счет применения методов, которые зарекомендовали себя с положительной стороны при изготовлении цилиндрических колес. И здесь в первую очередь взоры обращаются к шевингованию. Попытка создать шевинговальные процессы для конических колес имеют свою историю. Первый положительный результат был достигнут при шевинговании спиральнозубых конических колес главной передачи мотоцикла М—72 на киевском мотоциклетном заводе в 1954 году. Гипоидное смещение при зацеплении обрабатываемой заготовки с инструментом в виде круговой рейки позволяет осуществить продольное скольжение профилей, необходимое при резании.

Второй положительный результат, то есть внедрение, достигнут на владимирском тракторном заводе непосредственно при шевинговании конических прямозубых колес. Инструмент (шевер) имитирует плосковершинное производящее колесо, образующее с обрабатываемым колесом неортогональную передачу внеполюсного зацепления. В данном случае в качестве движения резания используется поперечное проскальзывание профилей.

Вследствие органических недостатков приведенные способы шевингования не нашли широкого применения и были внедрены

только на указанных предприятиях.

Нами предложен способ, инструмент и станок для шевингования–прикатывания прямозубых конических колес коническими шеверами–прикатниками с трапецеидальной винтовой стружечной канавкой, защищенные авторскими свидетельствами и патентами РФ.

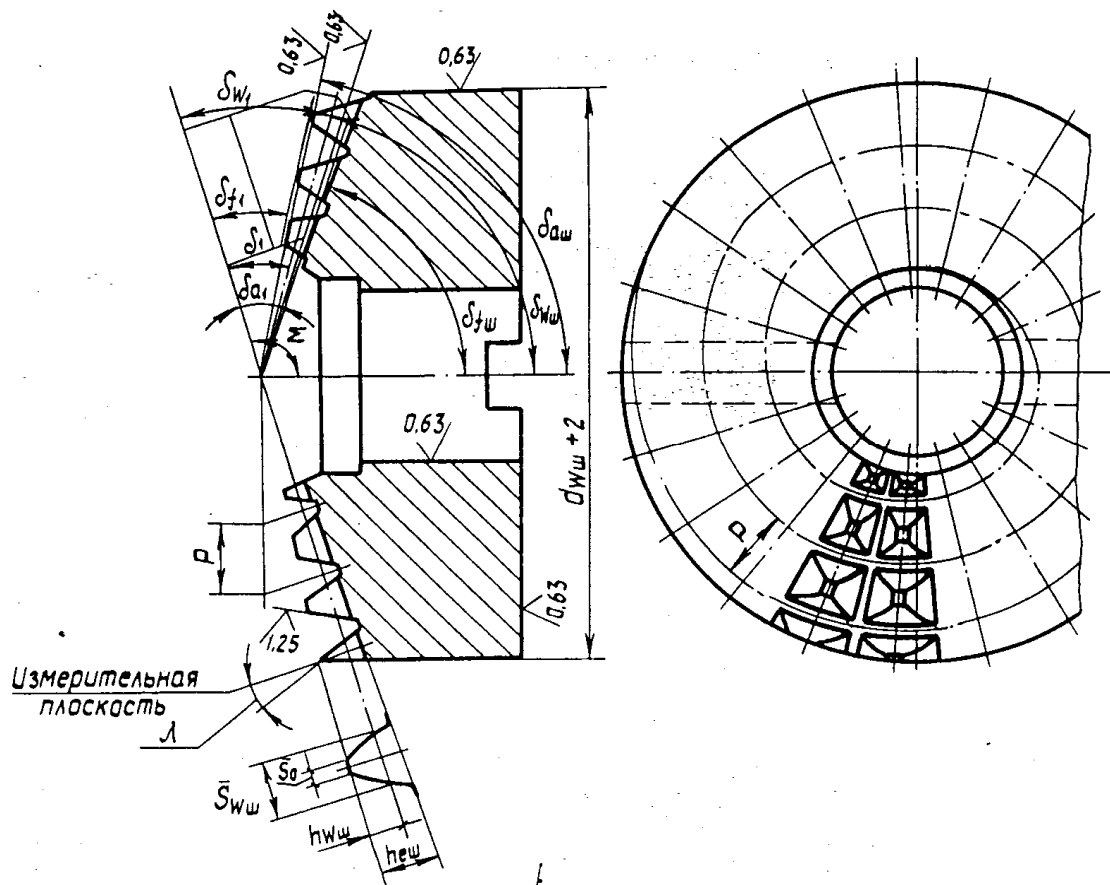


Рис. 4.4. Шевер – прикатник.

Типовая конструкция шевера–прикатника показана на рис.4.4. Основой инструмента является коническое зубчатое колесо. Если бы на зубьях отсутствовала винтовая канавка, то такой инструмент выполнял бы функцию прикатника.

Чтобы осуществить процесс срезания тонких стружек, то есть шевингования, инструмент необходимо снабдить режущими кромками, обеспечить непрерывный контакт и перемещение этих кромок по боковой поверхности зубьев колеса, не нарушая условий формообразования.

Винтовая стружечная канавка с трапецеидальным профилем в осевом сечении, пересекаясь с боковыми поверхностями зубьев инструмента, образует режущие кромки, наклоненные в противоположные направления к межосевому перпендикуляру. Резание осуществ-

ляется за счет поперечного проскальзывания профилей и внеполюсного зацепления, а перемещение режущей кромки вдоль линии зуба — расположения режущих кромок на поверхности винтовых стружечных канавок.

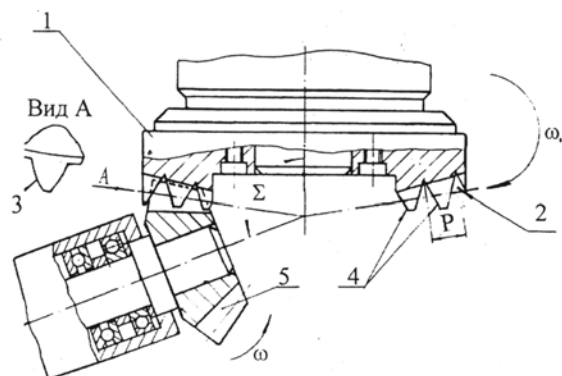


Рис. 4.5. Схема шевингования-прикатывания конических зубчатых колес: 1 — шевер — прикатник, 2 — стружечная канавка, 3 — боковые поверхности зубьев, 4 — режущие кромки, 5 — заготовка.

На рис.4.5 представлена схема обработки. Инструмент 1 (шевер-прикатник) представляет собой коническое производящее колесо, сопряженное с обрабатываемым и плосковершинным (или плоскопроизводящим колесом). На всю глубину зубьев шевера-прикатника прорезана винтовая стружечная канавка 2. Пересечение поверхностей стружечной канавки с боковыми поверхностями зубьев инструмента 3 образуют режущие кромки 4.

Процесс обработки заключается в совместной обкатке заготовки 5 и инструмента. Так как при шевинговании коническое колесо не может иметь продольного перемещения вдоль линии, то для срезания припуска по всей длине зуба обрабатываемого колеса режущие кромки должны располагаться на каждом последующем зубе со смещением относительно предыдущего и должны быть наклонены под углом Σ к образующей начального конуса. Эти условия выполняются за счет выбора шага винтовой стружечной канавки P и параметров ее осевого профиля.

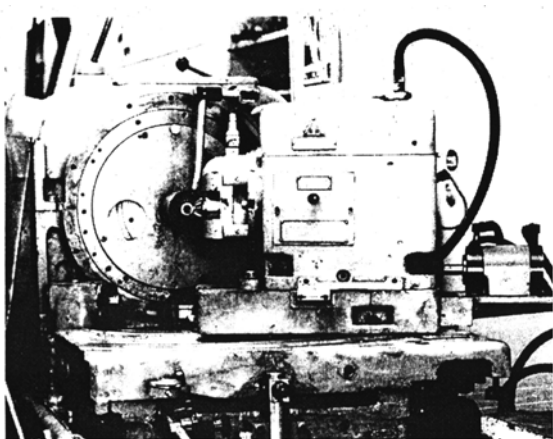


Рис. 4.6. Рабочая зона автомата для шевингования-прикатывания.

Шевер-прикатник находится в безззорном зацеплении с обрабатываемым колесом при пересекающихся осях, образуя неортогональную передачу внеполюсного зацепления. Инструмент приводится во вращение, а заготовка обрабатываемого колеса свободно

считается за счет выбора шага винтовой стружечной канавки P и параметров ее осевого профиля.

Шевер-прикатник находится в безззорном зацеплении с обрабатываемым колесом при пересекающихся осях, образуя неортогональную передачу внеполюсного зацепления. Инструмент приводится во вращение, а заготовка обрабатываемого колеса свободно

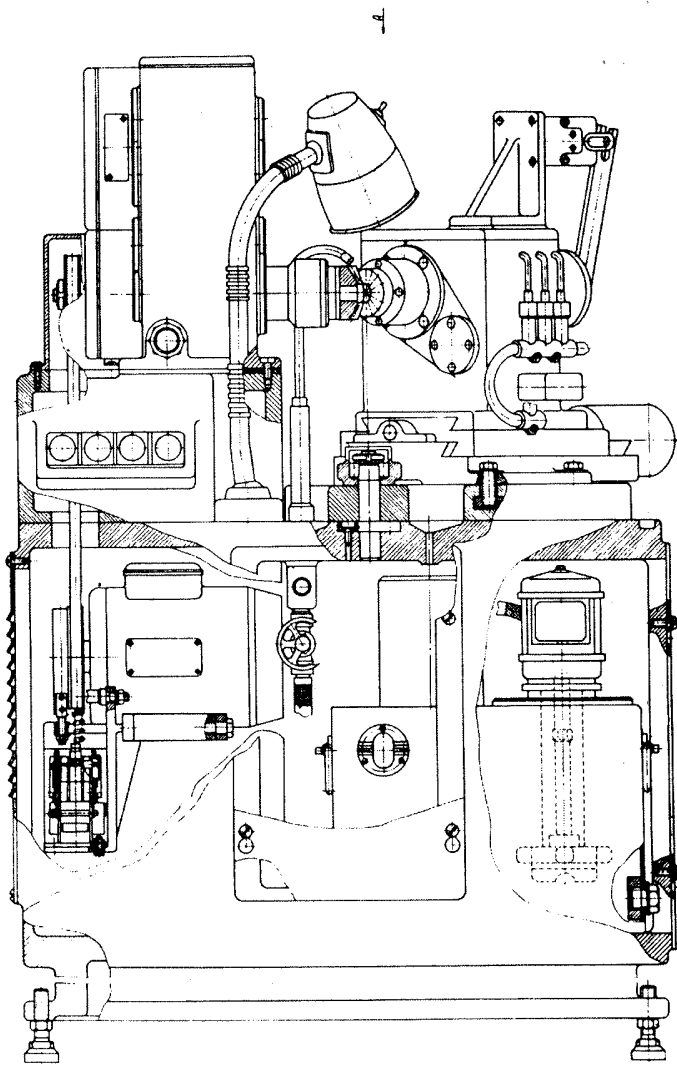


Рис. 4.7. Специальный станок для шевингования–прикатывания.

перемещается вдоль собственной оси. В момент включения подачи осуществляется реверс вращения инструмента для выравнивания условий резания на входной и выходной сторонах зубьев. Угол наклона режущих кромок 5 для обеспечения удовлетворительных условий срезания стружки должен быть не менее $22,5^\circ$. Частота вращения инструмента назначается в соответствии с максимальной угловой скоростью 20 с^{-1} . В процессе обработки происходит удаление припуска с боковых поверхностей зубьев заготовки за счет срезания режущими кромками и тонкого пластического деформирования (выглаживания) боковыми поверхностями инструмента. Таким образом имеет место комбинированный процесс, что позволило назвать его шевингованием–прикатыванием, а инструмент - шевером–прикатником.

Схема наладки на операции шевингования–прикатывания кони-

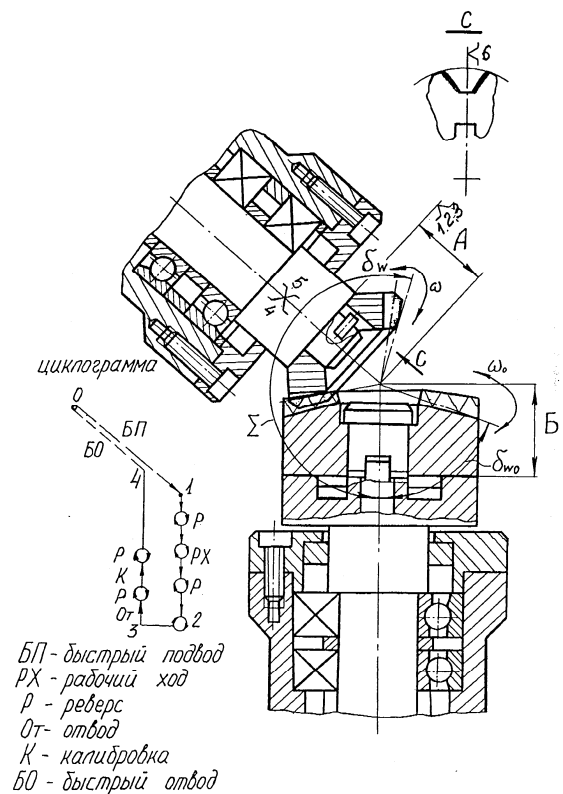


Рис. 4.8. Схема наладки на операцию шевингования – прикатывания конического зубчатого колеса.

вращается на оправке и периодически, после совершения числа оборотов, равного или кратного числу зубьев обрабатываемой заготовки,

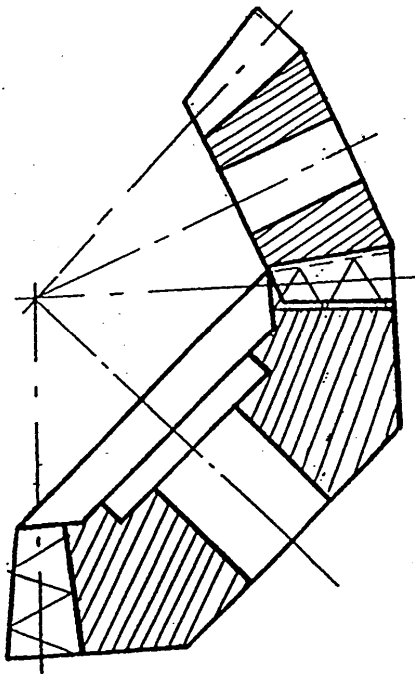


Рис. 4.9. Схема сопряжения обрабатываемого и инструментального колес.

ческого зубчатого колеса показана на рис. 4.8. Она осуществлена на станке 5236П, предварительно подвергнутого относительно несложной модернизации.

В процессе работы имитируется зацепление обрабатываемого и инструментального колеса – шевера-прикатника, находящихся в плотном зацеплении. В данном случае (то есть при обработке конических колес) натяг создается за счет сдвига одного из колес. Схема сопряжения обрабатываемого и инструментального колеса показана на рис. 4.9.

Расположение кромок по винтовой линии позволяет образовать на боковой поверхности зуба заготовки ко-

леса несколько "следов". Последовательность образования сетки следов на боковой поверхности зуба показана на рис. 4.10.

Для реализации процесса и внедрения его в производство была проведена модернизация зубострогального станка 5236П в полуавтомат для шевингования-прикатывания (рис. 4.7). Сущность модернизации заключается в следующем:

- возвратно-поступательное движение зубострогальных резцов заменяется реверсивным вращательным движением инструментального шпинделя;
- ликвидируется жесткая кинематическая связь между вращением инструментального шпинделя и вращением обрабатываемой заготовки;
- организуется полуавтоматическая работа станка в соответствии с рабочим циклом.

Полуавтомат внедрен для обработки прямозубой пары колес, заготовки которых получены полугорячей штамповкой с формованными зубьями. Параметры зубчатых колес:

модуль $m_{te} = 3$ мм; число зубьев $Z_1 = 13$; $Z_2 = 20$;

Режимы обработки:

частота вращения инструмента 160 мин^{-1} ;

подача $0,04 \text{ мм/цикл}$;

производительность процесса 2 с/зуб.

Шевингование–прикатывание обладает высокими исправляющими способностями. При исходной точности ниже 12 степени по ГОСТ 1758–81 достигнута точность 7...8 степени. Шероховатость обработанной поверхности

уменьшилась с $R_z = 16$ мкм до $R_z = 6,3$ мкм.

Для серийного производства конических зубчатых колес среднего модуля разработан технический проект специального станка (рис.4.8).

Как показали экспериментальные исследования применение шевингования – прикатывания конических колёс после формообразования зубчатого венца полугорячим

выдавливанием стабильно обеспечивает изготовление зубчатых колёс 7–ой степени точности по ГОСТ 1758–81. Шероховатость рабочей боковой поверхности зубьев $R_z = 6$ мкм, производительность процесса 1,5... 2 с/зуб. Расчёт конических шеверов–прикатников состоит из следующих этапов:

1. На первом этапе определяются исходные данные – параметры зубчатых колёс пары.

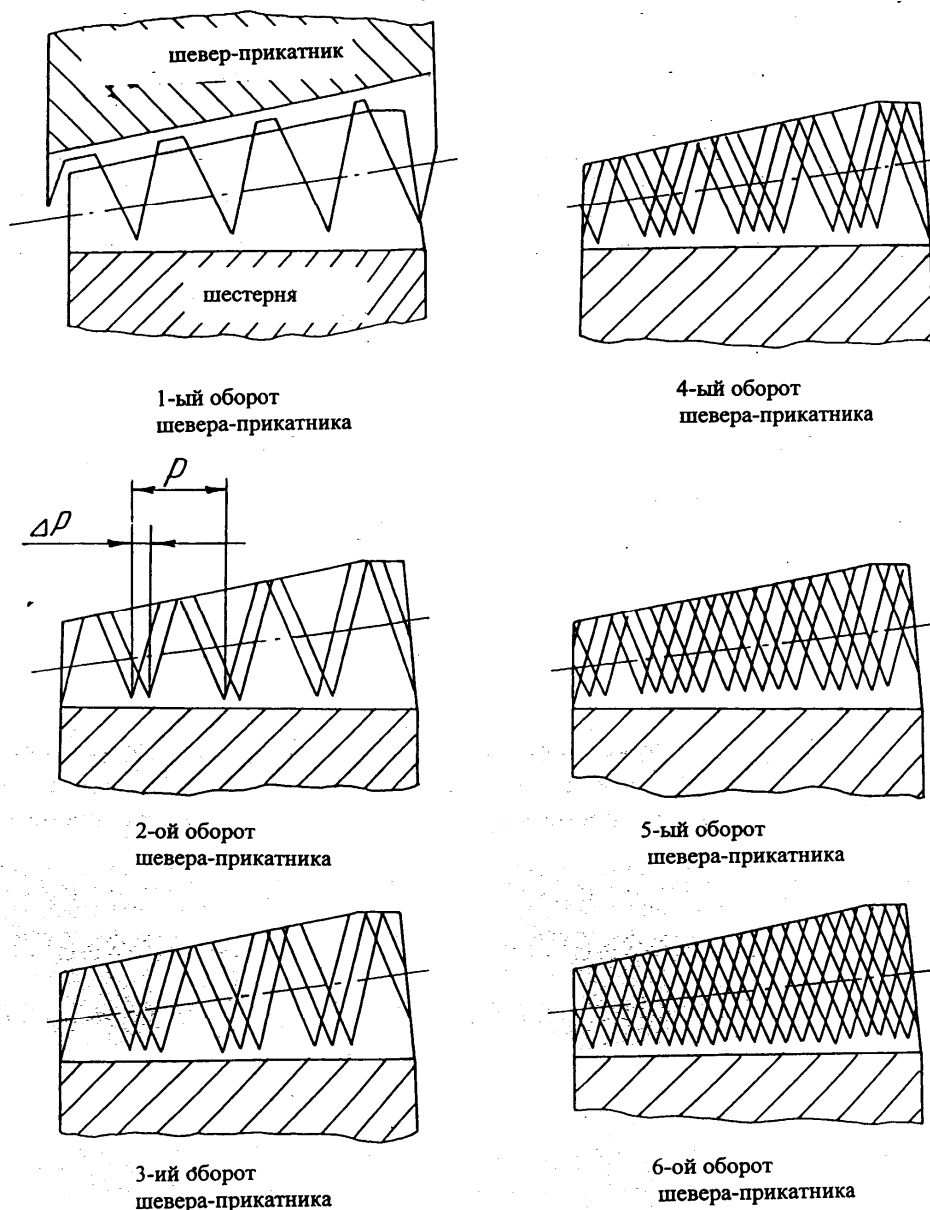


Рис. 4.10. Следы контакта режущих кромок шевра – прикатника на боковых поверхностях зубьев шестерни.

- 1.1. Внешний окружной модуль – m_e .
- 1.2. Число зубьев обрабатываемых колёс – Z .
- 1.3. Тип зуба.
- 1.4. Коэффициент смещения исходного контура – X_e .
- 1.5. Коэффициент изменения толщины зуба – X .
- 1.6. Угол делительного конуса – δ .
- 1.7. Угол конуса впадин – δ_f .
- 1.8. Угол конуса вершин – δ_a .
- 1.9. Межосевой угол передачи – Σ .
- 1.10. Внешнее конусное расстояние – R_l .
- 1.11. Угол профиля исходного контура – α .
- 1.12. Внешняя высота зуба – h_e .
- 1.13. Внешняя высота головки зуба – h_{ae} .
- 1.14. Толщина зуба по хорде делительного диаметра – S_e .
- 1.15. Измерительная высота до хорды – h_{ae} .
- 1.16. Внешний диаметр делительной окружности – d_e .
- 1.17. Другие геометрические параметры, приведенные на чертеже.

2. На втором этапе рассчитываются дополнительные исходные данные.

- 2.1. Число зубьев эквивалентного цилиндрического колеса

$$Z_v = Z \cdot \cos \delta.$$

- 2.2. Диаметр делительной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{ve} = d / \cos \delta.$$

- 2.3. Диаметр окружности вершин эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{ave} = d_{ve} + 2h_{ae}.$$

- 2.4. Внешняя высота ножки зуба

$$h_{fe} = h_e - h_{ae}.$$

- 2.5. Диаметр окружности впадин эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{fve} = d_{ve} - 2 h_{fe}.$$

- 2.6. Диаметр основной окружности

$$d_{eve} = d_{ve} \cdot \cos \alpha.$$

- 2.7. Толщина зуба по начальной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$S_{\omega ve} = d_{\omega ve} (Se_{1,2} / d_{ve} + inv \alpha - inv \alpha_{\omega}),$$

где $d_{\omega ve} = d_{ve} \pm 2\Delta h_{ae}$.

3. На третьем этапе выбирается положение полюса зацепления.

3.1. Смещение полюса зацепления Р за пределы рабочей высоты, боковых поверхностей зубьев колеса Δh_e ограничивается заострением вершин зубьев конического шевера-прикатника на внутреннем торце. Расчёт носит поисковый характер. Выбирают числовое значение Δh_e и проверяют на заострение по формуле п. 5.21.

3.2. Угловое смещение исходного контура

$$tg\Delta\delta_{1,2} = (h_{ae} + \Delta h_{ae\ 1,2}) / R_{e3},$$

где знак "плюс" принимается при расположении полюса зацепления вне материала детали, знак "минус" – при расположении полюса зацепления в материале детали.

4. На четвёртом этапе выбирается число зубьев шевера-прикатника.

4.1. Длина образующей начального конуса

$$R_{\omega e} = R_e / \cos \Delta\delta.$$

4.2. Шаг по начальной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$P_{\omega} = P_{\omega o} = \pi d \cdot a_{ve} / Z_v.$$

4.3. Число зубьев плоского производящего колеса

$$Z_c = R_{\omega e} \cdot Z_{v1,2} / d_{ave}.$$

4.4. Число зубьев конического шевера-прикатника Z_c выбирается ближайшим целым числом, меньшим Z_c и не имеющим общего множителя с числом зубьев обрабатываемого колеса кроме единицы.

5. На пятом этапе рассчитываются конструктивные параметры шевера-прикатника.

5.1. Угол зацепления обрабатываемого колеса с шевером-прикатником

$$\cos \alpha_{\omega} = \cos \alpha_{\omega o} = d_{ave} / d_{\omega ve},$$

где $d_{\omega ve} = d_{ve} \pm 2\Delta h_{ae}$ - диаметр начальной окружности эквивалентного цилиндрического колеса.

5.2. Диаметр окружности основания начального конуса конического шевера-прикатника

$$d_{\omega o} = P_{\omega o} \cdot Z_o / \pi.$$

5.3. Угол начального конуса

$$\sin \delta_{\omega o} = d_{\omega o} / 2 R_{\omega e}.$$

5.4. Высота начальной головки зуба шевера-прикатника

$$h_{a\omega eo} = \Delta h_e + h_{e\ 1,2} + 0,1 m_e.$$

5.5. Высота ножки зуба

$$h_{f\omega eo} = 0,1me.$$

5.6. Угол начальной головки зуба

$$tg \theta_{a\omega o} = h_{a\omega o} / R_{\omega e}.$$

5.7. Угол конуса вершин

$$\delta_{ao} = \delta_{\omega o} + \theta_{a\omega o}.$$

5.8. Угол начальной ножки зуба

$$tg \theta_{a\omega o} = h_{f\omega o} / R_{\omega e}.$$

5.9. Угол конуса впадин

$$\delta_{fo} = \delta_{\omega o} + \theta_{f\omega o}.$$

5.10. Внешняя высота зуба

$$h_{ea} = h_{a\omega eo} + h_{f\omega eo}.$$

5.11. Межосевой угол зацепления колеса с коническим шеве́ром-прикатником

$$\Sigma_o = \delta_{\omega} + \delta_{\omega o}.$$

5.12. Угол делительного конуса

$$\delta_o = \Sigma_o - \delta.$$

5.13. Диаметр начальной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{\omega veo} = 2R_{\omega e} \cdot tg \delta_{\omega e}.$$

5.14. Диаметр делительной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{veo} = d_{\omega veo} - 2h_e.$$

5.15. Диаметр основной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{e\vee e} = d_{veo} - 2cos \alpha_{\omega o}.$$

5.16. Число зубьев эквивалентного цилиндрического колеса

$$Z_{\vee o} = Z_o / cos \delta_{\omega o}.$$

5.17. Толщина зуба по начальной окружности эквивалентного цилиндрического колеса

$$S_{\omega eo} = l_{\omega e} - S_{\omega ve}.$$

5.18. Диаметр окружности вершин эквивалентного цилиндрического колеса

$$d_{aveo} = d_{\omega veo} + h_{aveo}.$$

5.19. Угол давления на окружности вершин эквивалентного цилиндрического колеса

$$cos \alpha_{aveo} = d_{e\vee o} / d_{aveo}.$$

5.20. Толщина зуба по окружности вершин эквивалентного цилиндрического колеса во внешнем торцовом сечении

$$S_{aveo} = d_{aveo} (S_{\omega veo} / d_{\omega veo} + inv\alpha_o - inv\alpha_{\omega o}).$$

5.21. Толщина зуба по окружности вершин эквивалентного цилиндрического колеса во внутреннем торцовом сечении

$$S_{avio} = (R_{\omega e} - e) \cdot S_{aveo} / R_{\omega e}.$$

Если S_{avio} меньше допустимой величины, необходимо изменить Δh_e и повторить расчёт.

В целом методика расчёта весьма громоздка. Она включает в себя оптимизацию некоторых параметров, в частности, величины смещения полюса зацепления и выбор числа зубьев шевера-прикатника. Первая величина определяет выполнение инструментом функции срезания стружки по всей высоте профиля, вторая - последовательность вступления зубьев инструмента в контакт с зубьями обрабатываемой заготовки, поэтому целесообразно расчёт выполнять на компьютере.

Нами разработана программа расчёта и определены основные параметры шеверов-прикатников (Δh , Z_0 , δ_ω и Σ_0) для всего диапазона применяемых на практике некорректированных зубчатых колёс. Результаты расчётов могут служить справочным материалом при проектировании шеверов-прикатников.

Разработанный нами процесс шевингования-прикатывания прямозубых конических колёс целесообразно использовать в двух случаях:

1. Для получения парных колёс с высокими выходными характеристиками точности (кинематической точности, плавности, полноты контакта, бокового зазора). В этом случае традиционно существующий маршрут обработки практически не изменится.

2. При полной модернизации технологического процесса в условиях массового, в отдельных случаях крупносерийного производства. В последнем случае технологический маршрут в корне изменится, так как он предусматривает получение точных заготовок с оформленными зубьями. При этом резко сокращается трудоемкость всей механической обработки - ее основной задачей является создание надежной базы для чистовой обработки зубьев.

Предложенная технология является вполне удовлетворительной для колёс относительно малогабаритных и ее смело можно рекомендовать для промышленного внедрения на предприятиях, обладающих необходимым кузнечно-прессовым оборудованием и возможностями для изготовления точной штамповки.

ЧАСТЬ 3

ОСНОВЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Различные методы получения заготовок и восстановления деталей приводят к получению неоднородного материала, имеющего неодинаковые физико-механические свойства, структуру, химический состав и различного рода дефекты наружных и внутренних слоев. Это отражается при изготовлении деталей на стойкости инструментов, на качестве обработанного слоя и в процессе эксплуатации деталей машин и изделий.

Так, при получении заготовок методами литья на их поверхности кроме больших макронеровностей образуются различного рода ужимины и литейная корка со свойствами, сильно отличающимися от свойств основного материала, а в литых заготовках из высокопрочного чугуна шаровидный графит делает неоднородным и основной материал. При получении заготовок прокаткой образуется деформированный поверхностный слой с трещинами, рыхлотой, раковинами, большой неточностью формы и размеров. Заготовки, полученные ковкой и штамповкой, обычно также имеют деформационные упрочнения поверхностных слоев с наличием пор, раковин, смещений материала, неточности формы и размеров, трещин и других дефектов. Неоднородность материала заготовок может быть также структурной, вызванной $\alpha - \gamma$ превращениями, фазовой из-за химической неоднородности и кристаллической из-за скопления дислокаций в Fe-C сплавах.

Больше всего неоднородность, нестабильность и дефектность материала наблюдаются при восстановлении изношенных деталей машин различного вида покрытиями и сваркой [44, 226, 269, 376]. При наплавке образуются: макронеровности на поверхности, вызванные разбрызгиванием материала плавящегося электрода и местами стыков наплавленных валиков; химическая неоднородность наплавленного материала из-за выгорания некоторых легирующих элементов; нестабильность физико-механических свойств наплавленного материала (особенно по твердости), структурная неоднородность, вызванная различными условиями охлаждения и теплопередачи разных

слоев; внутренние микродефекты в наплавленном слое из-за особенностей технологического процесса наплавки. Все это может наблюдаться при любом способе покрытия, но больше всего эти виды дефектов, приводящие к неоднородности материала, наблюдаются при наплавке порошковыми проволоками открытой дугой.

Вопрос о наличии той или иной дефектности или их комплекса в поверхностных слоях заготовок и восстановленных деталей по сравнению с основной частью материала в настоящее время не вызывает сомнений. Неоднородность поверхностных слоев заготовок и восстановленных деталей оказывает большое влияние на обрабатываемость резанием при всех видах обработки.

Само название обработки поверхностного слоя резанием в технической литературе часто встречается в самых различных вариантах: обработка материала по корке, обработка поверхностного слоя, обработка наружного дефектного слоя и т.д. В науке о резании металлов встречаются термины и выражения, не полностью отражающие суть процесса обработки, например, обработка по литейной корке и обработка после удаления литейной корки, черновая обработка заготовок из проката или получистовая обработка, хотя после них чистовой обработки и не производится. Но для того, чтобы подчеркнуть, что удаляется поверхностный дефектный слой материала, применяют эти выражения, далеко не отражающие реального процесса обработки. То есть под этими терминами и выражениями понимают только удаление поверхностного дефектного слоя заготовки или восстановленной детали. Срезание дефектного слоя всегда приводило к снижению стойкости любых режущих инструментов из-за нестабильности процесса резания, при котором всегда возникают колебательные нагрузки, а вместе с ними нестационарность всего процесса резания.

Недостаточность точности и обоснованности такой терминологии приводит к неправильному пониманию и описанию явлений, происходящих при удалении различных по глубине слоев обрабатываемого материала и отдельных обрабатываемых материалов.

Поэтому в последние годы в науке о резании материалов появились такие термины как нестационарное температурное поле, нестационарный процесс обработки резанием и др. Процессы обработки материалов резанием стали разделять на стационарные и нестационарные и предлагать разные методики и подходы к расчету характеристик процесса резания, особенно тепловых явлений при резании, и

прочности инструмента [126, 204]. Однако, в этих работах под нестационарностью процесса обработки понималась только прерывистая обработка при точении, фрезеровании, шлифовании, а о состоянии самого обрабатываемого материала и его влиянии на процесс резания при послойной обработке в технической литературе сведений практически нет.

В связи с вышеизложенным, в науку о резании материалов следует ввести понятия обработки однородного и неоднородного материала, которые расширят представления о качестве материалов, сделают возможным проведение большей дифференциации процессов и позволят более точную их оптимизацию в различных условиях.

Термин “однородный материал” следует понимать как сплошной материал с постоянными физико-механическими свойствами, химическим составом, структурой, кристаллическим строением, отсутствием внутренней дефектности во всей заготовке или детали. Этот термин достаточно обширен и может характеризовать материал или заготовку с очень разных сторон. Все виды дефектов в материале и на его поверхности приводят к непостоянству физико-механических свойств и других его характеристик и снижают эксплуатационные свойства детали.

Термин “неоднородный материал” следует понимать как термин, противоположный термину “однородный материал”, т.е. материал с непостоянными физико-механическими свойствами, с отклонениями химического состава больше допустимых пределов, наличием внутренних и наружных дефектов, не предусмотренных для данного материала ГОСТами и стандартами, с макронеровностями на наружных поверхностях, с геометрической неправильностью формы заготовок или восстановленных деталей и с неточностью размеров, а также с неодинаковой в разных слоях структурой по характеру и плотности, с большими величинами дислокаций, с наклепом наружных поверхностей и с остаточными напряжениями в поверхностном слое заготовки или восстановленной детали, которые приводят к ухудшению эксплуатационных свойств материалов, заготовок, деталей, изделий и машин.

Таким образом, термины “однородный” и “неоднородный” материалы в науке о резании являются обобщенными и всеобъемлющими свойствами материала, дающими достоверное их восприятие при обработке. Правильное понимание предложенного разделения обрабатываемых материалов позволит узаконить ряд требований к полу-

чению материалов, заготовок, восстановленных поверхностей, а также приведет к более точному выбору метода получения заготовки и инструментального материала для ее эффективной обработки, оптимизации режимов резания и других условий процесса обработки. Введение этих терминов расширит понятия и термины “стационарные и нестационарные процессы” обработки материалов, заготовок и восстановленных деталей. Такие обобщенные подразделения материалов и заготовок позволят выработать теоретические предпосылки улучшения их обрабатываемости резанием.

ГЛАВА 1

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

1.1. ХАРАКТЕРИСТИКИ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Наиболее важными характеристиками неоднородности обрабатываемых материалов являются: макронеровности на поверхности, поры, микропоры и микротрещины в срезаемом слое, химическая и структурная неоднородность слоя на уровне обработанной поверхности, нестабильность физико-механических свойств и, прежде всего, по твердости, наличие остаточных напряжений и скопления дислокаций в срезаемой части материала. Сюда же относят и характеристики дефектности обрабатываемого слоя, такие как шлаковые, и другие включения, поры, рыхлоты, трещины, которые в основном зависят от несоблюдения технологического процесса получения заготовки, рис. 1.1.

Расчет коэффициентов неоднородности обрабатываемых материалов необходимо проводить отдельно для черновой и чистовой обработки. При черновой обработке следует учитывать только характеристики неоднородности в срезаемой части слоя, а при чистовой обработке - только те характеристики, которые находятся в срезаемой части удаляемого припуска на чистовую обработку.

Алгоритм расчета коэффициентов неоднородности при черновой обработке может быть следующим:

1. Определение характеристик макронеровностей на поверхности.
2. Определение характеристик дефектности срезаемого слоя.
3. Определение нестабильности твердости в припуске на обработку.

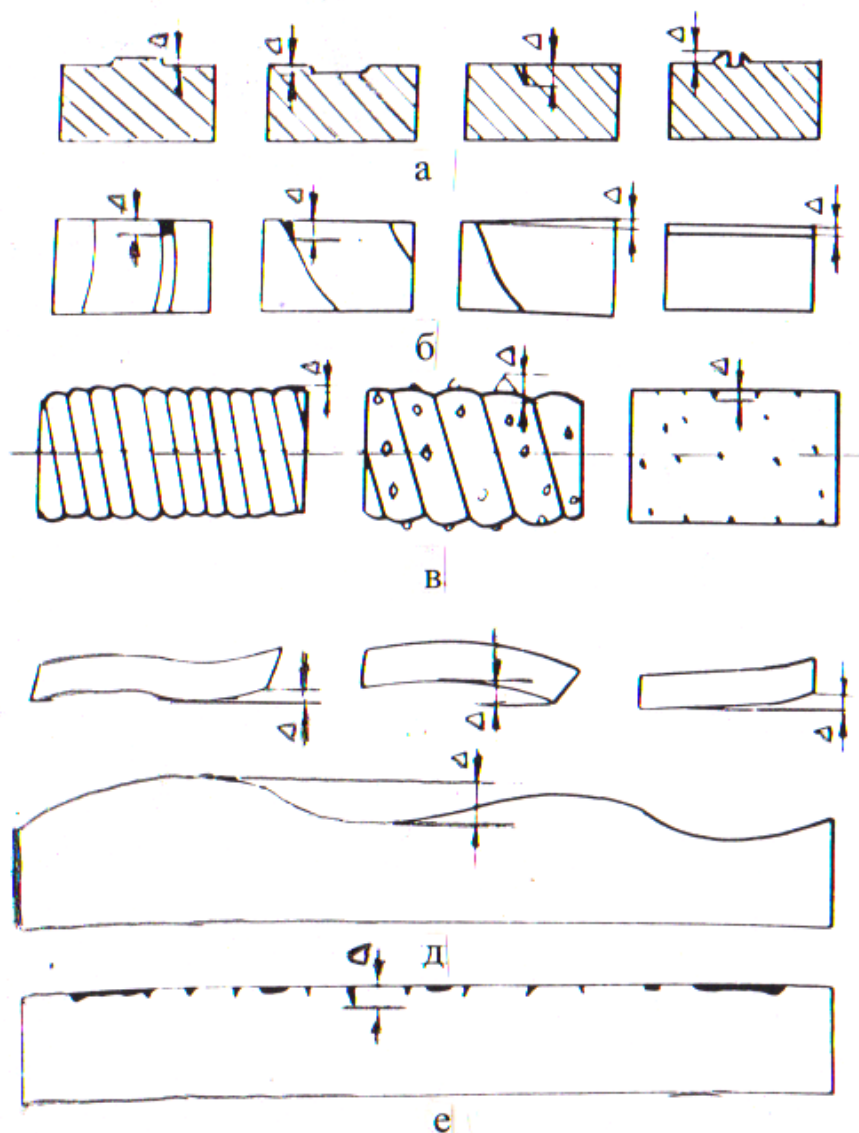


Рис. 1.1. Разновидности наружной неоднородности материала: литейные (а); прокатные (б); наплавочные (в); термические (г); от предыдущей обработки (д); от коррозии (е).

4. Определение неоднородности химического состава.
5. Определение неоднородности структуры в срезаемой части.
6. Определение остаточных напряжений в поверхностном слое.
7. Определение характера и мест скопления дислокаций.
8. Расчет коэффициентов неоднородности на ЭВМ.

Алгоритм расчета коэффициентов неоднородности при чистовой обработке материалов может быть следующим:

1. Определение внутренней дефектности срезаемого припуска на чистовую обработку.
2. Определение нестабильности твердости срезаемой части.
3. Определение неоднородности химического состава.
4. Определение неоднородности структуры.

5. Определение остаточных напряжений после предыдущей обработки.
6. Определение величины и степени наклепа поверхностного слоя после предыдущей обработки.
7. Определение характера скопления дислокаций в срезаемой части.
8. Расчет коэффициентов неоднородности на ЭВМ.

Рассмотрим более подробно возможное определение каждой характеристики неоднородности, согласно приведенных алгоритмов, применительно к обработке наплавленного материала Нп-30ХГСА.

1. Определение характеристик макронеровностей. Величина и характер расположения макронеровностей приводят к ускоренному износу режущих инструментов из-за возникновения колебательных усилий резания и ударных нагрузок. Поэтому перед началом обработки важно примерно знать характеристики макронеровностей, таких как средняя величина макронеровностей, дисперсия и коэффициент вариации. При определении этих характеристик измерение макронеровностей должно быть проведено в условиях, приближающихся к технологическому процессу будущей обработки.

Так, для определения характеристик макронеровностей наплавленной поверхности, которая будет обрабатываться продольным точением, их можно измерять непосредственно на токарном станке с помощью индикатора часового типа с ценой деления 0,01 мм. Вместо наконечника следует изготовить и закрепить острый конусный щуп с углом при вершине 15-20° и радиусом закругления 0,1 мм. Установив начало отсчета от наибольшей впадины, необходимо произвести определение отклонения показаний индикатора вокруг наплавленной детали с шагом измерения 2 мм или через 5°, поворачивая наплавленную деталь. Затем переместить щуп индикаторной головки вдоль детали на 0,5 мм и произвести новый виток измерений отклонений индикатора. Так, перемещая вдоль детали и поворачивая деталь вокруг своей оси, необходимо измерить макронеровности хотя бы на пяти наплавленных валиках.

Затем, по полученным результатам измерений рассчитывают на ЭВМ величину средней макронеровности, дисперсию и коэффициент вариации.

2. Определение дефектности срезаемого слоя. Для определения характеристик внутренней дефектности срезаемого наплавленного слоя, необходимо изготовить шлифы срезов наплавленного слоя вдоль пяти наплавочных валиков и провести с помощью металлогра-

фического микроскопа (например, МИМ-8М) измерение величин пор, трещин, микропор и микротрещин и других встречающихся дефектов, провести их анализ и определение тех же характеристик по каждому из видов дефектов или установить превалирующее влияние одного внутреннего дефекта и определять характеристики дефектности только по этому дефекту.

3. Определение нестабильности по твердости. Для определения характеристик нестабильности по твердости можно воспользоваться имеющимися шлифами, по которым определялась дефектность срезаемой части наплавленного слоя. Кроме того, необходимо так же исследовать нестабильность твердости по глубине наплавленного слоя. За характеристику твердости следует принимать микротвердость, которую с большой точностью можно определять на приборе ПМТ-3. Микротвердость наплавленных поверхностей следует определять на площади, серединой которой является стык между наплавочными валиками. Интервал между точками измерения может быть равен 0,1-0,2 мм. Кроме того, необходимо исследовать и выявить различия между микротвердостью отдельных структур, которые наблюдаются в зоне между наплавочными валиками.

4. Определение неоднородности химического состава. Неоднородность химического состава при наплавке зависит от различных факторов технологического процесса и наблюдается в местах стыка наплавочных валиков, возле зоны сплавления и на наплавленной поверхности. Поэтому ее следует определять отдельно для каждого снимаемого слоя. При черновой обработке необходимо исследовать неоднородность химического состава у наплавленной поверхности и между наплавочными валиками в сравнении с химическим составом середины наплавочных валиков. При чистовой обработке неоднородность химического состава в основном наблюдается между наплавочными валиками и их серединными значениями. Характеристики неоднородности по химическому составу наплавленного слоя можно определять по записи измерения величин отдельных элементов на микрозондовом анализаторе “Камека”.

5. Определение неоднородности структуры в срезаемом слое наплавленного металла можно проводить путем фотографирования тех же шлифов, которые применялись по пунктам 2 и 3 на микроскопе МИМ-8М. Сравнение структур следует проводить аналогично измерениям и сравнению микротвердости с фотографированием полученных ранее отпечатков. Это позволит проанализировать зависи-

мость микротвердости от структуры наплавленного слоя, удаляемого с поверхности. При этом следует определять изменение более твердой структурной составляющей, т.к. она будет приводить к колебанию составляющих сил резания.

6. Определение колебания сварочных растягивающих напряжений характерно только для черновой обработки, после которой в обрабатываемом поверхностном слое обычно формируются сжимающие напряжения и происходит наклеп приповерхностного слоя. Наличие наплавочных растягивающих напряжений способствует развитию микротрещин при резании лезвийными инструментами. Однако, наличие различных величин растягивающих напряжений по-разному будет вызывать развитие трещинообразования и снова же приведет к колебательному характеру изменения составляющих сил резания, т.е. будет приводить к нестационарности процесса резания.

Определение колебания сварочных растягивающих напряжений производится по глубине наплавленного слоя с помощью рентгеновских методов или метода Давиденкова.

Проведенные опыты показывают, что относительное влияние сварочных напряжений на колебания процесса резания незначительно и в практических расчетах им можно пренебречь.

7. Определение характера скопления дислокаций можно наблюдать между наплавочными валиками. Скопление дислокаций при резании способствует улучшению процесса стружкообразования, т.к. приводит к ускоренному развитию трещин. Но с другой стороны неравномерность скопления дислокаций будет вызывать увеличение нестационарности процесса резания. Поэтому влияние его на процесс резания наплавленных материалов будет сложным и зависит в основном от неоднородности структуры и химического состава. Для практических расчетов и этим влиянием неоднородности можно пренебречь.

8. Определение глубины и степени наклепа поверхностного слоя после черновой обработки, как показали предварительные опыты, следует проводить только перед чистовым точением сравнительно пластичных наплавленных материалов типа Нп-12Х18Н9Т.

Расчет коэффициентов неоднородности срезаемой части наплавленных материалов в сравнении с неоднородностью эталонной стали 45 и коэффициентов их обрабатываемости в сравнении с обрабатываемостью аналогичной стали или чугуна необходимо проводить отдельно для черновой и чистовой обработок и учитывать только ха-

рактеристики неоднородности, которые находятся в срезаемом слое.

Алгоритм расчета коэффициентов неоднородности материала и коэффициентов обрабатываемости, измененных неоднородностью, может быть следующим:

1. Определение характеристик макронеровностей на поверхности.
2. Определение нестабильности микротвердости в припуске.
3. Определение характеристик внутренней дефектности срезаемого слоя (микропоры, микротрещины, включения).
4. Определение неоднородности химического состава.
5. Определение неоднородности структуры срезаемого слоя.
6. Определение изменения растягивающих напряжений, полученных в результате наплавки.
7. Определение изменения скоплений дислокаций в стыке наплавочных валиков.
8. Расчет на ЭВМ коэффициента вариации каждой из характеристик и общего коэффициента неоднородности срезаемой части наплавки.
9. Расчет коэффициента обрабатываемости с учетом коэффициента неоднородности материала.
10. Оценка полученного коэффициента обрабатываемости. Если он чрезвычайно мал – выяснить какая из характеристик неоднородности имеет превалирующее значение и выбрать способ уменьшения ее влияния.
11. Расчет на ЭВМ новых коэффициентов неоднородности и обрабатываемости срезаемого слоя с учетом изменения характеристик неоднородности.

Итак, с помощью ЭВМ следует проводить расчеты до тех пор, пока коэффициент обрабатываемости не достигнет определенных значений. Все изменения в технологии получения срезаемой части материала отразить в требованиях к наплавленной детали, что приведет к ожидаемой ее обрабатываемости. Последовательность проведения и блок-схема расчета на ЭВМ (рис. 1.2):

1. Среднее отклонение параметра:

$$\bar{U}_n = (1/N) \sum_{i=1}^N U_i; \quad N = 50...100; \quad n = 8.$$

2. Дисперсия параметра:

$$\sigma_n = (1/N) \cdot \left(\sum_{i=1}^N (U_i - \bar{U}_n)^2 \right)^{1/2}.$$

3. Коэффициент вариации параметров наплавки и стали:

$$\nu_{IH} = \sigma_n / \overline{U}_n; \quad \nu_{IN} = \sum_{i=1}^N \nu_{IH}; \quad \nu_C = \sum_{i=1}^n \nu_{IC} \text{ (для стали 45)}.$$

4. Коэффициент неоднородности наплавки:

$$K_H = \nu_H / \nu_C.$$

5. Коэффициент обрабатываемости наплавки:

$$K_O = K_{VC} / K_H > K_{O_{\text{треб}}}, K_{VC} - \text{для аналогичной стали или чугуна.}$$

6. Требуемый коэффициент неоднородности наплавки:

$$K_{H_{\text{треб}}} = K_{VC} / K_{O_{\text{треб}}}.$$

7. Требуемый коэффициент вариации наплавки:

$$\nu_{H_{\text{треб}}} = (K_{H_{\text{треб}}}) \cdot \nu_C.$$

8. Требуемое уменьшение максимального коэффициента вариации параметра за счет металлургических методов:

$$V'_{n_{\text{max}}} = V_H - V_{H_{\text{треб}}}.$$

9. Скорректированный коэффициент вариации наплавки:

$$\nu'_H = \nu_H - \nu'_{n_{\text{max}}}.$$

10. Скорректированный коэффициент неоднородности наплавки:

$$K'_H = \nu'_H / \nu_C.$$

11. Скорректированный коэффициент обрабатываемости наплавки:

$$K'_O = K_{VC} / K'_H > K_{O_{\text{треб}}}.$$

Требуемый коэффициент обрабатываемости наплавленного материала устанавливается на основании экспериментальных данных для группы наплавленных материалов согласно классификации предложенной Международным институтом сварки МИС. Ориентировочно он может назначаться примерно на 30-40% меньшим, чем коэффициент обрабатываемости аналогичного такого однородного материала.

Проведенные расчеты с экспериментальными данными подтверждают наличие математической зависимости между неоднородностью и обрабатываемостью ряда наплавленных материалов и правильность предложенного алгоритма.

Основные характеристики неоднородности материалов, вызывающие нестационарные процессы резания: макронеровности, хими-

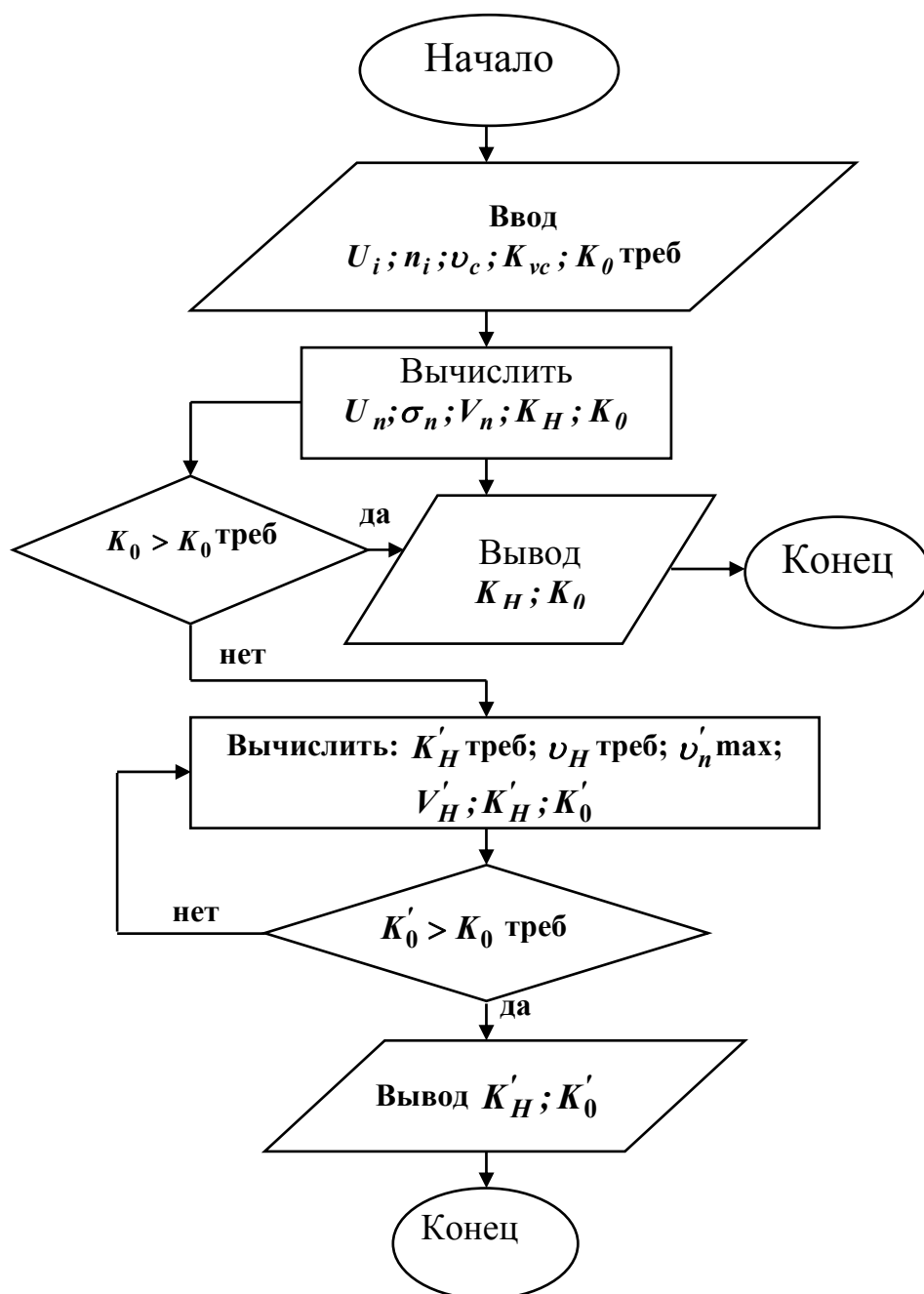


Рис.1.2. Блок-схема расчета на ЭВМ.

ческий состав, структура, микротвердость, поры, раковины, трещины, включения.

За эталон обрабатываемости материала принята обрабатываемость углеродистой стали 45 в состоянии поставки, коэффициент вариации которой, рассчитанный по колебаниям микротвердости кремния и углерода, равен 0,012. Эта величина принята для расчета неоднородности других обрабатываемых материалов.

Из предложенного метода расчета коэффициентов неоднородности и обрабатываемости наплавленных и других неоднородных материалов видно, что он заключается в математической обработке боль-

шого количества экспериментальных данных. Такой «стопроцентный» метод может применяться при восстановлении особенно ответственных деталей машин, таких как валы тракторов, оси балансиров, штоки гидроцилиндров и другие быстроизнашиваемые детали, работающие в абразивных средах с постоянным трением. Для малоответственных восстанавливаемых деталей следует применять выборочный контроль с ограниченным объемом измерений и использованием метода основанного на применении таблиц случайных чисел. При этом экспериментальные данные могут быть представлены в виде гистограммы, полигона и эмпирической функции распределения параметров.

1.2. МЕТОДЫ ПОЛУЧЕНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Проведенными исследованиями строения и однородности материалов установлено, что наибольшей неоднородностью обладают наплавленные материалы, различные покрытия и высокопрочные чугуны с шаровидным графитом. Подробно рассмотрим наплавленный материал.

Наплавка – это процесс нанесения при помощи сварки слоя металла на поверхность изношенного или нового изделия. Путем наплавки получают или восстанавливают изношенные изделия с износостойкими, кислотоупорными, жаростойкими, антифрикционными и тому подобными свойствами, которые необходимы детали при ее эксплуатации. При изготовлении новых деталей наплавку применяют для получения биметаллических изделий с оптимально выгодным, т.е. дающим технический эффект, сочетанием свойств основного и наплавленного металлов. Примерами таких изделий могут служить сосуды атомных энергетических установок, клапаны двигателей внутреннего сгорания, детали газовой, нефтяной и водяной трубопроводной аппаратуры, конусы и чаши загрузочных устройств доменных печей и т.п. Наплавка изношенных деталей применяется с целью замены ее в агрегатах, что значительно, в несколько раз, дешевле изготовления новой детали, а при рационально выбранном материале наплавленного слоя и способа наплавки иногда становится более работоспособной, чем новая.

Наиболее широкое распространение получила наплавка при ремонте изношенных деталей металлургического оборудования, сельскохозяйственной техники, дорожных и строительных машин, авто-

мобильного транспорта. Теоретические основы наплавки разработаны впервые в пятидесятые годы в Институте электросварки им. Е.О. Патона под руководством И.И. Фрумина. Ее промышленное использование с этого времени непрерывно расширяется.

Методы восстановления деталей машин. Восстановление изношенных размеров деталей машин позволяет продлить их долговечность и увеличить работоспособность, а также приводит к экономии материалов и трудозатрат, необходимых для изготовления новых запасных частей.

При восстановлении деталей машин применяют различные технологические методы получения неоднородных материалов, которые можно разделить на следующие группы:

1. Сварка и наплавка.
2. Металлизация напылением.
3. Электролитические и химические покрытия.
4. Применение при восстановлении полимерных материалов.
5. Методы пластического деформирования.
6. Пайка.

Применение при ремонте сварки и наплавки. На ремонтных предприятиях сваркой и наплавкой восстанавливают свыше 50% деталей машин. Сварку применяют для заделки трещин, пробоин, отколов и устранения других механических повреждений деталей. Наплавку – для восстановления размеров изношенных поверхностей деталей и увеличения их износостойкости. Сварка и наплавка имеют ряд недостатков: изменение структуры основного металла в зоне термического влияния и появление местных напряжений, приводящее к короблению деталей, снижению усталостной прочности и даже появлению трещин; затруднения при сварке и наплавке деталей из высокоуглеродистых и легированных сталей и изготовленных из чугуна [63, 125, 243].

Способы наплавки. В настоящее время существуют следующие способы наплавки: дуговая, газовая, электрошлаковая, плазменная, детонационная, индукционная и плакирование. В каждом конкретном случае восстановления или упрочнения деталей машин необходимо выбрать наиболее эффективный способ наплавки с учетом производительности, массы наплавляемого металла, возможности деформации изделия и степени неоднородности наплавленного слоя [277, 279].

Металлизация напылением заключается в нанесении на поверхность детали расплавленного металла струей сжатого воздуха. Тол-

щина покрытия в зависимости от его назначения может быть от 0,03 до 10 мм и более.

При восстановлении машин металлизация напылением применяется для наращивания изношенных поверхностей валов, цапф, устранения различных дефектов в корпусах (раковин, пор), декоративных и антикоррозионных покрытий. При металлизации напыляемый металл расплавляется газопламенным, дуговым, высокочастотным или плазменным способами и с помощью сжатого воздуха или инертного газа распыляется на мелкие частицы диаметром от 3 до 300 мкм. Расплавленные частицы металла в момент напыления успевают остыть до температуры 70°C, превращаются в твердые и за счет кинетической энергии контактируют с микрорельефом детали и между собой образуют пористое, хрупкое, имеющее низкий предел прочности на растяжение, покрытие. При металлизации напылением наблюдается значительное выгорание легирующих элементов и повышенное окисление металла.

Наиболее перспективными способами металлизации являются плазменная и детонационная металлизация, которые позволяют получить покрытия из тугоплавких и износостойких материалов, в том числе из твердых сплавов, без существенного разогрева восстанавливаемой поверхности [180].

При всех способах металлизации технологический процесс состоит из подготовки детали к металлизации, нанесения покрытия и обработки детали после металлизации. В зависимости от припуска на обработку, твердости и требований качества поверхности напыленного слоя выполняют токарную обработку или шлифование. При точении напыленных покрытий обычно применяют резцы из твердых сплавов и обработку осуществляют на пониженных режимах: глубина резания 0,1-0,3 мм, подача 0,1-0,15 мм/об. В последнее время применяют для точения таких покрытий резцы из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, которые позволяют в 2-3 раза увеличить скорость резания при высокой стойкости инструмента. Шлифование износостойких покрытий, имеющих высокую твердость и большую неоднородность металла, следует выполнять алмазными кругами на вулканитовой связке.

Электролитические и химические покрытия применяют для восстановления деталей, имеющих сравнительно малые износы, для защиты деталей от коррозии, а также для декоративного вида. В ремонтном производстве применяют хромирование, осталивание, мед-

нение, никелирование и цинкование, которые могут осуществляться электролитическим или химическим способами. Обычно после этих видов восстановления деталей механическая обработка не производится.

Применение при восстановлении деталей полимерных материалов производят для получения достаточной прочности, хорошей химической стойкости, высоких антифрикционных свойств и высокой износостойкости. Недостатками применения полимерных материалов являются низкая тепловая стойкость отдельных материалов, недостаточная усталостная прочность. Их применяют для заделки в деталях вмятин, трещин, пробоин, раковин, отколов, для восстановления размеров изношенной детали, для замены быстроизнашиваемых деталей или отдельных их частей.

Механическая обработка деталей с пластмассовыми покрытиями, обладающими низкой теплопроводностью, выполняется острогаченым, теплостойким инструментом с обильным охлаждением сжатым воздухом или керосином. Токарную обработку выполняют обычно резцами из твердых сплавов при скорости резания 200-300 м/мин и подаче 0,15-0,2 мм/об. Однако их стойкость довольно низка. Поэтому в последнее время все большее применение при обработке полимерных материалов находят инструменты из сверхтвердых материалов на основе алмаза, которые имеют стойкость во много раз большую, чем резцы из твердых сплавов.

Ремонт деталей методами пластического деформирования производится для изменения формы, размеров и механических свойств без разрушения под действием внешних сил за счет пластических деформаций.

При пластическом деформировании восстанавливают размеры изношенных участков путем перераспределения массы деталей (раздача, обжатие, осадка, вдавливание, вытяжка, растяжка, накатка), устраняют дефекты формы деталей путем правки, повышают их эксплуатационные свойства в результате поверхностного пластического деформирования металла.

Ремонт деталей пайкой заключается в соединении двух металлических поверхностей расплавленным припаячным сплавом – припоем, когда происходит взаимная диффузия припоя и основного металла с образованием промежуточных твердых растворов. Этим способом восстанавливают радиаторы, топливные и масляные баки, трубопроводы, кабины, электропроводку и др.

1.3. КЛАССИФИКАЦИЯ И СВОЙСТВА НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Наплавленный металл можно классифицировать по разным признакам: структуре, химическому составу, назначению и т.д. В табл. 1.1 приведена классификация наплавленного металла по химическому составу, предложенная Международным институтом сварки (МИС). Каждому типу наплавленного металла соответствует много конкретных составов металла. Наиболее важные из них мы рассмотрим ниже.

Для всесторонней характеристики наплавленного металла данных только о химическом составе и твердости наплавленного материала недостаточно. В зависимости от способа наплавки, скорости охлаждения, режима последующей термообработки и от ориентации первичных кристаллов по отношению к разрушающим нагрузкам наплавленный металл одного и того же химического состава обладает разной работоспособностью.

Тип наплавленного металла выбирают в зависимости от условий службы рабочих поверхностей наплавленной детали. Поэтому важнейшим свойством наплавленного металла является способность его сопротивляться определенным видам изнашивания.

Покрытые электроды. Для наплавки применяют электроды, предназначенные для сварки, и специальные электроды, например, ЭН-14Г2Х, ЭН-У30Х28С4Н4. В основу деления электродов на типы положен конкретный химический состав наплавленного металла. Каждому типу может соответствовать несколько марок электродов, отличающихся составом стержня, покрытия и сварочно-технологическими свойствами.

Плавленные флюсы. Для механизированной дуговой и электрошлаковой наплавки наиболее широко применяют плавленные флюсы АН-348-А, ОСЦ-45, АН-60, АН-20, 48-ОФ-6, АН-26, АН-15М, АН-8, АН-25 и др. Высококремнистые марганцевые флюсы АН-348-А, АН-348-АМ, ОСЦ-45, ОСЦ-45М и АН-60 обеспечивают хорошее формирование, малую склонность к образованию пор и удовлетворительную отделимость шлаковой корки при наплавке сталей типов А и В (по классификации МИС).

Керамические флюсы. Легирующие керамические флюсы позволяют при использовании стандартных и недефицитных проволок получать легированный наплавленный металл повышенной износостойкости.

Таблица 1.1

Тип наплавленного металла в зависимости от его химического состава [251]

Содержание элементов, %														Примерная твердость в рабочем со- стоянии, <i>HRC</i>
Тип	Условное обозна- чение	<i>C</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	<i>Ni</i>	<i>W</i>	<i>V</i>	<i>Mo</i>	<i>Co</i>	Прочие				
										<i>Ti, Si, Fe</i>	<i>Nb, B</i>			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		13	
Нелегированные или низ- колегированные стали (<i><0,4%С</i>)	<i>A</i>	0,4	0,5-3,0	0-3	0-3	-	-	0,1	-	-	-		40	
Нелегированные или низ- колегированные стали (<i>>0,4%С</i>)	<i>B</i>	0,4	0,5-3,0	0-5	0-3	-	-	0,1	-	-	-		60	
Аустенитные высокомар- ганцевые стали	<i>C</i>	0,5-1,2	11-16	0-1	0-3	-	-	0,1	-	-	-		50	
Аустенитные хромонике- левые стали	<i>D</i>	0,3	1-8	13-30	5-25	-	-	-	-	0-1 <i>Ti</i>	0-1,5 <i>Nb</i>		40	
Хромистые стали	<i>E</i>	0,2-2,0	0,3-1,5	5-30	0-5	0-1,5	0-0,5	0-1	-	-	-		45	
Быстрорежущие стали	<i>F</i>	0,6-1,5	0,5	4-6	-	1,5-18	0-3	0-10	0,15	-	-		62	
Высокохромистые специ- альные стали	<i>G</i>	1,5-5	0-6	25-35	0-4	0-5	0-1	0-3	0-5	0-1	0-1,5 <i>B</i>		60	
Хромовольфрамовые теп- лостойкие стали	<i>H</i>	0,2-0,5	1,0	1-5	0-5	1-10	0,15-1,5	0-4	-	-	-		45	
Кобальтовые сплавы с хромом и вольфрамом	<i>N</i>	0,7-3,0	0,4	25-33	0-3	3-25	-	0-3	30-70	6	-		40	
Никелевые сплавы с хро- мом и бором	<i>Qa</i>	1,0	-	8-18	65-85	-	-	-	1-1,5	2-5	2-5 <i>B</i>		55	
Никелевые сплавы с мо- либденом	<i>Qв</i>	0,12	-	0-18	60-80	0-20	0,2-0,6	8-35	0-2,5	4-7	-		200 <i>HB</i>	
Карбидные сплавы зерни- стые спеченные	<i>P</i>	3	2,0	-	-	45	-	-	-	-	-		67	

Наибольшее применение из керамических флюсов нашли флюсы АНК-18 и АНК-19, изготавливаемые промышленностью.

Флюс АНК-18 предназначен для механизированной наплавки проволокой Св-08 и Св-08А колес мостовых кранов, опорных катков, роликов и натяжных колес гусеничного хода тракторов, бульдозеров и экскаваторов.

Флюс АНК-19 используют для широкослойной наплавки колеблющимся электродом рабочих кромок ножей бульдозеров, скреперов и грейдеров. Эти флюсы обеспечивают хорошее формирование наплавленного металла, легкую отделимость шлаковой корки, высокую стойкость наплавленного металла против образования пор и трещин и возможность наплавки на переменном и постоянном токе.

Электродные проволоки и ленты. Основными электродными материалами механизированной наплавки являются проволока сплошного сечения, порошковая проволока, лента холодного проката, порошковая, литая и металлокерамическая ленты.

Порошковая проволока состоит из оболочки – мягкой ленты (стальной, медной, никелевой, кобальтовой и т.д.) и сердечника из порошков легирующих компонентов (ферросплавов, чистых металлов, карбидов, боридов и т.п.). В сердечник порошковой проволоки вводят также газо- и шлакообразующие вещества, раскислители и элементы, обладающие большим сродством к азоту. В этом случае наплавку можно вести без флюсов и защитных газов. Такую проволоку называют самозащитной.

Применяются порошковые проволоки для наплавки под флюсом, в среде защитных газов и открытой дугой в атмосфере воздуха. Наибольшее распространение получили проволоки в виде трубки с плотным стыком и со стыком внахлестку. Первую применяют для автоматической наплавки под флюсом, вторую – для шланговой полуавтоматической наплавки. Маркировка и назначение наплавочных порошковых проволок приведены в табл. 1.2 [193].

Лента для наплавки. Для наплавки чаще всего используют холоднокатанные ленты из конструкционной, инструментальной и пружинной стали, стальную коррозионностойкую ленту и ленту высокого омического сопротивления из жаростойких сплавов. Чаще всего применяют ленту толщиной 0,4-0,6 мм и шириной 30-100 мм. Применяют также порошковые ленты, литые и металлокерамические ленты. В качестве присадочного материала при плазменной и индукционной

Таблица 1.2

Марка проволоки	Тип наплавленного металла	Диаметр, мм	Способ наплавки	Флюс	Объект наплавки
ПП-АН101	У30Х25 НЗСЗ (Г)	4,6	О, Ф	АН-20	Детали запасных аппаратов доменных печей, валки коксовых дробилок, била, футеровка конусных дробилок, броневые плиты течек, решетки транспортеров, плиты скипов, ножи бульдозеров, гильзы шнековых насосов и другие детали, работающие в условиях абразивного износа при нормальных и повышенных температурах. Возможна наплавка на сталь Г13Л.
ПП-Нп-200Х12М	У20Х12 М (Е)	3,6	Ф	АН-20	Ролики рольгангов, ножи холодной резки металла, рабочие элементы смесителей и другие детали, испытывающие абразивный износ с ударами.
ПП-Нп-200Х12В Ф	У20Х12 ВФ (Е)	3,6	Ф		
ПП-Нп-90Г13НЧ	Г13Н4 (С)	2,8	О	—	Крестовины стрелочных переводов и т.п. (исправление пороков литья из стали Г13Л).
ПП-Нп-10Х14Т	1Х14Т (Е)	2,8	О	—	Уплотнительные поверхности общепромышленной газовой и нефтяной арматуры, эксплуатируемой при температуре до 450°С и давлении 6,5-9,8 МПа, плунжеры гидросистем.
ПП-Нп-18Х1Г1М	20Х2Г2 М (А)	3,6	Ф	АН-348А АН-348А	Крановые колеса, ролики рольгангов, тормозные шкивы, ролики, катки и натяжные колеса гусеничных машин, посадочные места различных валов.
ПП-Нп-20ХГТ	20ХГТ (А)	2,6	О, Ф		
ПП-Нп-30Х5Г2М (А)	3Х5Г2М (А)	2,6	О, Ф	АН-20	Стальные коленчатые валы, крестовины карданных валов, шлицевые валы из углеродистых сталей (восстановление размеров).

Продолжение табл.1.2

ПП-Нп-20X17T ПП-Нп-200X15C 1ГРТ	У2Х17Т (G) У20Х15 СРТ (G)	3,2 3,2	О О	— —	Зубья, козырьки и стенки ковшей экскаваторов, колосники грохотов, полеты агромерационных машин, ножи грейдеров и бульдозеров, била дробилок, грунтозацепы звеньев и звездочки ходовой части гусеничных машин, лопасти дымососов и другие детали, работающие в абразивной среде. Наплавка износостойкого слоя на детали из стали Г13Л.
ПП-Нп-10X17Н9 С5ГТ	1Х18Н9 С6Г2 (Д)	2,8 3,6	Ф	АН-28 48- ОФ10 АН-20	Уплотнительные поверхности энергетической арматуры, работающей при температуре 500-540°С и давлении 18-20 МПа.
ПП-Нп-10X15Н2 Т	08Х15Н 2 (Е)	2,8	О	—	Рабочие колеса, камеры проточного тракта гидротурбин и другие детали, подвергающиеся кавитационной эрозии. Возможна наплавка на вертикальные поверхности.
ПП-Нп-80X20Р3 Т	70Х20Р 3Т	3,2	О	—	Рабочие колеса и улитки грунтовых насосов, рабочие органы землеройных машин при эксплуатации на песчаных грунтах, шнеки, козырьки многоковшовых экскаваторов, драг и другие детали, испытывающие интенсивный абразивный износ без сильных ударов.
ПП-Нп-3Х2В8, ПП-Нп-25Х5ФМ С, ПП-Нп-25Х5ФМ С, ПП-Нп-3Х4В3Ф	3Х2В8 (Н) 25Х5Ф МС (Н) 25Х5Ф МС (Н) 3Х4В3Ф (Н)	3,6 3,6 2,8 2,8	Ф Ф О О	АН-20 — —	Стальные валки горячей прокатки, ножи горячей резки металла, прессовый инструмент, бойки молотов и другие детали, работающие в условиях термической усталости и больших давлений.

Примечание: 1. в скобках указана классификация по МИС; 2. О – наплавка открытой дугой, Ф – наплавка под флюсом.

наплавке используют гранулированные порошки, изготавливаемые путем распыления струи жидкого сплава водой или газом высокого давления. Для дуговой наплавки угольным или графитовым электродом присадочным материалом являются гранулированные порошки или наплавочные смеси.

Низкоуглеродистые низколегированные стали применяют для восстановительной наплавки различных роликов, колес электромо- стовых кранов, посадочных мест под подшипники, осей, валов, а также для создания подслоя при наплавке износостойкими сплавами. Наплавку сталей этой группы осуществляют ручным, полуавтомати- ческим, автоматическим под флюсом и в защитных газах способами. Наплавку проводят сварочными проволоками марок Св-08ГА и Св- 10ГА под флюсом, Нп-30ХГСА, Нп-30Х5 и получают соответственно металл типа 10Г2, 12Г4, 15Г2ХС, 30Х4Г. Оптимальную структуру и твердость наплавленного металла этой группы получают при предва- рительном подогреве детали до температуры 200-250° С.

Углеродистые низколегированные стали применяют для изнoso- стойкой наплавки штампов холодной и горячей штамповки, ножей грейдеров и бульдозеров, ножей для резки бумаги и других деталей. Наплавленный металл этой группы имеет повышенную склонность к образованию горячих и холодных трещин, поэтому перед наплавкой изделие подогревают до температуры 350-400°С. При необходимости механической обработки деталь подвергают отжигу. После механи- ческой обработки наплавленного металла деталь закаливают.

Высокомарганцевые аустенитные стали обладают высокой стойкостью против ударов и способностью наклепываться. Их при- меняют для наплавки деталей дробильно-размольного оборудования, железнодорожных крестовин и других изделий, работающих в усло- виях абразивного износа с ударными нагрузками. Примерами метал- ла этой группы могут быть Г13, Г13Н4, Г13Х25Н3, наплаваемых со- ответственно под флюсом электродной проволокой Нп-Г13А, само- защитной порошковой проволокой ПП-Нп-90Г13Н4, вручную элек- тродами ЦНИИН-4. Наплавка этих сталей должна сопровождаться достаточно высокой скоростью охлаждения в интервале температур 800-500°С для образования аустенитной структуры. Стали этой груп- пы предназначены для деталей, работающих при низких температу- рах.

Хромоникелевые аустенитные стали, обладающие высокой стойкостью против коррозии, применяют для наплавки деталей хи-

мического и нефтяного машиностроения и деталей, подвергающихся кавитационному износу. Для наплавки металла этой группы применяют покрытые электроды, проволоки или ленты, чтобы получить такого типа металлы: 02X18H9, 08X18H9T, 08X20H10T6 и другие. Эти стали наплавляют без подогрева и чаще всего при электрошлаковой наплавке.

Хромистые стали, обладающие высокими стойкостью против коррозии и прочностью при повышенных температурах, применяют для наплавки уплотнительных поверхностей задвижек для пара и воды, плунжеров гидропрессов, штампов и других деталей. Для предупреждения образования пор наплавку хромистых сталей выполняют на предельно короткой дуге при напряжении 24-26 В, с предварительным и сопутствующим подогревом детали до 150-250°С при индукционной наплавке с жидким присадочным металлом. Для наплавки хромистых сталей применяют, например, самозащитную порошковую проволоку ПП-Нп-10X14Т, наплавочные проволоки Нп-30X13, Нп-40X13, сварочную проволоку Св-10X17Т, порошковые проволоки ПП-Нп-200X12М и ПП-Нп-200X12ВФ и получают соответственно металлы типа 1X13, 3X13, 1X17Т, 120X12М, 200X12ВФ.

Хромовольфрамовые и хромомолибденовые стали, обладающие высокой стойкостью к термической усталости и износу, применяют для наплавки валков горячей прокатки, штампов горячей штамповки и других деталей. Наплавку детали ведут при температуре детали 350-400°С с последующим замедленным охлаждением. Для наплавки этих сталей применяют порошковые проволоки ПП-Нп-25X5ФМС, ПП-Нп-3X2В8, ПП-Нп-30X4В2М2ФС, спеченные ленты ЛС-5X4В3ФС и покрытые электроды ВСН6 и получают соответственно металлы типа 25X5ФМС, 3X2В8, 3X3В3М3Ф, 5X4В3Ф и 110X14В12Ф2.

Высокохромистые чугуны применяют для наплавки деталей, работающих в условиях абразивного, газоабразивного и гидроабразивного износа при обычных и высоких температурах. Например, детали засыпных аппаратов доменных печей, броневые плиты лотков, валки коксовых дробилок, ножи бульдозеров, зубья ковшей экскаваторов и т.п. Наплавленный металл этой группы имеет высокую склонность к образованию холодных трещин, предотвратить которые почти невозможно. Поэтому наплавку целесообразно проводить на металл с максимально низким пределом текучести. Для этой цели часто используют подслои, наплавленные сварочной проволокой Св-08А. Для

наплавки высокохромистых чугунов применяют порошки из сплавов или смеси порошков газопламенным способом и получают металл типа 250Х30СР, 400Х28Н2С2ВМ, а также порошковую проволоку ПП-Нп-300Х24С3Н3 и получают металл типа 320Х23С2ГТР и другие.

Никелевые сплавы обладают высоким сопротивлением износу в сочетании с жаростойкостью и стойкостью против коррозии. Их применяют для наплавки уплотнительных поверхностей арматуры для пара высоких параметров, выхлопных клапанов дизельных двигателей, плунжеров кислотных насосов штампов горячей штамповки и т.п. Для предупреждения образования трещин необходимо их предварительно подогревать до температуры 320-450°С. Металлы типа 35Х13Н80С2Р2, 55Х15Н75С3Р3, 80Х17Н70С4Р4 получают при наплавке порошками ПГ-СР2, ПГ-СР3 и ПГ-СР4 газопорошковым и плазменно-порошковым способами. Металл типа 200Х26Н60В9 наплавляют плазменной дугой по неподвижной присадке и т.д.

Хромокобальтовые сплавы, называемые стеллитами, обладают высокой жаропрочностью, сопротивлением истиранию при температуре до 1000°С. Их применяют для наплавки клапанов авиационных двигателей, матриц штампов, буровых долот, уплотнительных поверхностей паровой арматуры сверхвысоких параметров и др. Стеллиты наплавляют вручную дуговым способом покрытыми электродами ЦН-2 или газовым пламенем прутками ПВ-В3К и Пр-В3К-Р и получают металлы типа 110Х28К63В4, 230Х30К51В12 и др. Для получения наплавленного металла высокой износостойкости необходимо добиться минимального перехода железа из основного металла в наплавленный. Для этого применяют многослойную наплавку при дуговом способе наплавки или однослойную при газопламенном способе. Стеллиты наплавляют при подогреве до температуры 600-700°С, не снижая этой температуры в процессе наплавки.

ГЛАВА 2

ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

2.1. ОСНОВНЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И ИХ СВОЙСТВА

При обработке неоднородных материалов режущие инструменты работают в условиях высоких колебательных нагрузок и температур, трения и износа, поэтому инструментальные материалы должны удовлетворять повышенным эксплуатационным требованиям.

Одним из основных требований, предъявляемых к выпускаемым новым инструментальным материалам, является высокая твердость, значительно превосходящая максимальную твердость обрабатываемого неоднородного материала. Известно, что высокая твердость инструментального материала способствует увеличению производительности обработки только в совокупности с другими физико-механическими свойствами и при обработке неоднородных материалов, прежде всего с высокой прочностью.

В процессе обработки неоднородных материалов, особенно при черновой обработке высокопрочных чугунов с шаровидным графитом, и наплавленных материалов порошковыми проволоками, большинство режущих инструментов испытывает динамические нагрузки. Поэтому новый инструментальный материал должен иметь высокую прочность при изгибе $\sigma_{\text{и}}$, сжатии $\sigma_{\text{сж}}$ и высокую ударную прочность a_H .

Инструментальный материал должен сохранять высокую твердость и прочность при нагреве инструмента в процессе резания и при возникающих термоциклических нагрузках характерных для обработки неоднородных материалов. В связи с этим инструментальный материал должен обладать высокой теплостойкостью, т.е. способностью сохранять достаточную твердость и прочность при высокой температуре.

Термоциклические нагрузки, сопровождающие обработку неоднородных материалов и резание с неравномерными припусками на обработку, вызывают термоциклическую усталость материала, которая приводит к появлению усталостных трещин на режущей части инструмента.

Перечисленные основные режущие свойства новых инструмен-

тальных материалов должны обеспечивать высокую износостойкость, т.е. способность сопротивляться износу в условиях высоких колебательных давлений и температур, возникающих в процессе резания неоднородных материалов.

Инструментальный материал должен иметь и высокую теплопроводность для отвода тепла из зоны резания, особенно при обработке неоднородных материалов с низкой теплопроводностью, что способствует снижению температуры резания и препятствует возможности образования прижогов и микротрещин при заточке режущего инструмента.

Инструментальный материал должен иметь малый коэффициент трения с обрабатываемыми неоднородными материалами, что способствует меньшему износу рабочих поверхностей и меньшим силам резания, которые влияют на колебание температуры резания и на точность обработки.

Одним из важных требований, предъявляемых к инструментальному материалу, являются его технологические свойства: закаляемость, прокаливаемость, устойчивость против перегрева, окисления, малая способность к образованию трещин при креплении, заточке и доводке, свариваемость, шлифуемость, т.е. возможно легкая обрабатываемость в процессе изготовления, электропроводность, а также недефицитность, т.е. быть сравнительно дешевым.

Перечисленные требования к инструментальному материалу позволяют при их частичном удовлетворении иметь инструменту ту область применения, в которой полностью реализуются имеющиеся высокие свойства данного инструментального материала. Появляющиеся новые инструментальные материалы, в большинстве случаев удовлетворяют комплексу основных требований.

В настоящее время в металлообработке применяются как металлические (электропроводные), так и неметаллические (неэлектропроводные) инструментальные материалы. Они подразделяются на пять основных групп: инструментальные стали (углеродистые, легированные и быстрорежущие), металлокерамические твердые сплавы, минералокерамические твердые сплавы и керметы, абразивные и сверхтвердые инструментальные материалы.

Наиболее распространенным инструментальным материалом является быстрорежущая сталь, из которой изготавливается около 60% лезвийного инструмента, из металлокерамических твердых сплавов – около 30% инструмента, из остальных групп материалов – только

Таблица 2.1

Основные физико-механические свойства некоторых инструментальных материалов [1, 22, 123, 200, 242]

Инструментальный материал	Плотность ρ , г/см ³	Твердость, HRA , HRC , не менее	Микротвердость HV , ГПа	Модуль упругости E $\times 10^5$, МПа	Предел прочности, ГПа		Теплостойкость °C
					при изгибе, $\sigma_{\text{и}}$	при сжатии, $\sigma_{\text{сж}}$	
Углеродистая сталь У10	7,81	HRC 62-63	—	2,2	2,0-2,1	4,0	200-250
Легированная сталь 9ХС	7,83	HRC 62-64	—	2,2	2,0-2,1	4,0	250-300
Быстрорежущая сталь Р18	8,7	HRC 62-64	—	2,2	3,0	4,0	620
Твердый сплав ВК8	14,4-14,8	HRA 87,5	—	5,4	1,4	4,8	800-850
Твердый сплав Т15К6	11,1-11,6	HRA 90	—	5,2	1,15	3,7	850-900
Режущая керамика ВЗ	4,5-4,7	HRA 93	—	4,0	0,65-0,7	5,0	1000-1100
Электрокорунд белый	3,95-4,0	—	20-21	3,8	0,27	0,76	1700-1800
Карбид бора	2,48-2,52	—	37-45	2,9	0,3	1,8	500-700
Природный алмаз	3,01-3,56	—	100	9,0	0,21-0,49	2,0	600-800
Синтетический алмаз	3,48-3,51	—	86-100	7,2-9,3	0,34-0,4	3,0	600-800
Композит КО1 (эльбор-Р)	3,31-3,39	—	60-80	6,65-8,85	0,39-0,49	2,7	1300-1500
Композит К10 (гексанит-Р)	3,31-3,39	—	40-60	6,65-8,85	0,68-0,98	2,6-4,0	1300-1500
Карбид кремния	3,2-4,0	—	27-35	3,6	0,1-0,15	1-2	1200-1300

10%. Однако, по применяемости инструменты с режущими лезвийными материалами из металлокерамических твердых сплавов распространены значительно больше других. Соотношения между выпуском инструментов из различных групп инструментальных материалов и их применяемостью постоянно изменяются, т.к. появляются новые инструментальные материалы, которые вытесняют и заменяют инструментальные стали и металлокерамические твердые сплавы.

Для сравнения в табл. 2.1 приведены основные физико-механические свойства некоторых представителей групп инструментальных материалов, по которым можно судить, на сколько полно они удовлетворяют главным требованиям, предъявляемым к инструментальным материалам.

Из приведенных в табл. 2.1 данных видно, что существующие углеродистые и легированные инструментальные стали имеют весьма низкую теплостойкость, поэтому эти материалы применяются для изготовления инструментов, обрабатывающих мягкие конструкционные стали при низких скоростях резания (метчики, плашки, развертки, ножовочные полотна и т.д., которые при закалке не должны подвергаться значительному короблению). Металлокерамические, абразивные и сверхтвердые инструментальные материалы имеют сравнительно низкую прочность при изгибе и малую ударную вязкость, т.е. они являются хрупкими материалами. Поэтому эти материалы в основном применяются при чистовой и получистовой обработке различных однородных и неоднородных материалов при повышенной жесткости системы и отсутствии вибраций.

Сравнительно универсальными инструментальными материалами являются быстрорежущие стали и металлокерамические твердые сплавы, которые широко применяются при резании неоднородных труднообрабатываемых материалов. Однако появление новых сверхтвердых материалов на основе алмаза и нитрида бора позволяет в ряде случаев эффективно заменить быстрорежущие стали и металлокерамические твердые сплавы и добиться большей производительности процесса и лучшего качества обработки при выполнении чистовых операций.

С целью использования отходов быстрорежущих и легированных инструментальных сталей при изготовлении инструментов простой формы разработаны литые быстрорежущие стали РЛ-1, РЛ-2, РЛ-3, РЛ-4. Из этих сталей изготавливаются инструменты большого сечения, т.к. они обладают большой неоднородностью структуры и

низкой вязкостью.

Большинство инструментов из быстрорежущих сталей покрывают на установках типа “Булат”, “Пуск-1” и других карбидо- и карбидонитридотитановыми плазменными покрытиями с целью увеличения их работоспособности. Кроме того, эти инструменты обрабатывают “холодом”, а также применяют обработку при низких температурах и в различных активных смазочно-охлаждающих средах, что резко повышает их стойкость и снижает шероховатость обработанной поверхности.

2.2. МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИЕ И МИНЕРАЛОКЕРАМИЧЕСКИЕ ТВЕРДЫЕ СПЛАВЫ

Металлокерамические твердые сплавы получают методом порошковой металлургии из карбидов тугоплавких металлов, связанных металлическим кобальтом или никелем. Содержание карбидов в этих сплавах на кобальтовой связке составляет 75-97%; а на никелевой - 61–79%. Для их изготовления применяют карбиды вольфрама, титана и тантала, которые обладают высокой твердостью, износостойкостью и теплостойкостью. Недостатком металлокерамических твердых сплавов является их повышенная хрупкость по сравнению с инструментальными сталями. Эти сплавы применяются в различных областях машиностроения и в ремонтном производстве, однако их широкое применение ограничивается недостаточной прочностью и трудностями изготовления инструментов сложного и фасонного профиля, плохой шлифуемостью, возникновением трещин при напайке и дефицитностью вольфрама.

В зависимости от химического состава металлокерамические твердые сплавы подразделяются на четыре группы: однокарбидную вольфрамовую – ВК; двухкарбидную титановольфрамовую - ВТК; трехкарбидную титанотанталовольфрамовую – ВТТК и однокарбидную титановую безвольфрамовую – ТН.

Металлокерамические твердые сплавы однокарбидной группы состоят из твердого раствора зерен карбида вольфрама (WC – фаза) в кобальте (Co – фаза). Свойства твердых сплавов этой группы зависят от содержания кобальта и размеров зерен карбидной фазы. Сплавы с размером зерен карбида вольфрама от 0,5 до 1,5 мкм относятся к мелкозернистым и обозначаются буквой М, например, ВК3-М. Сплавы,

имеющие в своем составе 70% зерен, менее 1 мкм являются особо мелкозернистыми и обозначаются буквами ОМ, например, ВК6-ОМ. В составе особо мелкозернистых сплавов находится до 2% карбида тантала (TaC). Сплавы с размером зерен WC от 3 до 5 мкм относятся к крупнозернистым и обозначаются буквой В, например, ВК8-В. Крупнозернистые сплавы при одинаковом содержании кобальта имеют меньшую теплостойкость и износостойкость, чем мелкозернистые.

Твердые сплавы вольфрамокобальтовой группы применяются для обработки чугуна, цветных металлов, неметаллических материалов, нержавеющей и жаропрочных сталей и сплавов, и титановых сплавов при малых скоростях резания (0,15-1,0 м/с). Применяются они также для обработки неоднородных чугунов различной твердости и структуры.

Твердые сплавы двухкарбидной группы ВТК состоят из твердого раствора зерен карбида вольфрама в карбиде титана и избыточных зерен карбида вольфрама, сцементированных кобальтом. Эти сплавы более тверды, теплостойки и износостойки, чем соответствующие по содержанию кобальта сплавы однокарбидной группы, но в то же время они более хрупки и менее прочны, чем последние. Сплавы этой группы плохо выдерживают ударные нагрузки, прерывистое резание и резание с переменным сечением среза. С увеличением содержания карбида титана в сплаве, его твердость, теплостойкость и износостойкость при обработке стали, повышаются, а его прочность снижается. Увеличение содержания кобальта приводит к повышению прочности, но снижает твердость, износостойкость и теплостойкость сплава. Мелкозернистые твердые сплавы этой группы имеют большую твердость и износостойкость, чем крупнозернистые. Твердые сплавы этой группы применяют для обработки сталей и неоднородных материалов.

Металлокерамические твердые сплавы трехкарбидной группы ВТТК состоят из зерен твердого раствора карбидов вольфрама, титана, тантала и избыточных зерен карбидов вольфрама, сцементированных кобальтом. Карбиды тантала значительно повышают прочность сплавов, но снижают их теплостойкость. Эти сплавы характеризуются высокой износостойкостью и эксплуатационной прочностью, а также высокой сопротивляемостью удару, вибрациям и выкрашиванию. Сплавы этой группы применяют для обработки сталей, чугунов, неоднородных материалов при черновой обработке с боль-

шим сечением среза, при работе с ударами и при сверлении.

С целью экономии дефицитного вольфрама в последнее время все шире разрабатываются и применяются безвольфрамовые твердые сплавы, которые составляют новую группу металлокерамических твердых сплавов. Эти сплавы состоят из карбидов и карбонитридов титана, а в качестве связки используются никель, железо, молибден. Сплавы этой группы отличаются высокой окалиностойкостью, малым коэффициентом трения, пониженной склонностью к трещинообразованию, адгезии, малой плотностью, пониженной прочностью. Они применяются при обработке вязких материалов, конструкционных и малолегированных сталей, алюминия, меди, никеля и др.

Дальнейшее развитие производства металлокерамических твердых сплавов осуществляется в направлении углубления их специализации, сокращения марочного состава в пределах каждой группы, создания новых, более универсальных сплавов, уточнения химического состава сплавов без изменения фазового состава, сплавов под пленочными покрытиями, безвольфрамовых твердых сплавов, совершенствованию технологии изготовления сплавов и способов их эксплуатации.

Металлокерамические твердые сплавы выпускаются в виде изделий, напайваемых на режущий инструмент, неперетачиваемых и перетачиваемых пластинок, призматических столбиков и цельного режущего инструмента. Готовые пластинки различной формы могут поставляться с износостойкими покрытиями. Для повышения режущих свойств их иногда подвергают специальной термической обработке.

В последнее время все больше для изготовления режущих инструментов применяют минералокерамические твердые сплавы, основной составляющей которых является глинозем (Al_2O_3), в состав которых добавляют такие металлы, как вольфрам, титан, молибден, тантал, хром или их карбиды. Современные минералокерамические твердые сплавы обладают высокой твердостью, теплостойкостью (до 1300°C) и износостойкостью, которая при безударной обработке иногда значительно превосходит износостойкость металлокерамических твердых сплавов даже трехкарбидной группы. Однако минералокерамические твердые сплавы имеют сравнительно низкую прочность на изгиб, большую хрупкость и плохую сопротивляемость циклическим изменениям тепловой нагрузке. Наблюдения показывают, что даже при небольшом числе перерывов в работе на контактных поверхно-

стях пластин появляются микротрещины, которые приводят к его разрушению даже при небольших усилиях резания, т.е. при чистовой обработке.

Все большее распространение в последние годы в металлообработке получила режущая керамика оксидно-карбидного типа (керметы). Ее получают введением в состав основы (Al_2O_3) легирующих добавок карбидов хрома, титана, вольфрама, молибдена и сложных карбидов этих металлов. Это повышает ее прочность на изгиб до $\sigma_u = 650-700$ МПа, но несколько снижает жесткость и износостойкость. Серийно выпускается и находит применение минералокерамика марок ВЗ и ВОК-60, а также ВОК-63, ВОК-20 ВШ-75, ВОК-71 и др.

В табл. 2.2 приведены некоторые марки минералокерамики и их химический состав, твердость и область применения.

Таблица 2.2

Основные характеристики и область применения минералокерамики

Марка	Физико-механические свойства			Область применения
	ρ , г/см ³	σ_u , ГПа	твердость, <i>HRA</i>	
ЦМ332	3,96-3,98	0,35-0,4	до 2300HV	Чистовая и получистовая обработка закаленных (30-50 HRC) сталей, чугунов, цветных металлов на основе меди. Работа без удара.
ВЗ	4,5-4,7	0,65	93	
ВОК60	4,2-4,3	0,65	94	Чистовая и получистовая обработка закаленных (45-60 HRC _Э) сталей, чугунов с малыми сечениями среза.
Кортинит	4,2	0,75	93	Получистовая и чистовая обработка чугунов, в том числе в условиях прерывистого резания, обработка жаростойких никелевых сплавов.

Режущая керамика изготавливается в виде пластинок, которые крепятся к корпусу инструмента механическим путем, напаиваются или приклеиваются к корпусу. Пластинки из оксидо-карбидной минералокерамики могут подвергаться отжигу. В результате отжига пластинок марок ВОК-60 и ВОК-63 стойкость их повышается в 2-4

раза по сравнению с неотожженными.

Пластинки керметов изготавливаются в виде многогранных и круглых пластинок и применяются для окончательной обработки различных труднообрабатываемых материалов на высоких скоростях резания.

Таблица 2.3

Режимы резания резцами из КРТ

Обрабатываемый материал	Вид обработки	Характер процесса	Режимы резания		
			Скорость резания, м/с	Подача, мм/об	Глубина резания, мм
Стали закаленные HRC 40-55	получистовая	без удара	1,0-2,0	0,1-0,2	2,0-3,0
		с ударом	0,7-1,3	0,1-0,15	1,0-2,5
	чистовая	без удара	1,0-2,3	0,04-0,2	0,05-0,3
		с ударом	1,0-1,5	0,04-0,2	0,05-0,2
Чугуны высокопрочные HB 220-270	получистовая	без удара	5-10	0,1-0,3	1-3
		с ударом	3-4	0,1-0,2	1-2
	чистовая	без удара	6,5-15	0,02-0,08	0,2-0,6
		с ударом	4-5	0,02-0,06	0,05-0,2
Чугуны закаленные HB 250-300	получистовая	без удара	1,6-2,6	0,1-0,2	1-2
	чистовая	с ударом	1,6-3,3	0,02-0,08	0,1-0,5

Новым инструментальным минералокерамическим материалом является кортинит (КРТ). КРТ – инструментальный материал на основе нитрида титана, обладающий мелкозернистой равномерной структурой с высокой твердостью, механической прочностью: по прочностным свойствам приближается к твердым сплавам на основе карбида вольфрама, а по твердости превосходит их. КРТ выпускают в виде пластин квадратной, трехгранной, ромбической и круглой формы с размерами по ГОСТ 19043-73. Пластины КРТ нечувствительны к износу по передней поверхности резца. Стойкость режущего лезвия, как правило, определяется износом по задней поверхности. Для пластин КРТ, вследствие их меньшей вязкости, допустимая величина износа по задней поверхности установлена 0,5 мм. Большая величина износа обычно влечет за собой выкрашивание режущего лезвия. Резцы, оснащенные пластинами КРТ, отличаются от твердосплавных резцов следующим:

- повышением стойкости инструмента в 5-8 раз;
- высокой точностью обработки, 6-7 квалитет, при минимальных отклонениях от правильной геометрической формы;

- высоким качеством обработанной поверхности в пределах $R_a = 0,63-0,16$ мкм при обработке закаленной стали и $R_a = 1,25-0,4$ мкм при обработке высокопрочных чугунов;
- повышением производительности процесса резания в 1,5-3,0 раза.

В табл. 2.3 приведены рекомендуемые режимы резания различных материалов резцами из КРТ при получистовой и чистовой обработке с ударами и без ударов. Из таблицы видно, что только при обработке чугунов резцы из КРТ допускают высокие скорости резания при сохранении высокой стойкости инструмента.

2.3. НОВЫЕ АБРАЗИВНЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

В последние годы в связи с возросшими требованиями к качеству обработки деталей машин, а также тем, что зачастую заготовки получают близкими по размерам к готовой детали, значительно возросла роль и объем обработки деталей на финишных операциях, где большое место занимает обработка инструментами из абразивных материалов. К этим материалам относятся естественные (алмаз, корунд, наждак, гранат, кремнь) и искусственные (алмаз синтетический, эльбор, карбид бора, карбид кремния, электрокорунд и техническое стекло) [1].

Алмаз природный (А) состоит из чистого углерода с небольшим количеством примесей. Он отличается самой высокой твердостью, теплопроводностью, высоким модулем упругости, малыми коэффициентами линейного и объемного расширения, малой склонностью к адгезии с металлами, за исключением железа и его сплавов. Вместе с тем, он хрупок, обладает анизотропией (прочность кристалла в различных направлениях изменяется в 500 раз). При нагреве свыше 700-800°C алмаз природный переходит в графит. Основные свойства природных и искусственных алмазов приведены в табл. 2.1.

Алмазы являются изоляторами и только некоторые из них – полупроводниками. Они обладают также высокой химической и коррозионной стойкостью. К недостаткам алмаза, как инструментального материала, относится их высокая (в 50 и более раз по сравнению с другими инструментальными материалами) стоимость и дефицитность. Алмазный инструмент отличается высокой производительностью и работоспособностью при обработке цветных металлов и их сплавов, титана и его сплавов, а также пластмасс на высоких скоро-

стях резания. Применение алмазного инструмента обеспечивает получение высокой точности размеров и высокого качества обработанной поверхности, что позволяет повысить эксплуатационные характеристики обработанных деталей машин.

Корунд – горная порода, состоящая из кристаллической окиси алюминия Al_2O_3 (L – модификации) с небольшой примесью кварца и других материалов, химически связанных с окисью алюминия. Он обладает большой твердостью (по Моосу – 9), уступающей лишь алмазу и карбиду бора. Корунд обладает и большой вязкостью. Используется корунд в виде порошков и паст для доводочных операций.

Наждак – мелкозернистая горная порода, состоящая в основном из корунда, магнетита, гематита и кварца в различных соотношениях (содержание корунда 30%). Твердость наждака по Моосу 7,2-7,5. Из наждака изготавливают шлифзерно для производства порошков и паст для доводочных работ.

Гранат – представляет собой минерал из алюминия, железа, хрома, кальция, магния, марганца с кремнекислотой. Твердость граната по Моосу 7,0-7,5. Из граната получают шлифзерно или шлифпорошки. Шлифзерно используют для изготовления шлифовальной шкурки, применяемой для обработки дерева, пластмассы, кожи. Порошки граната применяют также для обработки стекла.

Кремень – однородная плотная горная порода, состоящая из кремнезема и микроскопических зерен кварца с примесью карбонатов глинистых веществ и органических остатков. Твердость кремния по Моосу – 7. Для производства шлифматериалов используют кремень, содержащий не менее 96% SiO_2 и не более 1% CaO . Кремень применяют в виде зерна и порошков для изготовления шлифовальной шкурки для обработки кожи, эбонита, дерева и других материалов.

Кварц – минерал, состоящий в основном из кварцевого песка. Твердость кварца по Моосу – 7. Кварц также используется для изготовления шлифовальных шкурок, небольших брусков-оселков для работы вручную.

Искусственные абразивные материалы.

Алмаз синтетический (АС) – абразивный материал, получаемый из графита при высоких давлениях ($1 \cdot 10^6$ МПа) и температуре ($2500^\circ C$). Синтетический алмаз по свойствам и работоспособности не уступает природному алмазу. Применяется для изготовления всех видов алмазного абразивного инструмента. Алмазные материалы выпускаются в виде порошков по ГОСТ 9206-80Е. Алмазные зерна,

имеющие покрытия, предназначенные для изготовления алмазного инструмента. Марки алмазных порошков, их характеристики и области применения приведены в табл. 2.4.

Таблица 2.4

Марки некоторых алмазных порошков, их характеристики и области применения

Марка	Характеристика	Способ использования и область применения
A1, A2, A3.	Шлифпорошки из природных дробленных алмазов с содержанием 10,20,30% зерен изометрической формы соответственно.	Инструменты на металлических связках для обработки керамики, стекла, камня, бетона.
AC2, AC4, AC6.	Шлифпорошки из синтетических алмазов повышенной хрупкости.	Инструменты на органических, керамических и металлических связках для обработки различных материалов.
AC15, AC20, AC32, AC50.	То же с высокими прочностными свойствами.	То же для особо тяжелых работ.
APB1, APK4, APC3.	Шлифпорошки из синтетических дробленных алмазов типа баллас и др.	Инструменты для чернового хонингования чугунов, резки стеклопластиков.
AM, ACM, AN, ACH.	Микropорошки из природных (AM) и синтетических (ACM) алмазов нормальной абразивной способности.	Доводка и полировка твердых и сверхтвердых труднообрабатываемых материалов, корунда, керамики, алмазов, драгоценных камней.
AM1, AM5.	Субмикropорошки из природных алмазов с содержанием крупной фракции до 1 (AM1) или 5% AM5.	Сверхточная доводка и полировка.
ACM1, ACM5.	То же из синтетических алмазов.	Сверхточная доводка и полировка.

Эльбор – синтетический материал на основе кубического нитрида бора (BN). Он обладает высокой твердостью, теплостойкостью, высоким модулем упругости, низким коэффициентом линейного расширения, химической устойчивостью к кислотам, щелочам и железу. Из эльбора изготавливают все виды абразивного инструмента. Эльборовые материалы выпускаются в виде порошков, применяемых для изготовления инструмента. Опытным заводом ИСМ НАН Украины выпускается материал на основе кубического нитрида бора под

торговым названием “Кубонит” марок: КР-монокристаллический и КРМ-металлизированный.

Карбид бора – состоит из 84-93% кристаллического карбида бора (B_4C) и небольшого количества примесей бора, оксида бора, графита и др. По твердости (по шкале Мооса – 9,39) карбид бора уступает только алмазу и эльбору. Он отличается высокой хрупкостью из-за чего его выпускают в виде шлифпорошков для доводочных работ при изготовлении инструмента из твердых сплавов.

Карбид кремния – абразивный материал, представляющий собой химическое соединение кремния с углеродом (SiC). Его твердость по шкале Мооса – 9,1. Из карбидов кремния изготавливают все виды абразивного инструмента. Инструменты из зеленого карбида кремния применяют для тонкого шлифования металлообрабатывающего инструмента, твердых сплавов, керамики, камня и для правки шлифовальных кругов. Инструменты из черного карбида кремния применяют для шлифования металлокерамических твердых сплавов, чугуна, цветных металлов, стекла, пластмасс, кожи, резины. Пасты из карбида кремния используют для доводочных работ.

Электрокорунд – искусственный корунд, выпускается в виде семи разновидностей.

1. Нормальный электрокорунд содержит 93-95% корунда, остальное – примеси. Он отличается высокой прочностью и вязкостью. Применяется при обработке однородных и неоднородных материалов, в том числе на обдирочных операциях.
2. Белый электрокорунд – состоит из 98-99% корунда и примесей. Применяется для изготовления абразивного инструмента, шлифовальной шкурки и в виде микропорошков для доводочных работ.
3. Хромотитанистый – представляет собой электрокорунд, легированный хромом и титаном, что улучшает его абразивные свойства. Применяется для изготовления всех видов абразивного инструмента, обеспечивая значительное повышение производительности при обработке конструкционных и углеродистых сталей по сравнению с электрокорундом.
4. Циркониевый – электрокорунд, состоящий из корунда и окиси циркония. Применяется для изготовления обдирочных кругов, стойкость которых иногда намного превышает стойкость кругов из электрокорунда.
5. Монокорунд – обладает высокими механическими и режущими свойствами. Применяется при изготовлении всех видов абразив-

ного инструмента для обработки труднообрабатываемых сталей и сплавов.

6. Сфорокорунд – состоит из 99% Al_2O_3 и примесей. Абразивные инструменты, изготовленные из сфорокорунда на различных связках, эффективно применяют для обработки мягких и вязких материалов: кожи, резины, пластмассы, цветных металлов, огнеупорных материалов и др.
7. Формокорунд – состоит из 80-87% Al_2O_3 , до 1,5% Fe_2O_3 и примесей. Зерно корунда применяется при производстве абразивного инструмента для тяжелых обдирочных работ.

Техническое стекло получают дроблением и делением на фракции боя листового и бутылочного стекла. Шлифзерно и шлифпорошки технического стекла применяют для изготовления шлифовальной шкурки, предназначенной для обработки древесины.

Области рационального применения абразивных материалов приведены в табл. 2.5.

Таблица 2.5

Области применения некоторых абразивных материалов

Абразивный материал, марка	Абразивный инструмент	Область применения
Алмаз А, АС, АР.	Свободное зерно, пасты, круги, бруски, карандаши, ролики.	Шлифование, резка, доводка и отделка твердых сплавов, правка шлифовальных кругов.
Эльбор ЛП, ЛО.	Свободное зерно, пасты, круги, бруски, карандаши, ролики.	Окончательная обработка высокоточных заготовок из подшипниковых, инструментальных и труднообрабатываемых сталей инструментами из шлифовальных порошков на всех связках. Отделочные работы зерном и шкуркой.
Электрокорунд хромистый 33А, 34А.	Свободное зерно, пасты, круги, бруски.	Шлифование, доводка и отделка изделий из углеродистых и конструкционных сталей в незакаленном и закаленном состояниях.
Электрокорунд титанистый 37А.	Круги, сегменты.	Скоростное шлифование стальных заготовок кругами на керамической и бакелитовой связках.
Электрокорунд циркониевый.	Круги, сегменты.	Обдирочное силовое шлифование стальных заготовок кругами на бакелитовой связке при высоких скоростях и подачах.

Монокорунд 43А.	Свободное зерно, пасты, круги, бруски, шлифо- вальная шкурка.	Шлифование и заточка труднообра- тываемых сталей и сплавов инстру- ментами из шлифовального зерна и шлифовальных порошков на керами- ческих связках.
Электрокорунд хромотитанис- тый 91А, 92А.	Круги.	Шлифование на получистовых и чи- стовых режимах закаленных изделий из углеродистых, конструкционных, быстрорежущих и труднообрабатыва- емых сталей кругами на всех связках.
Карбид бора КБ.	Свободное зерно.	Шлифование, отделка и доводка неза- крепленным зерном деталей из твер- дых сплавов и чугунов.

2.4. ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКИЕ СВЕРХТВЕРДЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Инструментальная промышленность выпускает синтетические сверхтвердые материалы на основе алмаза и нитрида бора.

Синтетические поликристаллические сверхтвердые материалы на основе алмаза подразделяют на две группы: поликристаллы алмаза, получаемые в результате фазового перехода графита в алмаз и поликристаллы алмаза, получаемые спеканием алмазных зерен. Поликристаллы первой группы (АСБ и АСПК) получают в присутствии катализаторов при давлении и температуре, соответствующих области термодинамической стабильности алмаза, и их структура идентична структуре природных алмазов таких же марок.

Спеканием алмазных зерен получают СВБН, СКМ и карбонит.

Из-за поликристаллического строения синтетические сверхтвердые материалы на основе алмаза обладают изотропностью механических свойств и более высокой динамической прочностью, чем природные алмазы, что позволяет применять их для обработки неоднородных материалов, сопровождающейся переменными нагрузками.

Синтетические алмазы типа баллас марки АСБ представляют собой плотные агрегаты округлой формы с мелкокристаллической структурой, соответствующей природным балласам.

Синтетические алмазы типа карбонадо АСПК являются прочно сцементированной массой мелких кристаллов (20-40 мкм) с плотной структурой, что увеличивает их прочность по сравнению с синтетическими алмазами марки АСБ.

Синтетические поликристаллические алмазы АСБ и АСПК применяют для изготовления резцов и фрез для предварительной и окончательной обработки алюминия и его сплавов; цветных металлов и сплавов, а также при обработке неметаллических материалов – стеклопластика, эбонита, резины, графита, твердых абразивных пластмасс, керамики, оргстекла, керметов и др.

Алмазы марки АСБ выпускают трех исполнений АСБ-5, АСБ-6 и АСБ-5А, предназначенных для изготовления волок, резцов, шлифовальных кругов, борнов и др.

Алмазы АСПК выпускают также трех исполнений: АСПК-1, АСПК-2 и АСПК-3 и предназначены они для изготовления резцов, шлифовальных кругов и шлифовального инструмента из дробленых алмазов.

Синтетические поликристаллические алмазы СВБН получают спеканием алмазного порошка на металлокерамической твердосплавной подложке. Полученные двухслойные заготовки припаивают в вершине твердосплавной пластины стандартных размеров.

Алмазы СКМ и карбонит получают спеканием порошков синтетических алмазов со специальным покрытием при давлении и температуре, соответствующих области термодинамической стабильности алмаза.

Свойства ПСТМ на основе алмаза приведены в табл.2.6.

Таблица 2.6

Физико-механические свойства некоторых ПСТМ на основе алмаза (20°C)

Марка материала	Плотность ρ , г/см ³	$HK(HV)$	$\sigma_{сж}$	$\sigma_{и}$	Термостой- кость, °С
		ГПа			
АСБ	3,5-3,9	(50-114)	0,21-0,40	0,5-1,0	600-720
АСПК	3,5-4,0	(92-150)	-	0,5-1,0	800
СВБН	3,34-3,46	70-100	8-10	-	950
Карбонит	3,2-3,4	39-44	4,42-5,88	-	-
Компакс	-	80	-	-	700
Синдит	-	50	-	1,1	700
Мегадаймонд	3,1-3,48	-	-	-	800

За рубежом на основе технологии спекания алмазных зерен выпускают такие поликристаллические материалы как компакт, сумидиа, синдит, мегадаймонд и др.

В табл. 2.7 приведены рекомендуемые режимы резания инстру-

ментом, оснащенным поликристаллическим алмазом при точении.

Таблица 2.7

Рекомендуемые диапазоны режимов резания инструментом, оснащенным поликристаллическими алмазами, при точении [19]

Обрабатываемые материалы	V , м/с	S , мм/об	t , мм
Алюминий и алюминиевые сплавы.	10-50	0,03-0,3	0,05-1,0
Алюминиевые сплавы (10-20% кремния).	8-25	0,03-0,3	0,05-1,0
Медь и медные сплавы (бронзы, латуни, баббиты и др.).	5-16	0,03-0,3	0,05-1,0
Пластмассы, пластики, стеклопластики, углепластики, твердая резина, различные композиты.	3-16	0,03-0,3	0,05-1,0
Полуспеченные керамика и твердые сплавы.	2-5	0,03-0,15	0,05-1,0
Спеченные твердые сплавы.	0,25-0,6	0,03-0,1	0,05-1,0
Древесностружечные материалы.	30-60	0,03-0,3	0,5-1,5
Горные породы (песчаник, гранит).	0,8-6	0,03-0,3	0,05-1,0

Синтетические поликристаллические сверхтвердые материалы на основе нитрида бора по технологии изготовления, структуре, основным физико-механическим свойствам и назначению подразделяются на три группы [34, 123].

1. Композит 01 (эльбор-Р) и композит 02 (белбор) получают при фазовом превращении графитоподобного нитрида бора в кубический ($BN_m^{pm} \rightarrow BN_{cf}$).
2. Композит К10 (гексанит-Р), композит К10Д (двухслойные пластины гексанита-Р) и различные модификации композита 09 (ПТНБ, ПТНБ-ИК и др.) получают, в первом случае, при неполном превращении вюрцитного нитрида бора в кубический и во втором – из смеси BN_6 и BN_{cf} при полном превращении $BN_6 \rightarrow BN_{cf}$.
3. Композит 05, композит 11 (киборит), ниборит (томал-10) и зарубежные СТМ – боразон, амборит и сумиборон получают из различных размеров зерен, структуры и свойств при разных видах, дисперсии и химической активности связующего и технологии спекания.

В табл. 2.8 приведены некоторые физико-механические свойства ПСТМ на основе нитрида бора.

Таблица 2.8

Некоторые физико-механические свойства ПСТМ на основе нитрида бора

Свойства материала	Инструментальные материалы									
	Композиты							Томал 10	Ам-борит	Вюрцин
	01	02	05	09	10	11	10Д			
Плотность ρ , г/см ³	3,31-3,39	3,31-3,39	4,3	–	3,28-3,36	3,2-3,4	-	-	-	-
Твердость HV , ГПа	60-80	60-80	18,8	50-60	40-60	НК38-42	30-50	40-60	40,5	30-40
Предел прочности при сжатии $\sigma_{сж}$, ГПа	2,7	40-6,5	2,2	39-4,9	24-3,0	2,9-3,2	-	2,0-4,0	-	-
Предел прочности при изгибе σ_u , ГПа	0,39-0,49	0,7	0,47	1,0	0,68-1,2	-	-	-	0,68	0,8
Модуль упругости E , ГПа	840	-	620	-	712-1000	880	-	-	680	-
Коэффициент теплопроводности $BT/(м \cdot K)$	60-80 (77°С)	-	-	-	25-30 (77°С)	100	-	-	105-130	21 (40°С)
Теплостойкость, °С	1300	1300	-	1400	1400	-	1700	1200-1300	-	-
Структура	куб	куб	-	вюрц.	вюрц.	куб	-	-	-	вюрц.
Размеры-диаметр на длину, мм	3,5х4,2	3,5х4,2	8х6	1,8-8х3,5-4,2	3,5-6,5х5-5,4	7-8х3,18	6,5х5,0	9,52-9,52	-	-

Композит 01 (эльбор-Р) представляет собой мелкокристаллический, беспорядочно ориентированный агрегат с напряженной структурой. Поликристаллическая структура материала однородна и состоит из плотно сросшихся кристаллов кубического нитрида бора (КНБ) размером не более 5 мкм. Композит 01, получаемый из гексагонального нитрида бора *L-BN* путем синтеза и содержащий только β -BN, имеет максимальную твердость до 80 ГПа, но сравнительно небольшую прочность ($\sigma_u=392-490$ МПа). Благодаря высокой твердости и теплостойкости, низкому коэффициенту трения, химической инертности к железу, лезвийный инструмент из композита 01 облада-

ет высокими эксплуатационными характеристиками – режущей способностью и в десятки раз большей износостойкостью по сравнению с современными инструментальными материалами. С уменьшением твердости обрабатываемого материала различие в износостойкости между композитом 01 и твердым сплавом уменьшается. Следовательно, применение лезвийного инструмента из композита 01 является эффективным при обработке закаленных сталей и чугунов различных марок при чистовой обработке деталей на токарных, расточных и фрезерных станках вместо шлифования или обработки твердосплавными резцами, но только однородных материалов и при безударной обработке. Чем выше твердость обрабатываемого материала, тем больше преимущество композита 01 над твердосплавным и минералокерамическим материалом [250]. Значительное преимущество начинает проявляться при твердости обрабатываемого материала $HRC > 45$. При фрезеровании серого чугуна фрезами из композита 01, скорость резания рекомендуется 6-8 м/с, а для отбеленного 3-5 м/с. Режимы резания инструментом из композита 01 выбирают, исходя из установления наиболее выгодного сочетания скорости резания, глубины резания и подачи, обеспечивающих наименьшие затраты при необходимом качестве обработки. Области применения и режимы резания композитом 01 приведены в табл. 2.9.

Таблица 2.9

Рекомендуемые области применения и режимы
резания композитом 01 [1, 48]

Обрабатываемый материал	Режимы резания		
	V , м/мин.	S^* , мм/об.	t^* , мм
Закаленные инструментальные стали, $HRC > 60$.	70-90	0,04-0,07	0,1-0,25
Закаленные конструкционные стали, HRC 50-60.	90-110	0,04-0,14	0,1-0,3
Закаленные конструкционные стали, HRC 45-60.	120-150	0,04-0,17	0,2-0,4
Жаропрочные сплавы, HRC 40-50.	120-150	0,04-0,11	0,2-0,4
Серые чугуны.	500-600	0,07-0,17	0,2-0,6
Высокопрочные чугуны.	200-300	0,07-0,11	0,2-0,4
Металлокерамика.	180-220	0,07-0,17	0,2-0,6
Пластическая керамика.	120-160	0,07-0,17	0,2-0,6

Примечание: 1. Режимы резания приведены для непрерывного точения. 2. Меньшие значения S, t назначать при чистовом точении, большие – при получистовом.

Композит 02 (белбор) по способу получения и основным физико-механическим свойствам близок к композиту 01 (эльбору), однако имеет свои специфические особенности, которые характеризуют его как более хрупкий материал из-за большого, почти в 2 раза, предела прочности на сжатие.

Он также состоит из кубического нитрида бора (КНБ) с минимальным количеством примесей, т.к. его синтез происходит без катализаторов. Этот материал применяют для тонкого и чистового точения, преимущественно без удара и торцового фрезерования закаленных сталей и чугунов любой твердости, твердых сплавов ($Co \geq 15\%$) с глубиной резания 0,05-0,5 мм (максимально допустимая глубина резания 1,0 мм).

Рекомендуются следующие рациональные области применения лезвийного инструмента, оснащенного композитом 02:

1. Чистовая безударная обработка (точение и растачивание) сталей инструментальных, легированных, конструкционных, подшипниковых, закаленных до твердости $40 \leq HRC \leq 58-60$.
2. Чистовая и тонкая обработка быстрорежущих, инструментальных и подшипниковых закаленных сталей до твердости $58-60 \leq HRC \leq 68-70$.
3. Чистовое безударное точение и растачивание серых и высокопрочных чугунов твердостью $HB 150-270$, отбеленных и закаленных чугунов до твердости $HB 400-600$.
4. Тонкое точение и растачивание твердых сплавов ВК15, ВК20, ВК25 (штампы и прессформы) твердостью $HRA 88-90$.
5. Торцовое получистовое и чистовое фрезерование указанных выше материалов [120].

Композит 05 получают путем спекания порошков кубического нитрида бора и глинозема Al_2O_3 . Как видно из табл.2.10, спеки из этого материала получают в размерах, пригодных для выполнения черновой и получистовой обработки без ударов, т.к. предел прочности на изгиб у этого материала такой же, как и у эльбора-Р. Значительно меньшая микротвердость и прочность на сжатие композита 05, чем эльбора-Р, ограничивает область его применения. Он применяется в основном для точения закаленных сталей ($HRC_s \leq 60$) и чугунов любой твердости с глубиной резания 0,05-3,0 мм, а также для торцового фрезерования заготовок из чугуна любой твердости, в том числе по корке, с глубиной резания 0,05-6,0 мм.

В настоящее время из композита 05 освоено производство шлифованных по всем поверхностям цельных круглых, ромбических,

квадратных и трехгранных пластин следующих размеров:

круглых $d = 6,35; 7,0; 9,52; 12,7$ мм; $S = 3,97; 5,0$ мм;

ромбических $d = 5,56$ и $6,35$ мм; $S = 3,97$ мм;

квадратных $d = 5,56$ и $6,35$ мм; $S = 3,97$ мм;

трехгранных $d = 4,76$ и $5,56$ мм; $S = 3,97$ мм;

где d - диаметр вписанной окружности; S – толщина.

Радиусы при вершине пластин: 0,2; 0,6; 0,8; 1,2; 1,6 мм. Рекомендуемые режимы резания инструментом, оснащенным композитом 05, при точении, растачивании и фрезеровании приведены в табл. 2.10.

Таблица 2.10

Рекомендуемые диапазоны режимов резания инструментом, оснащенным композитом 05 [174]

Обрабатываемые материалы	Характер резания	V , м/с	S_0 , мм/об	t , мм
Стали конструкционные и легированные инструментальные и подшипниковые, HRC_{γ} 40-58	Точение и растачивание без удара	1-3	0,03-0,2	0,05-3,0
Чугуны серые и высокопрочные, HB 150-300	Точение и растачивание без удара	7-17	0,03-0,5	0,05-3,0
Чугуны серые и высокопрочные, HB 150-300	Точение и растачивание с ударом	5-13	0,03-0,2	0,05-2,0
Чугуны серые и высокопрочные HB 150-300 (в том числе по литейной норме)	Торцовое фрезерование	13-50	мм/зуб 0,02-0,15	0,05-6,0
Чугуны отбеленные, закаленные HB 400-600, HRC_{γ} 40-60	Торцовое фрезерование	3-13	0,01-0,1	0,05-4,0

Критерием затупления резцов из композита 05 является износ по задней поверхности $h_3 = 0,5-0,6$ мм, а фрез – износ по задней поверхности зубьев $h_3 = 0,3-0,4$ мм при тонкой и чистовой обработке и $h_3 = 0,8$ мм при получистовой обработке.

Геометрические параметры фрез характеризуются отрицательными передними углами $\gamma = -6...-10^\circ$ при $\alpha = 6...12^\circ$; $\varphi = 30...75^\circ$; $\varphi_1 = 10...15^\circ$.

Композит 09 (ПТНБ – поликристаллический твердый нитрид

бора), получаемый путем полного превращения вюрцитного нитрида бора в кубический $BN_c \rightarrow BN_{сф}$, выпускается в виде нескольких модификаций специального назначения. Этот материал отличается высоким пределом прочности на сжатие $\sigma_{сж}=(3-5)$ ГПа. Композит 09 обладает повышенной механической прочностью наряду с высокой термостойкостью и химической инертностью к железу, что позволяет использовать его для обработки деталей как с непрерывной, так и с прерывистой поверхностью. Основные области применения этого материала – это обработка деталей из закаленных сталей с твердостью 40-65 *HRC*, металлокерамики, высокопрочных чугунов, твердых сплавов, электролитического никеля, высокопрочных сплавов алюминия, пластмасс и ряда других материалов.

Композит 09 химически инертен к углеродосодержащим материалам, твердость их близка к 9,5 единиц по шкале Мооса, термостойкость около 1500°C, что в 1,9 раза превышает термостойкость алмаза, в 1,7 раза – твердого сплава на основе вольфрама и кобальта и в 2,3 раза – быстрорежущей стали. Он изготавливается трех марок - ПТНБ-ИК1, ПТНБ-ИК2 и ПТНБ-ИК3 таких размеров по диаметру и высоте: ИК1 – 3,8 и 4,2 мм; ИК2 – 8,0 и 3,5 мм; ИК3 – 1,8 и 3,8 мм. Преимущества композита 09 эффективно реализуются при обработке прерывистых поверхностей. При точении сплошных поверхностей из закаленных сталей резцы из ПТНБ не уступают по стойкости композиту 01, а в некоторых случаях превосходят его.

Из композита 09 изготавливаются различные типы сборных и цельных резцов (проходные, подрезные, расточные резбовые, фасонные, отрезные), развертки и торцовые фрезы.

Композит 10 (гексанит-Р) в отличие от композита 09, получают путем спекания порошка только вюрцитного нитрида бора с частичным превращением его в кубический нитрид бора.

Композит 10 имеет уникальные физико-механические свойства, присущие сверхтвердым материалам на основе нитрида бора: твердость, приближающуюся к твердости алмаза, термостойкость, превосходящую термостойкость алмаза, высокую теплопроводность, химическую инертность к железу и т.д., но главное его достоинство – высокая ударная вязкость [47, 48].

Заготовки композита 10 представляют собой цилиндрической формы плоские поликристаллические спеки черного цвета диаметром от 3 до 8 мм и высотой от 2 до 5 мм. Для этого материала характерна тонкозернистая, скрытокристаллическая структура. Размер частиц

основной фазы менее 1 мкм.

Благодаря своим физико-механическим свойствам резцы из композита 10 позволяют обрабатывать закаленные стали на скоростях 1,5-2 м/с, каленые чугуны – 2,5-5 м/с, серые чугуны – 10-15 м/с и твердые сплавы группы ВК – около 1,0 м/с. При этом глубина резания находится в пределах от 0,05 до 2 мм при продольных подачах 0,04-0,15 мм/об. Шероховатость обработанной поверхности находится в пределах $R_a=1,25-0,16$ мкм.

Отличительной особенностью резцов из композита 10 является способность работать в условиях ударных нагрузок, что дает возможность использовать его при обработке прерывистых поверхностей и неоднородных материалов.

Киборит (композит 11) – поликристаллы, получаемые спеканием порошков кубического нитрида бора (КНБ) с активизирующими добавками [123].

Композит 11 получают по технологии ИСМ НАН Украины. Он имеет кубическую структуру, отличающуюся высокой твердостью, высокой теплопроводностью и химической инертностью к железу.

Благодаря своим физико-механическим свойствам резцы из композита 11 позволяют обрабатывать закаленные стали на скоростях резания 1-2 м/с, высокопрочные чугуны – 3-5 м/с и твердые сплавы группы ВК – около 0,7 м/с при глубине резания 0,1-5,0 мм, подаче 0,01-0,1 мм/об. Шероховатость обработанной поверхности находится в пределах по $R_a = 0,32 \dots 1,25$ мкм.

Повышенную работоспособность резцы из киборита показывают при обработке неоднородных наплавленных и напыленных материалов, характеризующихся наличием значительных макроотклонений профиля, неоднородностью химического состава и структуры, нестабильностью свойств, различного рода внутренних дефектов и других дефектов строения, приводящих к значительным динамическим нагрузкам на режущий инструмент.

Резцы из киборита находят применение, как при черновой, так и при чистовой обработке покрытий.

Геометрические параметры резцов из композита 11 изменяются в следующих пределах: $\gamma = -(5 \dots 15)^0$; $\alpha = \alpha_1 = 10 \dots 12^0$; $\varphi = 35 \dots 60^0$; $\varphi_1 = 15 \dots 20^0$; $l_f = 0,2 \dots 0,5$ мм. Отрицательный передний угол γ может выполняться только на фаске шириной $f = 0,2 \dots 0,4$ мм, а на остальной части передней поверхности он может быть равен 0. Стой-

кость резцов из композита 11 при обработке покрытий зависит от вида покрытий и находится в пределах 40-120 мин.

Композит 10Д (двухслойные пластины из гексанита-Р) получают путем динамического спекания порошков композита 10 на подложке из твердых сплавов на основе карбидов вольфрама, титана, тантала, в результате чего образуется слой ПСТМ толщиной 0,5-1,0 мм, прочно связанный с материалом подложки. Обладая достоинствами, присущими сверхтвердым материалам, ДП (двухслойные пластины) имеют ряд преимуществ. Наличие металлической подложки повышает прочностные характеристики инструмента, что в сочетании с более крупными размерами и формой пластин расширяет технологические возможности применения сверхтвердых материалов.

Улучшенные физико-механические характеристики (микротвердость композита 10Д – 30-35 ГПа) при наличии твердосплавного основания позволяют использовать пластины с высокой эффективностью при прерывистой обработке неоднородных труднообрабатываемых материалов. Механическое крепление круглых, квадратных и ромбических ДП из гексанита-Р в державке и возможность поворота их вокруг своей оси по мере износа существенно повышают суммарную стойкость инструмента.

Промышленный выпуск ДП из гексанита-Р (товарный знак К10Д) освоен Полтавским заводом искусственных алмазов и алмазного инструмента.

Геометрические параметры резцов из композита 10Д обычно такие же, как и у резцов из композита К10: $\gamma = -10^0$; $\alpha = \alpha_1 = 10^0$; $\varphi = 45^0$; $\varphi_1 = 15^0$; $r = 0,6-1,0$ мм. Критерием затупления таких резцов является износ по задней поверхности $h_3 = 0,6$ мм.

Установлено, что оптимальные скорости резания резцами из ДП гексанита-Р при прерывистой обработке неоднородных материалов на 15-20% ниже, чем резцами из гексанита-Р, но значительно выше, чем резцами из эльбора-Р.

Высокая эффективность применения ДП из гексанита-Р достигается при чистовой обработке деталей из неоднородного высокопрочного чугуна резцами круглой формы, обеспечивающими стабильное качество изготовления деталей. Геометрические параметры круглых ДП из гексанита-Р следующие: $\gamma = -10^0$; $\alpha = \alpha_1 = 10^0$; $r = 2,7$ мм. Элементы режима резания при чистовом точении чугуна с **НВ** 240-250 следующие: $V = 6-7$ м/с; $S = 0,2-0,3$ мм/об и $t = 0,25$ мм. При

этом достигается стабильная шероховатость обработанной поверхности $R_a = 0,8-1,0$ мкм.

Широкое применение ДП из гексанита-Р нашли в резцах-вставках при использовании в борштангах расточных станков. Так, положительные результаты их применения были достигнуты при лучистовом растачивании цилиндров двигателей из серого легированного чугуна СЧ24 с твердостью **HB** 250-280. Расточка таких цилиндров производится на алмазно-расточных станках мод. ОС4449А. Обработка осуществляется резцами-вставками диаметром 12 мм, закрепленным в борштангу станка при следующих элементах режима резания: $V = 5-5,5$ м/с; $S = 0,1 - 0,15$ мм/об и $t = 0,3 - 0,4$ мм. При внедрении круглых ДП гексанита-Р на этой операции сократилось время на наладку операции и на смену инструмента. Стойкость резцов из ДП гексанита-Р по сравнению со стойкостью резцов из гексанита-Р увеличилась в 2-3 раза при стабильной шероховатости обработанной поверхности $R_a = 0,63-1,25$ мкм.

Большая эффективность получается от применения ромбических ДП гексанита-Р при точении труднообрабатываемых закаленных и цементированных сталей взамен операции шлифования, когда увеличивается производительность процесса и улучшается качество обработанной поверхности. Такие резцы применяются в гибких производственных системах (ГПС), позволяющих полностью использовать преимущества двухслойных пластин, увеличить мобильность условий производства. Точная фиксация двухслойных пластин в посадочном месте державки резца позволяет резко сократить вспомогательное время на подналадку инструмента из сверхтвердого материала и позволяет также улучшить качество изготовленных деталей.

Эффективное применение двухслойные пластины из гексанита-Р находят при торцовом фрезеровании как незакаленных, так и закаленных сталей с **HRC₃** 35-55.

“Томал-10” (двухслойные пластины из ниборита) – новый инструментальный материал на основе кубического нитрида бора с равномерной структурой, высокой микротвердостью 40...60 ГПа, теплостойкостью на воздухе 800-900°C и пределом прочности на сжатие 2-4 ГПа.

Промышленная технология изготовления двухслойных пластин “Томал-10” разработана Томилинским заводом алмазного инструмента (Россия) с участием ряда научно-исследовательских организаций. Выпускаются они как в виде заготовок, шлифованных по передней и опорной поверхностям, так и виде заточенных пластин квадратного

сечения $12,7 \times 12,7$ или $9,52 \times 9,52$; треугольной и круглой формы по ТУ 2-037-1.028-86, что позволяет использовать их в стандартных серийных сборных резцах, выпускаемых инструментальными заводами.

Геометрические параметры двухслойных пластин из “Томала-10” такие же, как и у других сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, например: $\gamma = -(+5... +10^0)$; $\alpha = \alpha_1 = 10^0$; $\varphi = \varphi_1 = 45^0$; $r = 0,2-0,6$ мм. Режимы резания выбирают в зависимости от обрабатываемого материала, операции и формы детали. Так, при обработке неоднородных наплавленных материалов твердостью от 35 до 60 *HRC*_э, скорость резания изменяется от 1,0 до 2,0 м/с, продольная подача в зависимости от операции может изменяться от 0,02 до 0,2 мм/об, а глубина резания находится в пределах от 0,1 до 5,0 мм. За критерий затупления резцов обычно принимают износ по задней поверхности, равный $h_3 = 0,5-0,6$ мм.

Механическая обработка наплавленных труднообрабатываемых материалов резцами из ДП “Томал-10” характеризуется малыми значениями усадки стружки, сил резания и коэффициентов трения в сравнении с аналогичной обработкой резцами из твердых сплавов. Такие механические характеристики процесса резания приводят к низким температурам в зоне резания и повышенной (5-8 раз) работоспособности двухслойных пластин в сравнении с неперетачиваемыми пластинами, например, твердого сплава Т15К6. Большой разброс работоспособности пластин из “Томал-10” объясняется некоторой нестабильностью его свойств и неоднородностью наплавленного материала, которая приводит к постоянным динамическим нагрузкам, влияющим на износостойкость режущего инструмента.

2.5. ВЫБОР ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

В современном машиностроении все большее применение находят высокопрочные, жаропрочные, нержавеющие, кислотостойкие материалы, материалы с особыми свойствами и сплавы титана, молибдена, никеля, кобальта, алюминия и магния, которые являются труднообрабатываемыми материалами. Восстановление изношенных деталей из таких материалов проводится в большинстве случаев электродуговой наплавкой порошковыми самозащитными и другими проволоками с составом, близким к основному материалу детали. Меха-

ническая обработка сплошных и наплавленных неоднородных материалов высокой твердости чрезвычайно затруднена и выполняется в основном шлифованием.

Проблема подбора инструментального материала, выбора наиболее эффективной его марки, способа изготовления и заточки режущего инструмента постоянно существует и в основном, и в ремонтном производстве.

Система выбора инструментального материала для обработки неоднородных материалов отличается от выбора инструментального материала в основном машиностроении тем, что она кроме физико-механических свойств обрабатываемого и инструментального материала должна учитывать и способ получения неоднородного материала, и отдельные характеристики его неоднородности.

Для ориентировки при выборе марки нового инструментального материала, при обработке неоднородных материалов можно воспользоваться системой выбора марки инструментального материала для обработки примерно такого же химического состава и физико-механических свойств сплошного конструкционного однородного материала по методике, предложенной Т.Н. Лоладзе [126].

При выборе марки инструментального материала необходимо учитывать следующие характеристики процесса резания: оптимальную скорость резания, соответствующую одному и тому же периоду стойкости, удовлетворяющему процесс выполнения данной операции; износостойкость режущего инструмента при оптимальной скорости резания; производительность процесса обработки при одинаковой стойкости инструмента и скорости резания; экономический критерий обработки детали.

Критерием оценки эффективности новых инструментальных материалов при выполнении одинаковых операций резания наплавленных материалов может служить относительный линейный износ, например, по задней поверхности инструмента: $h_{oz} = h_z / V_o \cdot T_m$, где h_{oz} - относительный износ по задней поверхности, мм/м; h_z - величина износа инструмента по задней поверхности, мм; V_o - оптимальная скорость резания для каждого инструментального материала, м/с; T_m - максимальная стойкость режущего инструмента до принятого критерия затупления, с.

Инструментальный материал будет тем более эффективным, чем меньше относительный его износ по задней поверхности. При выборе

наиболее эффективного инструментального материала его износостойкость сравнивают с износостойкостью наиболее распространенного эталонного материала (например, твердого сплава Т15К6). При этом определяется коэффициент износостойкости инструментальных материалов: $K_T = h_{03э} / h_{03}$. Чем большая величина коэффициента износостойкости, тем более эффективное применение нового инструментального материала по сравнению с эталонным ($h_{03э}$).

Определение эффективности применения нового инструментального материала проводят и по величине оптимальной скорости резания при одинаковых условиях процесса обработки. Этот метод особенно эффективен при обработке одной группы материалов. Использование его для оценки работоспособности нового инструментального материала применительно к обработке неоднородных материалов будет довольно неточно, т.к. совершенно одинаковых материалов не бывает. Поэтому следует также установить коэффициент оптимальной скорости резания, допустимый новым инструментальным материалом по сравнению с эталонным ($V_{0э}$): $K_V = V_{0э} / V_o$.

Принимать инструментальный материал для обработки данного неоднородного материала следует тот из имеющихся, у которого наименьшее значение K_V . В этом случае необходимо оптимальную скорость резания принимать совместно с оптимальной геометрией для этого вида инструментального материала.

Выбор инструментального материала по производительности обработки может быть проведен по максимальному пути резания при одинаковых критериях износа за единицу времени, по обработанной площади за единицу времени или объему срезанного материала за единицу времени и также при одинаковых критериях износа инструмента и других условиях обработки. В этом случае также следует определить коэффициент производительности процесса резания и принимать инструментальный материал с наименьшим коэффициентом производительности, который может быть определен:

$$L_n = V_o \cdot T_m; \quad F_n = V_o \cdot S \cdot T_m; \quad Q_n = V_o \cdot S \cdot t \cdot T_m;$$

$$K_L = \frac{L_{nэ}}{L_n}; \quad K_F = \frac{F_{nэ}}{F_n}; \quad K_Q = \frac{Q_{nэ}}{Q_n},$$

где L_n - путь, пройденный резцом или другим режущим инструментом, в единицу времени (например, час), м/час; T_m - принятая единица времени работы режущего инструмента, час; S - принятая подача, при

которой обеспечивается требуемая шероховатость обработанной поверхности при чистовой обработке или максимально допустимая при черновой обработке из условия прочности инструмента и его износостойкости, мм/об; F_n - обработанная площадь за единицу времени, см²/час; Q_n - объем срезанного материала в единицу времени, когда необходимо оптимизировать глубину резания, см³/час; t - принятая глубина резания для данного инструментального материала, мм; $L_{нэ}$, $F_{нэ}$, $Q_{нэ}$ - путь резания, обработанная площадь, объем срезанного материала эталонным режущим инструментом, принятым для сравнения на данной операции; K_L , K_F , K_Q - коэффициенты производительности сравниваемого инструментального материала.

Оценку эффективности применения нового инструментального материала при обработке неоднородных материалов можно провести по количеству обработанных деталей (шт.) за период максимальной стойкости инструмента на оптимальной скорости резания. Количество обработанных деталей определяют по формуле:

$$N = \frac{V_0 \cdot S \cdot T_m}{\pi \cdot d \cdot l},$$

где d и l - соответственно, диаметр и длина обрабатываемой поверхности, мм.

Аналогично и в этом случае следует определить коэффициент эффективности применения нового инструментального материала по числу обработанных деталей по формуле:

$$K_N = \frac{N_э}{N},$$

где $N_э$ - число изготовленных или восстановленных деталей, обработанных эталонным инструментальным материалом при оптимальной скорости резания для этого инструментального материала за максимальный период стойкости, шт; N - число изготовленных или восстановленных деталей, обработанных сравниваемым инструментальным материалом при его оптимальной скорости резания при обработке того же неоднородного материала за максимальный период стойкости при одинаковом критерии затупления, шт.

Определение эффективности нового инструментального материала при изготовлении и восстановлении деталей по экономическому критерию производят по формуле Ю.Е. Кононова:

$$C_3 = \left[\frac{0,1\tau(t_{cm} + S_1 / E) \cdot V_0 \cdot h_0 \cdot \left(\frac{\Theta_u}{\Theta_0} \right)^6}{h_p} \right] \cdot \frac{1}{1 + 0,1(\Theta_u / \Theta_0)^5} \cdot \frac{E'}{v_0} \times \\ \times \left[1 + 10 \left(\frac{\Theta_u}{\Theta_0} \right)^5 \right],$$

где τ - безразмерная величина, равная 0,95; t_{cm} - время смены затупившегося инструмента, с; S_1 - затраты, связанные с эксплуатацией данного режущего инструмента за период его стойкости, коп; E - стоимость инструмента, коп/с; E' - сумма затрат, связанная с эксплуатацией станка в течении одной секунды его работы, коп/с; h_p - критерий затупления режущего инструмента, мм; Θ_u - температура плавления инструментального материала при обработке инструментами из твердых сплавов, равная температуре плавления кобальта - 1490°C; Θ_0 - оптимальная температура резания для данного инструментального материала, °C; h_0 - критерий затупления режущего инструмента при оптимальной скорости резания, мм.

Наиболее эффективным будет тот инструментальный материал, которому будет соответствовать минимальное значение экономического критерия. Выбор инструментального материала по экономическому критерию можно провести и по полному расчету экономического эффекта от применения нового инструментального материала взамен существующего с учетом всех затрат по его изготовлению и эксплуатации в целом и с учетом частных показателей эффективности.

Рассмотрим пример обработки неоднородного материала, например, наплавленного проволокой Нп-30, Нп-40, Нп-50 или Нп-30ХГСА открытой дугой в среде водяного пара в один слой. Твердость после наплавки такого типа материала составляет **НВ** 220...240. Наплавляемая деталь из стали 40Х типа изношенного вала трактора. Поверхность детали после наплавки имеет макронеровности до 0,6 мм. Наплавленный слой на детали имеет среднюю толщину 2,5 мм. В процессе резания необходимо удалить 1,5 мм его толщины. Требуется провести черновую обработку в крупносерийном ремонтном производстве и после закалки выполнить чистовую обработку в центрах.

После наплавки вала открытой дугой будут наблюдаться большие колебания по макронеровностям на поверхности и дефекты в виде мелких пор и различных трещин внутри наплавленного материала. При черновой обработке такого типа конструкционного материала, когда не тре-

буется высокое качество обработки, продольная подача может быть выбрана большой, порядка $S = 0,6-0,8$ мм/об. При черновой обработке неоднородного материала с большими макронеровностями на поверхности величину подачи следует уменьшить до $0,2-0,3$ мм/об.

Так как производство крупносерийное, необходимо обеспечить высокую производительность процесса обработки, т.е. назначать высокие скорости резания, при которых будут наблюдаться и высокие температуры в зоне резания. Поэтому применять резцы из быстрорежущих сталей в таких условиях обработки не следует из-за их низкой теплостойкости. Не следует рассматривать и хрупкие инструментальные материалы, такие как металлокерамические твердые сплавы типа Т30К4, Т60К6, ВК3, минералокерамические инструментальные материалы типа ВЗ, ВОК60, сверхтвердые материалы на основе нитрида бора, т.к. они имеют малую прочность на изгиб и себестоимость черновой обработки такими материалами будет значительно высока. Поэтому необходимо остановиться на инструментальных материалах из металлокерамических твердых сплавов и отобрать такие, у которых наибольшая теплостойкость, высок предел прочности на изгиб и высокая износостойкость. К таким материалам относятся: Т15К6, ВК8, ВК6, ВК6-ОМ и ВК10-ОМ. Из рассматриваемых инструментальных материалов наибольшей износостойкостью в условиях обработки неоднородных материалов обладает особомелкозернистый твердый сплав ВК6-ОМ, затем ВК10-ОМ и Т15К6. В такой последовательности следует и провести пробные стойкостные испытания всех трех материалов на предельно допустимой скорости резания, подаче порядка $S = 0,28$ мм/об и глубине резания $t = 1,2$ мм, оставляя припуск $0,3$ мм на чистовую обработку после закалки.

Чистовую обработку сразу без выбора инструментального материала следует выполнять резцами из ПСТМ на основе нитрида бора, композитов К10, К10Д, К11, К9. Сравнив их износостойкость по готовым деталям, можно остановиться на одном из них, например, на композите К10, который широко выпускается нашей промышленностью и не будет дефицитным материалом. При высоких требованиях к шероховатости обработанной поверхности чистовую операцию можно выполнить электроабразивным шлифованием, которое в данных условиях обработки будет наиболее производительным.

Для экономического обоснования правильного выбора инструментального материала после проведенных испытаний необходимо рассчитать экономический критерий от применения нового инструментального материала.

ГЛАВА 3

ОСОБЕННОСТИ ТОЧЕНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

3.1. ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Определение механических и физических характеристик процесса резания неоднородных материалов позволяет установить общие и частные закономерности взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов и составляет научную основу назначения оптимальных режимов резания.

Стружкообразование. При резании неоднородных хрупких и наплавленных материалов, которые характеризуются большим наличием дислокаций, макро – и микродефектов, таких как поры, трещины, неоднородность по твердости и структуре, макронеровности поверхностного слоя, начальная граница зоны стружкообразования представляет собой ломаную линию, которая проходит через дефекты на пути деформации. Вдоль ломаной начальной линии происходят первые сдвиги обрабатываемого материала.

При обработке неоднородных материалов обычно образуется несплошная стружка с большими зазубринами на внешней стороне. Сплошность стружки составляет примерно 40-50%. Поэтому определить продольную усадку стружки весьма сложно. Для оценки степени деформации срезаемого слоя можно использовать усредненную поперечную усадку, которая является более точной характеристикой. Усредненную толщину стружки при этом можно определить по формуле

$$a_1 = \frac{\sum_{i=1}^n (a_{\delta} + a_m)}{2n},$$

где a_{δ} - большая толщина одного элемента стружки, мм; a_m - меньшая толщина этого же элемента стружки, мм.

Опытами установлено, что усадка стружки с повышением скорости резания при точении неоднородных (например, наплавленных) материалов изменяется меньше, чем при точении однородной стали примерно с таким же составом и физико-механическими свойствами. Кривые изменения усадки стружки от скорости резания (рис.3.1) имеют экстремальный характер при точении резцами из твердого

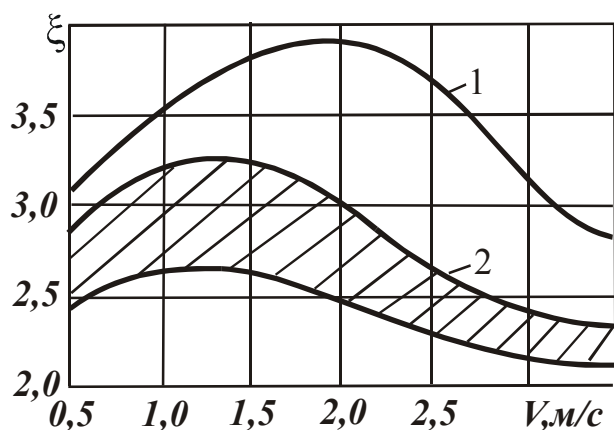


Рис. 3.1. Влияние скорости резания на усадку стружки при точении стали 30ХГСА (1) и неоднородного наплавленного материала Нп-30ХГСА (2) резцами из твердого сплава Т15К6 при: $S = 0,2 \text{ мм/об}$; $t = 2 \text{ мм}$; $h_3 = 0,1 \text{ мм}$; $\delta = 90^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $r = 1 \text{ мм}$; $\lambda = 0^\circ$.

На кривых изменения усадки стружки от скорости резания (рис. 3.2) при точении резцами из сверхтвердого материала гексанит-Р тех же материалов, экстремум отсутствует, что можно объяснить отсутствием образования нароста в практическом интервале скоростей резания.

Кривые изменения усадки стружки от скорости резания при точении различных неоднородных материалов резцами из твердого

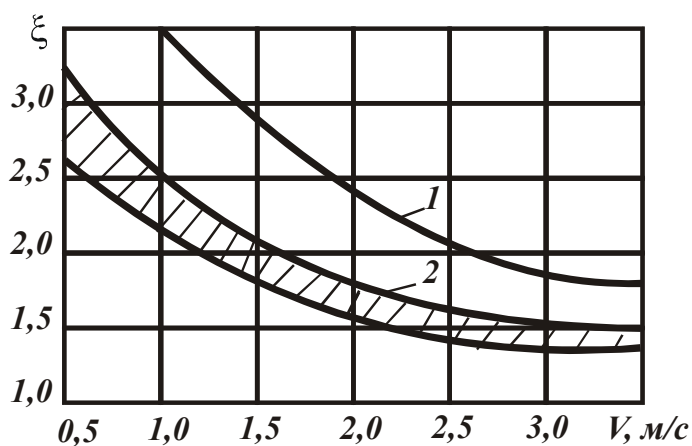


Рис. 3.2. Влияние скорости резания на усадку стружки при точении стали 30ХГСА (1) и наплавки Нп-30ХГСА (2) резцами из гексанита-Р при: $S=0,1 \text{ мм/об}$; $t = 0,3 \text{ мм}$; $h_3=0,1 \text{ мм}$; $\delta = 90^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $r = 0,6 \text{ мм}$; $\lambda=0^\circ$.

сплава как стали 30ХГСА, так и материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, что можно объяснить образованием нароста в процессе резания. Такая форма кривых усадки стружки в зависимости от изменения скорости резания наблюдается при точении и других видах лезвийной обработки.

Меньшие значения усадки стружки при обработке наплавленного материала, по сравнению с обработкой стали, обусловлены наличием различного рода дефектов и неоднородностей в наплавленном материале.

сплава имеют одинаковый характер, но отличаются по величине усадки и ее дисперсии (рис. 3.3). При этом наблюдается значительное уменьшение усредненной усадки стружки с увеличением твердости материала и степени его неоднородности. Так, при точении материалов, наплавленных порошковыми проволоками, дающими наиболее неоднородный материал, усадка стружки значитель-

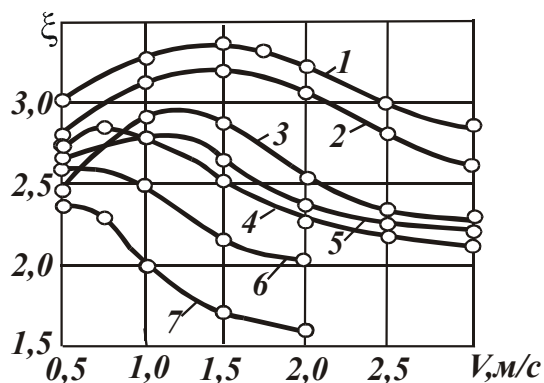


Рис. 3.3. Влияние скорости резания на усадку стружки при точении различных неоднородных материалов: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ. Резец из Т15К6. При $S = 0,2$ мм/об; $t = 1$ мм; $h_3 = 0,1$ мм.

но меньше, чем при точении материалов с меньшей степенью неоднородности, которые получают при наплавке под слоем флюса и в среде углекислого газа.

При обработке этих же материалов резцами из сверхтвердого материала на основе нитрида бора (гексанита-Р, рис. 3.4) экстремум зависимости усредненной усадки стружки от скорости резания отсутствует, а кривые имеют примерно одинаковый характер с таким же порядковым расположением, как и при точении резцами из твердого сплава, но со значительно меньшими значениями усадки стружки. Это обусловлено меньшими вели-

чинами коэффициентов трения гексанита-Р с обрабатываемыми неоднородными материалами и меньшим взаимодействием гексанита-Р

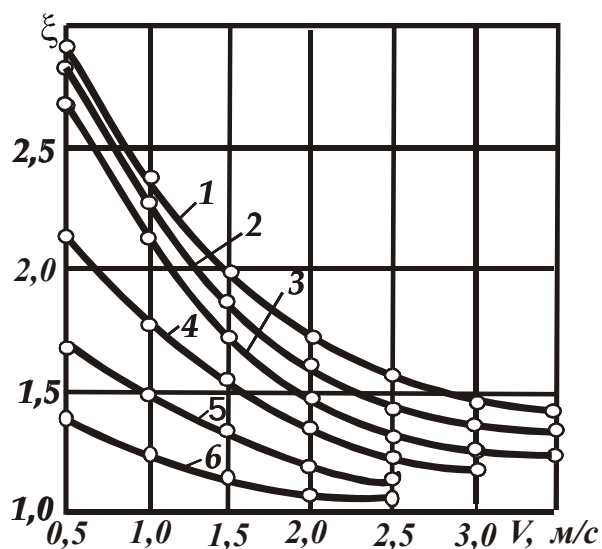


Рис. 3.4. Влияние скорости резания на усадку стружки при точении неоднородных материалов: 1 – Нп-30ХГСА; 2 – Нп-12Х18Н9Т; 3 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 4 – ПП-Нп-10Х14Т; 5 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 6 – ПП-Нп-250Х10Б8С2Т. Резец из гексанита-Р. При $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,1$ мм.

с железосодержащими материалами.

При обработке неоднородных материалов в основном образуется два вида стружки: элементная и стружка надлома. Особенностью элементной стружки является то, что она чрезвычайно хрупкая и состоит из отдельных кусочков стружки, которые в свою очередь состоят из ярко выраженных элементов, соединенных между собой. Такая стружка образуется при обработке неоднородных материалов, например, наплавленных легированными и углеродистыми проволоками под флю-

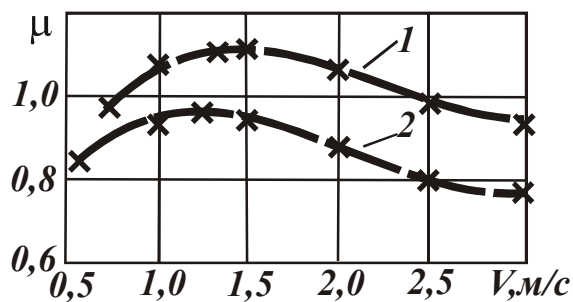


Рис. 3.5. Влияние скорости резания на средний коэффициент трения при резании неоднородных наплавленных материалов резцами из твердого сплава Т15К6: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-30ХГСА. При: $S = 0,2$ мм/об; $t = 0,5$ мм.

альные приспособления.

Одной из важных характеристик процесса стружкообразования является угол сдвига, по величине которого можно судить о степени деформации обрабатываемого материала. Однако, изменение угла

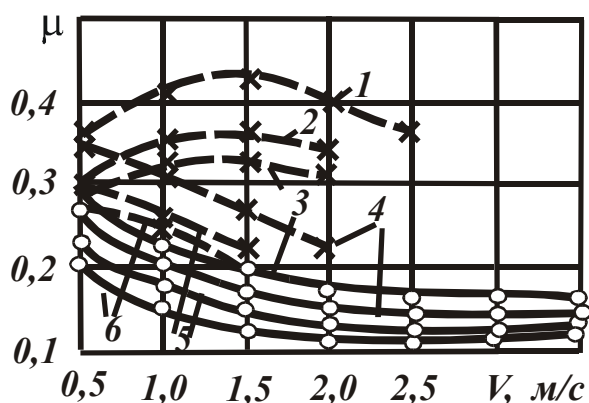


Рис. 3.6. Влияние скорости резания на коэффициент трения при моделировании трения твердого сплава Т15К6 (Х----Х) и гексанита-Р (0—0) с неоднородными наплавленными материалами: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 5 – ПП-Нп-10Х14Т; 6 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ. При удельных давлениях: для Т15К6: 1 – 500; 2 – 600; 3 – 700; 4 – 800; 5 – 900; 6 – 1000 МПа; для гексанита-Р: 3 – 1600; 4 – 1800; 5 – 2000; 6 – 2100 МПа.

сом и в среде углекислого газа.

Стружка надлома образуется при черновой обработке материалов, наплавленных, например, порошковыми самозащитными проволоками, а также при обработке твердых высокопрочных чугунов.

В связи с указанной выше формой сходящей стружки при резании неоднородных материалов нет необходимости режущему инструменту придавать форму, необходимую для дробления стружки, или применять специ-

сдвига в зависимости от основных факторов процесса обработки неоднородных материалов очень незначительно как при точении резцами из металлокерамических твердых сплавов, так и при точении резцами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, что обусловлено малой пластичностью неоднородных материалов и небольшой степенью их деформации в процессе резания.

Характеристики трения.

При резании неоднородных материалов, как и при резании однородных материалов, процессы трения стружки о переднюю поверхность инструмента, и трения обрабатываемой детали о его задние поверхности оказывают

большое влияние на характер протекания всего процесса резания.

Обработка неоднородных материалов, характеризующихся наличием большого количества разнообразных дефектов в срезаемом слое, сопровождается чрезвычайно интенсивным трением, имеющим свои специфические особенности и отличия от трения при резании однородных сплошных материалов.

На средний коэффициент трения контактирующих тел, кроме материалов этих тел, влияют скорость резания, удельные давления, шероховатость контактирующих поверхностей и внешняя среда в которой происходит трение.

С увеличением скорости резания при точении неоднородных материалов резцами из твердого сплава средний коэффициент трения первоначально увеличивается до максимума, а затем уменьшается и при дальнейшем увеличении скорости резания изменяется мало, рис. 3.5. Такое экстремальное изменение среднего коэффициента внешнего трения связано с влиянием нароста, который исчезает с увеличением температуры на контактных поверхностях.

На рис. 3.6 показано влияние скорости трения коэффициент трения инденторов из твердого сплава Т15К6 и из сверхтвердого материала гексанита-Р с неоднородными наплавленными материалами.

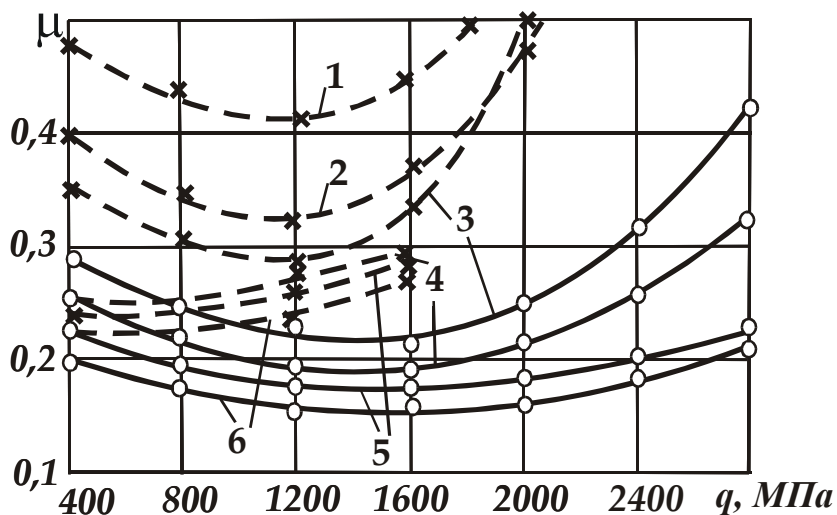


Рис. 3.7. Влияние удельного давления на коэффициент трения твердого сплава Т15К6 (X --X) и гексанита-Р (0—0) с наплавленными материалами: 1 — Нп-Св08; 2 — Нп-У8А; 3 — Нп-30ХГСА; 4 — ПП-Нп-25Х5ФМС; 5 — ПП-Нп-10Х14Т; 6 — ПП-Нп-30Х5Г2СМ. При скоростях трения: для Т15К6, м/с: 1 — 1,5; 2 — 1,3; 3 — 1,2; 4 — 1,0; 5 — 0,8; 6 — 0,6; для гексанита-Р: 3 — 2,3; 4 — 2,0; 5 — 1,8; 6 — 1,5.

Как видим, характер всех зависимостей одинаков, а коэффициент трения уменьшается с увеличением твердости неоднородного материала, что можно объяснить уменьшением его пластичности.

Коэффициент трения в значительной степени зависит от удельного давления, с увеличением которого увеличивается температура в зоне контакта, что изменяет характер взаимодействия кон-

тактирующих материалов.

Так, с увеличением удельного давления коэффициент трения первоначально уменьшается при трении самых различных пар (рис. 3.7) инструментальных и неоднородных наплавленных материалов, что связано с увеличением температуры контакта. При этом происходит смятие микронеровностей и заполнение материалом неровностей

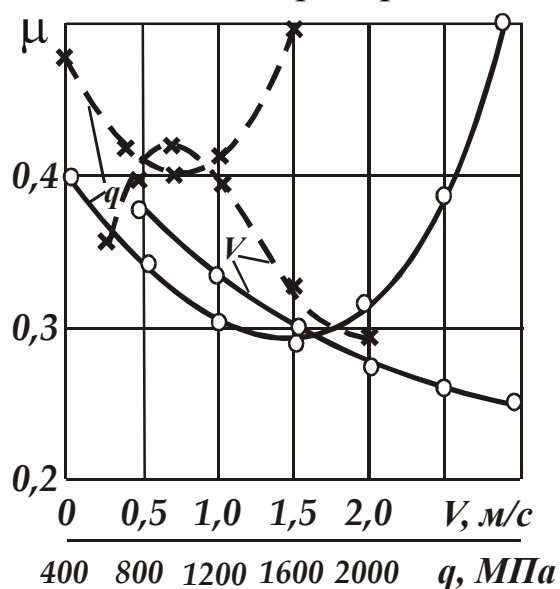


Рис. 3.8. Влияние скорости трения и удельного давления на коэффициент трения твердого сплава Т15К6 (X---X) и гексанита-Р (0—0) по наплавленному неоднородному материалу Нп-12Х18Н9Т (HRC 38) при $\mu = f(V)$ для Т15К6 $q = 800$ МПа, для гексанита-Р $q = 1600$ МПа при $\mu = f(V)$ для Т15К6 $V = 1,0$ м/с; для гексанита-Р $V = 2,0$ м/с.

и дефектов материала и тем самым увеличивается площадь действительного контакта металла с индентором. У более мягких металлов и неоднородных материалов действительная площадь контакта достигает максимума при меньших удельных давлениях, чем у более твердых, в связи с чем увеличивается число упругих контактов. При этом действительные удельные давления в местах контактов не увеличиваются, а наоборот, уменьшаются, в результате чего коэффициент трения снижается. Если учесть все внутренние дефекты неоднородного обрабатываемого материала, которые также уменьшают действительную площадь контакта, то величина коэффициента трения при моделировании должна еще больше снижаться с увеличением количества и значимости этих дефектов. Положение минимума в этой зависимости соответствует полному заполнению впадин микронеровностей, пор, трещин и других дефектов

наплавки на поверхности образца. Дальнейший рост удельных давлений не оказывает существенного влияния на площадь действительного контакта, однако при этом возрастают молекулярные составляющие силы резания, что увеличивает коэффициент трения. Отличительные особенности влияния неоднородности материала на коэффициент трения при моделировании наблюдается для разных по природе материалов, например, типа наплавленных пластичных нержавеющей сталей и малопластичных чугунов.

Так, при трении индентора из твердого сплава Т15К6 по по-

верхности, наплавленной проволокой Нп-12Х18Н9Т (рис. 3.8), имеет

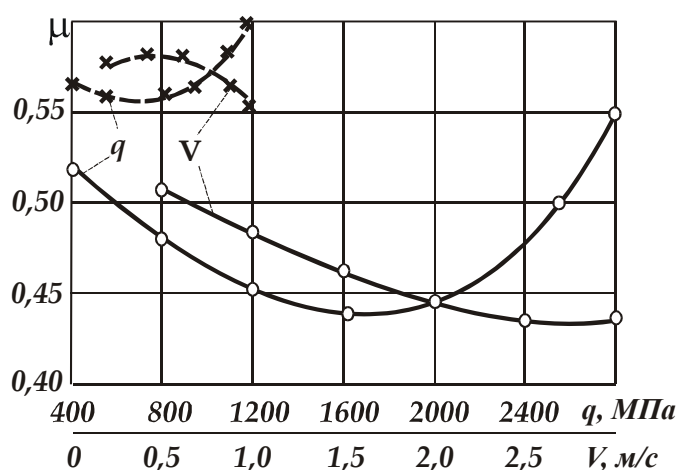


Рис. 3.9. Влияние скорости трения – 1 и удельного давления – 2 на коэффициент трения твердого сплава Т15К6 (X ----X) и гексанита-Р (0—0) с материалами, наплавленными проволокой ПП-Нп-250Х10Б8С2Т. При $\mu = f(V)$ для Т15К6 $q = 800$ МПа; для гексанита-Р $q = 1800$ МПа; при $\mu = f(q)$ для Т15К6 $V = 0,5$ м/с; для гексанита-Р $V = 1,0$ м/с.

место явно выраженный максимум в зависимости коэффициента трения от скорости.

Коэффициент трения принимает значения в 1,5-2 раза большие, чем для гексанита-Р, величина которых в свою очередь выше, чем при трении по материалам такой же твердости. Это можно объяснить лучшим заполнением микропор, трещин, раковин, как материала образца, так и неровностей в поликристалле из сверхтвердого материала гексанита-Р разогретым никелем, что приводит к повышению коэффициента трения.

Таблица 3.1
Величины коэффициентов трения при моделировании

Марка материала	Твердость <i>HRC</i>	Скорость трения, м/с	Удельное давление, МПа	Коэффициент трения	
				Т15К6	Гексанит-Р
Нп-Св08	HB 180-200	1,5	500	0,43	
Нп-У8А	210-220	1,3	600	0,37	
Нп-30 ХГСА	33-38	1,2;2,3	700;1600	0,35	0,18
Нп-12Х18Н9Т	35-40	1,0;2,0	800;1600	0,42	0,27
ПП-Нп-25Х5ФМС	35-40	1,0;2,0	800;1800	0,31	0,17
ПП-Нп-10Х14Т	50-55	0,8;1,8	900;2000	0,28	0,15
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	55-60	0,6;1,5	1000;2100	0,27	0,13
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	55-62	—1,3	—1800	—	0,43

Примечание: сначала указаны величины скорости трения и удельного давления для инденторов из твердого сплава Т15К6, а затем для гексанита-Р.

При трении инденторов из твердого сплава T15K6 и из гексани-та-Р по материалу с большой неоднородностью типа наплавленный высокопрочный чугун ПП-Нп-250Х10В8С2Т (*HRC* 58-60) достигаются высокие значения коэффициентов трения, что обусловлено наличием только упругих контактов в зоне трения и большим количеством дефектов в наплавке.

Величины коэффициентов трения инденторов по этим наплавкам почти в 2 раза больше, чем по наплавленным материалам типа легированные стали, рис. 3.9.

Для сравнения величин коэффициентов трения, полученных при моделировании трения инденторами из твердого сплава T15K6 и из гексани-та-Р по различным наплавленным материалам, приведены в табл. 3.1.

Силы резания. Специфические особенности процесса обработки неоднородных материалов, которые характеризуются разнообразными дефектами срезаемого слоя, не позволяют теоретически точно обосновать динамику этого сложного нестационарного процесса.

Образование ярко выраженной элементной стружки, которая иногда состоит из кусочков из нескольких элементов самой разнообразной формы и величины, приводит к колебательному изменению силы резания.

При небольших объемах срезаемой части неоднородных материалов необходимо точно учитывать силы, действующие на задних поверхностях инструментов. Недооценка этих сил обычно приводит к неправильному обоснованию процесса быстрого износа инструментов, особенно из сверхтвердых материалов, применяемых на чистовых операциях.

Тангенциальная составляющая силы резания P_z при обработке неоднородных материалов является переменной величиной и лишь в начальный период износа инструмента может быть больше радиальной составляющей силы резания P_y . При отрицательных значениях величины переднего угла инструмента (при обработке неоднородных материалов) и при большом износе резца по задней поверхности, величина радиальной силы P_y обычно превышает величину тангенциальной силы P_z .

Соотношения между составляющими силами при обработке неоднородных материалов очень отличаются от соотношения сил при обработке однородных сплошных материалов, что также необходимо

учитывать при выборе элементов режимов резания.

Эмпирические уравнения составляющих сил резания при чистовом точении неоднородных материалов в зависимости от глубины резания, подачи и износа резца можно выразить следующей общей зависимостью

$$P = C_p \cdot t \cdot S \cdot H + K_p \cdot l_k \cdot h_3.$$

Здесь первое слагаемое определяет силы, действующие на передней поверхности резца, а второе слагаемое – силы, действующие на задних поверхностях резца. Постоянный коэффициент C_p зависит от вида обрабатываемого неоднородного материала, а постоянный коэффициент K_p - от стойкости инструмента и температуры резания, т.е. от степени затупления режущего инструмента. При небольшом изменении глубины резания, подачи и твердости обрабатываемого неоднородного материала, коэффициенты в зависимости могут находиться в первой степени, т.е. составляющие силы резания находятся в прямо пропорциональной зависимости от сечения среза обрабатываемого материала и колебания его твердости [1, 108].

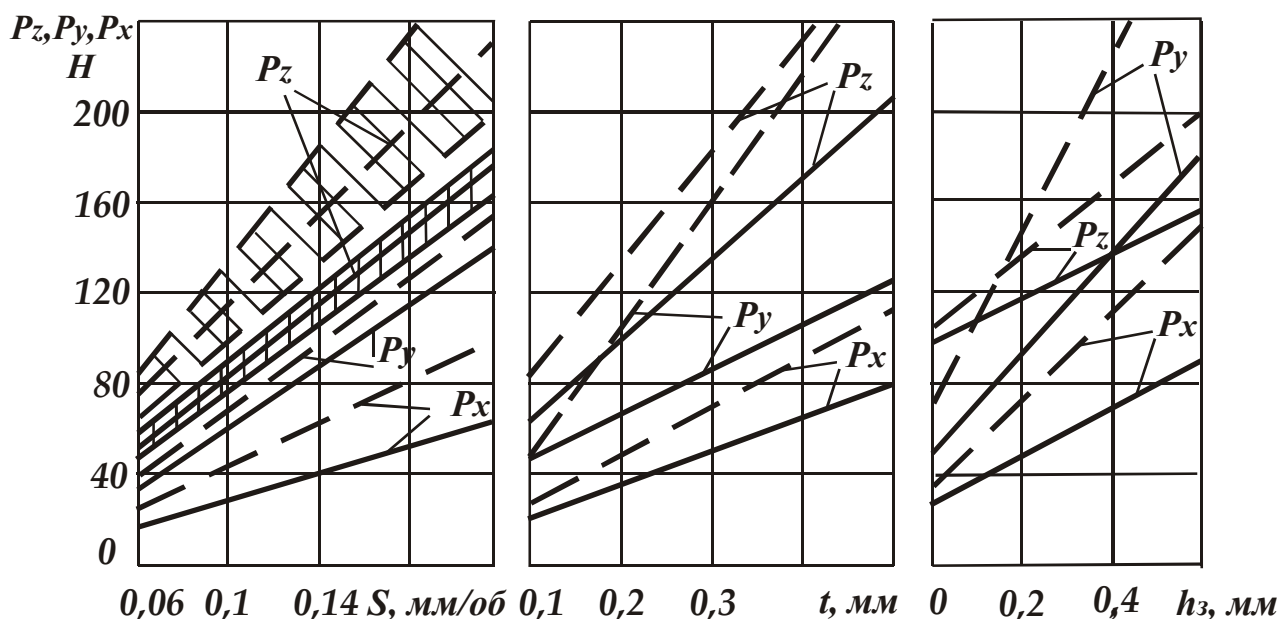


Рис. 3.10. Влияние подачи, глубины резания и износа резца по задней поверхности на составляющие силы резания при точении материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА (HRC 33-38) резцами из твердого сплава Т15К6 (Х ----Х) и резцами из гексанида-Р (0—0) при $V=1,5$ м/с.

На рис. 3.10 представлены графики изменения усредненных сил резания от изменения подачи, глубины резания и износа резца по задней поверхности при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, резцами из твердого сплава

Т15К6 и резцами из гексанита-Р. Как видим, при точении резцами из твердого сплава Т15К6 величины всех составляющих сил резания на 30-40% больше, чем при точении резцами из гексанита-Р. Кроме того, при точении этими резцами наблюдается и большее колебание составляющих сил резания. Это можно объяснить меньшими величинами сил трения, более острой формой режущих кромок, даже при одинаковой величине износа резцов по задней поверхности и некоторой химической инертностью сверхтвердого материала гексанита-Р по отношению к железу. Меньшие значения сил резания при чистовом точении резцами из гексанита-Р показывают на то, что при точении этого неоднородного материала необходимо затратить меньшую работу резания и приложить меньшую силу для осуществления самого процесса резания, чем при таком же точении резцами из твердого сплава Т15К6 в аналогичных условиях.

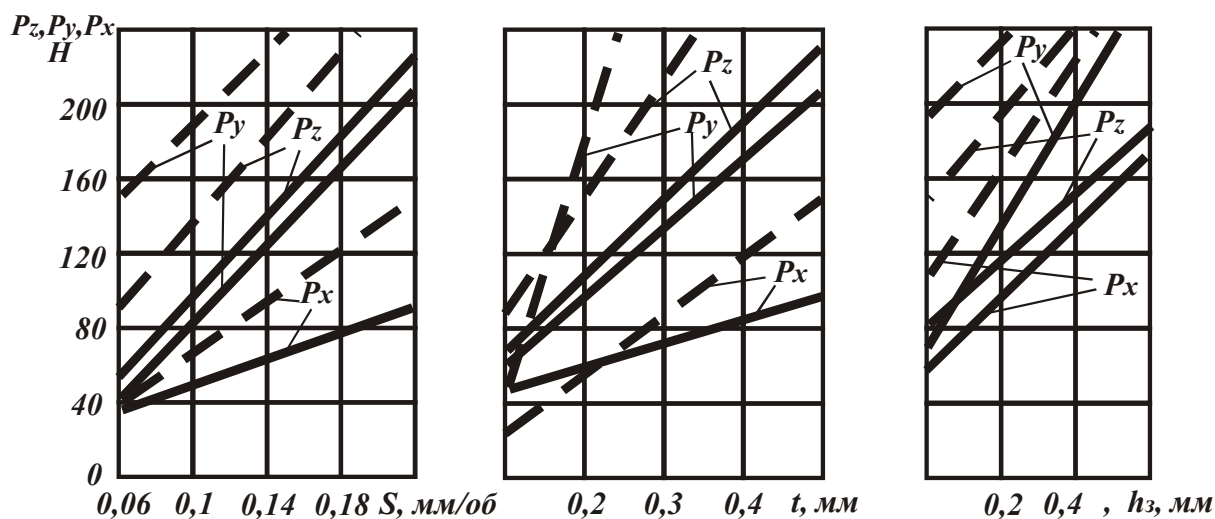


Рис. 3.11. Влияние подачи, глубины резания и износа резца по задней поверхности на составляющие силы резания при чистовом точении материала, наваренного лентой Нл-65Г (HRC 62...66) резцами из твердого сплава Т15К6 (X ----X) при $V = 0,5$ м/с и резцами из гексанита-Р (0—0) при $V = 1,5$ м/с.

Обработка неоднородного наплавленного материала высокой твердости, например, наваренного лентой Нл-65 (HRC 62...66) резцами из твердого сплава Т15К6 (рис.3.11), практически невозможна, т.к. силы резания в 2-3 раза больше, чем при таком же точении однородных конструкционных материалов. Это приводит к быстрому износу резцов даже при точении на малой скорости резания. Повысить производительность обработки неоднородных наплавленных материалов высокой твердости можно за счет применения резцов из сверхтвердого материала гексанита-Р, которые сохраняют свои режущие

свойства даже при относительно большой величине износа резца по задней поверхности.

Для практических расчетов составляющих сил резания при чистовом точении неоднородных наплавленных материалов в табл. 3.2 приведены опытные значения коэффициентов резания и коэффициентов стойкости резцов из гексанита-Р.

Таблица 3.2

Значения коэффициентов резания и стойкости для расчета составляющих сил резания

Марка материала	Твердость, <i>HRC</i>	Скорость резания, м/с	Коэффициенты					
			C_{pz}	C_{py}	C_{px}	K_z	K_y	K_x
Нп-30ХГСА	33-38	2,3	2,0	1,5	0,7	50	90	45
Нп-12Х18Н9Т	35-40	2,0	2,8	2,5	1,4	28	55	20
ПП-Нп-25Х5ФМС	35-40	2,0	3,4	3,2	1,9	30	60	24
ПП-Нп-10Х14Т	50-55	1,8	7,0	6,5	2,8	35	68	27
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	55-60	1,5	7,5	6,8	3,0	37	70	30
Нл-65Г	62-66	1,5	8,2	7,4	3,6	45	78	35
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	55-62	1,3	6,8	6,4	2,4	32	64	25

Примечание: пределы изменения: $S=0,05-0,2$ мм/об; $t=0,1-0,5$ мм; $H=HRC=30-68$; $h_3=0,1-0,5$ мм; $l_f=0,2-0,4$ мм; $r=0,6-1,0$ мм. При $\gamma=-10^\circ$; $\alpha=\alpha_1=10^\circ$; $\varphi=40^\circ$; $\varphi_1=20^\circ$; $\lambda=0^\circ$.

Тепловые явления. Теплота является одной из главных физических характеристик процесса обработки любого материала, т.к. от нее зависит оптимальная скорость резания, производительность процесса и себестоимость обработки. Большую роль играют тепловые явления и при обработке неоднородных материалов. Из-за наличия различного вида дефектов в срезаемом слое температура резания является переменной в процессе резания, принимает высокие значения и зачастую подчиняется хаотическим (неуправляемым) закономерностям.

Наличие дефектов в неоднородном материале приводит к образованию множества дополнительных концентраторов тепла, препятствующих нормальному теплообмену и теплопередаче при резании. Колебательные нагрузки при обработке таких материалов вызывают термоциклические и случайные изменения тепловых потоков, приво-

дящих к быстрому износу режущего инструмента.

При обработке неоднородных материалов дополнительными микроисточниками теплообразования является внутреннее трение между дефектными частицами материала, которое превращается во внешнее трение отдельных элементов срезаемого слоя.

Установлено, что из-за множества различных дефектов в неоднородном материале тепловые потоки являются нестационарными. Поэтому для расчета температуры резания и температур отдельных элементов режущего инструмента и обрабатываемой заготовки надо пользоваться эмпирическими зависимостями, полученными при обработке конкретных материалов с определенной неоднородностью.

Экспериментальное определение температуры резания при точении неоднородных материалов резцами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора следует проводить с использованием метода искусственной хромель-алюмилевой термопары с толщиной проволочек 0,1-0,2 мм, встроенной в отверстие режущего инструмента. Такие отверстия лучше всего выполнять с помощью луча лазера с последующим ультразвуковым рассверливанием алмазной пастой.

На рис.3.12 показана схема крепления термопары в заготовке гексанита-Р и схема регистрации термопары в определенной точке инструмента.

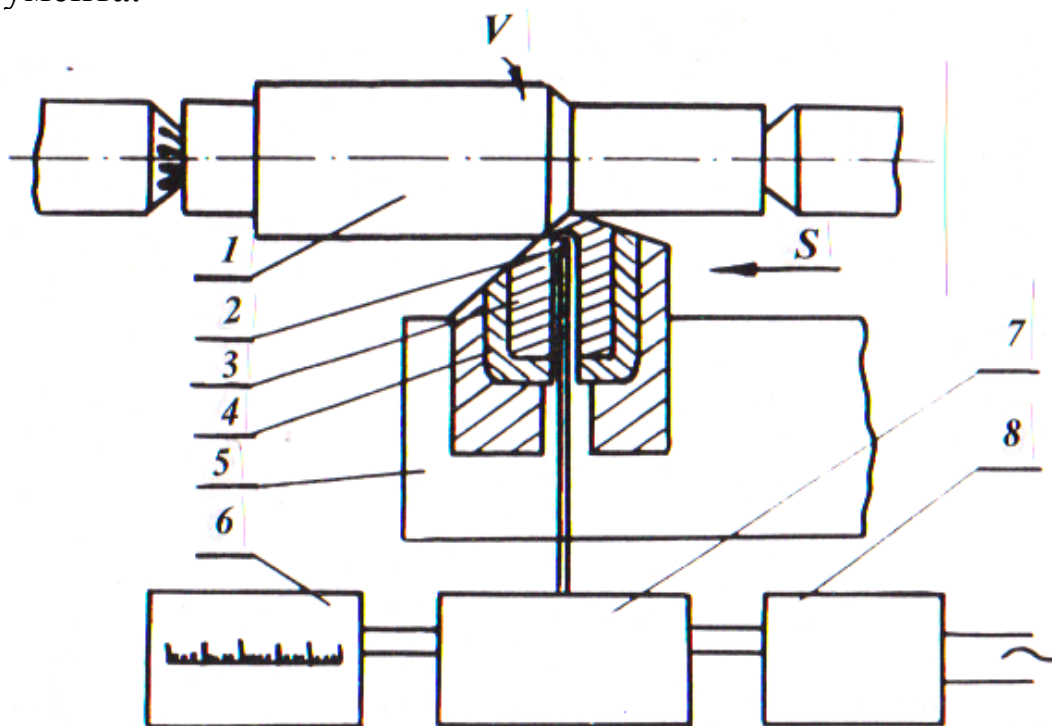


Рис. 3.12. Схема измерения температуры нагрева инструмента: 1 – обрабатываемая деталь; 2 – спай термопары; 3 – режущий элемент из гексанита-Р; 4 – резцовый блок; 5 – резцедержатель; 6 – показывающий двухкоординатный осциллограф; 7 – компенсационный усилитель постоянного тока; 8 – стабилизатор.

Тарирование искусственных термопар обычно осуществляется в индукционном нагревателе, температура которого контролируется ртутным термометром до 700°С и контрольной термопарой до 1500°С.

Координаты размещения термопары в заготовке режущего инструмента можно определять с помощью длиномера ИЗВ-21 с точностью до 0,001 мм.

Важным при определении истинной температуры резания и температурных полей является точное определение градиента температур и установление его зависимости от температуры и материала инструмента.

В табл.3.3 приведены температурные градиенты в заготовках из гексанита-Р при чистовом точении неоднородного наплавленного материала.

Таблица 3.3

Температурные градиенты в заготовках из гексанита-Р

Интервал температур, °С						
500-600	600-700	700-800	800-900	900-1000	1000-1100	до 1200
Температурные градиенты, град/мм						
140	150	170	200	240	290	360

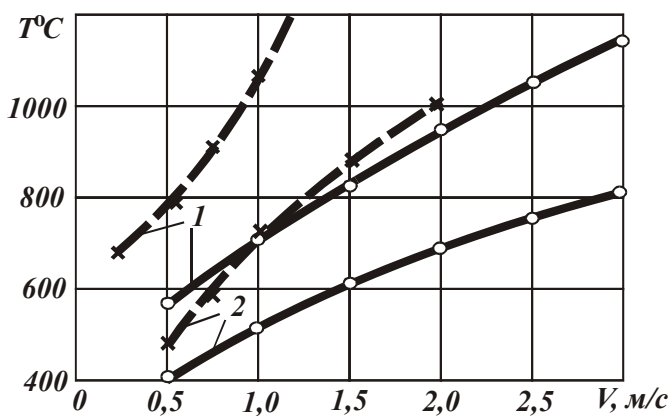


Рис. 3.13. Влияние скорости резания на температуру резания при точении материалов, наплавленных проволоками: 1 – ПП-Нп-10Х14Т; 2 – Нп-30ХГСА резцами из гексанита-Р (0—0) и резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) при $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,3$ мм и $h_3 = 0,3$ мм.

Из табл. 3.3 видно, что температурный градиент сверхтвердого материала гексанита-Р в большой мере зависит от температуры, при которой он измерялся. Поэтому это свойство необходимо учитывать при определении температуры резания в неоднородном материале по установленному градиенту экстраполяцией в любую точку заготовки резца. На рис. 3.13 показано влияние скорости резания на среднюю температуру резания при чистовом точении неоднородных материалов,

наплавленных проволоками Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанита-Р и твердого сплава Т15К6. Как видим, при точении од-

ного и того же материала резцами из твердого сплава во всем интервале изменения скорости резания от 0,2 до 5,0 м/с средняя температура резания на 20-30% больше, чем при точении резцами из сверхтвердого материала гексанита-Р. Это связано с меньшими коэффициентами трения гексанита-Р с обрабатываемыми материалами, большей его теплопроводностью, в результате чего температуры на контактных площадках ниже.

Из рисунка видно, что величина температуры резания зависит от обрабатываемого материала, в том числе и от его однородности. Так, при точении материала, наплавленного порошковой самозащитной проволокой ПП-Нп-10Х14Т с большой степенью неоднородности, величина температуры резания увеличивается с увеличением скорости резания в значительно большей мере, чем при точении материала, наплавленного проволокой средней твердости с меньшей степенью неоднородности. При этом увеличение температуры резания с увели-

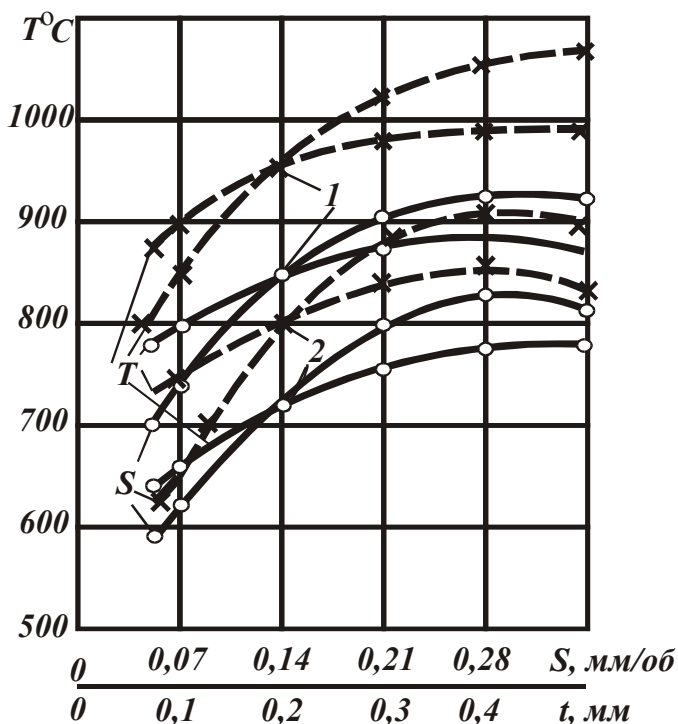


Рис. 3.14. Влияние подачи S (мм/об) и глубины резания t (мм) на среднюю температуру резания при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками ПП-Нп-10Х14Т (1) и Нп-30ХГСА (2) резцами из твердого сплава Т15К6 (X --- X) и из гексанита-Р (0—0) при $V_x = 0,8$ и $1,2$ м/с; $V_0 = 1,8$ и $2,3$ м/с; $h_3 = 0,2$ мм.

чением скорости резания больше наблюдается при точении резцами из твердого сплава Т15К6, что связано с его мгновенным износом при точении неоднородных твердых наплавов на высоких скоростях резания, т.е. при высокой переменной температуре резания, превышающей его теплостойкость.

При чистовой обработке неоднородных материалов влияние подачи и глубины резания на среднюю температуру резания аналогично их влиянию при точении однородных материалов. Однако, колебательные нагрузки при этом процессе приводят к термоциклическому воздействию температуры и увеличенному термоусталостному износу режущего инструмента.

На рис. 3.14 показано влияние подачи и глубины резания на

среднюю температуру резания при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками ПП-Нп-10Х14Т и Нп-30ХГСА, резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р. Из рисунка видно, что степень влияния подачи и глубины резания на среднюю температуру меньше, чем влияние скорости резания. Поэтому величину подачи и глубину резания при чистовой обработке неоднородных материалов следует выбирать максимальными из условия обеспечения требуемой шероховатости обработанной поверхности и с учетом того, что их увеличение вызывает и увеличение колебательных нагрузок, которые приводят к ускоренному износу режущих инструментов.

При точении неоднородных материалов увеличение износа резца оказывает значительное влияние на среднюю температуру резания. Это вызвано как увеличением сил трения на задних поверхностях резца, так и увеличением степени деформации стружки в процессе резания.

На рис. 3.15 показано влияние износа резцов из твердого сплава

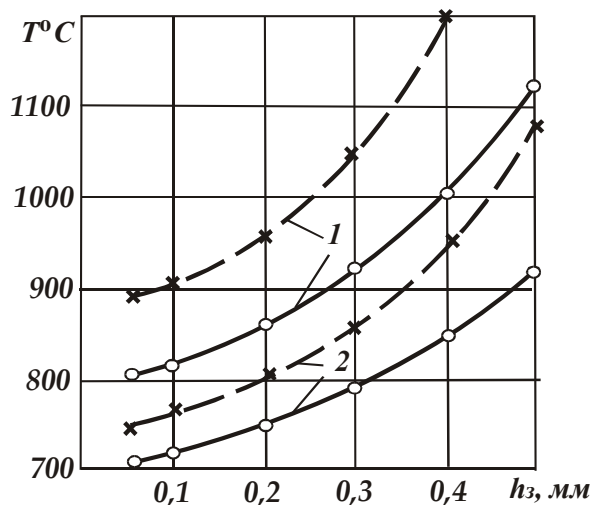


Рис. 3.15. Влияние износа резца по задней поверхности на среднюю температуру резания при чистовом точении материалов, наплавленных проволоками: 1 – ПП-Нп-10Х14Т и 2 – Нп-30ХГСА резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) и резцами из гексанита-Р (0—0) при $V_x = 0,8$ и $1,2$ м/с; $V_0 = 1,8$ и $2,3$ м/с; $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,3$ мм.

Т15К6 и из гексанита-Р на среднюю температуру резания при чистовом точении различных неоднородных материалов, наплавленных проволоками Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т. Из приведенных графиков видно, что износ резцов по-разному влияет на температуру резания. При точении материалов большей твердости с большей неоднородностью степень влияния износа на температуру резания возрастает, что обусловлено увеличением удельной работы резания и удельной работы стружкообразования.

С увеличением твердости одного и того же неоднородного материала при точении резцами из любого инструментального материала увеличиваются все

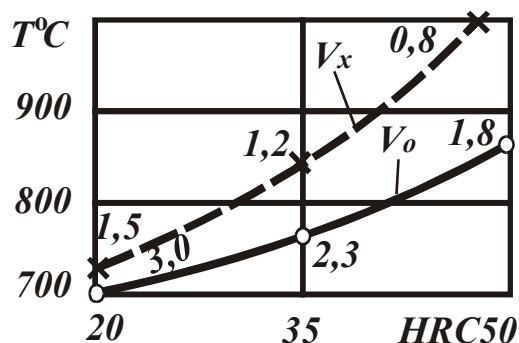


Рис. 3.16. Влияние твердости неоднородного наплавленного материала Нп-30ХГСА на температуру резания при чистовом точении резцами из Т15К6 (X --X) и из гексанита-Р (0—0) при различных скоростях резания и $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,3$ мм и $h_3 = 0,3$ мм.

составляющие силы резания и больше сказывается влияние неоднородности материала, увеличивается работа стружкообразования и удельная работа резания, что в конечном итоге приводит к увеличению средней температуры резания и к большему влиянию ее колебаний на стойкость инструментов.

На рис. 3.16 показано влияние твердости неоднородного наплавленного материала Нп-30ХГСА на среднюю температуру резания при чистовом точении резцами из твердого сплава Т15К6 и резцами из гексанита-Р. Из рисунка видно, что увеличение твердости наплавленного материала

приводит к интенсивному увеличению температуры резания.

Общую зависимость средней температуры резания от рассмотренного ряда параметров можно выразить следующей эмпирической зависимостью:

$$\Theta^0 C = C_{\Theta} \cdot V^{x_{\Theta}} \cdot S^{y_{\Theta}} \cdot t^{z_{\Theta}} h_3^{u_{\Theta}} \cdot H^{H_{\Theta}} \cdot \prod_{i=1}^n K_i.$$

Таблица 3.4

Значения коэффициентов и показателей степени для определения средней температуры резания при чистовом точении неоднородных материалов резцами из гексанита-Р

Марка материала	C_{Θ}	X_{Θ}	Y_{Θ}	Z_{Θ}	U_{Θ}	H_{Θ}
Нп-30ХГСА	643,6	0,31	0,13	0,07	0,14	0,18
Нп-12Х18Н9Т	664,2	0,45	0,16	0,09	0,18	0,28
ПП-Нп-25Х5ФМС	799,2	0,42	0,14	0,09	0,17	0,20
ПП-Нп-10Х14Т	617,4	0,42	0,15	0,08	0,16	0,22
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	528,5	0,50	0,16	0,10	0,19	0,26
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	698,3	0,46	0,15	0,09	0,17	0,21
Нл-65Г	596,2	0,44	0,15	0,08	0,16	0,24

Значения всех показателей степени и коэффициентов для ряда неоднородных материалов, которые выбраны в качестве представителей различных групп, полученные на основании проведенных однофакторных экспериментов, сведены в табл. 3.4.

3.2. ЧЕРНОВАЯ ОБРАБОТКА И ЕЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Неоднородность обрабатываемого материала оказывает большое влияние на физико-механические характеристики процесса резания, которые в свою очередь оказывают решающее влияние на работоспособность режущего инструмента и обрабатываемость материалов.

При черновой обработке неоднородных материалов лезвийными инструментами основной характеристикой работоспособности режущих инструментов является их износостойкость, которая выражается следующими величинами: относительным поверхностным износом - h_{on} ; оптимальным относительным поверхностным износом - h_{ono} ; радиальным износом - h_p ; износом по задней поверхности инструмента - h_z ; максимальной стойкостью инструмента - T_m ; размерной стойкостью инструмента - T_p ; оптимальной размерной стойкостью инструмента - T_{op} ; величиной оптимального максимального пути резания - L_{om} ; оптимальной (максимальной) площадью, обработанной за период максимальной стойкости - Π_o ; оптимальным максимальным объемом съема материала за период максимальной стойкости - Q_o ; наибольшим числом деталей (шт.), которое можно обработать за период максимальной стойкости $Ч_o$.

Наилучшей работоспособностью будет обладать тот инструментальный материал, при обработке которым будут наибольшие величины характеристик работоспособности по стойкости и наименьшие по износу или наилучшие их сочетания [135, 140].

При черновой обработке неоднородных материалов, которые имеют макронеровности на наружной поверхности, контактные нагрузки на передней поверхности инструмента будут колебаться с большой амплитудой и частотой, зависящей как от величины макронеровностей, так и от физико-механических свойств срезаемого слоя и характеристик его неоднородности.

Поэтому при черновой обработке неоднородных материалов следует определять максимальное и минимальное контактное напряжение, а также частоту их колебаний.

Максимальное значение контактной нагрузки q_N можно определить как величину ударного импульса от максимальной макронеровности, отнесенного к площади среза, что значительно увеличивает контактную нагрузку на режущую кромку инструмента:

$$q_{N_{max}} = \frac{P_{z_{max}}}{a \cdot b}.$$

Минимальные значения контактных нагрузок определяются по отношению значений минимальной силы $P_{z_{min}}$, т.е. в углублении макронеровности, к площади контакта стружки с передней поверхностью резца:

$$q_{N_{min}} = \frac{P_{z_{min}}}{f_k}.$$

Разность между максимальной и минимальной контактной

нагрузкой будет определять величину колебания контактной нагрузки при обработке данного неоднородного материала с учетом его характеристик неоднородности.

Приближенный теоретический расчет максимальных и минимальных контактных давлений можно произвести из рассмотрения условия устойчивости системы колебательных сил, действующих в зоне

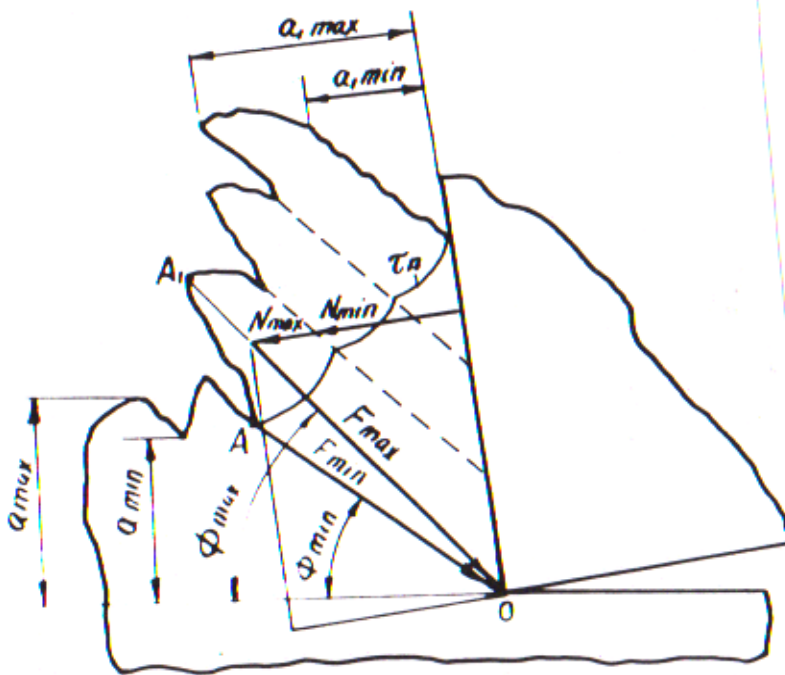


Рис. 3.17. Схема к расчету взаимосвязи контактных нагрузок с силами стружкообразования при черновом точении неоднородных материалов.

резания на переменную плоскость сдвига (рис. 3.17):

$$q_{N_{max}} = \frac{\tau_{\varphi}}{\sin \varphi_{min} \cdot \cos(\varphi_{min} - \gamma)} - q_F \frac{\sin(\varphi_{min} - \gamma)}{\cos(\varphi_{min} - \gamma)};$$

$$q_{N_{min}} = \frac{\tau_{\varphi} \cdot a_{max}}{l \cdot \sin \varphi_{max} \cdot \cos(\varphi_{max} - \gamma)} - q_F \cdot \operatorname{tg}(\varphi_{max} - \gamma).$$

Из приведенных зависимостей максимальных и минимальных контактных давлений от переменных технологических параметров видно, что контактные давления при обработке неоднородных мате-

риалов являются также переменными величинами, зависящими от величины макронеровностей, изменения угла сдвига φ и переднего угла резца. Из-за наличия самых разнообразных макронеровностей и внутренних дефектов, распределение контактных нагрузок при черновой обработке неоднородных материалов будет переменным и не будет подчиняться закономерному распределению по передней поверхности.

Точное определение мгновенных контактных нормальных и касательных напряжений и нагрузок при резании неоднородных мате-

риалов может быть выполнено только экспериментальным путем с определением составляющих сил резания и их последующим детальным анализом.

Переменные, колебательные контактные нагрузки и напряжения на передней поверхности инструментов приведут к большему влиянию на характеристики работоспособности инструментов при резании неоднородных материалов, чем при резании сплошных однородных материалов.

Одной из основных характеристик работоспособности инструментов при черновой обработке неоднородных материалов будет относительный поверхностный износ резца по задней поверхности, т.к. при этом процессе равномерный износ инструмента не является определяющим.

Относительный поверхностный износ по задней поверхности определяется

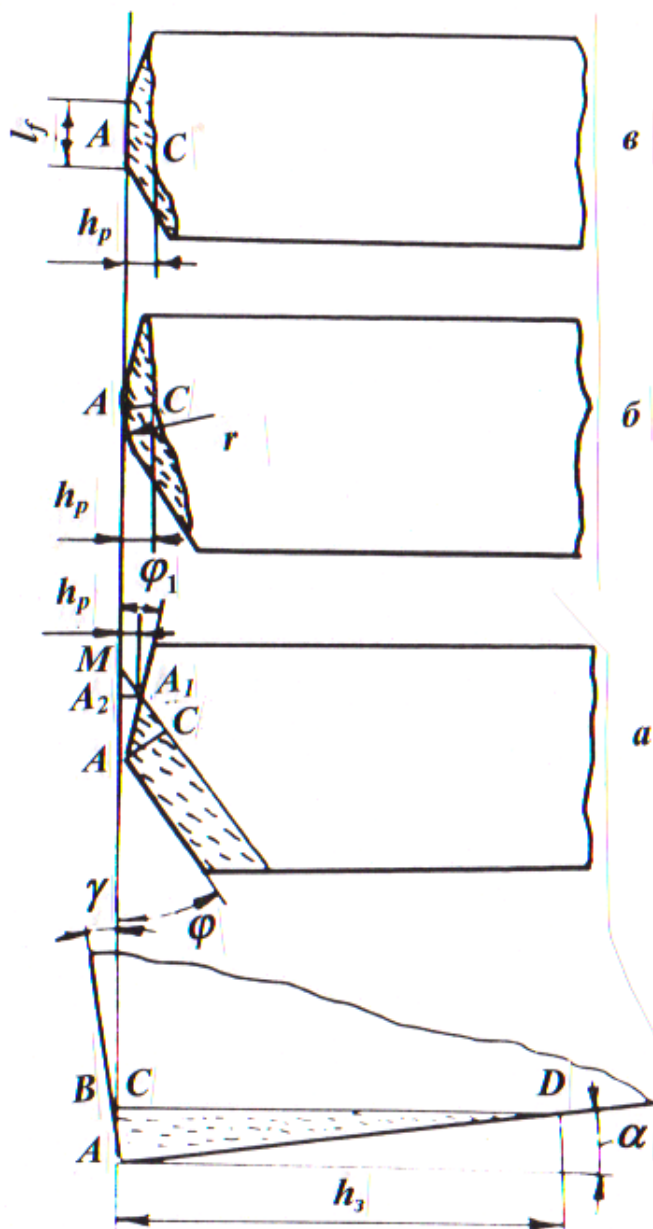


Рис. 3.18. Схема к расчету зависимости радиального износа резца и его износа по задней поверхности.

$$h_{\text{онз}} = \frac{h_3 \cdot c \cdot p \cdot \sqrt{K^2 - 2K \cdot \sin \gamma + 1 \cdot \sin \varphi}}{6\lambda \cdot \cos \gamma \cdot P_e \cdot T_M}.$$

Из этой формулы видно, что оптимальный поверхностный износ зависит от постоянных и переменных величин, зависящих от степени неоднородности срезаемого слоя.

Для острозаточенных резцов существует теоретическая зависимость радиального износа резца от величины его износа по задней поверхности, рис. 3.18.

$$h_p = \frac{h_3}{(\operatorname{ctg} \alpha + \operatorname{ctg} \gamma) \cdot (\operatorname{ctg} \varphi + \operatorname{ctg} \varphi_1) \cdot \sin \varphi}.$$

Для резцов с радиусом при вершине, который при износе резца превращается в площадку износа, параллельную обработанной поверхности, и с зачистным лезвием при вершине, параллельным обработанной поверхности, его можно определить так:

$$h_p = \frac{h_3 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \gamma}{\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \gamma}.$$

Таким образом, при обработке неоднородных материалов рез-

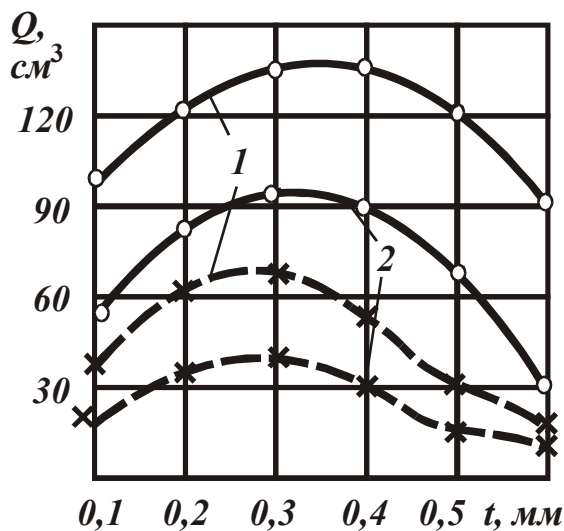


Рис. 3.19. Влияние глубины резания на объем съема неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 — Нп-30ХГСА; 2 — ПП-Нп-10Х14Т при черновом точении резцами из Х ---Х твердого сплава Т15К6 и 0—0 гексанита-Р при $V_0 = 1,5$ м/с; $V_x = 0,5$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $h_3 = 0,6$ мм.

цами из сверхтвердых материалов, имеющих при вершине радиус или зачистное лезвие, теоретически взаимосвязь между радиальным и износом по задней поверхности определяется только передним и главным задним углом. Поэтому от неоднородности обрабатываемого материала они находятся в прямо пропорциональной зависимости и изменяются точно также, как и относительный поверхностный износ.

Одной из наиболее точных характеристик процесса черновой обработки неоднородных материалов, которая может осуществляться за несколько проходов (и при этом необходимо оптимизировать глубину резания), является

объем срезанного материала, который определяется в зависимости от элементов режима резания и стойкости инструмента:

$$Q = T \cdot V \cdot S \cdot t, \text{ мм}^3.$$

Эта характеристика процесса черновой обработки может служить для определения вида наиболее производительной операции черновой обработки неоднородного материала.

На рис. 3.19 графики зависимости объема срезанного материала от глубины резания при черновом точении неоднородных материалов, наплавленных проволокой Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанита-Р. Как видим, зависимости носят экстремальный характер при выбранных скоростях резания и подачах. Поэтому эта характеристика черновой обработки неоднородных материалов может быть оптимизирована и тем самым определена оптимальная глубина резания при которой работоспособность режущего инструмента будет максимальной с наибольшей производительностью процесса.

Следует заметить, что при выборе характеристики черновой обработки необходимо учитывать влияние на нее всех характеристик неоднородности обрабатываемого материала.

3.3. ЧИСТОВАЯ ОБРАБОТКА

При чистовой обработке деталей машин из неоднородных материалов необходимо добиваться требуемой точности формы и размеров деталей, а также требуемого качества обработанных поверхностей и слоев для достижения высоких эксплуатационных характеристик изделий.

Из-за наличия различного рода дефектов в неоднородных материалах при чистовой обработке резанием всегда будут переменными силы и температура резания, оказывающие основное влияние на получение требуемого качества обработанной поверхности. Колебания контактных нагрузок при резании неоднородных материалов будут приводить к увеличению высоты микронеровностей обработанной поверхности. Нестабильность физико-механических свойств срезаемого слоя также приведет к возникновению колебательных нагрузок и увеличению шероховатости обработанной поверхности в основном по высоте. Шаговые характеристики шероховатости будут принимать увеличенные значения из-за быстрого изменения износа режущего инструмента по задней поверхности.

При чистовой обработке неоднородных материалов инструментами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора отклонения микрогеометрии обработанной поверхности от расчетной должны быть значительно меньше, чем при обработке в аналогичных условиях инструментами из твердых сплавов и быстрорежущих сталей.

Физическое состояние окончательно обработанной поверхности оценивается глубиной и степенью наклепа, остаточными напряжениями, параметрами тонкой структуры металла (размерами блоков и плотностью дислокаций). Все эти характеристики качества обработки зависят от контактных явлений в зоне резания, интенсивности и величины износа режущего инструмента, а также от величины и характера неоднородности обрабатываемого материала.

Минимальной интенсивности износа режущих инструментов, которая наблюдается при оптимальной скорости резания, должны соответствовать и минимальная глубина, степень наклепа, степень деформации металла в поверхностном слое, т.е. остаточные напряжения и плотность дислокаций.

Суммарные остаточные напряжения в обработанном поверхностном неоднородном слое определяются алгебраической суммой остаточных напряжений от предыдущей обработки, температурных, силовых и напряжений от структурных и фазовых превращений:

$$\sigma_0 = \sigma_n + \sigma_T + \sigma_c + \sigma_{стр} + \sigma_{фаз}.$$

На величину суммарных остаточных напряжений будут оказывать большое влияние нестабильность материала по твердости и неоднородность по химическому составу, а наличие в неоднородном материале внутренних микродефектов будет приводить к концентрации остаточных напряжений и их неравномерному распределению по сечению обработанного слоя.

Таким образом, физическое состояние обработанного неоднородного слоя материала зависит от способа получения неоднородного материала, элементов режима резания, предшествующей обработки, физико-механического состояния обрабатываемого слоя, инструментального материала, применяемой СОЖ и других условий протекания процесса обработки.

Определив период стойкости, обеспечивающий требуемое качество обработки неоднородного материала, определяют оптимальную скорость резания, при которой будет достигнута оптимальная стойкость режущего инструмента.

На рис. 3.20 представлены графические зависимости стойкости

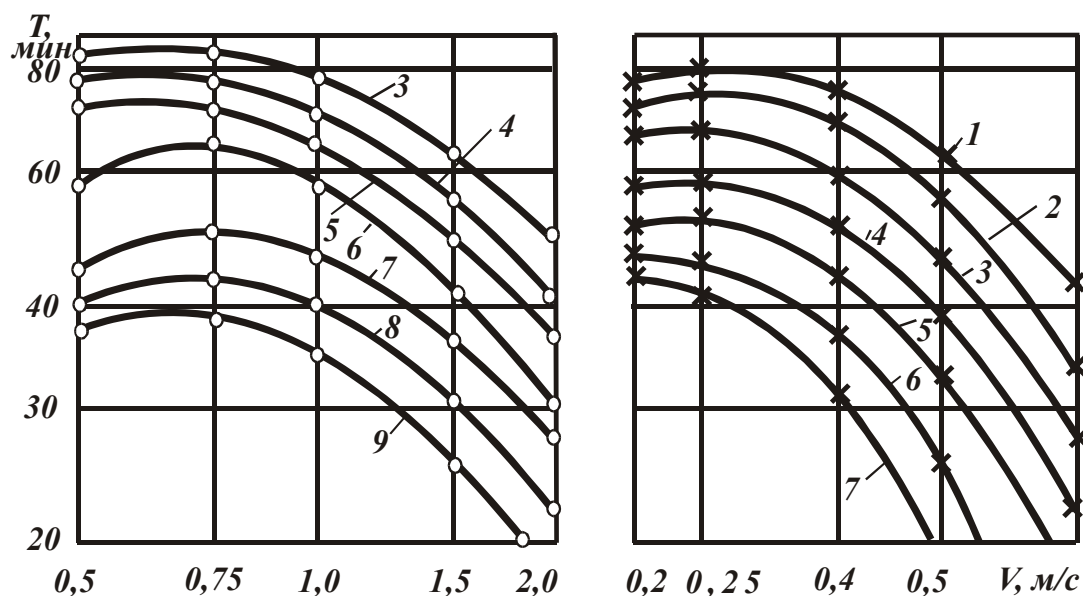


Рис. 3.20. Влияние скорости резания на стойкость резцов при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 8 – ПП-Нп-250Х10Б8С2Т и лентой 9 – Нл-65Г. (X --- X) твердый сплав Т15К6; (0—0) гексанит-Р; при $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

резцов из гексанита-Р и твердого сплава Т15К6 при чистовом точении ряда неоднородных материалов, наплавленных различными проволоками. Как видим, стойкость резцов из гексанита-Р в 4-5 раз выше, чем стойкость резцов из твердого сплава при одинаковых условиях процесса. Кроме того, наибольшая стойкость резцов из твердого сплава и гексанита-Р наблюдается в узком скоростном интервале, т.е. каждый обрабатываемый неоднородный материал имеет свой оптимальный интервал скоростей резания, в котором наблюдается наибольшая стойкость того или иного режущего инструментального материала.

Различный характер и величина максимальной стойкости резцов из различных инструментальных материалов объясняются в основном влиянием неоднородности срезаемого слоя, которая приводит к нестационарности процесса резания и неодинаковому его влиянию на работоспособность инструментов.

На рис. 3.21 представлены графические зависимости пути резания от скорости резания при чистовом точении тех же неоднородных материалов резцами из твердого сплава Т15К6 и гексанита-Р. Зависимости носят такой же экстремальный характер, как и зависимости стойкости от скорости резания. Однако эти зависимости дают больше информации о работоспособности инструментальных материалов и

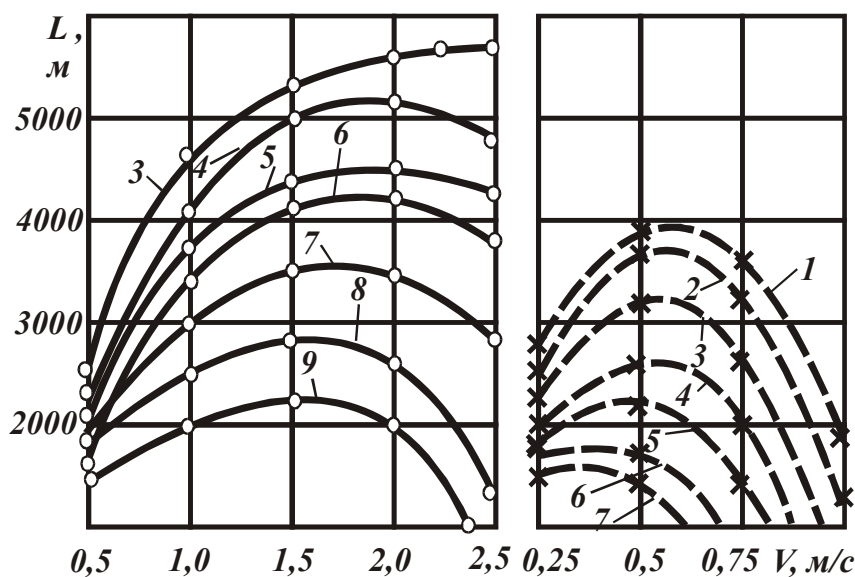


Рис. 3.21. Влияние скорости резания на путь резания при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 8 – ПП-Нп-250Х10Б8С2Т и наваренного лентой Нл-65Г – 9. Резцы из гексанита-Р (0—0) и твердого сплава Т15К6 (X ---X) при $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

производительности процесса обработки.

Узкий диапазон оптимальных скоростей резания при чистовом точении неоднородных материалов резцами из гексанита-Р требует определения в каждом случае зависимости пути резания от скорости резания. В определенном интервале скоростей резания, где наблюдается максимальный путь резания, следует

назначать наиболее выгодную оптимальную скорость резания. При всех постоянных других параметрах процесса резания, путь резания, т.е. работоспособность инструмента, имеет также экстремальную зависимость от толщины среза. Например, при чистовом точении неоднородных наплавленных материалов Нп-30ХГСА, ПП-Нп-10Х14Т и наваренного лентой Нл-65Г, максимальный путь резания наблюдается при толщинах среза 0,15; 0,1; и 0,07 мм соответственно.

3.4. РАБОТОСПОСОБНОСТЬ РЕЗЦОВ

Основной характеристикой работоспособности инструментов из различных материалов при точении неоднородных материалов является износ режущих элементов, который происходит в основном по задним поверхностям.

Скорость износа и стойкость режущего инструмента при черновой обработке неоднородных материалов зависят от: элементов ре-

жима резания; физико-механических свойств срезаемого слоя и его неоднородности (но больше всего – от макронеровностей на его поверхности); материала и режущих свойств инструмента; геометрии заточки режущего инструмента; способа получения неоднородного материала; вида операции; размеров обрабатываемой детали; точности и жесткости станка; от вида применяемой СОЖ и других условий обработки.

Стойкость режущего инструмента в зависимости от элементов режима резания при черновой обработке неоднородных материалов приближенно можно определить в общем виде по полному уравнению Тейлора, но с учетом неоднородности срезаемого слоя:

$$T = \frac{C_V^m \cdot \left(\prod_{i=1}^n K_{Vi} \right)^{\frac{1}{m}}}{V^{\frac{1}{m}} \cdot S^{\frac{Y_V}{m}} \cdot t^{\frac{X_V}{m}} \cdot K_H^{\frac{1}{m}}}.$$

В данной зависимости, кроме коэффициентов, учитывающих физико-механические свойства неоднородного материала C_V и все другие условия обработки K_{Vi} , характерные для обработки сплошных однородных материалов, введен коэффициент неоднородности срезаемого слоя материала K_H , учитывающий только те характеристики неоднородности, которые находятся в срезаемой части материала. Чем меньше величина этого общего коэффициента неоднородности, тем больше будет стойкость режущего инструмента, особенно при обработке неоднородных материалов высокой твердости.

Из элементов режима резания наибольшее влияние на стойкость, а следовательно, и на скорость изнашивания режущего инструмента, оказывает скорость резания, т.к. от нее зависит величина ударного импульса при срезе макронеровностей неоднородного слоя и температура в зоне резания. Затем, в порядке убывания - подача и глубина резания.

Влияние неоднородности срезаемого слоя на стойкость режущего инструмента в основном сказывается на влиянии макронеровностей и внутренних дефектов, которые приводят к колебательным нагрузкам на передней поверхности режущего инструмента, переменным воздействиям тепловых явлений, что вызывает термоусталостный износ поверхностных слоев режущего инструмента.

Наличие макронеровностей на неоднородном срезаемом слое

материала, закономерность влияния, которых на износ и стойкость инструмента отсутствует, заметно особенно при обработке неоднородных материалов высокой твердости.

Чем большей твердостью обладает неоднородный материал, тем ниже стойкость режущего инструмента. Между скоростью резания при постоянной стойкости режущих инструментов из твердых сплавов и твердостью срезаемого неоднородного слоя материалов существует связь, выраженная зависимостью

$$V_T = \frac{C_V}{(HRC)^n \cdot K_{HT}},$$

где K_{HT} - коэффициент неустойчивости неоднородного материала по твердости.

Влияние материала режущей части инструмента на его стойкость зависит от физико-механических свойств инструментального материала и, прежде всего, от сочетания твердости, прочности на изгиб и теплостойкости. Высокие значения всех этих свойств приведут к высокой или повышенной износостойкости режущего инструментального материала и при обработке неоднородных материалов.

При черновой обработке неоднородных хрупких материалов преимущество необходимо отдавать твердым сплавам с высоким пределом прочности на изгиб, а также мелкозернистым и особомелкозернистым сплавам, которые при колебательных контактных нагрузках должны изнашиваться меньшими блоками, что приводит к большей их стойкости. Из сверхтвердых инструментальных материалов для черновой обработки неоднородных материалов следует выбирать СТМ с вюрцитоподобной структурой, имеющие при меньшей микротвердости довольно высокий предел прочности на изгиб при высокой теплостойкости. Однако, при наличии больших макронеровностей ($\Delta > 1$ мм) на поверхностном слое неоднородного материала высокой твердости применять СТМ на основе нитрида бора нецелесообразно, т.к. большие колебательные нагрузки приведут к разрушению не только режущих кромок, но и всего элемента из СТМ. Отсутствие средства сверхтвердых материалов на основе нитрида бора с обрабатываемыми неоднородными железосодержащими материалами должно также приводить к повышению стойкости лезвийных инструментов.

Опытами установлено, что инструментальный материал хорошо

сопротивляется термическим ударам только в том случае, если он обладает высокой теплопроводностью, теплостойкостью, прочностью на изгиб и имеет низкий коэффициент теплового расширения. В зависимости от температуры резания твердость инструментальных материалов изменяется в больших пределах.

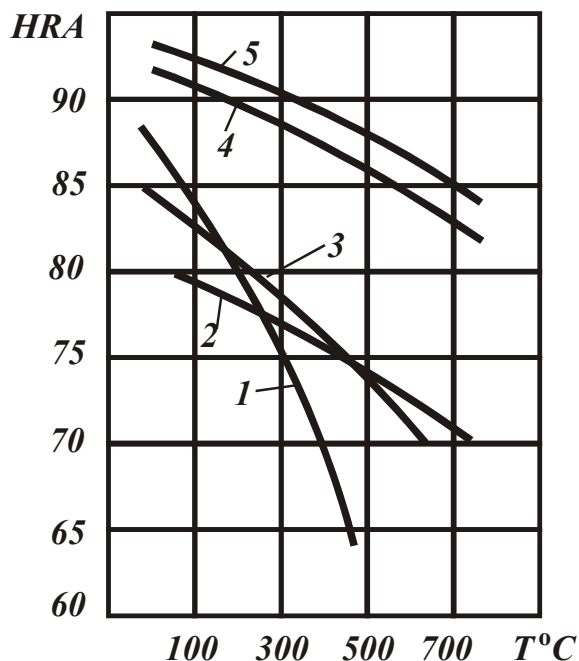


Рис.3.22. Влияние температуры резания на твердость инструментальных материалов: 1 – углеродистая инструментальная сталь; 2 – литой сплав; 3 – быстрорежущая инструментальная сталь; 4 – металлокерамический твердый сплав; 5 – минералокерамический твердый сплав;

На рис. 3.22 приведены графики изменения твердости различных инструментальных материалов с увеличением температуры нагрева. Как видим, при больших значениях температуры высокая твердость сохраняется у инструментов из СТМ на основе нитрида бора, затем минералокерамики и металлокерамики, а инструментальные материалы из быстрорежущих сталей теряют свою твердость при низких значениях температур. Поэтому при обработке неоднородных материалов высокой твердостью инструменты из быстрорежущих сталей можно применять только при низких скоростях резания, например, многозубые инструменты для резьбо- и зубообработки, протяжки, метчики и т.д.

Влияние геометрии режущего инструмента на его стойкость при обработке неоднородных материалов сказывается в основном при изменении переднего и задних углов, от величины которых зависит теплоотвод и прочность режущей части, которая будет испытывать колебательные нагрузки.

При обработке каждого неоднородного материала должно существовать определенное сочетание величин углов γ , α , φ и φ_1 , при котором неоднородность обрабатываемого материала будет оказывать на стойкость инструмента наименьшее влияние.

С целью увеличения прочности режущего клина, воспринимающего ударные и колебательные нагрузки, величину переднего угла

при резании неоднородных материалов всегда следует принимать отрицательной, но при больших значениях отрицательного переднего угла резко увеличивается нагрузка, т.к. ухудшаются условия стружкообразования. Увеличение задних углов резца обычно приводит к ослаблению прочности режущего клина, что снижает стойкость инструмента.

При наличии больших макронеровностей на поверхности неоднородного срезаемого слоя следует применять инструменты, имеющие положительный угол наклона главной режущей кромки, что способствует увеличению стойкости инструмента.

Влияние смазочно-охлаждающей жидкости на стойкость инструментов при черновой обработке неоднородных материалов особенно эффективно при применении инструментов из быстрорежущих сталей, когда необходимо снизить влияние температуры резания на изменение горячей твердости инструмента. Наибольшая эффективность применения СОЖ будет наблюдаться при обработке неоднородных материалов типа вязких сталей и сильно упрочняющих материалов, к которым относятся жаропрочные и нержавеющие стали и сплавы. Наименьшая эффективность применения СОЖ будет при обработке неоднородных материалов высокой твердости типа наплавов порошковыми проволоками с большими макронеровностями на поверхности.

При обработке неоднородных материалов эффективность применения СОЖ целесообразно выражать коэффициентом, характеризующим повышение пути резания при прочих равных условиях обработки:

$$K_{жс} = \frac{L_{жс}}{L},$$

где $L_{жс}$ - максимальный путь резания с СОЖ, м; L - максимальный путь резания без СОЖ, м.

Работоспособность резцов из различных материалов при черновой обработке, кроме максимального пути резания и объема съема срезанного материала, может быть выражена также максимальной обработанной площадью за один и тот же промежуток времени. Эту характеристику работоспособности режущих инструментов целесообразно определять в зависимости от изменения подачи, т.к. ее изменение более всего влияет на обработанную площадь по такой зависимости:

$$F = T \cdot V \cdot S, \text{ мм}^2.$$

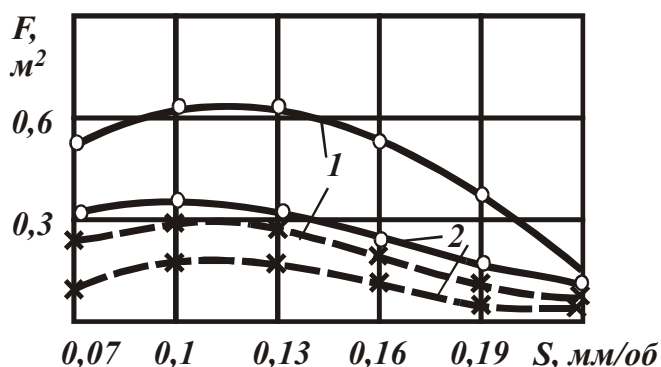


Рис. 3.23. Влияние подачи на обработанную площадь при точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 – Нп-30ХГСА и 2 – ПП-Нп-10Х14Т и резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) и из гексанита-Р (0—0) при $V_0 = 1,5$ м/с; $V_x = 0,5$ м/с; $t = 0,2$ мм; до $h_3 = 0,6$ мм.

На рис.3.23 представлены графики зависимости обработанной площади от подачи при черновом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 и гексанита-Р. Как видим, и в этом случае зависимости имеют экстремальный характер. Это вызывает необходимость при черновых и получистовых проходах оптимизировать такие зависимости и определять максимальную обработанную площадь в за-

висимости от подачи и дальнейшую обработку проводить при этой выбранной подаче.

Оптимальную скорость резания в зависимости от стойкости инструмента при обработке неоднородных материалов можно определить по формуле:

$$V_0 = \frac{C_V \cdot \prod_{i=1}^n K_{Vi}}{T^m \cdot S^{y_V} \cdot t^{x_V} \cdot K_H},$$

где K_H - коэффициент неоднородности срезаемого слоя применительно для каждого отдельно взятого обрабатываемого неоднородного материала, установленный по результатам изучения характеристик неоднородности: химической неоднородности по основным легирующим элементам и содержанию углерода; наличию внутренних микродефектов – микропор и трещин внутри срезаемого слоя, нестабильности физико-механических свойств, особенно по твердости, наличию и характеру распределения макронеровностей на поверхности срезаемого слоя.

Обработка результатов опытов позволила установить значения коэффициентов и показателей степени для расчета оптимальной скорости резания ряда неоднородных материалов при стойкости резцов из гексанита-Р $T = 120$ мин. (табл. 3.5).

Таблица 3.5

Значения коэффициентов и показателей степени для расчета оптимальной скорости резания при чистовом точении неоднородных материалов резцами из гексанита-Р

Марка материала	Твердость, <i>HRC</i>	Коэффициенты и показатели степени				
		C_V	K_H	Y_V	X_V	m
Нп-30ХГСА	33-38	190	3,0	1,05	1,25	1,33
Нп-12Х18Н9Т	35-40	110	3,5	1,3	1,53	0,93
ПП-Нп-25Х5ФМС	35-40	105	3,6	1,1	1,35	0,76
ПП-Нп-10Х14Т	50-55	85	4,8	1,2	1,65	0,91
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	55-60	80	5,6	1,25	1,78	0,96
ПП-Нп-250Х10Б8С 2Т	55-62	71	5,5	1,1	1,37	1,27
Нл-65Г	62-66	72	6,0	1,15	1,65	1,12

Примечание: геометрические параметры резцов: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 16^\circ$; $\varphi = 40^\circ$; $\varphi_1 = 20^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $l_f = 0,2-0,4$ мм; $r = 0,6-1,2$ мм. Пределы изменения: $S = 0,05-0,3$ мм/об; $t = 0,1 \div 0,6$ мм; $HRC = 30-68$ при $T = 120$ мин. Без СОЖ.

3.5. ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Свойство, получившее название “обрабатываемость материалов резанием”, относится к группе технологических свойств металлов, т.е. таких, которые проявляются в особых условиях воздействия на металлы при выполнении различных операций технологического процесса. Обработываемость материала выявляется через деформации и напряжения в зоне резания, силы и температуры резания, износ и стойкость режущего инструмента, производительность обработки и качество обработанной поверхности.

Теоретический анализ и экспериментальные данные показывают, что наиболее объективными характеристиками обрабатываемости металлов при чистовой обработке могут быть оптимальная скорость резания V_0 и относительный поверхностный износ режущего инструмента $h_{онз}$.

По расположению экстремумов поверхностного относительного

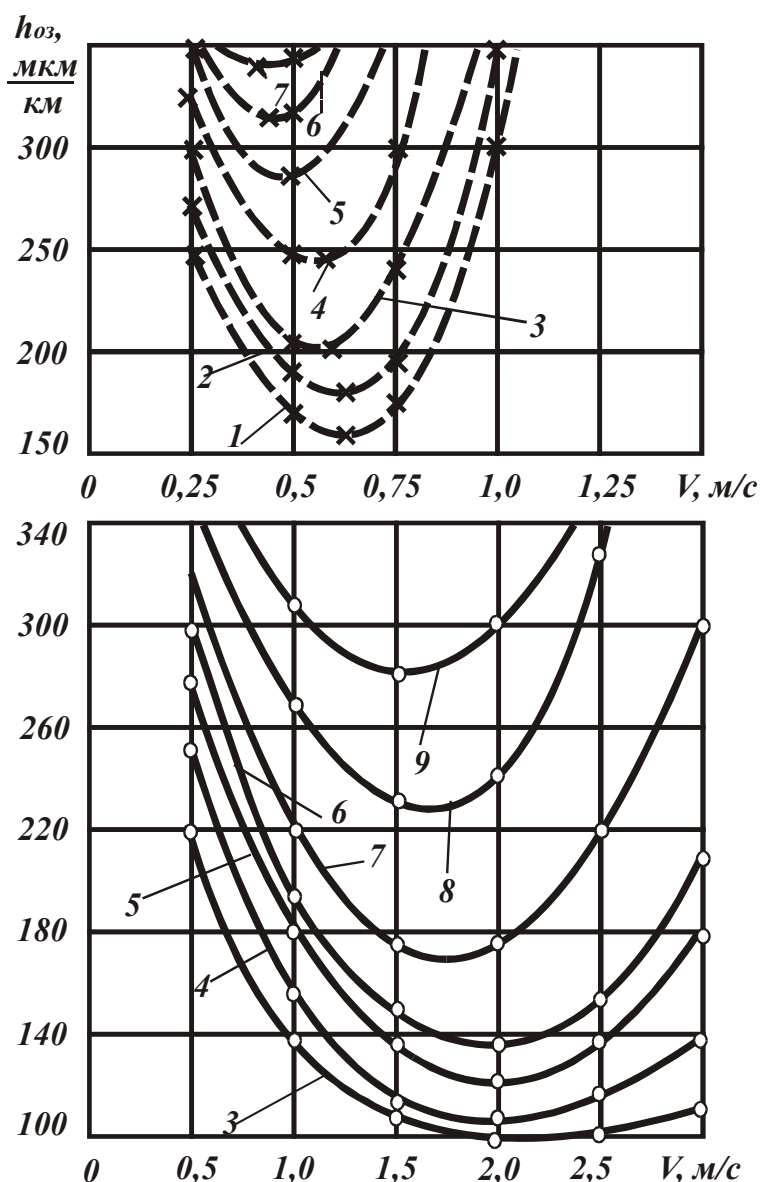


Рис.3.24. Влияние скорости резания на поверхностный относительный износ резцов при чистовом точении неоднородных материалов: 1 – Нп-Св08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 8 – ПП-Нп-250Х10В8С2Т; 9 – Нл-65Г резцами из: твердого сплава Т15К6 (X ---X) и из гексанита-Р (0—0) при $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

износа - $h_{0нз}$ (рис. 3.24) можно судить об обрабатываемости ряда неоднородных материалов резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р. Из графиков видно, что почти все неоднородные материалы на износ резцов оказывают одинаковое по характеру истирающее воздействие, но сильно различное по величине. Кроме того, из рисунка видно, что выбранные представители различных групп неоднородных материалов по-разному влияют на их обрабатываемость резцами из твердого сплава и резцами из гексанита-Р. Так, при их обработке резцами из твердого сплава относительный износ изменяется в сравнении с точением материалов от Нп-Св08 до ПП-Нп-30Х5Г2СМ в 10 раз, а резцы из гексанита-Р

при обработке даже материалов большой твердости имеют малое изменение относительного износа. Графические зависимости относительного поверхностного износа резцов позволяют по минимальному его значению точно определить оптимальную скорость резания при выбранных условиях обработки неоднородного материала. После об-

работки всех зависимостей стойкости резцов из гексани-Р и твердого сплава Т15К6 от изменения скорости резания при чистовом точении ряда представителей ярко выраженных неоднородных материалов, были получены расчетные формулы для определения оптимальной скорости резания - основной характеристики обрабатываемости материалов и выведены коэффициенты относительной обрабатываемости различных неоднородных материалов (табл.3.6).

Таблица 3.6

Расчетные формулы для определения оптимальной скорости резания

Марка материала	Формулы для определения V_0 , м/с		Коэффициент относительной обрабатываемости гексани-Р, m
	Резец из Т15К6	Резец из гексани-Р	
Нп-Св08	$V_0 = 1008,8/T^{1,52}$	—	—
Нп-У8А	$V_0 = 442,2/T^{1,38}$	—	—
Нп-30ХГСА	$V_0 = 216,6/T^{1,27}$	$V_0 = 343,4/T^{1,33}$	1,33
Нп-12Х18Н9Т	$V_0 = 30,4/T^{0,8}$	$V_0 = 59,1/T^{0,93}$	0,93
ПП-Нп-25Х5ФМС	$V_0 = 7,12/T^{0,72}$	$V_0 = 48,1/T^{0,76}$	0,76
ПП-Нп-10Х14Т	$V_0 = 9,8/T^{0,73}$	$V_0 = 44,6/T^{0,91}$	0,91
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	$V_0 = 9,6/T^{0,79}$	$V_0 = 44,35/T^{0,96}$	0,96
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т		$V_0 = 195,7/T^{1,27}$	1,27
Нл-65Г		$V_0 = 58,8/T^{1,12}$	1,12

Примечание: расчетные формулы получены при : $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм и до $h_3 = 0,6$ мм. Геометрия резцов: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 16^\circ$; $\varphi = 40^\circ$; $\varphi_1 = 20^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $l_f = 0,2$ мм; без СОЖ. Стойкость резцов может изменяться $T = 60-120$ мин.

3.6. КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Под характеристиками качества обработанных поверхностей понимаются геометрические отклонения данной поверхности от идеальной или расчетной и физические изменения состояния поверхностного слоя, вызванные контактными явлениями процесса обработки резанием.

Геометрические отклонения данной поверхности от расчетной определяются по макрогеометрическим и микрогеометрическим отклонениям. Под макрогеометрическими отклонениями понимаются

выпуклости, вогнутости, неплоскостности, конусности, бочкообразности цилиндрической поверхности, волнистости и некруглости. Под микрогеометрическими отклонениями понимаются характеристики шероховатости обработанной поверхности в продольном и поперечном направлениях. Эти характеристики регламентируются ГОСТами и поддаются измерению и анализу.

Надежность и долговечность современных машин зависит от качества изготовленных и восстановленных изношенных деталей. Физико-механические характеристики поверхностного слоя определяются изменением его структуры, упрочнением в процессе обработки (наклепом) и остаточными напряжениями, которые оказывают большое влияние на эксплуатационные свойства деталей.

Обработка неоднородных материалов высокой твердости резцами из твердых сплавов на низких скоростях резания, при которых происходит образование нароста, приводит к образованию большой высоты неровностей профиля. Дальнейшее увеличение скорости резания приводит к уменьшению влияния нароста на процесс резания, и высота неровностей профиля уменьшается. Наростообразование при этом процессе обработки неоднородных материалов приводит к экстремальной зависимости параметров шероховатости от изменения скорости резания.

При чистовом точении неоднородных материалов высокой твердости резцами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, которые до некоторой степени инертны по отношению к железосодержащим материалам, зона видимого наростообразования отсутствует, поэтому высота неровностей профиля постоянно уменьшается с увеличением скорости резания. Влияние скорости резания на высоту неровностей профиля при точении резцами из различных инструментальных материалов соответствует или идентично влиянию скорости резания на усадку стружки, коэффициент трения, силы резания и высоту нароста. При обработке неоднородных материалов резцами из твердых сплавов существует зависимость между интенсивностью износа по задней поверхности и высотой неровностей профиля. Установлено также, что при таком точении высота неровностей профиля зависит также от интенсивности размерного износа резца.

Из приведенных зависимостей влияния скорости резания на среднее арифметическое отклонение профиля (рис. 3.25) при чистовом точении ряда неоднородных материалов резцами из твердого

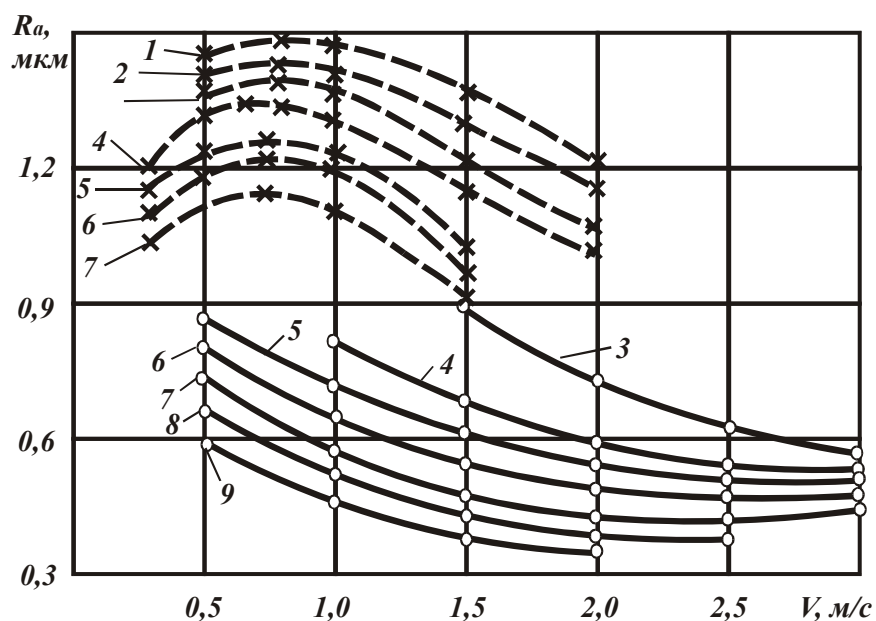


Рис. 3.25. Влияние скорости резания на шероховатость (по R_a) обработанной поверхности при точении неоднородных материалов: 1 – Нп-Св-08; 2 – Нп-У8А; 3 – Нп-30ХГСА; 4 – Нп-12Х18Н9Т; 5 – ПП-Нп-25Х5ФМС; 6 – ПП-Нп-10Х14Т; 7 – ПП-Нп-30Х5Г2СМ; 8 – ПП-Нп-250Х10Б8С2Т; 9 – Нл-65Г резцами из: твердого сплава Т15К6 (X ---X) и из гексанита-Р (0—0) при $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

сплава Т15К6 и из сверхтвердого материала гексанита-Р виден различный характер этого влияния и различные значения величин шероховатости, достигаемых в одинаковых условиях обработки. Кроме того, установлено, что из-за быстрого размерного износа резцов из твердого сплава Т15К6 они не могут обеспечить низкую высоту неровностей профиля на повышенных скоростях резания длительное

время. В то же время резцы из сверхтвердого материала гексанита-Р имеют при высоких скоростях резания повышенную работоспособность при точении неоднородных материалов высокой твердости, поэтому они обеспечивают получение низкой высоты неровностей профиля длительное время.

Подача, как и скорость резания, влияет на производительность процесса и работоспособность инструмента. Однако при чистовой обработке увеличение подачи ограничивается требованиями к шероховатости обработанной поверхности. Установлено, что влияние подачи на высоту неровностей профиля при точении резцами из твердого сплава и гексанита-Р по характеру одинаково, но отличается по величине этого влияния.

На рис. 3.26 приведены зависимости среднего арифметического отклонения профиля от подачи при чистовом точении ряда неоднородных материалов резцами из твердого сплава Т15К6 и гексанита-Р. Как видим, с увеличением подачи высота неровностей профиля

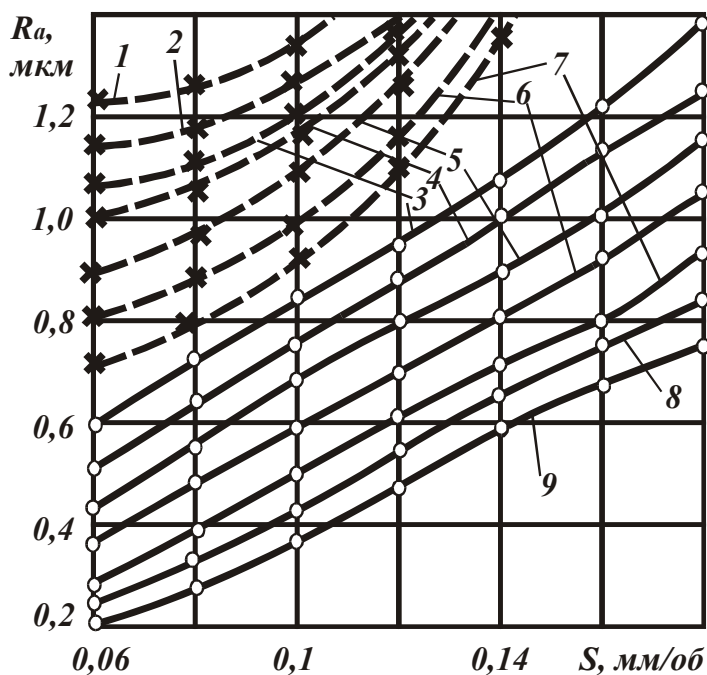


Рис. 3.26. Влияние подачи на шероховатость (по R_a) обработанной поверхности при точении тех же неоднородных материалов, что и на рис. 3.25 при скоростях резания (м/с): (0—0) резцами из гексанита-Р: 3 — 2,4; 4 — 2,0; 5 — 2,0; 6 — 1,8; 7 — 1,5; 8 — 1,5; 9 — 1,3; резцами из твердого сплава Т15К6 (X --- X): 1 — 1,5; 2 — 1,3; 3 — 1,2; 4 — 1,0; 5 — 1,0; 6 — 0,8; 7 — 0,6; при $t = 0,2$ мм и $h_3 = 0,2$ мм.

увеличивается. При точении резцами из твердого сплава она увеличивается более интенсивно, чем при точении резцами из гексанита-Р. Это можно объяснить интенсивностью изменения контактных процессов при увеличении подачи.

Опытами установлено, что для увеличения производительности процесса резания и достижения при этом требуемой шероховатости обработанной поверхности необходимо при изменении подачи изменять и форму вершины резца, участвующую в формировании шероховатости обработанной поверхности.

При точении резцами с

радиусом при вершине это достигается соблюдением соотношения между радиусом при вершине и подачей, а при точении резцами с зачистным лезвием — между длиной зачистного лезвия и подачей. При точении неоднородных материалов резцами из СТМ на основе нитрида бора, имеющими при вершине зачистное лезвие, параллельное обработанной поверхности, шероховатость износа задней поверхности резца до некоторой степени будет копироваться на обработанной поверхности детали.

Так как место сопряжения главной режущей кромки резца с зачистным лезвием после первого же соприкосновения с обрабатываемой заготовкой приобретает форму радиуса, то при чистовом точении с малыми толщинами среза будет наблюдаться некоторое подминание слоев обрабатываемого материала. При точении твердых неоднородных материалов этим незначительным подминанием можно пренебречь.

С увеличением соотношения l_f / S увеличивается доля зачистного лезвия, которая полирует микронеровности, полученные в результате подачи резца за один оборот заготовки. Однако, значительное увеличение соотношения l_f / S приводит к появлению вибраций и ухудшению шероховатости обработанной поверхности.

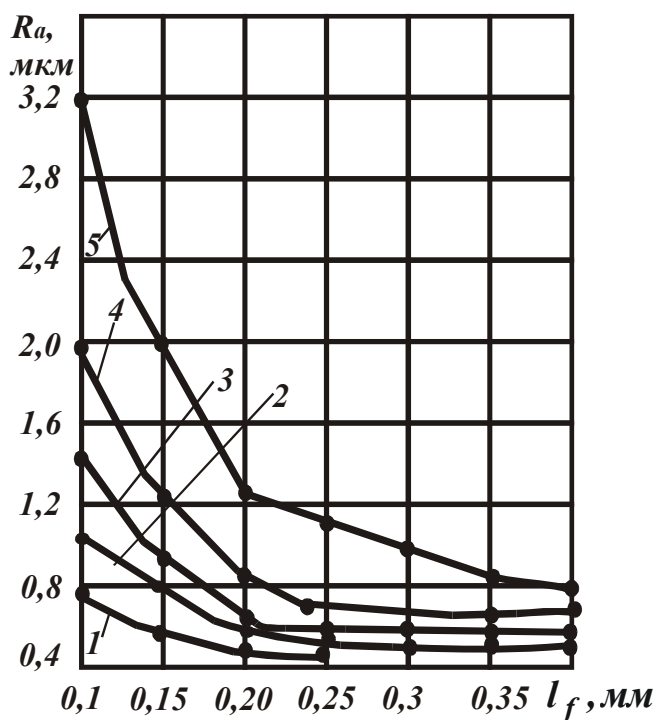


Рис. 3.27. Влияние увеличения соотношения l_f / S на шероховатость (по R_a) обработанного неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА резцами из гексани-Р при: 1 — 0,06; 2 — 0,08; 3 — 0,1; 4 — 0,14; 5 — 0,2 мм/об; $V = 2,0$ м/с; $t = 0,2$ мм и $h_3 = 0,2$ мм.

Из рис. 3.27 видно, что с увеличением длины зачистного лезвия, несмотря на увеличение подачи, шероховатость обработанного неоднородного материала (наплавленного проволокой Нп-30ХГСА) резцами из гексани-Р увеличивается незначительно и находится в пределах одного класса шероховатости, а ухудшение шероховатости наблюдается только при появлении вибраций.

Появление вибраций зависит от величины вылета вставки с элементом из гексани-Р из державки и способа ее крепления. Установлено, что при креплении вставок при помощи сварки в среде углекислого газа жесткость инструмента увеличи-

вается и вибрации появляются при значительно больших соотношениях l_f / S и вылете вставки из державки резца. На основании опытных данных длину вставки с поликристаллом из гексани-Р из державки резца можно рекомендовать в пределах 6–8 мм, а длину лезвия следует в пределах $l_f = (0,8 - 1,2) \cdot \sqrt{S}$ мм. Для малых подач необходимо выбирать меньшие величины коэффициентов в формуле.

Радиус закругления вершины резца при чистовом точении в основном один участвует в процессе формирования обработанной поверхности. Заточка резцов из сверхтвердых материалов по радиусу представляет определенные трудности, поэтому она должна прово-

даться в специальных приспособлениях, а величина радиуса закругления может контролироваться, например, окулярной головкой ОГР-23 микроскопа.

Из рис. 3.28 видно, что с увеличением радиуса закругления вершины резца в плане r и с уменьшением подачи S , т.е. при увеличении соотношения r/S , шероховатость обработанной наплавленной поверхности по $R_a = f(r, S)$ постоянно снижается. Экстремум в зависимости шероховатости от подачи и радиуса закругления вершины

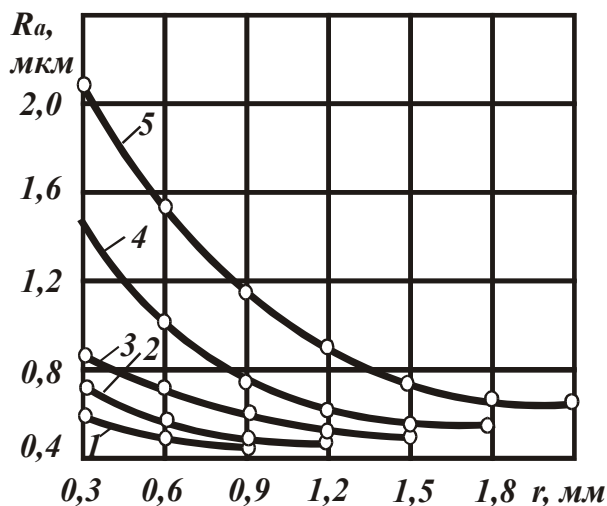


Рис. 3.28. Влияние увеличения соотношения r/S на шероховатость (по R_a) обработанного неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА резцами из гексанита-Р при V 2,0 м/с; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,2$ мм и подачах S (мм/об), равных: 1 – 0,06; 2 – 0,08; 3 – 0,1; 4 – 0,14; 5 – 0,2.

резца отсутствует при отсутствии вибраций, когда достаточно жесткость системы СПИД. Увеличение соотношения r/S и износа резца по задней поверхности при закреплении вставки с режущим элементом из гексанита-Р механическим способом появляются вибрации и шероховатость обработанной поверхности ухудшается.

Величину радиуса закругления резца при вершине при чистовом точении неоднородных материалов следует выбирать в пределах $r = (5 - 7) \cdot \sqrt{S}$ мм. Величины l_f и r , рассчитанные по

предложенным формулам, справедливы для подач от $S = 0,06$ до 0,2 мм/об и приведенных условиях без применения СОЖ. Другие же геометрические параметры резцов из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора при чистовом точении неоднородных материалов на шероховатость обработанной поверхности оказывают незначительное влияние и их следует выбирать из условия оптимальной стойкости резца и прочности инструмента. Таким образом, для получения низкой шероховатости обработку неоднородных материалов следует проводить при оптимальных скоростях резания и при оптимальных соотношениях между длиной зачистного лезвия или радиусом резца при вершине в плане и подачей.

Проведенными опытами по определению различных параметров процесса чистового точения на шероховатость обработанной наплавленной поверхности установлено, что глубина резания на высоту неровностей оказывает незначительное влияние. Это обусловлено малым влиянием глубины резания на усадку стружки, т.е. на степень деформации срезаемого слоя и температуру резания. Из геометрических параметров режущего инструмента на шероховатость обработанной поверхности передний и задние углы оказывают также не большое влияние, вызванное только увеличением интенсивности износа резца, которая влияет на все параметры шероховатости обработанной наплавленной поверхности.

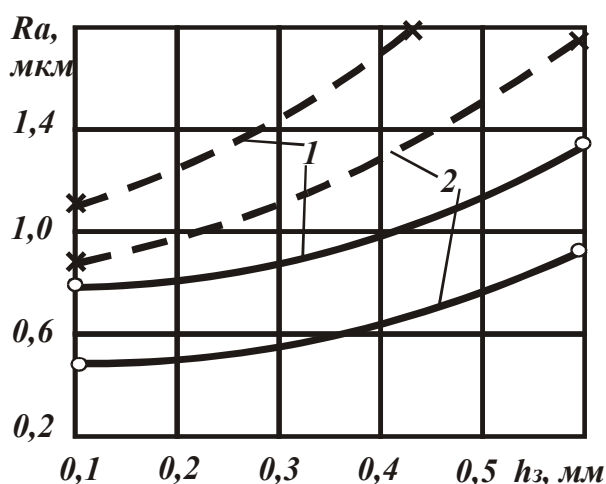


Рис. 3.29. Влияние износа резца по задней поверхности на шероховатость (по R_a) неоднородного материала, наплавленного проволоками: 1 – Нп-30ХГСА и 2 – ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанида-Р (0—0) и твердого сплава Т15К6 (X ---X) при $V_{2x} = 0,8$ м/с; $V_{1x} = 1,2$ м/с; $V_{10} = 2,3$ м/с; $V_{20} = 1,8$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм.

На рис. 3.29 виден характер влияния степени износа резцов из твердого сплава Т15К6 и из гексанида-Р на шероховатость обработанной поверхности по R_a при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т. Величина износа резца больше оказывает влияние на шероховатость при точении менее твердого материала Нп-30ХГСА и особенно это проявляется при точении резцами из твердого сплава и значительно меньше - при точении резцами из гексанида-Р, что можно объяснить менее интенсивными адгезионными явлениями при таком

точении. На шероховатость обработанной поверхности оказывает влияние состояния поверхности и физико-механические свойства материала. Так установлено, что с повышением твердости неоднородного обрабатываемого материала шероховатость по всем параметрам уменьшается.

Из рис. 3.30 видно, что скорость резания на все характеристики шероховатости обработанной поверхности оказывает различное влияние, увеличивая одни из них и уменьшая другие, при чистовом точении резцами из гексанида-Р неоднородного материала, наплавленного

порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т.

Для улучшения характеристик шероховатости и для увеличения усталостной прочности деталей в последнее время проводят отделочную

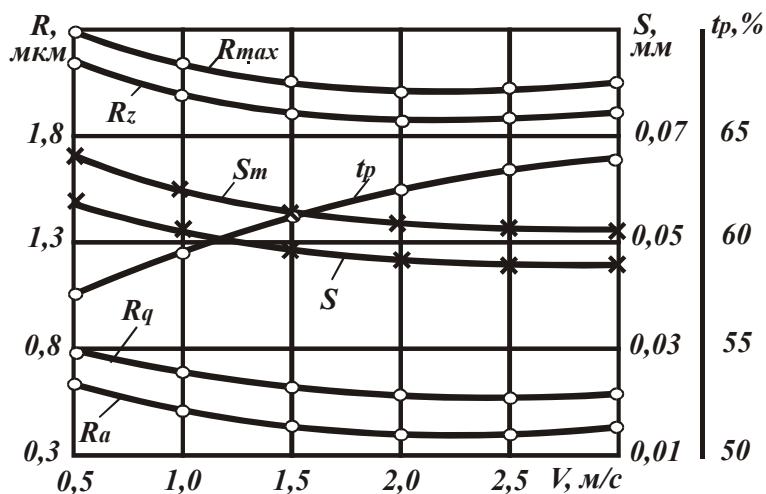


Рис. 3.30. Влияние скорости резания на усредненные параметры шероховатости при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанита-Р при: $S=0,1$ мм/об; $t=0,2$ мм; $h_3=0,2$ мм.

ую упрочняющую обработку с применением алмазного выглаживания.

К макронеровностям обработанных деталей относятся характеристики волнистости. Волнистость поверхности при чистовом точении резцами из гексанита-Р и твердого сплава сильно отличается при обработке различных материалов. Образование волнистости при точении неоднородных материалов связано в основном с шагом

наплавки валков на материал детали. Она большая при наплавке в один слой и уменьшается при наплавке в несколько слоев.

Таблица 3.8

Параметры волнистости при точении неоднородных наплавленных материалов

Марка наплавки	Скорость резания, м/с	Параметры волнистости при обработке резцами из			
		гексанита-Р		твердого сплава Т15К6	
		высота волны, мкм	шаг волны, мм	высота волны, мкм	шаг волны, мм
Нп-Св08	1,5	-	-	2,8	3,2
Нп-У8А	1,3	-	-	2,8	3,2
Нп-12Х18Н9Т	2,0 1,0	1,8	2,8	2,6	3,1
Нп-30ХГСА	2,3 1,2	1,6	2,5	2,2	3,0
ПП-Нп-25Х5ФМС	2,0 1,0	1,2	2,4	2,1	3,0
ПП-Нп-10Х14Т	1,8 0,8	0,9	2,1	1,8	2,9
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	1,5 0,6	0,8	1,9	1,6	2,8
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	1,3	1,4	2,8	-	-
Нл-65Г	1,3	0,6	1,5	-	-

Примечание: $S=0,1$ мм/об; $t=0,2$ мм; $h_3=0,2$ мм при наплавке в один слой; обработка без СОЖ при $\gamma=-10^\circ$; $\alpha=\alpha_1=16^\circ$; $\varphi=40^\circ$; $\varphi_1=20^\circ$; $r=0,6$ мм.

В табл. 3.8 представлены результаты измерения параметров волнистости при точении ряда неоднородных наплавленных материалов резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р.

На поверхностное упрочнение оказывают влияние почти все условия обработки и их влияние необходимо определять для получения в обработанном слое заданных свойств. Так, из геометрических параметров режущего инструмента на процесс упрочнения поверхностного слоя обработанного материала в основном оказывает влияние только величина переднего угла, от которой зависит стружкообразование, т.е. степень деформации (усадка) стружки и величина угла сдвига. Так, при чистовом точении неоднородных наплавленных материалов Нп-12Х18Н9Т и ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р (рис.3.31) при изменении переднего угла γ от $+10^\circ$ до -10° , глубина наклепанного слоя изменяется по-разному. Если при точении материала, наплавленного проволокой Нп-12Х18Н9Т, резцами из твердого сплава Т15К6, глубина наклепа изменяется в 2,5

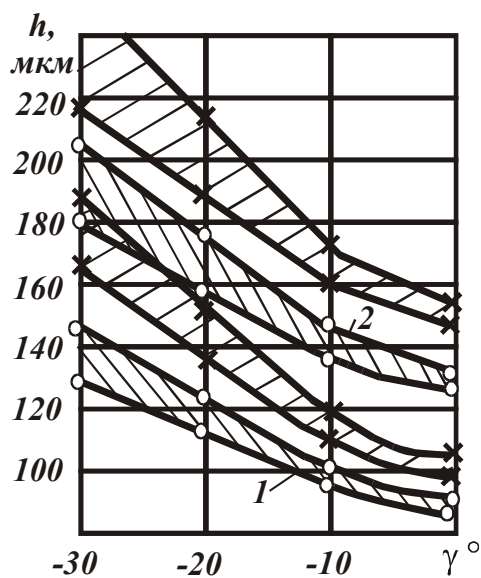


Рис. 3.31. Влияние переднего угла резца на глубину наклепа при чистовом точении неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 – Нп-12Х18Н9Т и 2 – ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) и из гексанита-Р (0—0) при: $V_{1x} = 1,0$; $V_{2x} = 0,5$; $V_{10} = 2,0$; $V_{20} = 1,5$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,05$ мм.

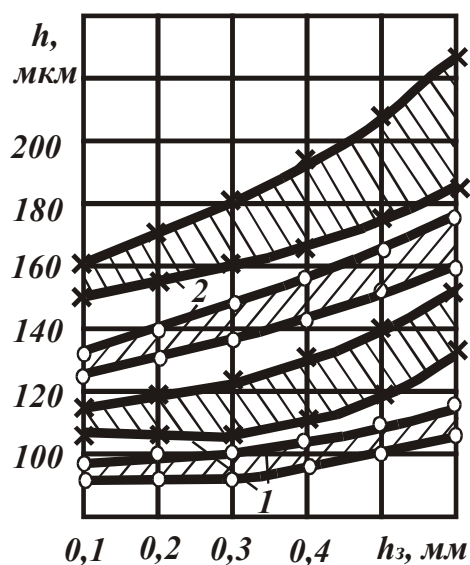


Рис. 3.32. Влияние износа резца по задней поверхности на глубину наклепа при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволоками: 1 – Нп-12Х18Н9Т и 2 – ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) и из гексанита-Р (0—0) при $V_{2x} = 0,5$; $V_{1x} = 1,0$; $V_{10} = 2,0$; $V_{20} = 1,5$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм.

раза, то при точении наплавленного материала с малой склонностью к наклепу ПП-Нп-10Х14Т этими же резцами, в зависимости от изменения переднего угла в этих же пределах, глубина наклепа изменяется мало – всего на 20%. Поэтому при чистовой обработке различных по свойствам материалов (даже инструментами из твердых сплавов) получается различное качество обработанного поверхностного слоя от большого изменения величины переднего угла. При обработке этих же неоднородных наплавленных материалов резцами из сверхтвердого материала гексанита-Р, глубина наклепанного слоя от изменения величины переднего угла изменяется незначительно. Так, при точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-12Х18Н9Т, при таком же изменении величины переднего угла, глубина наклепанного слоя изменяется всего на 50%, а при точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т, - всего лишь на 5-10%. Поэтому величина переднего угла при точении неоднородных материалов высокой твердости должна выбираться из условия максимальной прочности режущего инструмента, при которой наблюдается его высокая стойкость.

Таблица 3.9

Характеристики наклепа наплавки Нп-12Х18Н9Т при чистовом точении резцами из гексанита-Р

Скорость резания, м/с	Глубина наклепа h_c , мм.				Степень наклепа N , %.			
	Износ резца по задней поверхности h_3 , мм.							
	0,1	0,2	0,4	0,6	0,1	0,2	0,4	0,6
1,5	0,13	0,14	0,16	0,19	18	26	42	58
2,0	0,09	0,10	0,12	0,15	15	23	35	42
2,5	0,08	0,09	0,11	0,14	13	20	28	38
3,0	0,09	0,09	0,11	0,13	14	22	28	36
3,5	0,10	0,12	0,13	0,15	15	24	36	44

Примечание: $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; без СОЖ.

По мере износа режущего инструмента увеличивается радиус округления его режущих кромок. При определенной величине износа инструмента радиус становится больше толщины среза. Кроме того, по мере износа резца по задней поверхности, существенно увеличивается радиальная составляющая силы резания P_y , которая оказывает основное влияние на увеличение глубины и степени наклепанного слоя (рис. 3.32). Однако величина износа инструмента больше влияет на характеристики наклепа с одновременным изменением и скорости резания. Из табл. 3.9 видно, что при скоростях резания, меньших и

больших оптимальной скорости резания, глубина и степень наклепа при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-12Х18Н9Т, резцами из гексанита-Р изменяется в значительно большей мере.

При резании неоднородного наплавленного материала в результате пластических и упругих деформаций происходит изменение микротвердости его поверхностного слоя, которое оказывает большое влияние на эксплуатационные характеристики деталей машин [59].

3.7. ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ РЕЗЦОВ ИЗ СТМ

Обработку неоднородных материалов резанием необходимо вести на режимах, обеспечивающих наибольшую производительность труда при наименьшей ее себестоимости. Это может быть достигнуто, когда будет принята экономическая стойкость инструмента и соответствующая ей экономическая скорость резания, которая будет расположена в правой ветви зависимости

$$V = \frac{C_V}{T^m}.$$

Экономическую стойкость инструмента и экономическую скорость резания можно определить по следующим эмпирическим зависимостям

$$T_g = (m - 1) \cdot \left(\tau + \frac{S}{E} \right) \cdot \lambda,$$

и

$$V_g = \sqrt{\frac{C_V}{(m - 1) \cdot \left(\tau + \frac{S}{E} \right)}},$$

где m - показатель относительной скорости резания; λ - коэффициент, учитывающий уменьшение времени резания по сравнению с машинным; S - затраты, связанные с изготовлением и эксплуатацией режущего инструмента, отнесенные к одному периоду его стойкости, коп.; E - сумма заработной платы рабочего-станочника и себестоимость эксплуатации станка, отнесенная к одной минуте работы станка, коп. ($E = Z_{раб} + Z_{см}$); C_V - коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала и условий обработки данным инструментом.

Согласно приведенных формул, величины экономических ско-

ростей резания и стойкости инструмента определяются показателем относительной скорости резания и накладными расходами, связанными с выполнением операции на станке. Поэтому, с удорожанием инструмента и с увеличением времени на его замену, T , возрастает, а V , уменьшается. Однако это не относится к применению и внедрению инструментов из сверхтвердых материалов.

Сверхтвердые инструментальные материалы на основе нитрида бора находят все новые области применения, одной из которых является чистовая обработка неоднородных материалов высокой твердости. Несмотря на довольно высокие цены на этот инструментальный материал, он позволяет повысить производительность труда, обеспечить получение требуемого качества обработки при малой ее себестоимости.

В каждом конкретном случае, при внедрении в производство этого нового инструментального материала, необходимо экономически обосновать его преимущество перед существующим и применяемым в той или иной операции.

В настоящее время для полного экономического обоснования применения нового инструментального материала недостаточно проведения сравнения только себестоимости обработки до и после внедрения нового процесса обработки. Необходимо учитывать и те статьи затрат, которые позволят определить эффект от внедрения по народному хозяйству в целом, т.е. с учетом капитальных затрат по вариантам до и после внедрения. Так же необходимо учесть частные показатели экономической эффективности.

За основу методики расчета экономической эффективности от внедрения операции чистовой обработки неоднородного материала резцами из СТМ на основе нитрида бора может быть принята “Методика определения экономической эффективности внедрения синтетических алмазов” [144].

Экономический эффект от внедрения нового вида обработки с помощью резцов из СТМ на основе нитрида бора, согласно этой “Методики...”, определяется по основным и дополнительным технико-экономическим показателям. К основным показателям относятся: капиталовложения, необходимые для внедрения нового оборудования и всего процесса; себестоимость восстановления детали; срок окупаемости дополнительных капитальных затрат и коэффициент эффективности; годовой экономический эффект. К дополнительным показателям экономической эффективности относятся: уменьшение тру-

доемкости восстановления детали; увеличение стойкости инструмента; снижение затрат на оснастку и электроэнергию; организационные и социальные показатели. При этом годовой экономический эффект от внедрения нового процесса рассчитывается на основании приведенных затрат. Элементы режима резания выбираются на основании рекомендованных или на основе проведенных испытаний нового инструментального материала непосредственно в производственных условиях данного предприятия при обработке конкретных деталей, для которых проводится экономическое обоснование нового технологического процесса. При внедрении нового инструментального материала из СМТ необходимо учитывать, что наряду с повышением производительности труда они приводят к повышению квалификации рабочих и выработке у них бережного отношения к новому, более дорогому, виду инструмента. При этом обычно развивается творчество рабочих и повышается культура производства. Опыт установлено, что экономическое обоснование применения резцов, например, из гексанита-Р при обработке восстановленных наплавкой деталей машин только тогда является полным, когда учитываются все показатели экономической эффективности, как основные, так и дополнительные.

Для проведения расчета необходимо на конкретном производстве подготовить все исходные данные для обработки каждой детали в отдельности и, используя эти данные, провести расчет. Ниже приведены примерные исходные данные для расчета экономической эффективности от замены операции шлифования восстановленных деталей обработкой резцами из гексанита-Р в условиях ремонтного предприятия, а затем приведена последовательность расчета характеристик экономической эффективности от внедрения нового технологического процесса с использованием резцов из гексанита-Р.

Исходные данные для расчета экономического эффекта.

1. Годовое восстановление деталей N_{Γ} , шт.
2. Норма времени на операцию $t_{ум}$, мин.
3. Машинное время на операцию t_M , мин.
4. Балансовая стоимость единицы оборудования $B_{об}$, грн.
5. Тарифная ставка рабочего в час C , грн.
6. Коэффициент, учитывающий отчисления на социальное страхование K_c .
7. Коэффициент, учитывающий переработку норм K_{Π} .

8. Коэффициент, учитывающий доплаты и дополнительную заработную плату K_{∂} .
9. Количество оборудования, занятого на операции n , шт.
10. Суммарная установленная мощность электродвигателей на станке N_y , кВт.
11. Себестоимость 1 кВт·час энергии S_9 , коп.
12. Норма годовых амортизационных отчислений A , %, (в том числе на восстановление A_{∂} , %).
13. Цена инструмента Π_u , грн.
14. Норма затрат на вспомогательные материалы на один станок в год A_{∂} , грн.
15. Допускаемое количество переточек резцов из гексанита-Р m , шт.
16. Количество правок шлифовального круга m , шт.
17. Период стойкости резцов между переточками T , мин.
18. Период стойкости кругов между правками T , мин.
19. Количество деталей, обрабатываемых за 1 период стойкости инструмента $q_{дет}$, шт.
20. Коэффициент загрузки станка η .
При массовом восстановлении деталей с использованием большого парка однотипных станков дополнительно учитываются:
21. Норма площади на единицу оборудования Π_o , м².
22. Затраты на обслуживание 1 м² производственной площади $\Pi_{пл}$, грн.
23. Затраты на перезаточку инструмента при массовом восстановлении деталей $З_{ни}$, грн.
24. Затраты на наладку станков $З_n$, грн.

Расчет годового экономического эффекта от внедрения инструмента из СТМ

1. Основная и дополнительная заработная плата производственного рабочего с учетом отчислений на социальное страхование и переработки норм

$$З = C_i \cdot t_{ум} \cdot k_{\partial} \cdot k_c \cdot k_n, \text{ грн.}$$
2. Затраты на амортизацию оборудования, занятого восстановлением деталей на операции:

$$З_A = \frac{B_{об} \cdot \Pi \cdot A\%}{N_{Г} \cdot 100}, \text{ грн.}$$

3. Затраты на ремонт оборудования — 33% от п.2
4. Затраты на электроэнергию:

$$Z_{\epsilon} = ((0,25N_y)(t_{шт} - t_m) + 0,7N_y \cdot t_m) \frac{S_e}{100 \cdot 60} \text{ грн.}$$

5. Затраты на инструмент:

$$Z_u = \frac{(u_u + m \cdot C_n)t_m}{T \cdot (m - 1)}, \text{ грн.}$$

6. Затраты на вспомогательные материалы:

$$Z_{\text{вм}} = \frac{N_e \cdot n}{N_T}, \text{ грн.}$$

7. Капитальные вложения в оборудование:

$$K = B_{об} \cdot n, \text{ грн.}$$

8. Затраты на обслуживание производственной площади:

$$Z_{nl} = \Pi \cdot n \cdot \Pi_{nl}, \text{ грн.}$$

9. Технологическая себестоимость обработки 1000 шт. деталей, грн.

$$C = Z + Z_A + Z_{\epsilon} + Z_u + Z_{\text{вм}} + Z_{nl}, \text{ грн.}$$

Основные показатели эффективности от внедрения нового технологического процесса.

1. Дополнительные капитальные вложения, необходимые для внедрения нового инструмента из СТМ, грн.

$$K = \frac{N_T \cdot \Delta \Pi_{и}}{1000}$$

2. Экономия от снижения себестоимости восстановления годовой программы деталей, грн.

$$\mathcal{E} = (C_1 - C_2) \cdot N_T$$

3. Срок окупаемости дополнительных капитальных затрат, год.

$$T = \frac{K_1 - K_2}{C_1 - C_2}.$$

4. Годовой экономический эффект, грн.

$$\mathcal{E}_T = (C_1 - C_2) \cdot N_T + K \cdot E_H, \text{ грн.}$$

5. Экономический эффект на 1 карат израсходованного инструмента из СТМ, грн.

$$\mathcal{E}_n = \frac{\mathcal{E}_T}{\Pi_{и}}, \text{ грн.}$$

Дополнительные показатели эффективности от внедрения инструмента из СТМ

1. Уменьшение трудоемкости обработки годовой программы восстановления деталей, час.

$$Y_T = \frac{N_{\Gamma}(t_{um1} - t_{um2})}{60}.$$

2. Повышение производительности труда от замены операции шлифования операцией точения резцами из СТМ, %

$$П = \frac{(t_{um1} - t_{um2}) \cdot 100\%}{t_{um2}}.$$

3. Снижение затрат на электроэнергию, грн.

$$\Delta Z_3 = Z_{31} - Z_{32}.$$

4. Увеличение стойкости инструмента между переточками, мин.

$$\Delta T = T_2 - T_1.$$

3.8. ВЗАИМОСВЯЗЬ И ВЗАИМОВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК

В процессе резания материалов, т.е. разрушения слоя материала режущим инструментом, большинство физико-механических явлений, сопровождающих процесс резания, оказывает влияние на характеристики работоспособности режущих инструментов.

При изучении взаимосвязи контактных явлений при резании материалов с износостойкостью режущих инструментов необходимо понять природу этих явлений и их влияние на весь ход процесса.

Износ режущего инструмента в процессе резания является сложной функцией от сил трения, степени деформирования срезаемой части материала, величины и колебания сил резания, величины и колебания температуры резания, характера взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов при высоких переменных давлениях и температурах. В процессе резания наблюдается одинаковое влияние некоторых факторов и на физико-механические характеристики процесса резания, и на характеристики работоспособности режущего инструмента. Поэтому условия, изменяющие процессы трения, стружкообразования, динамику и тепловые явления, приводят в то же время к изменению интенсивности износа и стойкости режущего инструмента. Изменяя факторы, непосредственно влияющие на физико-механические характеристики процесса резания,

мы косвенно устанавливали влияние трения, стружкообразования, динамики и температуры резания на характеристики работоспособности режущего инструмента.

При обработке неоднородных материалов нестационарность процесса обработки одновременно влияет на физико-механические характеристики процесса обработки и на работоспособность режущего инструмента. Поэтому для правильного понимания явлений и процессов обработки неоднородных материалов необходимо теоретически установить их взаимосвязи и взаимовлияния, что позволит установить общие закономерности обработки нестационарных материалов и предложить ряд условий их эффективного изменения для улучшения характеристик обрабатываемости этих материалов и повысить работоспособность режущих инструментов.

Рассмотрим взаимосвязь трения и деформации стружки в процессе изнашивания режущего инструмента. Износостойкость B инструментальных материалов (которая определяется как отношение работы сил трения $A = F_{TP} \cdot V$ к изношенной массе материала ΔM) имеет экстремальную зависимость при определении скорости резания [237]

$$B = \frac{F_{TP} \cdot V}{\Delta M}.$$

Сила трения F_{TP} для каждого материала зависит от сопротивления обрабатываемого материала пластическому сдвигу (Н/м^2), зависит также от параметров сечения среза и величины переднего угла и угла сдвига. Если силу трения заменить на нормальную силу на передней поверхности инструмента с учетом коэффициента трения, получим

$$B = \frac{\mu \cdot N \cdot V}{\Delta M} = \frac{\mu \cdot \tau_p \cdot a \cdot b \cdot V}{\Delta M} \cdot \left[\frac{\cos \gamma - \sin \gamma}{\operatorname{tg} \beta_1} + \cos \gamma + \sin \gamma \right],$$

заменив в этой зависимости $\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{\cos \gamma}{K - \sin \gamma}$, получим

$$B = \frac{\mu \cdot \tau_p \cdot a \cdot b \cdot V}{\Delta M} \cdot \left[\frac{(\cos \gamma - \sin \gamma) \cdot (K - \sin \gamma)}{\cos \gamma} + \cos \gamma + \sin \gamma \right]$$

или
$$B_{II} = \frac{\mu \cdot \tau_p \cdot a \cdot b \cdot V}{\Delta M} \cdot [K - K \cdot \operatorname{tg} \gamma + \operatorname{tg} \gamma \cdot \sin \gamma + \cos \gamma].$$

Таким образом, износостойкость инструментального материала на передней поверхности прямо пропорциональна скорости трения,

коэффициентам трения и усадки стружки, то есть степени деформации срезаемого материала, зависит от свойств обрабатываемого и инструментального материалов, сечения среза и переднего угла резца.

При обработке неоднородных материалов с переменными свойствами τ_p будут переменными и величины коэффициентов трения μ , усадки стружки K и ширины среза b . Поэтому износостойкость инструментального материала B и величина изношенной его массы ΔM будут величинами, зависящими от переменных величин процесса.

Аналогично можно показать, что износостойкость инструментального материала по задней поверхности также является переменной величиной и зависит от таких же факторов

$$B_3 = \frac{A_{TP}}{\Delta M} = \frac{F_{TP} \cdot V}{\Delta M} = \frac{0,625 \cdot \mu \cdot \tau_p \cdot l_k \cdot V}{\Delta M} \cdot \sqrt{\frac{\operatorname{tg} \beta_1}{\sin \alpha}} =$$

$$= \frac{0,625 \cdot \mu \cdot \tau_p \cdot l_k \cdot V}{\Delta M} \cdot \sqrt{\frac{\cos \gamma}{\sin \alpha \cdot (K - \sin \gamma)}}.$$

Износостойкость инструмента по передней и задним поверхностям при резании неоднородных материалов можно выразить с учетом характеристик нестационарности процесса резания следующей зависимостью

$$B = B_{II} + B_3 = \frac{\mu \cdot \tau_p \cdot V \cdot K_H}{\Delta M} \cdot [a \cdot b (K - K \cdot \operatorname{tg} \gamma) + \operatorname{tg} \gamma \cdot \sin \gamma + \cos \gamma] +$$

$$+ 0,625 \cdot \rho \cdot l_k \sqrt{\frac{\cos \gamma}{\sin \alpha (K - \sin \gamma)}},$$

где a, b - толщина и ширина среза, мм; K - коэффициент продольной усадки стружки; μ - коэффициент трения; ρ - радиус округления режущей кромки резца, мм; l_k - суммарная длина контакта режущих кромок с обрабатываемой деталью, мм; τ_p - сопротивление обрабатываемого наплавленного материала пластическому сдвигу, Н/м²; ΔM - масса изношенной части инструментального материала, Н; K_H - коэффициент неоднородности обрабатываемого материала.

Взаимовлияние динамики процесса обработки и тепловых явлений на характеристики работоспособности режущего инструмента.

Работоспособность режущего инструмента может быть оценена по максимальному пути резания при оптимальной скорости резания и

принятой стойкости режущего инструмента, удовлетворяющей потребности производства:

$$L_{max} = V_{onm} \cdot T, \text{ м.}$$

Оптимальную скорость резания можно определить из условия затрачиваемой работы на процесс резания, которая затем превращается в теплоту:

$$A_{zm} = Q \cdot I = P_z \cdot V_{onm},$$

где I - механический эквивалент теплоты (4200 Дж/ккал); $P_z \cdot V_{onm}$ - работа резания, Дж/мин.

Отсюда определим оптимальную скорость резания

$$V_{onm} = \frac{Q \cdot I}{P_z}.$$

Тогда пройденный путь при резании может быть определен

$$L_{max} = \frac{Q \cdot I \cdot T}{P_z} = \frac{4200 \cdot Q \cdot T}{P_z} \text{ м.}$$

Из этой зависимости видно, что пройденный режущим инструментом путь зависит от количества теплоты, выделяющегося в процессе резания, стойкости инструмента и силы резания. Чем больше сила, необходимая для осуществления процесса резания, тем будет короче путь резания режущего инструмента, т.е. тем меньше будет работоспособность режущего инструмента даже при обработке однородных материалов.

При резании неоднородных материалов величина выделившейся теплоты под действием переменной силы P_z будет переменной, зависимой от степени неоднородности материала. Однако в этом случае зависимость $L_{max} = f(Q, T, P_z)$ не должна учитывать неоднородность материала, т.к. составляющая P_z должна представлять усредненную величину.

Таким образом, все физико-механические характеристики – деформация стружки, трение, динамика процесса и тепловые явления – зависят от условий резания и неоднородности материала и оказывают косвенное влияние на все характеристики работоспособности режущего инструмента. Последние можно определять в зависимости от величины и характера первых. Особенностью взаимовлияния физико-механических характеристик работоспособности режущего инструмента при обработке неоднородных материалов является учет их неоднородности и введение ограничений на элементы режима резания.

Как известно, качество обработанной поверхности оценивается ее шероховатостью, отклонениями формы и физическим состоянием. Теоретические параметры шероховатости обычно рассчитываются по эмпирическим зависимостям, в которые входят только технологические параметры процесса и геометрические углы, и элементы инструмента. Так, например, при точении, высоту неровностей определяют по такой эмпирической зависимости

$$R_z = \frac{C_R \cdot t^{X_R} \cdot S^{Y_R} \cdot Y^{Z_R} \cdot Y_1^{Z_R}}{V^{U_R} \cdot r^{K_R}},$$

где C_R - коэффициент, зависящий от рода обрабатываемого материала.

При обработке неоднородных материалов величина этого коэффициента для различных слоев, участков и отдельных мест может изменяться. Поэтому и теоретическая величина шероховатости для разных слоев неоднородного материала может быть переменной, если учесть, что высота неровностей обработанной поверхности зависит также от оптимальной скорости резания, которую можно выразить в зависимости от динамических и тепловых характеристик процесса резания

$$R_z = \frac{C_R \cdot t^{X_R} \cdot S^{Y_R} \cdot Y^{Z_R} \cdot Y_1^{Z_R}}{\left(\frac{Q \cdot I}{P_z}\right)^{U_R} \cdot r^{K_R}} \text{ или } R_z = \frac{C'_R \cdot t'^{X_R} \cdot S'^{Y_R} \cdot Y^{Z_R} \cdot Y_1^{Z_R}}{(Q \cdot I)^{U_R} \cdot r^{K_R}},$$

где C'_R, t'^{X_R}, S'^{Y_R} - величины, учитывающие совместно $P_z^{U_R}$, которое также зависит от этих параметров.

Из этого выражения следует, что высота неровностей профиля, а, следовательно, и другие характеристики шероховатости зависят от силы резания, с увеличением которых они также увеличиваются и зависят от теплоты, возникающей при резании, с увеличением которой они уменьшаются. И динамические, и температурные характеристики процесса обработки неоднородных материалов являются переменными. Следовательно, и параметры шероховатости и отклонений формы при резании неоднородных материалов являются переменными, а качество обработанной поверхности уже по этим показателям должно быть хуже, чем при такой же обработке однородных материалов.

Важнейшими физико-механическими свойствами обработанного поверхностного слоя являются: величина, знак и глубина залегания остаточных суммарных напряжений, которые будут состоять из сва-

рочных (растягивающих) и остаточных напряжений после обработки резанием; степень и глубина наклепа, дислокационная структура и измененная структура приповерхностных слоев. Остаточные напряжения являются следствием силового поля, создаваемого с учетом стружкообразования, трения и колебательных явлений, вызванных наличием неоднородности материала, и могут быть определены по аналогии обработки однородного материала, но с введением коэффициента неоднородности данного материала.

Выше мы видели, что некоторые параметры процесса резания — элементы режима резания, свойства обрабатываемого и инструментального материалов, геометрические параметры режущей части ин-

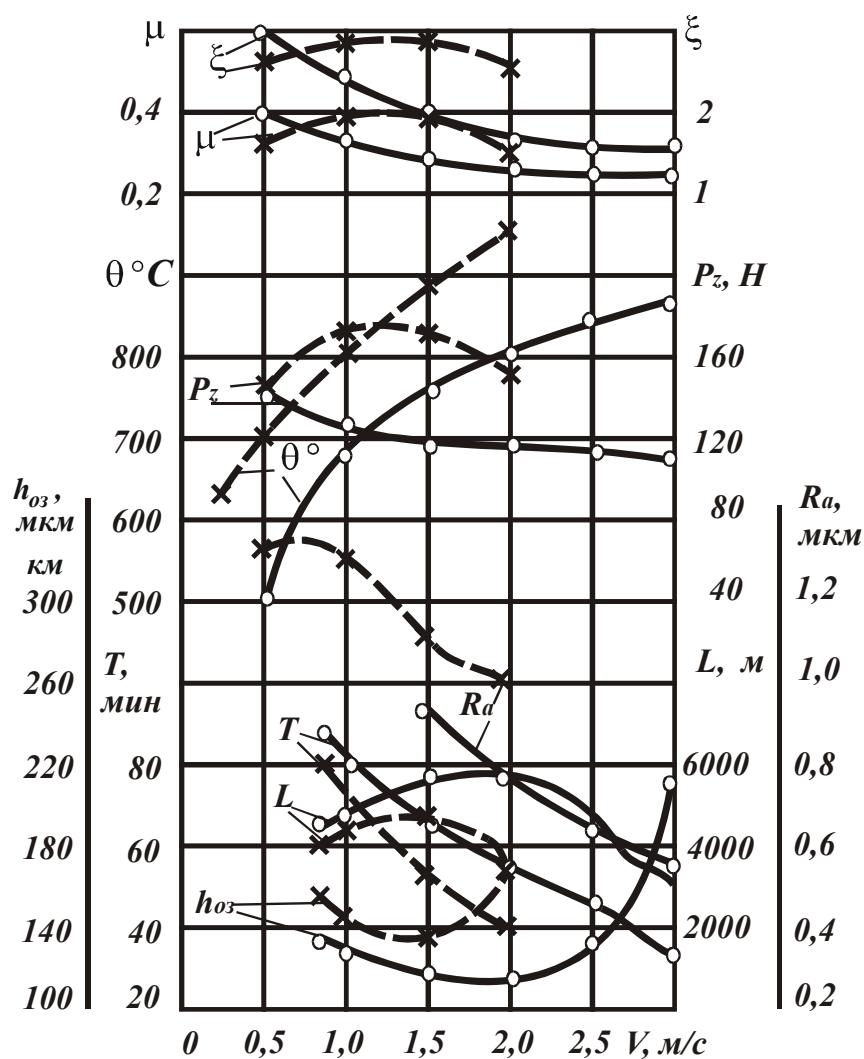


Рис. 3.33. Влияние скорости резания на основные характеристики процесса резания при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА резцами из твердого сплава Т15К6 (X --- X) и гексанита-Р (0—0) при $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм и $h_3 = 0,2$ мм.

струмента, и характеристики неоднородности обрабатываемого материала оказывают на отдельные характеристики процесса обработки аналогичное влияние. Поэтому следует рассмотреть влияние отдельных параметров процесса не отдельно на каждую характеристику, а на ряд характеристик одновременно и выявить, какие между ними существуют взаимосвязи и взаимозависимости. Рассмотрим это на примере их зависимости от скорости резания и подачи неоднородного обрабатываемого наплавленного ма-

териала и материала режущей части инструмента. При этом определим влияние скорости на следующие основные характеристики процесса резания при чистовом точении неоднородных наплавленных материалов: поперечную усадку стружки ζ , средний коэффициент трения при моделировании μ , составляющую силы резания P_Z , среднюю температуру контакта θ °С, стойкость резца T , путь резания L , относительный износ резца по задней поверхности h_{oz} , среднюю арифметическую высоту неровностей профиля R_a .

На рис. 3.33 представлены зависимости перечисленных выше характеристик от изменения скорости резания (температуры резания) при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, резцами из твердого сплава Т15К6 и из сверхтвердого материала на основе нитрида бора гексанита-Р без применения СОЖ. Из графиков видно, что с увеличением скорости резания величины коэффициентов трения и усадки стружки отличаются незначительно, но больше они при точении резцами из твердого сплава Т15К6. По характеру изменения эти характеристики различны, что можно объяснить наличием наростообразования при точении резцами из твердого сплава и его полным отсутствием при точении резцами из гексанита-Р. Большие величины коэффициентов трения и усадки стружки при точении резцами из твердого сплава приводят и к большим силам резания и температурам в зоне контакта при одинаковых скоростях резания. При этом характер изменения всех составляющих сил резания при точении резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р аналогичен характеру изменения коэффициентов трения и усадки стружки, но их величины отличаются и на 20-30% больше при точении резцами из твердого сплава Т15К6. Это приводит и к образованию в зоне контакта на 30-35% больших температур резания.

Различный характер стружкообразования и трения в зависимости от скорости резания, т.е. температуры резания и контактных процессов в зоне резания, приводит к меньшей стойкости резцов из твердого сплава Т15К6, более высокой шероховатости обработанной поверхности, большей плотности дислокаций, глубины наклепанного слоя и большей величине растягивающих остаточных напряжений. Иными словами, к более низкому качеству обработанного поверхностного слоя. Однако эти различия в работоспособности режущих инструментов из твердого сплава Т15К6 и гексанита-Р при обработке неоднородных материалов небольшой твердости незначительны.

Особенно это видно по величине пути резания и относительному износу резцов по задней поверхности. Проанализировав изменение всех характеристик процесса с увеличением скорости резания, можно определить оптимальные скорости резания при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, резцами из твердого сплава Т15К6 ($V_0=1,2-1,5$ м/с) и резцами из гексанита-Р ($V_0=2,2-2,5$ м/с). При таких оптимальных скоростях резания у резцов из этих инструментальных материалов будет примерно одинаковая стойкость, но большая производительность при точении резцами из гексанита-Р при лучшем качестве обработанной поверхности. Однако, учитывая сравнительно высокие цены на инструмент из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора и небольшие размеры блоков поликристаллов из гексанита-Р, допускающие небольшое количество переточек, их можно рекомендовать для обработки

этого неоднородного наплавленного материала только в редких случаях. Так, например, при необходимости замены операции шлифования чистовым точением.

Изменение скорости резания по-разному влияет на характеристики процесса чистового точения материалов, наплавленных порошковыми самозащитными проволоками типа ПП-Нп-10Х14Т, резцами из твердого сплава Т15К6 и гексанита-Р (рис.3.34). Из расположения графиков видно, что при чистовом точении резцами из твердого сплава Т15К6 все характеристики

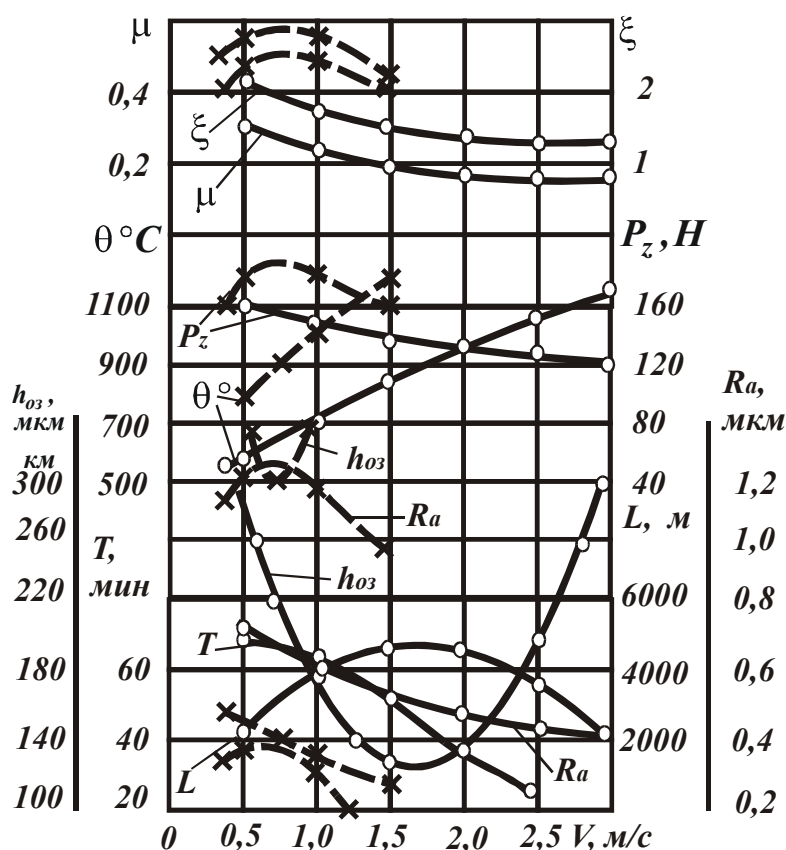


Рис. 3.34. Влияние скорости резания на основные характеристики процесса резания при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 (X ---X) и гексанита-Р (0—0) при $S=0,1$ мм/об; $t=0,2$ мм и $h_3=0,2$ мм.

процесса сдвинуты влево, т.е. в сторону сравнительно низких скоростей. При этом наблюдается их большое, в несколько раз, отличие по величине от характеристик процесса чистового точения резцами из гексанита-Р. Это объясняется с одной стороны высокими температурами резания, возникающими при обработке такого материала, а с другой стороны – различным влиянием дефектов (микропор и микротрещин) неоднородного материала на работоспособность инструментов и их характеристики при высокой температуре резания.

Работоспособность резцов из гексанита-Р и производительность обработки на оптимальных скоростях резания в 3-4 раза выше, чем у резцов из твердого сплава Т15К6. Это можно объяснить меньшими величинами физических характеристик процесса, что приводит к меньшей шероховатости, плотности дислокаций, глубине наклепанного слоя, меньшим остаточным напряжением, и в то же время большей

стойкости при меньшем относительном износе инструмента и большем пути резания. В этих условиях резания наиболее полно используются такие режущие свойства гексанита-Р, как высокая микротвердость, прочность на изгиб и теплостойкость. Поэтому обработка неоднородных материалов высокой твердости при наличии в срезаемом слое внутренних дефектов может успешно проводиться инструментом из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, т.к. они обеспечивают

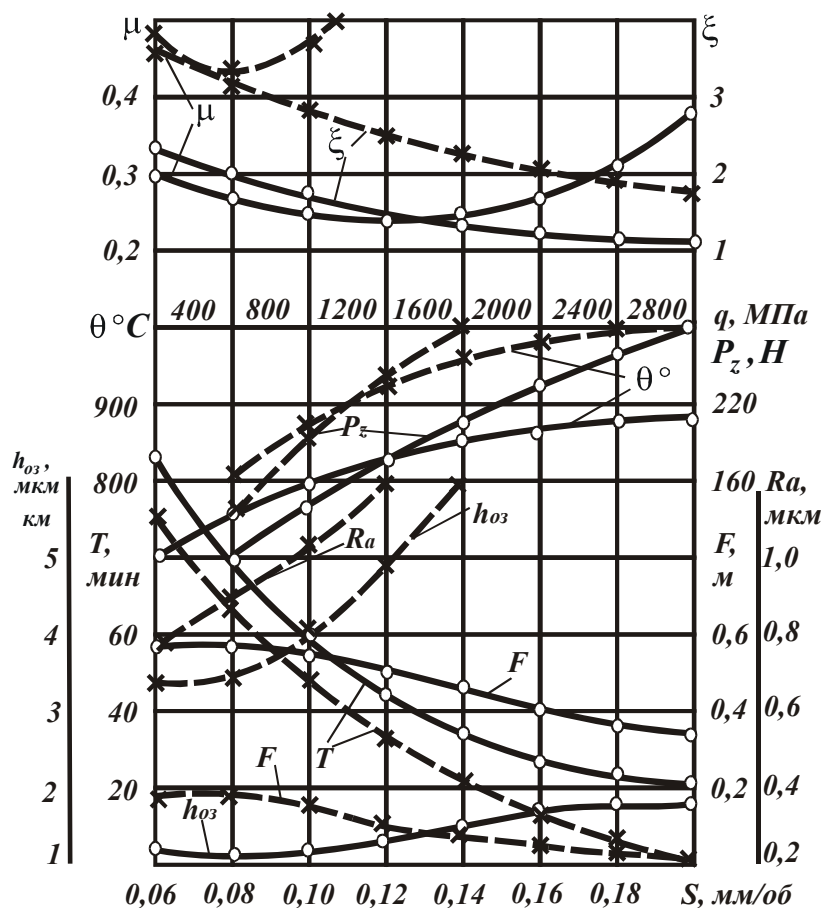


Рис. 3.35. Влияние подачи на основные характеристики процесса резания при точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т резцами из твердого сплава Т15К6 (X---X) и из гексанита-Р (0—0) при $V_x = 0,5$ м/с; $V_0 = 1,5$ м/с; $t = 0,2$ мм и $h_3 = 0,2$ мм.

высокую производительность процесса и требуемое качество обработки.

Увеличение подачи приводит к снижению коэффициента усадки стружки, однако на характеристики работоспособности резцов и качества обработанной поверхности это не отражается. Увеличение подачи (рис.3.35) больше влияет на температуру резания, которая сильно увеличивается при точении резцами из твердого сплава Т15К6. Увеличение подачи от 0,8 до 2,0 мм/об приводит к росту температуры резания от 800 до 1000°С, т.е. до такой температуры, при которой резцы из твердого сплава Т15К6 теряют свои режущие свойства. Поэтому с увеличением подачи при таком точении необходимо уменьшать скорость резания, сохранив оптимальный температурный интервал, при котором наблюдается повышение работоспособности резцов из твердого сплава. Увеличение подачи при точении резцами из гексанита-Р приводит к менее интенсивному росту температуры резания. Так, при увеличении подачи от 0,1 до 0,2 мм/об температура резания увеличивается от 800 до 870 °С. Поэтому интервал оптимальных скоростей резания при подаче 0,1 мм/об может быть незначительно уменьшен при подаче 0,2 мм/об для сохранения оптимальной температуры резания, близкой к интервалу сверхпластичности данного срезаемого слоя.

Составляющая силы резания P_Z при увеличении подачи также увеличивается в большей степени при точении резцами из твердого сплава, что можно объяснить большими значениями усадки стружки, коэффициентов трения и более интенсивным взаимодействием обрабатываемого материала с материалом резца. Характеристики работоспособности инструментов и качества обработки при увеличении подачи для этих инструментов различны и в различной степени изменяются. Несмотря на то, что их стойкость отличается с изменением подачи мало, обработанная площадь резцами из гексанита-Р при всех подачах в 3-4 раза больше, чем резцами из твердого сплава Т15К6. Большие различия наблюдаются также в интенсивности относительного износа резцов, который для резцов из твердого сплава Т15К6 в 5-8 раз больше, чем для резцов из гексанита-Р.

Таким образом, резцы из гексанита-Р можно эффективно применять в большом интервале подач - от 0,04 до 0,2 мм/об, а резцы из твердого сплава Т15К6 эффективно применять при подачах от 0,14 до 0,3 мм/об при черновой обработке на малых скоростях резания.

ГЛАВА 4

ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

При обработке отверстий в неоднородных материалах возникают повышенные трудности работы режущего инструмента, которому необходимо преодолеть различные виды неоднородности материала при резании; зоны резания, в которой постоянно будут возникать колебательные контактные нагрузки, вызванные неоднородностью материала. Затем инструменту необходимо пройти зону сплавления и зону термического влияния, в которых также наблюдаются различные структурные дефекты, приводящие к возникновению колебательных нагрузок и к переменным условиям резания, что будет сказываться на стойкости режущего инструмента. После прохождения этих слоев обрабатываемого материала режущий инструмент приступит к обработке отверстия в основном материале восстанавливаемой детали, который по своим физико-механическим свойствам зачастую отличается от свойств наплавленного материала, что также может создать определенные трудности при его обработке. Если учесть небольшую жесткость инструментов для обработки отверстий (сверл, зенкеров, разверток и расточных резцов), трудность в удалении стружки, сложность подвода СОЖ в зону резания и другие специфические особенности, сопровождающие этот процесс обработки, то станет ясно, что обработка отверстий в этих условиях является чрезвычайно трудной операцией [75]. Здесь мы рассмотрим только отличительные особенности обработки отверстий инструментами различного назначения, которые возникают при обработке наплавленных материалов, по сравнению с обработкой отверстий в сплошном однородном материале с такими же физико-механическими свойствами.

4.1. СВЕРЛЕНИЕ

Самым трудным способом обработки отверстий в наплавленных материалах является сверление. Это можно объяснить тем, что в этом способе различные участки режущих кромок инструмента работают в различных условиях резания. Они имеют переменные скорости резания, переменные величины переднего и заднего углов, поперечную режущую кромку с чрезвычайно малыми скоростями резания и большими отрицательными передними углами, невысокую жесткость

инструмента и системы СПИД, пониженный теплоотвод при большом его выделении. Все эти условия затрудняют обработку отверстий, особенно в неоднородном материале, когда физикомеханические характеристики процесса резания являются также переменными и вызывают появление колебательных контактных нагрузок. Для обработки неоднородных материалов следует применять сверла с большим содержанием вольфрама из таких быстрорежущих сталей, как P18, P12, P9K5 и из твердых сплавов вольфрамовой группы. Для отверстий малых диаметров можно применять сверла целиком из твердого сплава, однако для начала сверления ввиду повышенной хрупкости твердых сплавов целесообразно применять сверла из быстрорежущей стали. Комбинированная обработка отверстий сначала сверлом из быстрорежущей стали, а затем сверлом из твердого сплава, может успешно выполняться на сверлильных станках с револьверной головкой, в гнездах которой можно разместить одинакового размера сверла, но из различных инструментальных материалов или из одинакового материала, но одно предназначено только для начала сверления, т.е. в сложных условиях сверления неоднородного наплавленного слоя, а второе – для продолжения сверления отверстия в сплошном основном однородном материале.

Рассмотрим конструктивные и геометрические параметры сверл, влияющие на их стойкость при обработке неоднородных материалов. К конструктивным параметрам сверл относятся: длина рабочей части, форма и площадь поперечного сечения корпуса сверла, обратная конусность и ширина направляющих ленточек. Устойчивая работа сверл при обработке отверстий в однородных материалах достигается при длине рабочей части сверла меньшей десяти его диаметров. При обработке неоднородных наплавленных материалов, когда возникают переменные условия резания, вызывающие колебательные нагрузки, устойчивость сверл, как сжатых стержней, будет при значительно меньшей допустимой относительной длине, зависящей от степени неоднородности обрабатываемого материала. Поэтому для обработки отверстий в этих условиях необходимо выбирать сверла с наименее возможной длиной рабочей части. При восстановлении размеров отверстий в наплавленных деталях необходимо создавать сверлам повышенную жесткость, т.к. объем снимаемого материала невелик из-за низких скоростей резания и из-за того, что образованная стружка может быть свободно удалена по винтовым канавкам небольшой величины. Это может быть достигнуто при увели-

чении площади поперечного сечения сверл и изменения формы этого сечения. Поперечная кромка или перемычка определяет жесткость и прочность сверла, но при резании труднообрабатываемых материалов, в том числе и неоднородных материалов, большая ее длина играет отрицательную роль, т.к. при колебательных нагрузках она может вызывать вибрации, т.е. сверло может быть из-за нее неустойчивым. Поэтому при сверлении отверстий в неоднородных наплавленных материалах следует выбирать сверла с большим сечением сердцевины, что возможно при большой длине перемычки, и выполнять затем подточку перемычки с плавным переходом от поверхности подточки у поверхности канавки сверла. Для улучшения теплоотвода в процессе резания неоднородных наплавленных материалов необходимо также выполнять подточку цилиндрической ленточки, оставляя ее оптимальную ширину 0,25-0,4 мм на длине 2-4 мм под вспомогательным углом $6-8^\circ$.

С целью уменьшения трения по цилиндрическим ленточкам при сверлении неоднородных материалов рекомендуется обратную конусность на сверле увеличивать до 0,1-0,15 мм длины рабочей части сверла.

К геометрическим параметрам спиральных сверл (рис.4.1) относятся двойной угол в плане 2φ , задний угол α , передний угол γ , угол наклона винтовой канавки ω и угол наклона поперечной режущей кромки ψ . При сверлении неоднородных материалов для эффективного использования режущих свойств инструментальных материалов все геометрические параметры сверл необходимо изменять по сравнению с заводской заточкой, предназначенной для обработки отверстий в сплошных однородных материалах. Так, величину двойного заднего угла в плане 2φ при сверлении однородных материалов принимают равной $118-120^\circ$, а при сверлении неоднородных наплавленных материалов ее следует увеличить до 140° . Это приводит к небольшому ухудшению теплоотвода из зоны резания, особенно из уголков при вершине сверла и их более интенсивному износу, но это приводит также к увеличению толщины среза, что уменьшает удельное давление на главные режущие кромки. Но последнее при обработке неоднородных материалов, когда возникают колебательные нагрузки, более важно, чем небольшое уменьшение теплоотвода. Для улучшения теплоотвода из зоны резания возле уголков вершины сверла, увеличения стойкости сверла и допустимых скоростей резания при обработке неоднородных сложнолегированных материалов

высокой твердости, рекомендуется производить двойную заточку вершины сверла с образованием кроме угла 2φ еще дополнительного двойного угла в плане $2\varphi_0 = 70-80^\circ$ на длине вторых главных режущих кромок $l_0 = 0,2d$, где d - диаметр сверла, мм.

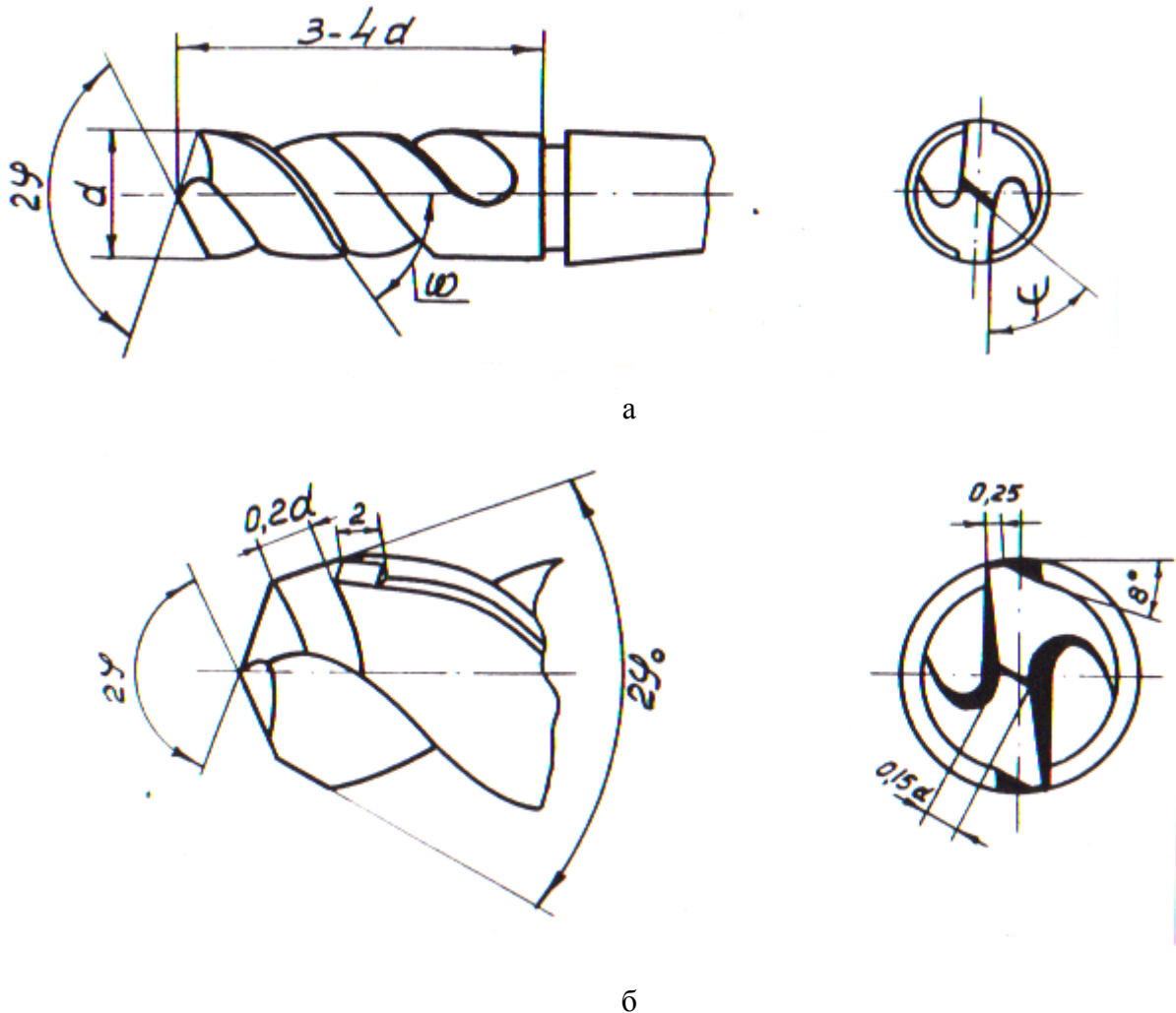


Рис. 4.1. Изменения конструктивных и геометрических параметров спиральных сверл для сверления отверстий в неоднородных материалах: изменение конструктивных параметров (а); изменение геометрических параметров (б).

Главные задние углы у сверл, предназначенных для сверления отверстий в неоднородных материалах, следует увеличивать до $13-15^\circ$ по среднему диаметру для снижения трения задней поверхности о дно просверливаемого отверстия и тем самым уменьшается теплообразование и износ главных режущих кромок. Дальнейшее увеличение главных задних углов приводит к снижению прочности главных режущих кромок. Передние углы γ будут увеличиваться с увеличением угла наклона винтовых канавок ω , т.к. они находятся в прямой зависимости:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{d \cdot \operatorname{tg} \omega}{\sin \varphi},$$

где γ - передний угол у периферии сверла.

Таблица 4.1

Значения углов наклона ω винтовых канавок для обработки неоднородных материалов

Обрабатываемый неоднородный материал	Условное обозначение	ω , град.
Нелегированные или низколегированные стали ($\leq 0,4C$)	<i>A</i>	25-30
Нелегированные или низколегированные стали ($\geq 0,4C$)	<i>B</i>	25-30
Аустенитные высокомарганцевые стали	<i>C</i>	25-30
Хромистые стали аустенитные	<i>D</i>	25-30
Хромистые стали	<i>E</i>	25-30
Быстрорежущие стали	<i>F</i>	10-15
Высокохромистые специальные стали	<i>G</i>	10-15
Хромовольфрамовые теплостойкие стали	<i>H</i>	10-15
Кобальтовые сплавы с хромом и вольфрамом	<i>N</i>	10-15
Никелевые сплавы с хромом и бором	<i>Q_a</i>	30-35
Никелевые сплавы с молибденом	<i>Q_b</i>	30-35
Карбидные сплавы, зернистые спеченные	<i>P</i>	10-15

Угол наклона винтовых канавок сверла при сверлении различных неоднородных материалов имеет оптимальное значение, увеличение или уменьшение его величины приводит к увеличению трения стружки о переднюю поверхность сверла. Оптимальные значения угла наклона винтовых канавок для сверления различных наплавленных материалов приведены в табл. 4.1. Эти величины углов наклона винтовой канавки определяют величины передних углов сверл в зависимости от величины диаметра при постоянном значении угла в плане ϕ . При сверлении отверстий небольшой длины при обработке хрупких неоднородных материалов рекомендуется применять сверла с прямыми винтовыми канавками при $\omega=0^\circ$ и сверла с косыми канавками при $\omega=5-10^\circ$.

Величину угла наклона поперечной режущей кромки при обработке неоднородных материалов следует выбирать в пределах $\psi=55-60^\circ$.

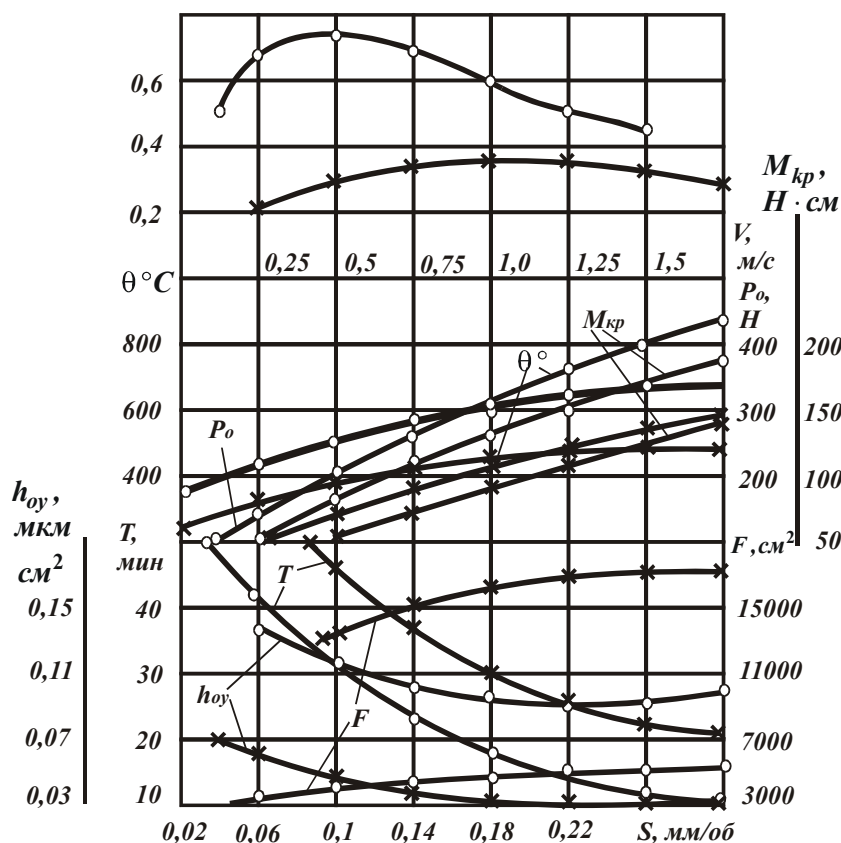


Рис. 4.2. Зависимость основных характеристик процесса сверления неоднородного наплавленного материала Нп-30ХГСА сверлами из быстрорежущей стали Р-18 и пластинками из твердого сплава Т15К6-2 от подачи при: $V_{P18} = 25$ м/с; $V_{T15К6} = 0,5$ м/с; охлаждение эмульсией; $d = 12$ мм.

вводить величину коэффициента неоднородности K_H для каждого неоднородного материала:

$$P_0 = C_p \cdot d^{X_p} \cdot S_0^{Y_p} \cdot K_H,$$

$$M_{kp} = C_M \cdot d^{Z_m} \cdot S_0^{Y_M} \cdot K_H.$$

Значения коэффициентов и показателей степени для этих зависимостей следует определять опытным путем для каждой наплавки.

Оптимальную скорость резания при сверлении неоднородных материалов следует также определять с учетом коэффициента нестационарности этого материала:

$$V_0 = \frac{C_V \cdot d^{Z_V} \cdot \prod_{i=1}^n K_{V_i}}{T^m \cdot S_0^{Y_V} \cdot K_H}.$$

Износ спиральных сверл при сверлении неоднородных материалов происходит также, как и при точении однородных материалов, в основном по перемычке, задним поверхностям и уголкам. Определяющим является в основном износ по уголкам h_y , по которому обычно принимается критерий затупления сверла.

При определении осевой силы резания и крутящего момента следует в обычные эмпирические зависимости

Значения величин коэффициентов и показателей степени в этих зависимостях определяются по видам неоднородного материала, его неоднородностью, видом инструментального материала, диаметром сверления, оптимальной величиной подачи за оборот сверла и стойкостью сверла.

На рис. 4.2 приведены зависимости осевой силы P_0 , крутящего момента $M_{кр}$, температуры резания θ °С, стойкости сверла T , относительного износа сверла по уголкам h_{ou} и обработанной площади F уголками главных режущих кромок сверла из быстрорежущей стали P18 и твердого сплава T15K6 при сверлении отверстий диаметром 12 мм в материале, наплавленном проволокой Нп-30ХГСА (HB228) в зависимости от изменения величины подачи, и зависимость коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения при моделировании трения пар P18 и T15K6 с наплавкой Нп-30ХГСА. Из представленных зависимостей видны значительные преимущества по физико-механическим характеристикам и работоспособности сверл из твердого сплава над сверлами из быстрорежущих сталей. Так, коэффициент трения у твердого сплава ниже, чем у быстрорежущей стали в паре с наплавленным материалом Нп-30ХГСА примерно на 30-50%, что приводит к меньшим и силам резания P_0 , и крутящему моменту $M_{кр}$, а также и к меньшим температурам резания при одинаковых условиях обработки. Это приводит к тому, что стойкость сверл из твердого сплава при сверлении материала в 2-3 раза выше стойкости сверл из быстрорежущих сталей при одинаковых скоростях резания. При одинаковой стойкости сверл скорость резания сверлами из твердого сплава может быть повышена в 2-3 раза, что значительно повышает производительность процесса сверления. У сверл из твердого сплава и все характеристики работоспособности – относительный износ уголков h_{ou} - меньше, а обработанная площадь F - больше. По максимальной величине обработанной площади в зависимости от подачи и по минимальной величине относительного износа уголков можно определить оптимальную величину подачи S_o для обработки данного материала.

При сверлении неоднородных материалов в результате сильного трения и большой переменной деформации стружки образуется большое количество тепла, которое приводит к высокой температуре резания, особенно у уголков сверла. Максимальная температура

сверления отверстий в неоднородном материале сверлами из быстрорежущей стали может быть рассчитана по формуле

$$\theta^{\circ}C = \frac{C_{\theta} \cdot V^{x_{\theta}} \cdot S^{Y_{\theta}} \cdot l^{Q_{\theta}} \cdot K_H}{d^{Z_{\theta}}},$$

где l - глубина сверления, мм; d - диаметр сверла, мм; C_{θ} - коэффициент, зависящий от наплавленного материала; K_H - коэффициент неоднородности материала, учитывающий все составляющие для данных условий сверления.

Из приведенной зависимости следует, что для снижения температуры резания необходимо применять смазочно-охлаждающие жидкости и они должны быть тем обильнее, чем больше скорость сверления, подача и глубина сверления и чем меньше диаметр отверстия и коэффициент неоднородности наплавленного материала. Поэтому необходимо провести правильный выбор смазочно-охлаждающей жидкости с учетом свойств обрабатываемого материала и инструментального материала сверл. Особенно эффективно применение смазочно-охлаждающей жидкости при обработке материалов типа жаропрочных и нержавеющих сталей. Большую эффективность показывает применение СОЖ на основе водной эмульсии с добавками синтетических полимерных соединений типа МХО-64А и др., которые позволяют повысить стойкость сверл при сверлении отверстий малых диаметров в труднообрабатываемых наплавленных материалах в 5-7 раз или увеличить оптимальную скорость резания на 50-60%. Обработка отверстий малых диаметров на большую глубину практически невозможна без применения смазочно-охлаждающей жидкости или другой технологической среды. При обработке отверстий в пластичных наплавленных материалах типа Нп-Св08, нелигированных или низколегированных сталях для большей эффективности применения смазочно-охлаждающей жидкости ее лучше подавать в распыленном виде под большим давлением. Этот метод подвода и использования смазочно-охлаждающей жидкости более производителен, экономичен, позволяет эффективно удалять стружку из просверливаемого отверстия, что способствует уменьшению шероховатости обработанной поверхности и увеличению стойкости сверл.

Эффективным средством увеличения стойкости сверл являются также: применение механизированной перезаточки сверл, применение покрытий режущих элементов сверл тугоплавкими материалами различными методами, обработка сверл переохлаждением при низких

отрицательных температурах, а также наплавка металла способами, снижающими его неоднородность. В табл. 4.2 приведены опытные значения коэффициентов и показателей степени для расчета скорости резания при сверлении V_0 ряда материалов.

Таблица 4.2

Опытные значения коэффициентов и показателей степени для сверл из быстрорежущей стали P18 диаметром 10-15 мм

Марка наплавки	Значения коэффициентов и показателей степени				
	C_V	X_θ	Y_θ	m	K_H
Нп-Св08	35,0	0,2	0,6	0,2	1,8
Нп-У8А	32,0	0,2	0,6	0,2	2,5
Нп-30ХГСА	30,0	0,18	0,5	0,2	3,0
Нп-12Х18Н9Т	25,0	0,18	0,5	0,2	3,5
Нп-25Х5ФМС	24,0	0,15	0,5	0,2	3,6
Нп-10Х14Т	21,0	0,15	0,45	0,2	4,8
Нп-30Х5Г2СМ	20,0	0,15	0,45	0,2	5,6
Нл-65Г	18,0	0,12	0,4	0,18	6,0
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	30,0	0,18	0,5	0,25	5,5

Таблица 4.3

Рекомендуемые режимы резания при сверлении наплавленных материалов

Марка наплавки	Диаметр сверления, мм					
	3-5		8-10		15-20	
	V , м/с	S_0 , мм/об	V , м/с	S_0 , мм/об	V , м/с	S_0 , мм/об
Нп-Св08	0,55	0,1	0,6	0,13	0,65	0,18
Нп-У8А	0,5	0,1	0,5	0,13	0,6	0,18
Нп-30ХГСА	0,45	0,08	0,45	0,11	0,5	0,15
Нп-12Х18Н9Т	0,45	0,08	0,45	0,11	0,5	0,15
Нп-25Х5ФМС	0,4	0,06	0,4	0,1	0,45	0,13
ПП-Нп-10Х14Т	0,4	0,06	0,4	0,1	0,45	0,13
Нп-30Х5Г2СМ	0,36	0,04	0,36	0,08	0,4	0,1
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т0	0,4	0,06	0,4	0,1	0,4	0,15
Нл-65Г	0,3	0,04	0,3	0,06	0,3	0,08

Примечание: 1. Инструментальный материал сверла – P18. 2. Меньшие подачи и скорости резания принимаются для меньших диаметров сверл.

В табл. 4.3 приведены рекомендации по выбору элементов режима при сверлении труднообрабатываемых материалов из рассматриваемого ряда представителей наплавов различных групп.

4.2. ЗЕНКЕРОВАНИЕ

После наплавки различных деталей машин края отверстий в деталях подвергаются наплывам наплавляемого материала, что требует их обработки резанием. Кроме того, при обработке отверстий с высокой точностью и повышенными требованиями к шероховатости обработанной поверхности, сверление отверстий является только их предварительной обработкой. Для окончательной чистовой обработки отверстий в наплавленных деталях применяют зенкерование и развертывание. При зенкеровании отверстий достигается 8-9 квалитет точности и низкая шероховатость обработанной поверхности до $R_a=2,5$ мкм. Зенкерование является также окончательной операцией при обработке конусных и цилиндрических углублений с плоским дном, торцовых поверхностей бобышек и посадочных мест под винты и болты конусной формы. Это высокопроизводительный и точный процесс обработки отверстий в наплавленных материалах.

Зенкер имеет 3-4 работающих зуба, которые обеспечивают хорошее направление инструмента в ранее выполненном отверстии, малые углы в плане ($45-60^\circ$), что обуславливает резание с более тонкими стружками и большую по сравнению со сверлами жесткость, что позволяет применять повышенные элементы режима резания. Под зенкерование оставляют малые припуски на сторону 0,5-5,0 мм, что уменьшает величину сил резания, а отсутствие вершины исключает низкие скорости резания, которые наблюдались в центральной части сверла. При обработке неоднородных материалов следует в основном применять твердосплавные зенкеры, которые изготавливаются для отверстий диаметром более 10 мм. Для точной обработки отверстий меньшего диаметра изготавливаются цельные зенкеры из быстрорежущих сталей с высоким содержанием вольфрама.

На рис. 4.3 показаны основные конструктивные размеры твердосплавного зенкера, который может быть применен для обработки отверстий в неоднородных материалах. Ширина цилиндрических ленточек такого зенкера составляет 1,2-1,3 мм с обратным конусом $1-2^\circ$.

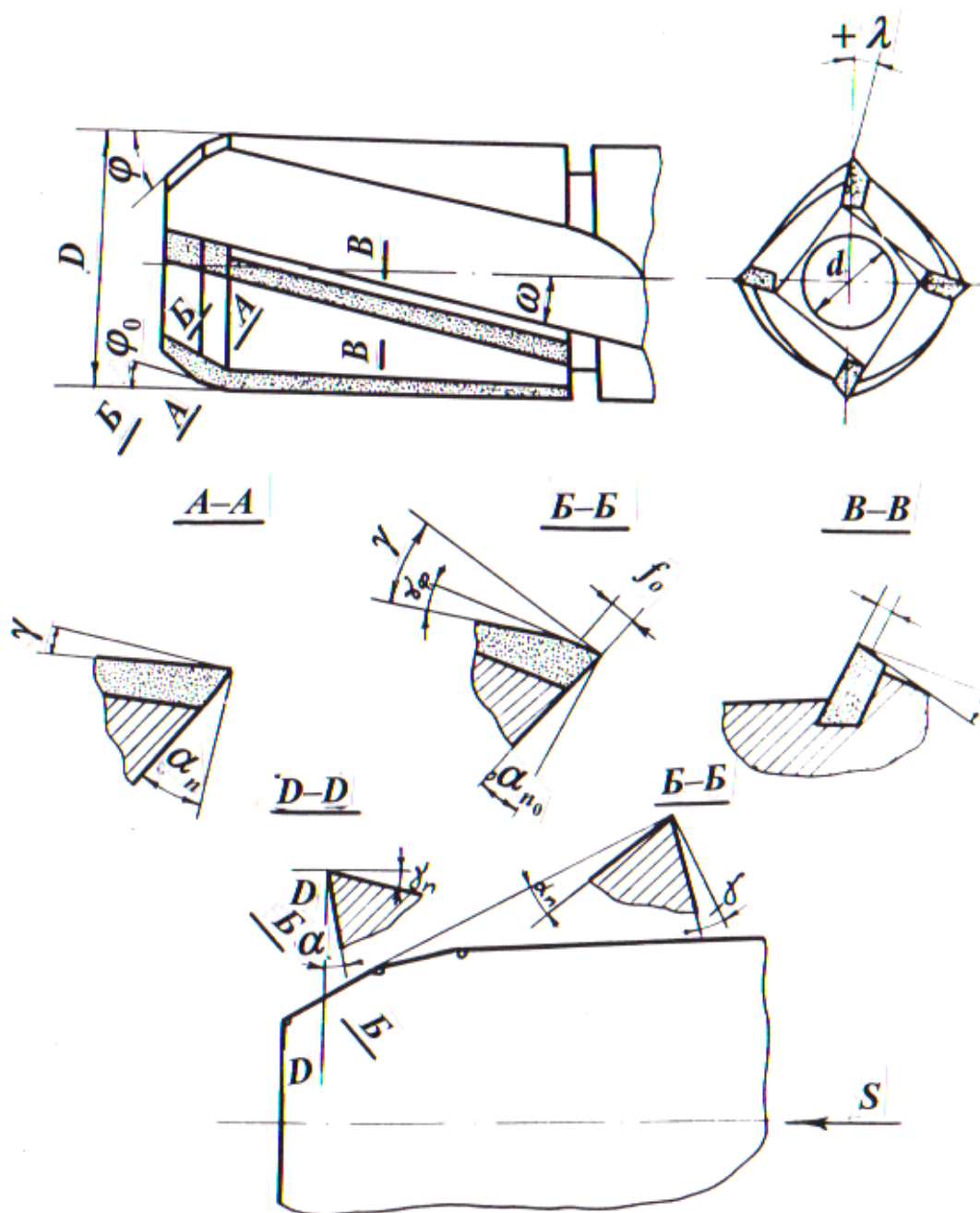


Рис. 4.3. Конструктивные элементы и геометрические параметры цилиндрического твердосплавного зенкера для обработки отверстий в неоднородных материалах.

Для увеличения стойкости зенкеров рекомендуется также выполнять подточку уголков цилиндрической ленточки на длине 1,5-2,0 мм от режущего конца зенкера под углом $\alpha_1 = 6-8^\circ$. Геометрические параметры режущей части зенкера выбираются в зависимости от вида обрабатываемого материала и назначения зенкера. Угол в плане φ при обработке неоднородных материалов, которые относятся к хрупким материалам, выбирают в пределах $45-60^\circ$. Передний угол γ из-

меряется в главной секущей плоскости и находится в пределах 0-5°. Задние углы у зенкеров, являющиеся переменными величинами, и для твердосплавных зенкеров находятся в пределах 8-12°. Меньшие значения задних углов выполняют на калибрующей части, большие – на режущей. Для обработки неоднородных материалов выполняют угол наклона режущей кромки λ для твердосплавных зенкеров в пределах 12-20°. Угол наклона винтовой канавки зенкера ω для обработки прерывистых поверхностей принимается в пределах 0-10°.

Таблица 4.4

Величины коэффициентов, показателей степени и элементов режимов резания при зенкеровании неоднородных наплавленных материалов

Марка наплавки	Значения показателей и коэффициентов						Скорость резания V , м/с		Подача S , мм/об	
	C_V	K_H	q	m	X_V	Y_V	10-20 d , мм	20-30	10-20 d , мм	20-30
Нп-Св-08	360	1,8	0,3	0,3	0,25	0,5	0,6-0,7	0,7-0,8	0,4-0,6	0,6-0,8
Нп-У8А	300	2,5	0,28	0,32	0,25	0,48	0,55-0,6	0,6-0,7	0,4-0,6	0,6-0,8
Нп-30ХГСА	250	3,0	0,25	0,35	0,28	0,45	0,5-0,55	0,55-0,6	0,35-0,45	0,45-0,55
Нп-12Х18Н9Т	250	3,5	0,22	0,35	0,3	0,45	0,5-0,55	0,55-0,6	0,35-0,45	0,45-0,55
ПП-Нп-25Х5ФМС	200	3,6	0,2	0,38	0,32	0,4	0,45-0,5	0,5-0,55	0,3-0,4	0,4-0,5
ПП-Нп-10Х14Т	180	4,8	0,2	0,4	0,32	0,35	0,45-0,5	0,5-0,55	0,25-0,3	0,3-0,4
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	168	5,6	0,18	0,45	0,36	0,3	0,4-0,45	0,45-0,5	0,2-0,25	0,25-0,3
ПП-Нп-25Х10Б8С2Т	233	5,5	0,26	0,5	0,3	0,35	0,35-0,4	0,4-0,45	0,3-0,4	0,4-0,5
Нл-65Г	133	6,0	0,15	0,48	0,4	0,25	0,3-0,35	0,35-0,4	0,18-0,2	0,2-0,25

Примечание: 1. Материал режущей части зенкеров – Р18. 2. Наплавленные порошковыми проволоками материалы перед зенкерованием отжечь. 3. В качестве СОЖ применять водные эмульсии и водные растворы полимерных соединений.

Износ режущей части зенкеров происходит по задним и передним поверхностям главных режущих элементов, а также по уголкам и ленточкам у вершины. Допустимый износ уголков зенкеров находят-

ся в пределах 0,8-1,2 мм. Скорость резания при зенкеровании неоднородных материалов может быть рассчитана по формуле

$$V_0 = \frac{C_V \cdot d^{q_V} \cdot \prod_{i=1}^n K_{Vi}}{T^m \cdot t^{X_V} \cdot S^{Y_V} \cdot K_H}$$

где C_V - коэффициент, зависящий от вида наплавленного материала; d - диаметр зенкера, мм; K_H - коэффициент неоднородности наплавленного материала, учитывающий все характеристики неоднородности только для данного обрабатываемого отверстия; K_{Vi} - коэффициенты, зависящие от условий обработки.

Значения коэффициентов и показателей степени рекомендуемых величин скорости резания и подачи для зенкерования ряда неоднородных материалов, рассмотренных выше, приведены в табл.4.4.

4.3. РАЗВЕРТЫВАНИЕ

Развертывание считается более точным способом обработки отверстий, чем зенкерование, и применяется как окончательный метод их обработки. При этой операции обеспечивается точность в пределах 6-7 квалитета и шероховатость обработанной поверхности по $R_a=1,25-0,32$ мкм, а в отдельных случаях может быть достигнута более высокая точность и более низкая шероховатость обработанной поверхности. Развертки имеют от 6 до 12 режущих зубьев, одновременно участвующих в работе, надежное направление инструмента и калибровку отверстия в процессе обработки, высокую жесткость корпуса инструмента. При развертывании припуск на обработку может быть разделен на две части: под черновое развертывание 0,15-0,5 мм и под чистовое – 0,05-0,15 мм. Развертка в режущей части имеет крайне малые углы в плане и поэтому небольшие удельные нагрузки на единицу площади, что способствует ее высокой стойкости. Основные конструктивные и геометрические элементы развертки, оснащенной режущими элементами из твердого сплава вольфрамовой группы, которая может быть применена при обработке неоднородных материалов, показаны на рис. 4.4. Число зубьев развертки определяется по формуле

$$Z = 1,5\sqrt{d} + K_M$$

где d – диаметр развертки, мм; K_M - коэффициент, учитывающий вид наплавленного материала.

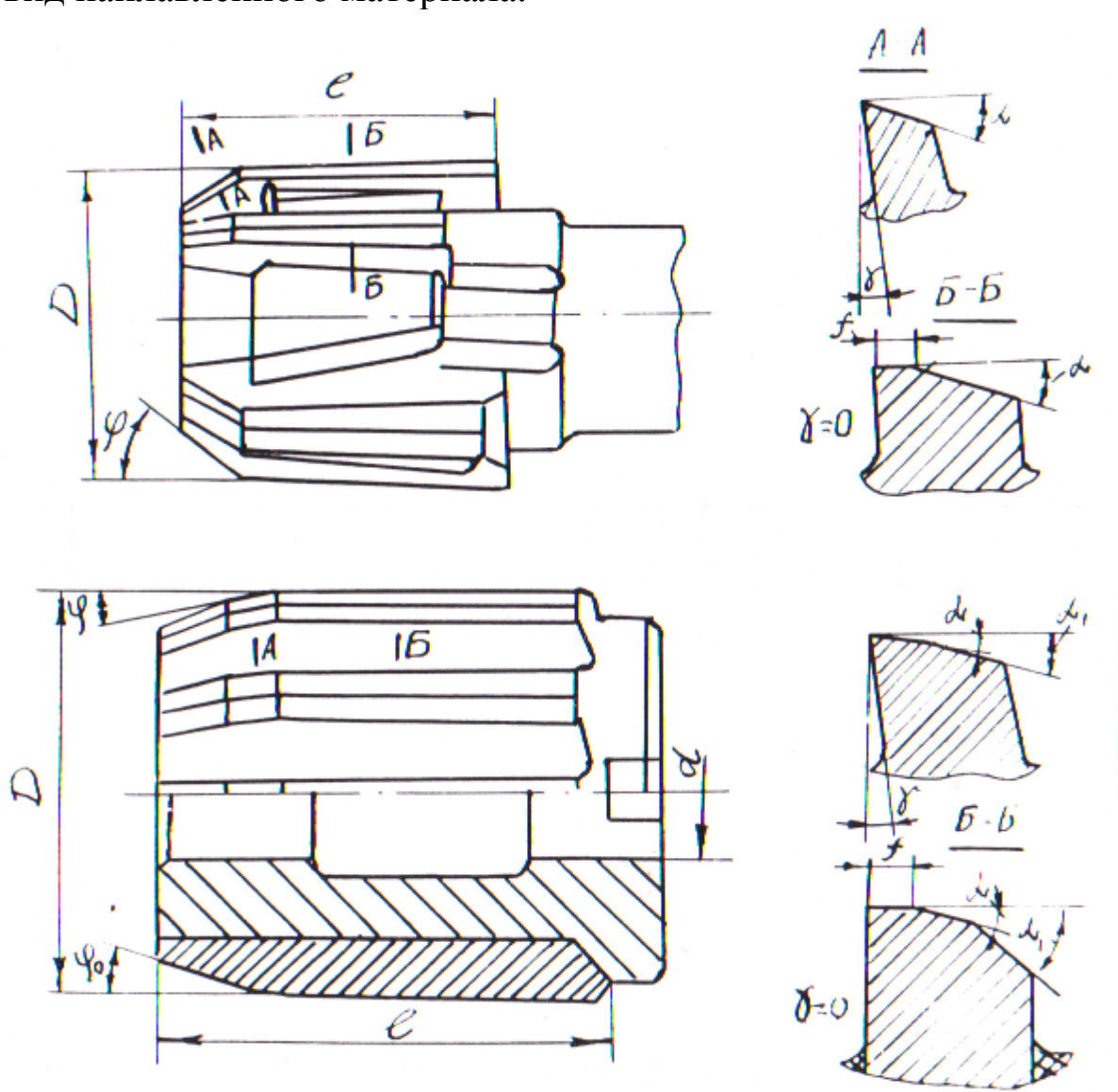


Рис. 4.4. Конструктивные и геометрические параметры разверток, рекомендуемых для обработки отверстий в неоднородных материалах: из быстрорежущей стали (а); из твердого сплава ВК8 (б).

Для пластичного материала $K_M=2$, для хрупкого $K_M=4$. Лучшие результаты показывают развертки с возможно большим числом зубьев. Угол наклона канавок ω у стандартных разверток равен 0. Однако при обработке отверстий в сложнолегированных неоднородных материалах рекомендуется применять развертки с углом наклона канавок или установки пластин из твердого сплава $\omega=10-15^\circ$. Цилиндрическая ленточка f_k выполняется только на калибрующей части зубьев развертки. Она служит для сохранения размеров развертки при ее износе и при переточках, для снижения шероховатости поверхно-

сти и лучшего направления инструмента в отверстии. Величина цилиндрической ленточки принимается равной 0,3-0,4 мм. Задний угол α принимается в пределах 5-10° в зависимости от твердости материала, и чем больше его твердость, тем меньшим принимается значение заднего угла. Угол в плане φ у разверток принимается равным 45°, а вспомогательный угол в плане φ_1 , соединяющий режущую часть с калибрующей частью, $\varphi_1=1-3^\circ$. У всех разверток с режущими зубьями из твердого сплава при вершине следует выполнять двойную заточку с углами в плане $2\varphi_0=60-90^\circ$ и $2\varphi=10-15^\circ$.

Износ разверток в основном происходит по задним поверхностям режущей части и по уголкам, соединяющим режущую и калибрующую части. Износ по уголкам или задней поверхности величиной 0,3 мм считается критерием затупления развертки и она должна перезатачиваться. При развертывании обычно принимается технологический критерий затупления режущего инструмента, т.е. когда обработанное отверстие начинает выходить за пределы заданного размера чертежом или увеличивается шероховатость обработанной поверхности выше требуемой. Оптимальную скорость резания при развертывании неоднородных материалов можно рассчитать по формуле, аналогичной как и при зенкеровании

$$V_0 = \frac{C_V \cdot d^q \cdot \prod_{i=1}^n K_{Vi}}{T^m \cdot S^{Y_V} \cdot t^{X_V} \cdot K_H},$$

где обозначения всех величин такое же, как и при зенкеровании.

4.4. РАСТОЧКА ОТВЕРСТИЙ

При ремонте деталей машин, особенно крупногабаритных и корпусных, иногда подвергают наплавке изношенные размеры отверстий большого диаметра, а также при наплавке торцовых поверхностей деталей существенно изменяется форма отверстия, даже не наплавляемого внутри. В связи с этим, в производственных условиях ремонтных предприятий зачастую применяются операции черновой и чистовой расточки отверстий в ремонтируемых деталях.

Расточные резцы даже при обработке однородных материалов работают в более тяжелых условиях, чем наружные проходные и другие резцы, особенно при расточке отверстий сравнительно малых

диаметров на большую длину. При расточке таких отверстий элементы режима резания значительно снижаются из-за опасности возникновения вибраций, при которых инструмент недостаточно используется по стойкости. В условиях недостаточно высокой жесткости системы СПИД при расточке особенно тщательно выбирают элементы режима резания для обеспечения высокой производительности процесса резания. При расточке отверстий возникает дополнительная опасность появления вибраций из-за наличия макронеровностей большой величины, из-за неоднородности материала, вызывающей колебательные контактные нагрузки, которые принудительно вынуждают колебаться резец и систему СПИД. Поэтому при расточке отверстий в восстановленных наплавкой деталях должны быть разработаны и применяться специальные рекомендации, направленные на повышение производительности процесса обработки, повышение стойкости инструмента и качества обработанной поверхности. К таким рекомендациям относят:

1. Черновую обработку проводить при глубинах резания $t > 0,3$ мм и добиваться уменьшения доли радиальной силы P_y , которая обычно способствует возникновению вибраций системы СПИД.
2. Определение оптимальной подачи, т.к. при малых ее значениях $S < 0,05$ мм/об, так же как при слишком больших для расточки значениях $S > 0,4$ мм/об, усиливается интенсивность возникновения вибраций.
3. Уменьшение вылета державки инструмента из резцедержателя, которая должна быть минимально необходима, а также поперечное сечение державки должно быть максимально допустимым.
4. Увеличение угла в плане φ до $75-80^\circ$, но не больше.

Установлено, что при малых значениях угла в плане $\varphi < 40^\circ$ увеличивается относительное значение составляющей силы резания P_y , а при $\varphi > 80^\circ$ затрудняется отвод стружки, из-за чего повышается интенсивность вибраций и снижается производительность процесса обработки. Рекомендуется также при расточке отверстий устанавливать резец выше линии центров на 1,0-1,5% диаметра обрабатываемой детали, что также должно уменьшить интенсивность возникновения вибраций и тем самым способствовать повышению скорости резания. При установке резца выше оси центров в процессе резания значения заднего угла L уменьшаются, а переднего угла γ - увеличиваются. Также изменяются углы резца в плане при изменении установки кор-

пуска резца относительно оси вращения детали. С учетом вышеизложенных рекомендаций для черновой расточки отверстий неоднородных материалов геометрические параметры резцов из твердых сплавов можно установить в пределах: $\alpha_p=8-10^\circ$; $\gamma_p=0-5^\circ$; $\varphi_p=60-65^\circ$; $\varphi_{1p}=15-20^\circ$; $\lambda=0-5^\circ$; $r=0,6-0,8$ мм. При чистовой расточке отверстий деталей, наплавленных труднообрабатываемыми неоднородными материалами, также возникают колебательные контактные нагрузки, которые вызывают интенсивность появления вибраций и ухудшения процесса обработки, уменьшения стойкости любого режущего инструмента. Для чистовых операций расточки таких отверстий следует рекомендовать расточные резцы с режущими элементами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора с вюрцитоподобной структурой типа гексанита-Р и др. Геометрические параметры резцов для чистовой расточки наплавленных материалов следует рекомендовать следующими: $\alpha_p=16-20^\circ$; $\gamma_p=-5-10^\circ$; $\varphi_{1p}=10-15^\circ$; $\varphi_p=60^\circ$; $\lambda=0^\circ$; $r=0,6$ мм. При черновой расточке неоднородных материалов следует

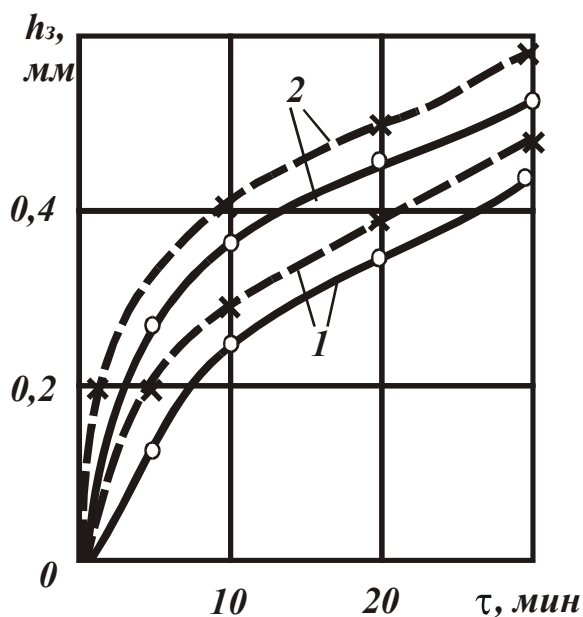


Рис. 4.5. Влияние продолжительности резания на износ резцов из гексанита-Р по задней поверхности при чистовом точении (0—0) и расточке отверстий (X ---X) в неоднородных материалах, наплавленных проволоками: 1 – Нп-30ХГСА, 2 – ПП-Нп-10Х14Т при $S=0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм; $V_{1,0} = 2,5$; $V_{2,0} = 1,5$; $V_{1,X} = 1,8$; $V_{2,X} = 1,2$ м/с.

также скорость резания уменьшать на 20-25% по сравнению с наружным точением. При чистовой расточке неоднородных материалов резцами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора скорость резания по сравнению с наружным точением можно уменьшить на 10-15%. Однако стойкость резцов из гексанита-Р при чистовой расточке отверстий по сравнению с наружным точением на 40-50% ниже. Кроме того, критерий затупления расточных резцов из различных инструментальных материалов следует назначать меньших значений, чем при наружном точении. На рис.4.5 приведены зависимости износа резцов наплавленных материалов Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т

при одинаковых условиях обработки. Из представленных зависимостей видно, что при расточке отверстий в наплавленных материалах НП-30ХГСА максимально допустимый износ резца – 0,45 мм, а при чистовом наружном точении этого же наплавленного материала критерием затупления резцов, который принимается по максимально допустимому износу резцов по задней поверхности, является $h_z=0,6$ мм. Кроме того эта величина износа резцов наступает значительно позже, чем при расточке отверстий. При чистовой расточке отверстий деталей, наплавленных порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т, критерием износа резцов из гексанита-Р является величина износа по задней поверхности, еще меньшая $h_z=0,3$ мм. Таким образом, при расточке отверстий в наплавленных материалах критерий затупления инструмента должен быть меньшей величиной, чем при наружной обработке этого же материала.

На рис. 4.6 представлены различные конструкции различных расточных резцов, которые могут быть успешно применены при обработке неоднородных материалов. Для увеличения эффективности процесса расточки неоднородных материалов следует применять резцы с тугоплавкими покрытиями, резцы из твердых сплавов, обработанные холодом при больших отрицательных температурах, а также применять самовращающиеся резцы из твердых сплавов при черновой расточке и другие методы эффективной обработки труднообрабатываемых материалов.

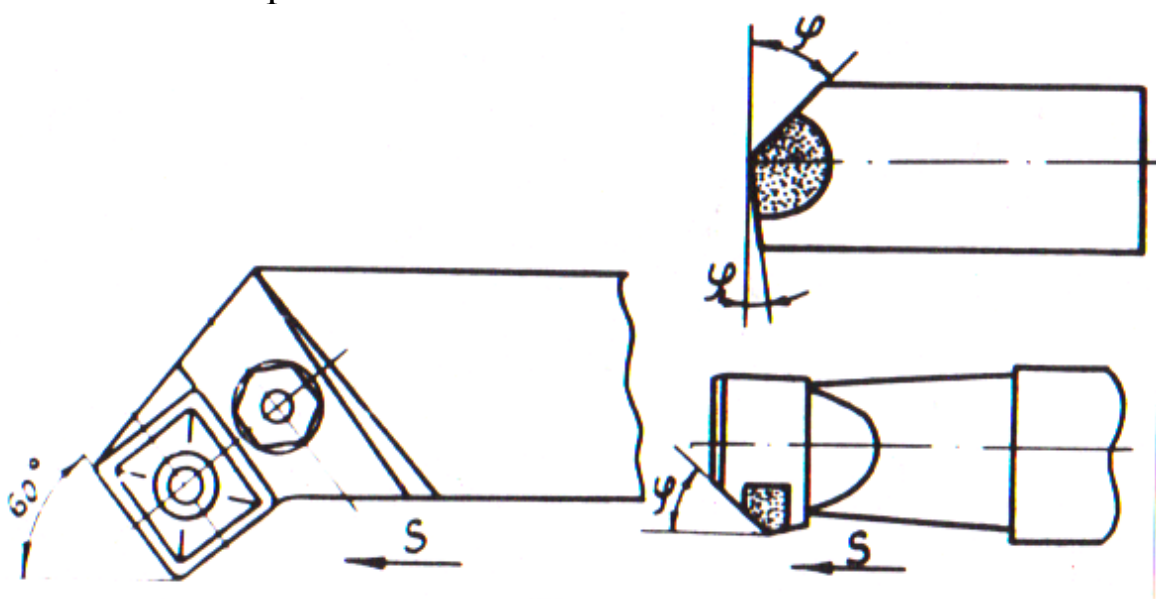


Рис. 4.6. Конструкции расточных резцов, обеспечивающих высокую производительность процесса обработки неоднородных материалов.

В табл.4.5 приведены рекомендуемые режимы расточки отвер-

ствий в деталях, наплавленных различными неоднородными материалами при черновой и чистовой обработках.

Таблица 4.5

Рекомендуемые элементы режимов резания при растачивании отверстий в наплавленных материалах

Марка наплавки	Режимы черновой расточки			Режимы чистовой расточки		
	Скорость резания V , м/с	Подача S , мм/об	Глубина резания t , мм	Скорость резания V , м/с	Подача S , мм/об	Глубина резания t , мм
Нп-Св08	0,8-1,0	0,15-0,25	0,6-1,5	—	—	—
Нп-У8А	0,8-1,0	0,15-0,25	0,6-1,5	—	—	—
Нп-30ХГСА	0,6-0,8	0,15-0,2	0,6-1,2	2,4-2,6	0,08-0,12	0,1-0,4
Нп-12Х18Н9Т	0,6-0,8	0,15-0,2	0,6-1,2	2,0-2,2	0,08-0,12	0,1-0,4
ПП-Нп-25Х5ФМС	0,4-0,5	0,12-0,15	0,6-1,0	1,6-1,8	0,06-0,10	0,1-0,3
ПП-Нп-10Х14Т	0,3-0,4	0,12-0,15	0,6-1,0	1,4-1,5	0,06-0,10	0,1-0,3
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	0,2-0,3	—	0,5-0,8	1,3-1,5	0,05-0,08	0,1-0,3
ПП-Нп-250Х10Б8С 2Т	—	—	—	1,2-1,4	0,08-0,12	0,1-0,4
Нл-65Г	—	—	—	1,0-1,1	0,02-0,06	0,05-0,2

Примечание: 1. Инструментальный материал: для черновой расточки отверстий – Т15К6, для чистовой – гексанит-Р. 2. Геометрические параметры резцов из твердого сплава Т15К6: $\gamma = 0-5^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 20^\circ$; $\varphi = 40^\circ$; $\varphi_1 = 20^\circ$; $\lambda = 5^\circ$; $r = 1,0$ мм; резцов из гексанита-Р: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 20^\circ$; $\varphi = 60^\circ$; $\varphi_1 = 20^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 0,6$ мм. 3. Режимы резания приведены для обработки без СОЖ.

ГЛАВА 5

ФРЕЗЕРОВАНИЕ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

5.1. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ

В ремонтном производстве фрезерование, как способ обработки наплавленных материалов, пока применяется чрезвычайно редко. Это можно объяснить повышенной трудностью процесса обработки и малым применением ремонтных операций по плоскостям деталей. Ведь большему износу подвергаются сопряженные детали в виде тел вращения, поэтому в основном эти детали наплавляют для последующей обработки резанием. Однако некоторые фрезерные операции выполняются и на восстановленных деталях типа тел вращения [84]. Так, зачастую приходится восстанавливать наплавленные в процессе ремонта валов и осей шпоночные и шлицевые пазы, резьбовые поверхности, уступы, лыски и другие поверхности. Фрезерование плоскостей в некоторых случаях приходится выполнять при наплавке или заварке повреждений и трещин на корпусных деталях. Во многих случаях из-за низкой стойкости инструмента такие места на корпусных деталях подвергают шлифованию на плоскошлифовальных станках. В связи с успешным применением для изготовления фрез сверхтвердых инструментальных материалов на основе нитрида бора появилась реальная возможность и чистовую обработку наплавленных мест плоскостей выполнять фрезерованием. Поэтому в будущем фрезерование, как более производительный вид обработки поверхностей по сравнению со шлифованием, найдет большое применение в ремонтном производстве при обработке наплавленных материалов. Известно, что при фрезеровании даже однородных материалов каждый зуб фрезы испытывает периодически повторяющиеся колебательные контактные нагрузки, которые приводят к ускоренному их износу. При фрезеровании неоднородных наплавленных материалов возникают хаотические колебательные нагрузки, которые значительно увеличивают интенсивность износа и даже разрушения инструмента в целом. Поэтому к инструментальному материалу для фрез, работающему при обработке неоднородных наплавленных материалов, предъявляются повышенные требования по пределу прочности на изгиб и жесткости.

Учитывая все изложенное, рассмотрим особенности фрезерования плоскостей и тел вращения торцовыми фрезами, обработки шпоночных и шлицевых пазов и резьб.

При торцовом фрезеровании наплавленных материалов для черновых операций применяют фрезы с режущими элементами из твердых сплавов, а для чистовых операций – фрезы с режущими элементами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора с вюрцитоподобной структурой типа гексанита-Р. Из-за больших преимуществ по производительности для торцового фрезерования наплавленных материалов применяют фрезерные головки с набором многогранных неперетачиваемых пластинок из твердого сплава с возможно большим количеством зубьев, что дает возможность уменьшать подачу на зуб при высокой производительности процесса обработки.

Геометрические параметры зубьев торцовых фрез сходны с геометрическими параметрами проходных резцов. Угловой шаг между зубьями должен быть неравномерным. Для обработки наплавленных материалов с большими макронеровностями целесообразно применять торцовые фрезы со ступенчатым (двухступенчатым) расположением зубьев таким образом, чтобы зубья первой ступени были расположены на меньшей высоте относительно второй ступени. Это позволит зубьям первой ступени воспринимать ударные нагрузки отдельных выступающих наплывов и застывших брызг наплавленного материала. Тогда зубья второй ступени будут обрабатывать сравнительно равномерный по высоте наплавленный материал и их стойкость будет повышенной. Для чистового торцового фрезерования сравнительно мягких наплавленных материалов можно успешно применять и зубья с режущими элементами из твердых сплавов с повышенной прочностью на изгиб с зачистным лезвием при вершине или увеличенным радиусом. В связи с переменными нагрузками, возникающими из-за неоднородности наплавленного материала, зубьям торцовых фрез при черновом фрезеровании следует придавать большие значения угла наклона главной режущей кромки $\lambda=15-20^\circ$. Для чистовой обработки наплавленных материалов высокой твердости $HRC>35$ целесообразно применять торцовые фрезы, оснащенные СТМ типа гексанита-Р, насадные, оснащенные напайными державками, и фрезы торцовые концевые, оснащенные механически закрепленными вставками из композиционных сверхтвердых материалов на основе нитрида бора. На рис. 5.1 показаны торцовые фрезы с режущими пластинками из твердого сплава и со вставками с режущими элементами из сверхтвердого материала гексанита-Р. На этих же рисунках приведены некоторые рекомендуемые геометрические параметры зубьев фрез, предназначенных для обработки наплавленных

неоднородных материалов.

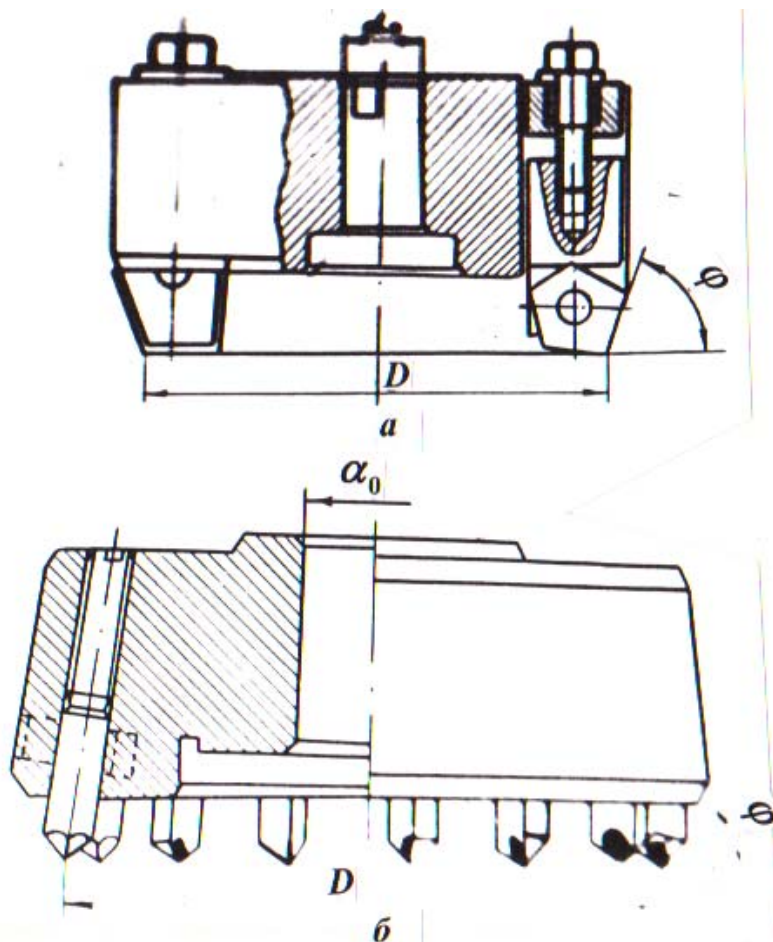


Рис. 5.1. Торцовая насадная фреза с механическим креплением твердосплавных пластинок (а) и торцовая насадная фреза, оснащенная державками с напайными элементами из сверхтвердых материалов типа гексанит – Р (б).

При этом передние углы зубьев фрез с пластинками из твердого сплава можно получать в пределах $\gamma = -5-10^\circ$ за счет установки пластинок в корпусе под углом, а передние углы у вставок с режущими элементами из гексанита-Р получают за счет установки в корпус фрезы уже заточенной отдельно вставки под углом в пределах $\gamma = -10^\circ$. Точно также и углы в плане у пластинок из твердого сплава получают за счет их установки, а из гексанита-Р - за счет заточки отдельно вставок.

Проведенные исследования торцового фрезерования наплавленных материалов даже высокой твердости **HRC** 50-56 типа ПП-Нп-10Х14Т и ПП-Нп-30Х5Г2СМ торцовыми фрезами со вставками из сверхтвердого материала гексанита-Р показали высокую работоспособность с хорошим качеством обработанной поверхности, которое по шероховатости находится на уровне шлифованной поверхности, а по физическому состоянию намного превосходит его. Критерием затупления вставок из сверхтвердых материалов торцовых фрез типа гексанита-Р является величина износа по задней поверхности $h_z = 0,4$ мм. Увеличение критерия затупления режущих элементов из-за колебательных и ударных нагрузок приводит к разрушению режущего элемента и практически невозможной дальнейшей эксплуатации вставок.

Экспериментальные зависимости износа и стойкости торцовых

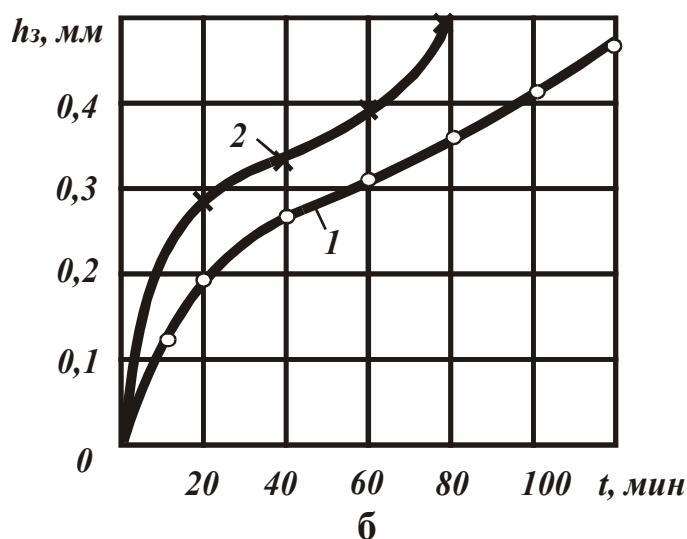
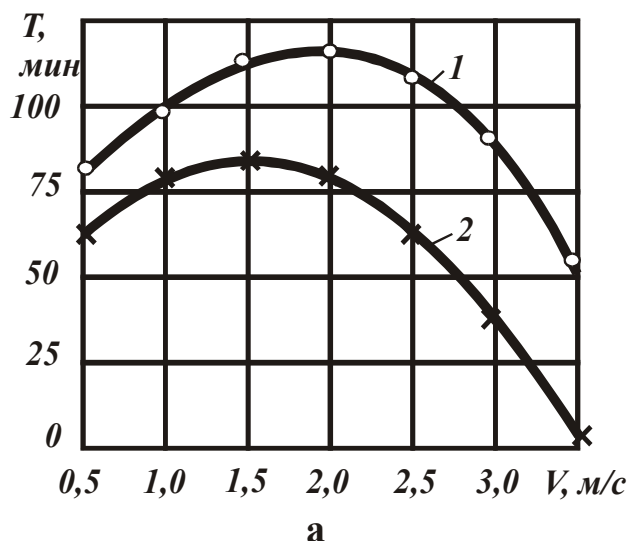


Рис. 5.2. Зависимость стойкости торцовых фрез с режущими вставками из гексанита-Р от скорости фрезерования материала, наплавленного проволоками: 1 – Нп-30ХГСА, 2 – ПП-Нп-10Х14Т, при $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,3$ мм (а); зависимость износа торцовых фрез от продолжительности резания при $V_{фр1} = 1,5$ м/с, $V_{фр2} = 1,0$ м/с, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,3$ мм, $z = 8$ (б).

фрез с режущими элементами из сверхтвердого материала гексанита-Р при чистовом фрезеровании материалов, наплавленных проволоками Нп-30ХГСА и ПП-Нп-10Х14Т, от продолжительности и скорости фрезерования приведены на рис. 5.2

Из представленных зависимостей видно, что с увеличением скорости резания стойкость зубьев фрез экстремально изменяется при обработке обеих наплавленных материалов.

Положение экстремума, т.е. оптимальной скорости резания, при фрезеровании менее твердого наплавленного материала Нп-30ХГСА при немного большем значении находится при большей оптимальной скорости фрезерования, чем при обработке материала, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т с большей степенью неоднородности наплавленного материала.

Однако и при фрезеровании этого наплавленного ма-

териала вставками с режущим элементом из гексанита-Р наблюдается довольно высокая оптимальная скорость резания.

Износ вставок из гексанита-Р в зависимости от продолжительности резания происходит нормально до критерия затупления элементов, который для обработки материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, равен 0,5 мм, а для материала, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т, $h_z = 0,4$ мм. При этом процессе обра-

ботки наплавленных материалов наблюдается высокая стойкость вставок при низкой шероховатости обработанной поверхности $R_a=0,4-0,6$ мкм, что может быть рекомендовано для замены операции шлифования плоских деталей, наплавленных этими материалами.

Для обработки наплавленных материалов можно успешно использовать также торцовые концевые фрезы малого диаметра, оснащенные механически закрепленными вставками из сверхтвердых материалов типа гексанита-Р (рис. 5.3).

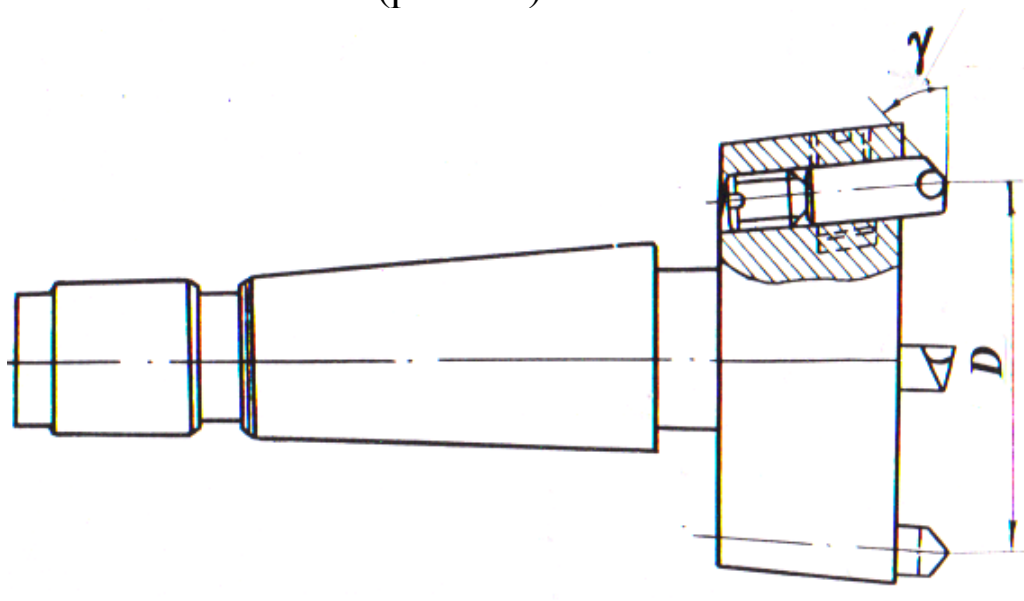


Рис. 5.3. Концевая фреза с механическим закреплением вставок с режущим элементом из гексанита-Р, $z=5$, $d=63$ мм.

Они состоят (рис. 5.3) из корпуса 1 с гнездами под вставки 2 и зажимных элементов 3. Вставки изготавливаются и затачиваются отдельно от фрезы, а затем, при установке их в корпус, доводятся под одну высоту выступания из корпуса. Такие фрезы используются при чистовом фрезеровании небольшой ширины участков наплавленных поверхностей из различных по твердости материалов. Торцовые фрезы могут успешно применяться для черновой обработки наплавленных материалов формы тела вращения при одновременном встречном вращении заготовки и фрезы с подачей фрезы вдоль заготовки, которая подвергалась предварительному нагреву. Проведенные опыты обработки тел вращения этим методом показали высокую производительность черновой обработки – в 2-3 раза выше, чем при точении этого же материала, наплавленного на теле вращения с применением предварительного подогрева заготовки. Для такого метода фрезерования цилиндрических поверхностей требуется выполнение специальной установки,

которая бы обеспечила вращение фрезы с поступательным ее перемещением вдоль оси заготовки, которая должна нагреваться до температур, снижающих твердость наплавленного материала в процессе резания. При этом методе могут быть использованы индукционные нагревательные установки или плазмотроны, обеспечивающие нагрев срезаемого металла впереди режущего элемента.

5.2. ФРЕЗЕРОВАНИЕ ПЛОСКОСТЕЙ

Эффективность чернового торцового фрезерования наплавленных материалов может быть увеличена за счет применения ротационных фрез, разработанных Всесоюзным научно-исследовательским инструментальным институтом АН БССР. Ротационные фрезы отличаются от обычных торцовых фрез тем, что режущая кромка каждого круглого зуба (чашки) во время резания поворачивается на небольшой угол за счет тангенциальной составляющей силы резания. При этом способе фрезерования в любое мгновение в процессе резания участвует новая часть режущей кромки зуба. Поэтому общая стойкость таких фрез во много раз увеличивается по сравнению со стойкостью обычных торцовых фрез.

Для чистового и получистового фрезерования наплавленных материалов небольшой твердости успешно могут применяться ротационные торцовые фрезы с режущими элементами из твердого сплава, которые устанавливаются на опорах скольжения или качения. Ротационные фрезы с поворачивающимися режущими кромками обеспечивают получение обработанных плоскостей с шероховатостью $R_a = 0,6-1,25$ мкм и неплоскостностью в пределах 0,01 мм на 500 мм длины.

5.3. ФРЕЗЕРОВАНИЕ ШПОНОЧНЫХ ПАЗОВ

Фрезерование шпоночных пазов на восстановленных валах является очень сложной и трудоемкой операцией из-за высоких требований к размерам и качеству обработки шпоночных пазов. От точности и качества обработки восстановленного шпоночного паза будет зависеть характер посадки сопрягаемых деталей. Поэтому для обработки шпоночных пазов требуется тщательная подборка фрез по размеру и точности заточки, кроме того, необходимо выполнять пробные проходы. Для фрезерования шпоночных пазов в восстановленных валах могут применяться дисковые фрезы, пазовые острозаточенные, пазо-

вые фрезы затылованные, шпоночные фрезы, фрезы для пазов под сегментные шпонки хвостовые и насадные.

Дисковые фрезы, пазовые острозаточенные могут применяться для фрезерования неглубоких шпоночных пазов в наплавленных материалах небольшой твердости, если фреза изготовлена цельной из быстрорежущей стали и средней твердости, если фреза со вставными элементами из твердого сплава. При необходимости обработки шпоночного паза в наплавленном материале высокой твердости такую обработку можно выполнять только после нормализации детали по специальной технологии для каждого наплавленного материала. Пазовые фрезы затылованные применяются для эффективной обработки шпоночных пазов, т.к. после перезаточки зубьев по передней поверхности они не теряют свой размер по ширине. Эти фрезы могут также изготавливаться из быстрорежущей стали и твердого сплава. Наибольшее применение для обработки шпоночных пазов как в сплошном, так и в наплавленном материале получили специальные шпоночные фрезы с двумя режущими зубьями, с торцовыми режущими кромками, выполняющими основную работу резания при врезании фрезы. Такие шпоночные фрезы могут работать как с осевой, так и с продольной подачей. Перезаточка шпоночных фрез может осуществляться только по торцовым режущим элементам зубьев, вследствие чего диаметр шпоночной фрезы остается постоянным и размеры шпоночных пазов по ширине будут сохраняться. Шпоночные фрезы для обработки восстановленных деталей следует выбирать цельными диаметром 6-8 мм из твердого сплава ВК8, которые широко выпускаются инструментальной промышленностью. Фрезы для пазов под сегментные шпонки хвостовые предназначены для пазов под сегментные шпонки шириной 4-5 мм, а фрезы для пазов под сегментные шпонки насадные применяются для фрезерования всех шпоночных пазов под сегментные шпонки диаметром 55-80 мм.

5.4. ФРЕЗЕРОВАНИЕ ШЛИЦЕВЫХ ПАЗОВ

Для фрезерования шлицевых пазов и прорезания других пазов в наплавленных материалах следует применять прорезные цельные твердосплавные фрезы, которые выпускаются инструментальной промышленностью, диаметром от 7 до 60 мм и толщиной 0,5-3,5 мм. Для шлицевых пазов больших размеров следует применять прорезные

фрезы со средним зубом из быстрорежущей стали, имеющих угол φ_1 (угол поднутрения 5-30'), что уменьшает их трение по боковым поверхностям и улучшает качество изготовления шлицевых пазов.

5.5. РЕЖИМЫ ФРЕЗЕРОВАНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Глубина резания t всегда должна быть назначена максимальной, чтобы припуск на обработку был снят за один проход, или оставлена минимальная его часть на чистовую обработку. Величины подач при черновом фрезеровании неоднородных материалов следует принимать с учетом жесткости системы СПИД и прочности режущей кромки зуба фрезы, обрабатывающей неоднородный материал с большой макронеровностью поверхности. Большое увеличение подач на зуб приводит к выкрашиванию и разрушению режущей кромки и всего режущего элемента. Поэтому определяющим фактором при выборе подачи чернового фрезерования неоднородных материалов является прочность режущего элемента. Значения максимально допустимых рекомендуемых ориентировочных подач при черновом торцовом фрезеровании ряда наплавленных материалов приведены в табл. 5.1. Оптимальные значения скорости резания при фрезеровании неоднородных материалов выбирают, исходя из допустимого критерия затупления режущих зубьев фрез при принятой, экономически целесообразной стойкости фрез, по формуле

$$V = \frac{C_V \cdot d^{Z_V} \cdot \prod_{i=1}^n K_{V_i}}{T^m \cdot S_Z^{Y_V} \cdot t^{X_V} \cdot Z^{q_V} \cdot B^{r_V} \cdot K_H},$$

где C_V - коэффициент, зависящий от вида материала; d - диаметр фрезы, мм; K_H - коэффициент неоднородности данного материала; K_{V_i} - коэффициент, зависящий от вида инструментального материала режущей части зубьев и других условий обработки; T - принятая стойкость фрезы, обеспечивающая условия фрезерования на данной операции, мин; S_Z - принятая максимальная величина подачи на зуб, мм/зуб; t - принятая максимально возможная глубина резания, зависящая от вида операции и требований к качеству обработанной поверхности, мм; Z - число режущих зубьев фрезы, которое должно быть по возможности большим; B - ширина фрезерования, зависящая от размеров обрабатываемой поверхности и диаметра фрезы, мм.

Таблица 5.1

Рекомендуемые скорости резания, подачи и глубины резания при фрезеровании наплавленных материалов

Марка и на- плавки	Торцовое фрезерование			Фрезерование шпоночных пазов			Фрезерование шлицевых пазов		
	V , м/с	S , мм/зуб	t , мм	V , м/с	S , мм/зуб	t , мм	V , м/с	S , мм/зуб	t , мм
Нп-Св08	2,0-2,5	0,05-0,2	1,0-2,0	1,5-1,8	0,15-0,18	3,0-5,0	0,5-0,6	0,08-0,1	3,0-5,0
	2,0-2,5	0,06-0,12	0,2-0,4	0,3-0,4	0,08-0,12				
Нп-У8А	1,8-2,4	0,05-0,2	1,0-2,0	1,2-1,6	0,15-0,18	3,0-5,0	0,4-0,5	0,06-0,08	3,0-5,0
	1,8-2,2	0,05-0,1	0,2-0,4	0,3-0,4	0,08-0,12				
Нп-30ХГСА	2,0-2,6	0,05-0,1	1,0-2,0	0,8-1,2	0,1-0,12	3,0-5,0	0,3-0,4	0,04-0,05	3,0-5,0
	1,5-2,0	0,04-0,08	0,2-0,4	0,2-0,3	0,05-0,1				
Нп-12Х18Н9Т	2,0-2,6	0,05-0,1	1,0-2,0	0,8-1,2	0,1-0,12	3,0-5,0	0,2-0,4	0,04-0,05	3,0-5,0
	1,5-2,0	0,04-0,08	0,2-0,4	0,2-0,3	0,05-0,1				
ПП-Нп-25Х5ФМС	1,5-2,0	0,05-0,1	0,8-1,5	0,6-0,8	0,08-0,1	2,0-4,0	0,2-0,3	0,04-0,05	2,0-4,0
	1,2-1,6	0,03-0,06	0,1-0,3	0,2-0,3	0,04-0,06				
ПП-Нп-10Х14Т	1,5-2,0	0,05-0,1	0,8-1,5	0,6-0,8	0,08-0,1	2,0-4,0	0,15-0,2	0,02-0,04	2,0-4,0
	1,2-1,5	0,03-0,06	0,1-0,3	0,15-0,2	0,02-0,04				
ПП-Нп-30Х5Г2СМ	1,3-1,6	0,05-0,1	0,8-1,5	0,6-0,8	0,06-0,08	2,0-4,0	0,1-0,15	0,02-0,04	2,0-4,0
	1,1-1,3	0,02-0,04	0,1-0,3	0,15-0,2	0,02-0,04				
ПП-Нп-250Х10Б8С2Т	1,2-1,5	0,05-0,1	0,8-1,5	0,8-1,0	0,06-0,08	2,0-4,0	0,1-0,15	0,02-0,04	2,0-4,0
	1,2-1,5	0,02-0,04	0,08-0,2	0,18-0,25	0,02-0,04				
Нл-65Г	1,2-1,5	-	0,8-1,5	0,5-0,6	0,06-0,08	2,0-4,0	0,1-0,15	0,02-0,04	2,0-4,0
	1,0-1,2	0,02-0,03	0,08-0,2	0,13-0,15	0,02-0,04				

Примечания: 1. Режимы торцового шлифования: в числителе – для черногого фрезам с ножами из твердого сплава Т15К6, в знаменателе – для чистового вставками из гексагита-Р.

2. Режимы фрезерования шпоночных пазов: в числителе – для фрез из твердого сплава Т15К6, в знаменателе – для фрез из быстрорежущей стали Р18.

3. Режимы фрезерования шлицевых пазов фрезам из быстрорежущей стали Р18.

ГЛАВА 6

ПРОТЯГИВАНИЕ, НАРЕЗАНИЕ РЕЗЬБЫ И ШЛИФОВАНИЕ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

6.1. ПРОТЯГИВАНИЕ

Как способ обработки поверхностей сложного профиля, протягивание является высокопроизводительным и точным процессом резания однородных материалов, обеспечивающим низкую шероховатость обработанной поверхности с высоким физическим состоянием обработанного слоя. Протягивание обеспечивает получение 7-9 качества точности с шероховатостью обработанной поверхности до $R_a=0,32$ мкм. Применение протягивания для обработки неоднородных материалов из-за низкой стойкости инструмента может быть полезным только в случае крайней необходимости или невозможности обработать деталь другими, более производительными методами с высокой стойкостью режущего инструмента. Так, например, оно может быть успешно применено для протягивания внутренних шлицевых и шпоночных пазов, многогранных поверхностей и наружных поверхностей сложного профиля деталей машин. Отличительными особенностями сложного процесса протягивания неоднородных материалов, ограничивающими его широкое применение, являются: 1) сложность конструкции инструмента, не позволяющая его изготовление из твердых сплавов и других высокопроизводительных инструментальных материалов, позволяющих увеличить стойкость инструмента; 2) последовательное срезание припуска большим числом зубьев в виде слоев малой толщины и большой ширины из-за неоднородности материала, приводящего к ускоренному износу его микрообъемов твердыми частицами и участкам обрабатываемого материала с большой нестабильностью физико-механических свойств; 3) ограниченностью поверхностей, подлежащих обработке способами протягивания. Протягивание различных поверхностей может быть внутренним и наружным. И внутреннее, и наружное протягивание неоднородных наплавленных материалов возможно только после снятия макронеровностей наплавленного слоя. Следует заметить также, что эффективное осуществление этого сложного процесса возможно только на наплавленных материалах небольшой твердости. Поэтому после наплавки деталей порошковыми самозащитными проволоками,

дающими материал большой неоднородности с высокой твердостью, перед процессом протягивания необходимо провести нормализацию детали для стабилизации структуры наплавленного материала и уменьшения твердости срезаемого слоя. Внутреннее и наружное протягивание неоднородных наплавленных материалов может применяться как чистовой способ обработки после точения, фрезерования, долбления или после предварительного протягивания, выполнившего основную работу резания. Для осуществления процесса протягивания сложного наружного профиля восстановленной детали могут применяться в массовом производстве протяжки со вставными зубьями из твердых сплавов, что позволяет значительно увеличить их стойкость и скорость протягивания [195].

Для протягивания неоднородных наплавленных материалов из трех существующих схем протягивания – профильной, генераторной и прогрессивной – преимущество следует отдавать прогрессивной, т.к. в этом случае срезаются более толстые и узкие стружки, что уменьшает силы резания при протягивании и позволяет снимать за один проход большой припуск и осуществлять обработку материалов (с большой степенью нестационарности наплавленного материала) малыми по длине протяжками. Несмотря на большую трудоемкость при изготовлении самой протяжки, увеличенная ее стойкость и надежность в работе окупают затраты на ее изготовление. Для изготовления протяжек, предназначенных для обработки неоднородных материалов, следует применять быстрорежущие стали, имеющие в своем составе большое количество вольфрама, молибдена, кобальта, ванадия типа P18, P9M4K8Ф, P10K5Ф5, которые имеют повышенную теплостойкость и стойкость.

На рис. 6.1 показаны конструктивные элементы, геометрические параметры и прогрессивная схема обработки шпоночного паза протяжкой из быстрорежущей стали применительно к обработке наплавленных материалов. Данная протяжка состоит из: l_1 - хвостовика или замковой части, к которой прикладывается тяговое усилие P ; l_2 - шейки; l_3 - передней направляющей части; l_4 - рабочей части с режущими зубьями, которая предназначена для удаления припуска на обработку; l_5 - калибрующей части с калибрующими зубьями; l_6 - задней направляющей части. Из геометрических параметров протяжки, влияющих на ее работоспособность при обработке наплавленных материалов, следует правильно определить значения переднего и зад-

него углов. С целью увеличения прочности зубьев протяжки, передний угол режущих зубьев следует принимать равным нулю, а калибрующих зубьев $\gamma_k = 0-5^\circ$. От величины задних углов зависит стойкость протяжек и допустимое количество их переточек.

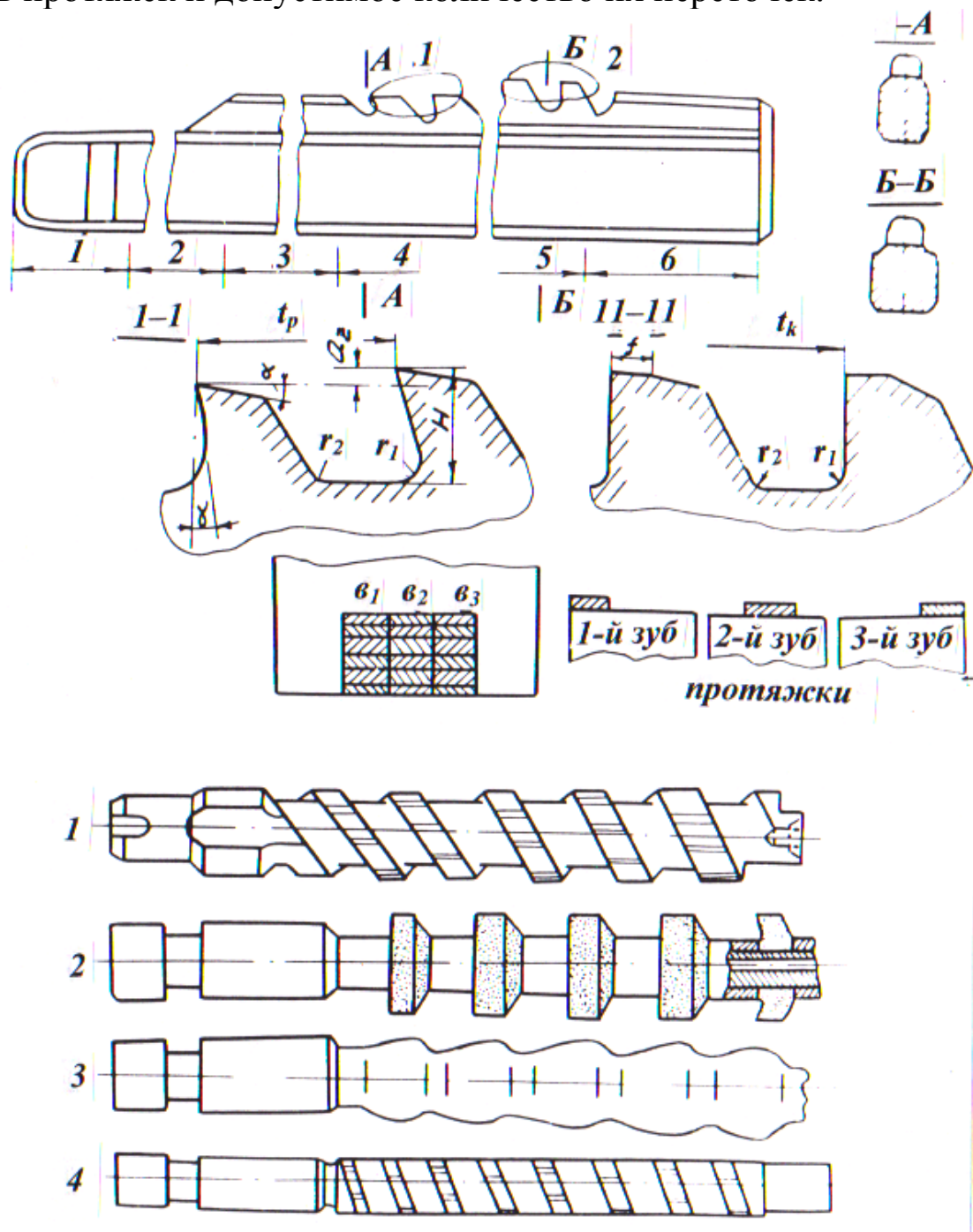


Рис. 6.1. Конструктивные элементы внутренней шпоночной протяжки (а); геометрические параметры шпоночной протяжки (б); прогрессивная схема протягивания (в); основные конструкции прогрессивных протяжек (г):

1 – с винтовым расположением зубьев; 2 – сборная протяжка из твердосплавных зубьев; 3 – выглаживающая протяжка; 4 – протяжка с наклонным зубом.

При обработке неоднородных материалов задние углы протяжки

в ее режущей части для чернового протягивания следует выбирать большими $\alpha_p = 5-7^\circ$ и задние углы калибрующей части зубьев $\alpha_k = 2-3^\circ$, а для чистовых протяжек малые значения задних углов $\alpha_p = 2-3^\circ$ и $\alpha_k = 0,5-1,0^\circ$. При обработке наплавленных материалов за один проход протяжки задние углы следует выбирать в пределах $\alpha_p = 2-4^\circ$ и $\alpha_k = 1-2^\circ$. В связи с наличием в наплавленном материале пор, трещин, структурной неоднородности и других дефектов рекомендуется для шпоночных и шлицевых протяжек выполнять зубья, наклонные к оси протяжки под углом $\lambda = 15-30^\circ$, для более плавного врезания в дефектные участки и плавного выхода из них. При массовом производстве восстановления деталей особенно эффективно применение протяжек, оснащенных твердыми сплавами типа ВК8, ВК6М и ВК10М при $\gamma = 0^\circ$. При этом рекомендуется применять протяжки с механическим закреплением пластин из твердых сплавов для удобства их замены при износе или поломке. Для улучшения качества обработанной поверхности при восстановлении деталей машин могут успешно применяться выглаживающие твердосплавные протяжки, которые позволяют упрочнять поверхностные слои детали. Для выглаживания протяжкой следует оставлять припуск 0,1-0,15 мм в зависимости от твердости наплавленного материала.

На прочность протяжки рассчитываются по силам протягивания, по ним же определяется потребляемая и необходимая мощность станка. В связи с тем, что при протягивании наплавленных неоднородных материалов силы резания являются переменными величинами, и расчет на прочность протяжки носит не точный, а ориентировочный характер. При этом процессе определяют две составляющие силы резания - P_z в направлении главного рабочего движения и P_y перпендикулярно к нему. Эти силы в любой момент зависят от свойств и неоднородности обрабатываемого наплавленного материала, толщины среза a , длины периметра (ширины среза) резания b , количества стружкоразделительных канавок на одном зубе и геометрии зуба - углов γ и α . Теоретическому расчету силы резания при протягивании не поддаются из-за нестабильности свойств наплавленного материала, поэтому их определяют опытным путем и получают следующие эмпирические зависимости

$$P_z = p_z \cdot a \cdot b \cdot K_{zi} \cdot K_H \quad \text{и} \quad P_y = p_y \cdot a \cdot b \cdot K_{yi} \cdot K_H,$$

где p_z, p_y - удельные силы резания для данного наплавленного материала, Н/мм²; K_{zi}, K_{yi} - количество одновременно работающих зубьев; K_H - коэффициент неоднородности для данного наплавленного материала, установленный на основании его анализа.

Мощность, затраченная на протягивание наплавленного материала, также будет неточной, а только ориентировочной, и будет также определяться по эмпирическим зависимостям для мгновенного значения максимальной силы резания

$$N_e = \frac{P_z \cdot V}{6120}, \text{ кВт},$$

$$\text{где } V = \frac{C_V \cdot \prod_{i=1}^n K_i}{T^m \cdot a^y \cdot K_H}.$$

Так как протяжка сравнительно дорогой инструмент, ее стойкость должна быть высокой. В некоторых случаях ее следует доводить до 8-10 часов машинного времени в зависимости от обрабатываемого материала, его неоднородности и принятой скорости резания. Ее определяют из зависимости $V - T$ ориентировочно. Основное технологическое время при протягивании, определяющее производительность процесса резания, рассчитывается по формуле

$$T_o = \frac{l_p \cdot K_x}{1000 \cdot V},$$

где l_p - длина рабочего хода протяжки, мм; K_x - коэффициент, учитывающий затраты времени на холостой ход, установку и закрепление протяжки $K_x \approx 1,5$; V - скорость резания, м/с; T_o - технологическое время на протягивание одной детали, с.

6.2. НАРЕЗАНИЕ РЕЗЬБЫ

Нарезание резьб производят резьбовыми головками, гребенчатыми фрезами, резцами, метчиками, плашками, можно также получать резьбы накатыванием или раскатыванием. На деталях из неоднородных материалов нарезание наружных резьб можно выполнять резьбовыми резцами, фрезами и плашками, а внутренних резьб – только резьбовыми резцами и резьбовыми метчиками, если восста-

навливается резьба небольшого размера. Из-за малой пластичности наплавленных материалов накатывать резьбу на восстановленных деталях не представляется возможным, несмотря на высокую производительность данного метода получения наружных и внутренних резьб. Основной особенностью процесса резания при нарезании резьб на наплавленных материалах является сложность снятия крайне малых толщин среза по сложному и точному треугольному или другому профилю, что может привести к срыву витков резьбы, разрушению режущих кромок режущего инструмента или поломке его корпуса. Нарезание наружной и внутренней резьбы резцами на наплавленных материалах проводят в несколько проходов с поперечной подачей резца за каждый проход. Для нарезания резьб используют быстрорежущие, твердосплавные и резцы из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора с вюрцитоподобной структурой типа гексанита-Р, которые серийно выпускаются инструментальной промышленностью. Резьбовые резцы из быстрорежущей стали применяются в основном для нарезания резьб на наплавленных материалах малой твердости и прочности с применением низких скоростей резания. Эти резцы рекомендуется выполнять с положительными передними углами $\gamma=10-15^\circ$ и задними углами $\alpha=\alpha_1=8-9^\circ$ при $\lambda=0^\circ$. Резьбовые резцы из твердых сплавов позволяют нарезать резьбу на наплавленных материалах любой твердости при высокой производительности процесса обработки. Для изготовления этих резцов могут быть применены твердые сплавы с повышенным пределом прочности на изгиб типа Т15К6, ВК6-ОМ и другие. Геометрическими параметрами резцов из твердого сплава в зависимости от обрабатываемого наплавленного материала можно в небольших пределах влиять на их стойкость и оптимальную скорость резания. Однако для эффективного нарезания резьб на наплавленных материалах значения углов заточки должны изменяться в небольших пределах. Так, для нарезания наружных резьб их величины могут изменяться в таких пределах: $\gamma=10-15^\circ$, $\alpha_1=\alpha_2=4-5^\circ$, $\lambda=0^\circ$. На передней поверхности следует выполнять фаску по всему периметру режущих кромок шириной $f=0,1-0,2$ мм при $\gamma_f=-5^\circ$. Для нарезания внутренних резьб геометрические параметры резьбовых резцов должны немного отличаться: $\gamma=10-15^\circ$, $\alpha_1=\alpha_2=10-12^\circ$, $\lambda=0^\circ$, $f=0,1-0,15$ мм, $\gamma_f=0^\circ$. Резьбонарезные резцы с режущими элементами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора типа гексанита-Р могут успешно применяться для нареза-

ния наружных и внутренних резьб на наплавленных материалах восстановленных деталей машин. Геометрические параметры резьбовых резцов из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора следующие: $\gamma=0^\circ$, $\alpha_1 = \alpha_2 = 5^\circ$, $\lambda=0^\circ$. Выпускаемые резьбовые вставки с режущими элементами из вюрцитоподобного нитрида бора могут успешно применяться и для нарезания наружных и внутренних резьб, обеспечивая при этом высокую стойкость при повышенной производительности процесса и высоком качестве обработанной резьбовой поверхности.

Износ резьбовых резцов из различных инструментальных материалов имеет примерно одинаковый характер, т.е. изнашивается преимущественно правая режущая кромка, которая при резании воспринимает все динамические изменения нагрузки, вызванные неоднородностью наплавленного материала. По величине износа по задней поверхности правой режущей кромки резьбового резца устанавливается критерий затупления, величина которого зависит от точности изготовления резьбы и инструментального материала резца. Для увеличения стойкости резьбовых резцов при нарезании резьб на наплавленных материалах следует применять обильное охлаждение 5%-ной эмульсией или водным раствором полимерных соединений. При этом можно увеличить производительность процесса резания на 25-30% и улучшить качество обработки. Элементами режима резания при резбонарезании являются скорость резания и величина поперечной подачи на каждый проход резца. При нарезании резьбы резцами из быстрорежущих сталей на наплавленных материалах небольшой твердости величина поперечной подачи на проход выбирается в зависимости от величины шага резьбы и находится в пределах $S_z \leq 0,2-0,4$ мм. При нарезании резьбы резцами из твердых сплавов на наплавленных материалах средней твердости величина поперечной подачи может быть увеличена $S_z=0,4-0,5$ мм, а при нарезании резьбы резцами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора величина поперечной подачи из-за большой хрупкости этого инструментального материала должна быть небольшой $S_z=0,15-0,25$ мм. Величина скорости резания при резбонарезании на наплавленных материалах может быть рассчитана по формуле

$$V = \frac{C_V \cdot \prod_{i=1}^n K_i}{T^m \cdot S_z^x \cdot S^y \cdot K_H},$$

где S - шаг резьбы, мм; S_z - поперечная подача, мм/ход; K_H - коэффициент нестационарности наплавленного материала.

Нарезание резьбы на наплавленных материалах резьбовыми головками и гребенками рекомендовать не следует, т.к. большая объемная деформация хрупкого материала не приведет к получению качественной резьбы. По этим же причинам не следует применять наружное и внутреннее накатывание и раскатывание резьбы.

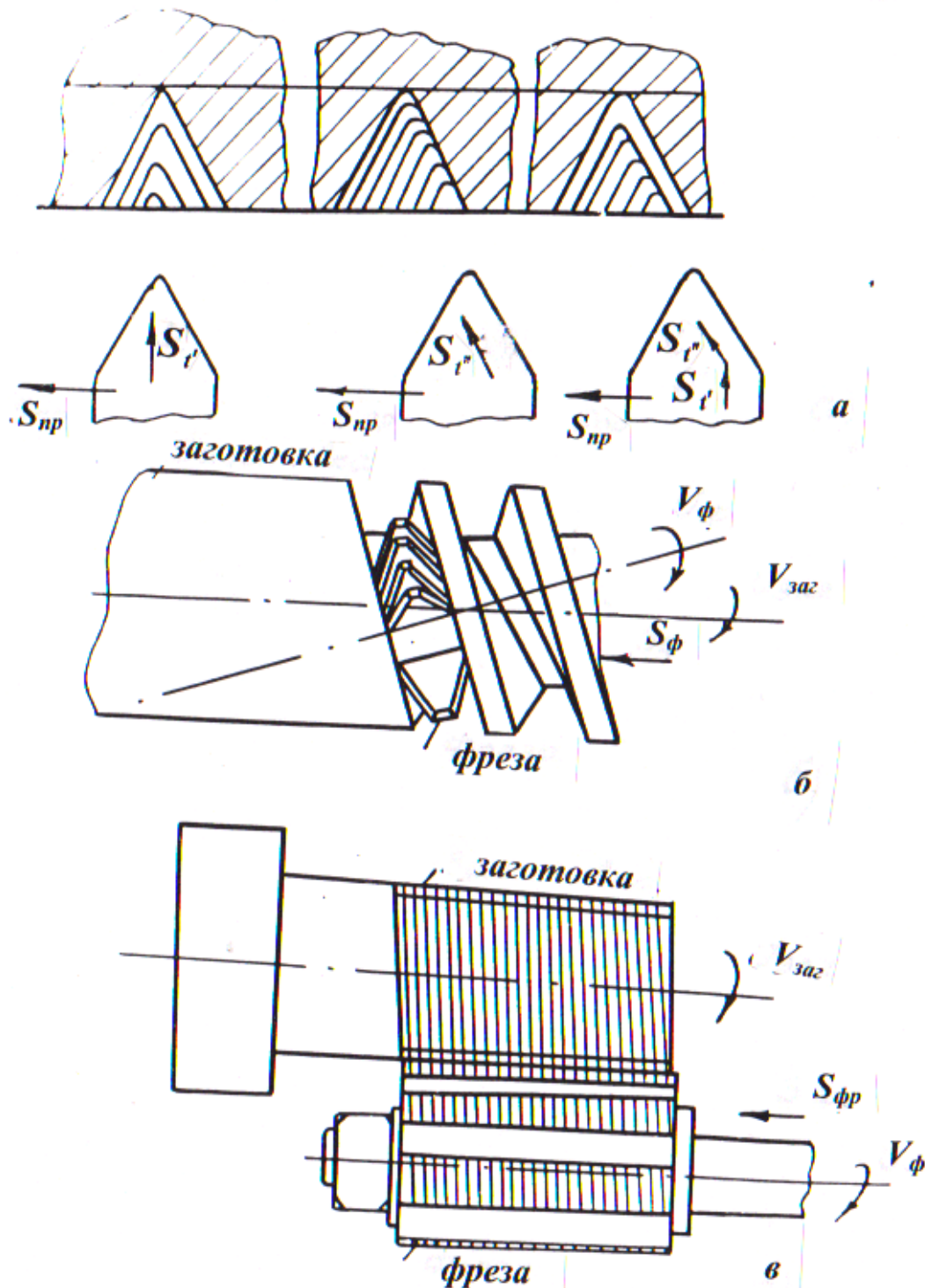


Рис. 6.2. Схемы нарезания резьбы: резьбовыми резцами (а); дисковыми резьбовыми фрезами (б); гребенчатыми резьбовыми фрезами (в).

Нарезание крупных резьб на наплавленных материалах в массовом производстве можно успешно выполнять резьбовыми фрезами на специальных резьбонарезных станках. Для особо крупных восстанавливаемых резьб применяют дисковые резьбовые фрезы, а для высокопроизводительного нарезания средних резьб применяют гребенчатые резьбовые фрезы. Обычно резьбовые фрезы изготавливаются из быстрорежущей стали, поэтому их применение в ремонтном производстве ограничено восстановлением резьбовых поверхностей на деталях малой твердости.

На рис. 6.2 показаны примеры нарезания наружных и внутренних резьб на наплавленных материалах резьбовыми резцами, дисковыми и гребенчатыми фрезами. На рис. 6.2,а видны различия в геометрических параметрах резьбовых резцов при нарезании наружной и внутренней резьбы. На рис. 6.2,б показаны основные движения при нарезании резьбы дисковой фрезой. Из рисунка видно, что основное движение резания осуществляет резьбовая фреза, вращение которой обеспечивает необходимую скорость резания. Осевая подача фрезы S_ϕ и вращение заготовок $V_{заг}$, определяющие необходимую подачу, кинематически связаны между собой таким образом, что образуют заданный угол подъема резьбы: за один оборот заготовки фреза перемещается в осевом направлении на шаг резьбы. На рис. 6.2,в показаны основные движения при образовании резьбы гребенчатой фрезой. За один с четвертью оборот заготовки (четверть оборота необходима на доработку участка резьбы, образовавшегося при врезании инструмента на глубину резьбы) нарезается заданная резьба. Глубиной резьбы при резьбофрезеровании является высота резьбы. Величина подачи на зуб при этом способе нарезания резьбы рассчитывается по среднему диаметру резьбы. Задние углы дисковых резьбовых фрез образуются затылованием задней поверхности зуба по Архимедовой спирали и находится в пределах $\alpha = 5-8^\circ$, а гребенчатых фрез - $\alpha = 8-10^\circ$. Подача на зуб при нарезании резьбы дисковыми фрезами находится в пределах $S_z = 0,03-0,06$ мм/зуб. Скорость резания при зубофрезеровании выбирается с учетом неоднородности наплавленного материала, требуемой большой стойкости фрезы, т.к. процесс перезаточки довольно трудоемкий, глубины резания (высоты резьбы), подачи на зуб и свойств обрабатываемого материала. Также необходимо учитывать и применение смазочно-охлаждающей жидкости или твердой смазки, которые в данном случае позволяют значительно повысить стойкость этого сложного режущего инструмента.

Нарезание резьб на наплавленных материалах плашками и метчиками.

Наружная метрическая резьба на наплавленных материалах восстановленных валов и осей диаметром до 52 мм может быть нарезана круглыми плашками ГОСТ 9740-71. Для нарезания резьбы на наплавленных материалах также, как и для обработки таких же поверхностей на других труднообрабатываемых материалах, следует применять плашки из быстрорежущих сталей с содержанием кобальта и ванадия типа P10K5Ф5 с твердостью режущих кромок **HRC 63-65**.

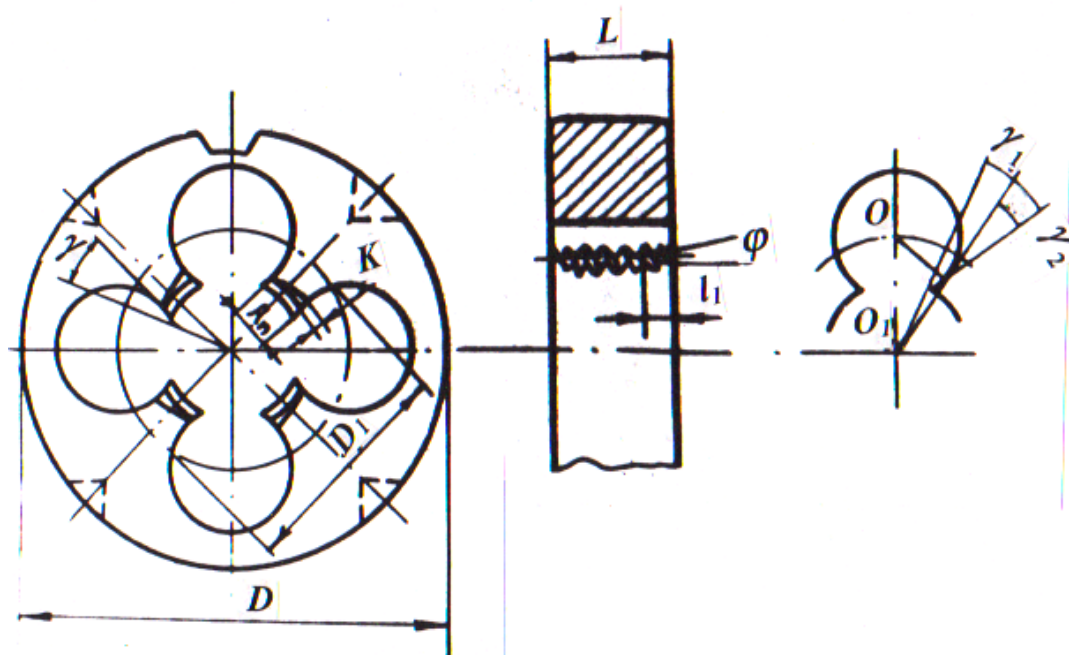


Рис. 6.3. Круглая плашка и ее режущая часть.

При нарезании резьбы плашками из быстрорежущих сталей на неоднородных материалах следует применять двойную заточку плашек по передней поверхности по цилиндрической форме. Это позволяет изменять значение переднего угла в зависимости от свойств обрабатываемого наплавленного материала и диаметра нарезаемой резьбы. Для обработки наплавленных материалов небольшой твердости передний угол γ_1 можно выбирать побольше $\gamma_1 = 10-15^\circ$, при значениях $\gamma_2 = 20-30^\circ$ (рис. 6.3), а при нарезании резьбы на твердых наплавленных материалах γ_1 следует выбирать поменьше $\gamma_1 = 3-5^\circ$ при таком же значении γ_2 . Задняя поверхность каждой режущей части выполняется путем затылования по спирали Архимеда. Задние углы режущей части должны находиться в пределах $\alpha = 6-8^\circ$. Величина падения затылка (мм) на угловом шаге зубьев плашки рассчитывается:

$$K = \frac{\pi \cdot d_x}{z} \cdot \operatorname{tg} \alpha,$$

где z - число перьев плашки; d_x - диаметр нарезаемой резьбы, мм; α - задний угол в град.

Угол наклона главной режущей кромки у плашек выполняется положительным $\lambda = 2-3^\circ$ для отвода стружки из окон плашки наружу. Для нарезания резьб на наплавленных материалах следует применять плашки с двумя заборными конусами: меньший для нарезания, а больший для дорезания. Количество перьев плашки задается в зависимости от диаметра резьбы: при d до 22 мм, $z = 4$; при $d = 24-33$, $z = 5$; при $d = 36-52$, $z = 6$; при $d = 56-90$, $z = 7$; при $d > 96$, $z = 8$.

Режимы резания при нарезании резьбы плашками на наплавленных материалах можно принимать как для обработки труднообрабатываемых материалов такого же состава или рассчитать, исходя из требуемой стойкости и допустимой величины износа перьев плашки

$$V = \frac{C_V \cdot D^z \cdot \prod_{i=1}^n K_i}{T^m \cdot S^y \cdot K_H},$$

где D, S - диаметр и шаг нарезаемой резьбы, мм; C_V - коэффициент, зависящий от свойств наплавленного материала; K_H - коэффициент нестационарности наплавленного материала; K_i - коэффициенты, учитывающие другие условия обработки; T - принятый период стойкости плашки, мин.

Нарезание резьбы рекомендуется проводить на малых скоростях резания $V = 3-5$ м/мин с обязательным применением смазки. Нарезание резьбы метчиками в отверстиях на наплавленных материалах может быть заплавкой бывших мелких отверстий на восстанавливаемой детали или возникшей необходимостью получения новых резьбовых внутренних поверхностей, или срывом резьбы в отверстиях малых диаметров < 75 мм восстановленной детали. Для изготовления метчиков, предназначенных для обработки наплавленных материалов, также следует применять быстрорежущие ванадиевые стали типа Р9Ф5 или только вольфрамовые типа Р18, а также метчики из твердых сплавов типа ВК6М, ВК60М.

Обычный метчик представляет собой винт, в котором вдоль оси прорезаны канавки для образования режущих кромок и схода стружки. Заборная часть метчиков для нарезания сквозной резьбы в

наплавленных материалах должна быть большой, т.е. двойной угол в плане 2φ возможно меньший. Это позволяет распределить срезаемый объем труднообрабатываемой наплавки между большим числом зубьев. Задняя поверхность режущих и калибрующих зубьев образуется затылованием. При этом образуются задние углы, величина которых выбирается в зависимости от обрабатываемого материала и может быть для высокопрочных наплавки довольно высока $\alpha = 20-25^\circ$. На рис. 6.4 показана конструкция метчика и схема резания при нарезании применительно к наплавленным материалам. Для лучшего удаления стружки при нарезании резьбы большой длины в наплавленных материалах можно применять метчики с винтовыми канавками под углом $\omega = 8-15^\circ$ к его оси и заточкой передней поверхности на заборной части под углом наклона $\lambda = 7-10^\circ$ к оси метчика.

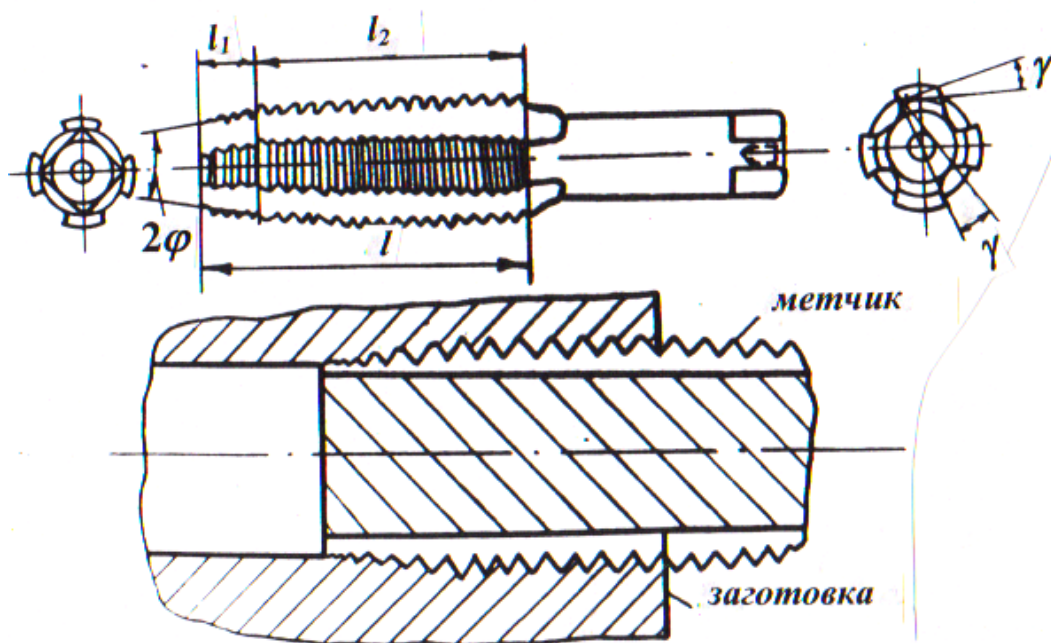


Рис. 6.4. Метчик и схема нарезания резьбы.

Износ метчиков происходит в результате сильного трения по боковым поверхностям, не имеющим задних углов, а также в результате износа уголков, сопрягающих главную и вспомогательную режущие кромки. При нарезании мелкой резьбы в труднообрабатываемых наплавленных материалах метчики должны иметь увеличенную жесткость и прочность, что может быть достигнуто за счет уменьшения глубины стружечных канавок, за счет применения винтовых канавок, увеличения диаметров хвостовиков и уменьшения их длины. Для увеличения процесса эффективности нарезания резьбы метчиками следует применять эффективные в каждом случае СОЖ или твердую смазку.

Лучшие результаты были получены при применении в качестве СОЖ водного раствора полимерной жидкости типа МХО-64А и карандаша сухой смазки. Высокую эффективность при нарезании мелких резьб показывают цельные метчики из твердых сплавов, обработку которых следует производить кругами из синтетических алмазов. Для нарезания резьб в особопрочных наплавленных материалах рекомендуется применение комплектов твердосплавных метчиков из 3-х и 4-х штук, что позволяет распределить нагрузку между метчиками и более точно выполнить нарезание резьбы, значительно увеличив стойкость метчиков.

6.3. ШЛИФОВАНИЕ

Как вид обработки резанием, шлифование наплавленных материалов является наиболее распространенным процессом полной обработки деталей высокой твердости и окончательным видом обработки деталей высокой точности и низкой шероховатости. Черновое шлифование наплавленных материалов с наличием значительных макронеровностей можно до некоторой степени сравнить с процессом шлифования прерывистой поверхности с хаотическим расположением уровней обрабатываемой поверхности. Наличие неоднородности наплавленного материала на любом уровне вызывает специфические особенности этого процесса, которые приводят к быстрому износу инструмента из абразивного материала. Процесс шлифования наплавленного материала является процессом резания рабочими зернами разогретого и упрочненного микрообъема материала, который, возможно, из-за высоких температур стал структурно однородным. Однако химическая его неоднородность и наличие микродефектов в виде пор и микротрещин должны вызывать не сплошное резание, а только в некоторых местах сдвиг отдельных твердых микрочастиц в поры и микротрещины с последующим его срезанием. Поэтому обрабатываемость наплавленных материалов шлифованием определяется его физико-механическими свойствами и характеристиками неоднородности, а также химическим взаимодействием отдельных участков наплавки с абразивными зернами и связкой при высокой температуре. И это взаимодействие должно проявляться в значительно большей мере, чем при шлифовании сплошных однородных материалов, где

наблюдается слой вторичной закалки (белой полосы мартенсита закалки) и слой отпуска (темной полосы мартенсита отпуска), переходящий в исходную текстуру. Исследования показывают, что при шлифовании однородных материалов абразивными кругами изменение микроструктуры и микротвердости может распространяться на глубину до 100 мкм. При шлифовании наплавленных материалов кругами должен образовываться дефектный слой обработанной поверхности, который при эксплуатации восстановленной детали приведет к уменьшению ее долговечности и надежности.

Известно, что при шлифовании поверхностный слой обрабатываемого материала подвергается воздействию пульсирующего высокотемпературного поля, которое при обработке неоднородных наплавленных материалов будет еще более пульсирующим из-за различных дефектов и неоднородности материала [265]. При шлифовании абразивным инструментом температура отдельных микрообъемов достигает температуры плавления при скорости нагрева в $2000^{\circ}\text{C}/\text{с}$, что вызывает необратимые структурные изменения в приповерхностном слое. Скорость охлаждения микрообъемов материала за счет применения обильного полива СОЖ и отвода тепла вглубь обрабатываемого материала превышает скорость нагрева и температура в зоне контакта новых зерен абразива с обрабатываемым материалом находится на уровне 600°C . Поэтому с небольшим колебанием температуры, вызванным неоднородностью обрабатываемого наплавленного материала, его обрабатываемость может характеризоваться прочностными и структурными характеристиками в диапазоне температур $500\text{--}700^{\circ}\text{C}$.

Износ отдельных абразивных зерен при шлифовании наплавленных материалов связан с пульсирующей импульсной нагрузкой и увеличением температуры до температуры плавления отдельных участков металла, имеющих иногда и большую температуру плавления, чем основной материал. Износ шлифовального круга при черновом шлифовании наплавленных материалов, которое зачастую выполняется как силовое шлифование, происходит всегда ускоренно из-за наличия макронеровностей, микродефектов и нестабильности наплавленного материала по твердости, структуре и химическому составу, которые всегда действуют на шлифовальный круг, как его затачивающие предметы. Поэтому при шлифовании наплавленных материалов всегда происходит постоянное самозатачивание абразивного круга, особенно тех его участков, которые соприкасаются и удаляют макронеровности. Эти участки абразивного круга наиболее

быстро изнашиваются за счет осыпания и выламывания зерен от неравномерного импульсного и хаотического контакта с макронеровностями наплавленного материала. Износ рабочей поверхности круга происходит как следствие истирания зерен, разрушения их режущих кромок за счет ударов, вырывания зерен из связки, истирания связки твердыми частицами наплавленного материала, попадания зерен в дефектные участки наплавки и заклинивания в них, забивания межзеренного пространства продуктами износа круга и шлифуемым наплавленным материалом. Установлено также, что износ абразивных зерен происходит из-за циклически повторяющихся воздействий касательных напряжений, возникающих в процессе резания. Все это, постепенно накапливаясь, приводит к усталостному износу абразивных зерен и разрушению режущей части поверхности круга.

Таблица 6.1

Обрабатываемость материалов шлифованием

Группа обрабатываемости однородных материалов	Тип однородного материала	Коэффициент обрабатываемости	Группа обрабатываемости неоднородного материала	Тип наплавленного неоднородного материала	Коэффициент обрабатываемости неоднородного материала
1	Стали конструкционные углеродистые, легированные хромом, марганцем, никелем и инструментальные углеродистые стали	1,0	1	<i>A, B, C, D</i>	0,5
			2	<i>E</i>	0,4
			3	<i>F, G, H</i>	0,3
2	Стали конструкционные, легированные вольфрамом, кремнием и молибденом	0,83	4	<i>N</i>	0,2
			5	<i>Q_a, Q_в</i>	0,1
			6	<i>P</i>	0,05
3	Стали нержавеющей и жаропрочные	0,38			
4	Стали нержавеющей и жаропрочные, содержащие титан, быстрорежущие стали	0,14			

Примечание: 1. Обрабатываемость наплавленных материалов сравнивалась с обрабатываемостью 1-й группы однородных материалов. 2. Обрабатываемость всех материалов оценивалась по удельному износу абразивного круга на режимах, рекомендованных для обработки данной группы материалов.

В табл. 6.1 приведено сравнение обрабатываемости шлифованием абразивными кругами однородных и неоднородных наплавленных материалов.

При обработке высокой твердости наплавленных материалов типа F, G, H, N, Q_a, Q_b, P температура в зоне резания может достигать высоких значений, при которых происходит диффузионный износ зерен. Он вызван диффузией между материалами абразивного зерна и вновь образованными микроучастками наплавленного материала. Интенсивность диффузионного износа увеличивается из-за кратковременности контакта круга с деталью. Особенностью абразивной обработки наплавленных материалов типа D, F, G, H, N, Q_b является то, что в процессе резания при высоких температурах происходит химическое взаимодействие между тугоплавкими легирующими элементами наплавленного материала: ванадием, молибденом, кобальтом и титаном с материалом абразивного круга. В результате этого взаимодействия происходит налипание ванадия, молибдена, кобальта и титана на режущие кромки абразивного круга – отдельного зерна – и в результате этого при высоких температурах происходит химическое взаимодействие между ними, которое приводит к ускоренному разрушению круга. Применение реактивных СОЖ при шлифовании этих наплавленных материалов может привести к резкому снижению износа шлифовального круга, однако из-за наличия макронеровностей и других дефектов наплавленного материала, приводящих к его постоянному самозатачиванию, износ шлифовальных кругов при обработке наплавленных материалов всегда будет увеличенным.

При черновом шлифовании наплавленных материалов критерием затупления шлифовального круга может служить образование на обработанной поверхности местных прижогов, огранки детали и появления следов вибраций, приводящих к дальнейшему ускоренному разрушению абразивного круга. При чистовом шлифовании наплавленных материалов основным критерием затупления абразивного круга является увеличение шероховатости обработанной поверхности, появление местных прижогов, которые ухудшают физическое состояние поверхности восстановленных деталей. Шлифование наплавленных материалов изношенным абразивным кругом приводит к появлению на его поверхности поперечной волнистости, которая начинает увеличивать макроволнистость обработанной поверхности, вызванную расположением валков на восстановленной детали.

Уменьшение волнистости круга достигается путем изменения скорости вращения круга в пределах 12-15% от ее оптимального значения. При шлифовании наплавленных хрупких материалов абразивным изношенным кругом возникают условия для интенсивного образования шлифовальных трещин, которые усиливают разрушающее действие и на состояние абразивного круга. Колебательные контактные нагрузки при шлифовании наплавленных материалов абразивными кругами способствуют образованию трещин в обрабатываемом наплавленном слое из-за пульсирующего образования высоких температур, приводящих к прижогам и возникновению тепловых, временных и остаточных напряжений, и повышения хрупкости обработанной поверхности вследствие структурных изменений в приповерхностном слое. Основными средствами борьбы при обработке наплавленных материалов со шлифовальными трещинами являются снижение скорости резания и подачи, применение оптимальных СОЖ для каждого наплавленного материала, работа крупнозернистыми кругами и импрегнированными специальными кругами.

При черновой обработке наплавленных материалов абразивные круги выбирают как для процесса силового шлифования в зависимости от обрабатываемого материала и его неоднородности. Так, при шлифовании материалов, наплавленных сложнолегированными порошковыми проволоками, дающими металл повышенной твердости и хрупкости, а также большой неоднородности, следует выбирать мягкие корундовые круги лучше импрегнированные, а при обработке материалов, наплавленных металлом с большой долей пластичности типов А, В, С, следует выбирать твердые и среднетвердые импрегнированные круги.

Интенсивность износа абразивного круга может быть примерно определена по формуле

$$T^m = \frac{C_V \cdot d^z \cdot \prod_{i=1}^n K_i}{V_\partial \cdot S^x \cdot S_n^y \cdot K_H},$$

где C_V - коэффициент, зависящий от вида обрабатываемого наплавленного материала; K_H - коэффициент неоднородности наплавленного материала; d - диаметр обрабатываемой детали, мм; V_∂ - величина окружной скорости детали, м/с; S - продольная подача, мм/об; S_n - поперечная подача, мм/ход.

Проведенными опытами по исследованию абразивного шлифования установлено, что с увеличением скорости круга выше оптимальной количество теплоты в зоне резания уменьшается. Применение СОЖ способствует снижению температуры в зоне резания (вследствие уменьшения трения) и усилению теплоотвода.

Влияние режима резания на стойкость абразивного круга для чернового и чистового круглого наружного шлифования наплавленных материалов можно выразить следующей зависимостью

$$T^m = \frac{C_V \cdot \prod_{i=1}^n K_i}{|Q \cdot K_c|^n \cdot K_H},$$

где C_V - коэффициент, зависящий от типа наплавленного материала; K_H - коэффициент неоднородности наплавленного материала; K_i - коэффициент, зависящий от размеров и характеристики абразивного круга, вида СОЖ, операции и других факторов; Q - средняя скорость съема металла, мм/мин; n - показатель степени, зависящий от условий шлифования; K_c - коэффициент, равный отношению фактической скорости съема металла к теоретической, связанной с режимом обработки $K_c = Q/Q_T$.

Из рассмотренных выше материалов следует, что абразивное шлифование наплавленных материалов – малоэффективный процесс обработки их резанием из-за низкой производительности, быстрого износа круга, возникновения дефектных слоев с прижогами, микротрещинами и включениями абразива, которые при эксплуатации ухудшают физико-механические свойства восстановленного материала и все детали в целом. В связи с этим следует рассмотреть другие способы шлифования, которыми возможно повышение эффективности процесса резания. К таким способам высокой эффективности процесса шлифования наплавленных материалов относится электролитическое абразивное шлифование и алмазное шлифование. Сущность электролитического шлифования труднообрабатываемых материалов заключается в сочетании электрохимического анодного растворения металла с механическим режущим действием шлифовального круга – его абразивных или алмазных зерен. Поэтому абразивный или алмазный круг должен быть токопроводящим, т.е. на металлической связке. При этих процессах круг подключается к источнику тока как катод, а обрабатываемая деталь – как анод и анодное раство-

рение детали при высокой температуре шлифования достигается за счет применения для каждого обрабатываемого материала специального электролита. Большая производительность при этом процессе обработки труднообрабатываемых материалов достигается за счет большой плотности постоянного тока при малом электродном зазоре (80-100 А/см²). Электролитическое шлифование труднообрабатываемых материалов подразделяется на электрохимическую обработку, электроалмазную, электроабразивную, электроалмазную обработку с наложением ультразвуковых колебаний и электролитическую абразивную правку кругов [46].

Проведенными опытами чернового электролитического шлифования наплавленных материалов установлено, что наибольшая производительность процесса достигается при электроабразивном шлифовании (ЭАШ). По сравнению с простым абразивным шлифованием такого труднообрабатываемого наплавленного материала порошковой самозащитной проволокой, как ПП-АН122 (*HRC* 56) с большой степенью неоднородности наплавленного слоя и большими макронеоднородностями на поверхности, ЭАШ по производительности в 3 раза выше при значительно больших других показателях шлифования и лучшем качестве обработанной наплавленной поверхности (табл. 6.2). В данном случае удельная себестоимость шлифования, как один из показателей работоспособности абразивного круга, определялась по формуле

$$C_y = \frac{C_{сч}}{Q_m},$$

где $C_{сч}$ - стоимость станко-часа, коп; Q_m - объем снятого металла, см³/час.

При определении объема съема наплавленного материала с большой макронеоднородностью поверхностного слоя первоначальный объем наплавленного материала следует определять методом погружения детали в воду, и определять увеличение объема воды, который будет равен объему детали. После снятия макронеоднородностей объем оставшейся части восстановленной детали можно определять расчетным путем. Если же определять расчетным путем и первоначальный объем наплавленной детали, то будут внесены в экспериментальные результаты большие неточности из-за наличия макронеоднородностей на поверхности, объем которых невозможно точно определить.

Таблица 6.2

Эффективность процесса ЭАШ материала, наплавленного
проволокой (*HRC* 56)

Параметры сравнения	ЭАШ	АШ
Производительность шлифования, см ^{3/ч}	402	170
Стойкость круга в мин.	70-80	13-15
Удельный износ круга, %	3,5-4,0	40
Класс шероховатости поверхности	7-8	6
Расход электроэнергии, кВт/ч	9,6	2,8
Расход алмазов на правку круга, мг/ч	0,02	0,1
Удельная себестоимость обработки, коп/см ³	0,31	0,66

Примечание: 1. ЭАШ – электроабразивное шлифование, АШ – абразивное шлифование. 2. Электролит – водный раствор поваренной соли. 3. Круг – Э9А16-32 МЛ-2Ц, ПП250х10, 20х32.

Для эффективного использования процесса электроабразивного шлифования неоднородных материалов необходимо тщательно подобрать электролит в зависимости от вида материала. Кроме требуемой высокой производительности, электролит должен обладать следующими свойствами: стабильностью, универсальностью, малой токсичностью и способностью очищаться от продуктов съема. Для антикоррозийности в электролит следует добавлять раствор нитрида натрия или калия, кальцинированную соду и др. Ниже приводятся электролиты, рекомендуемые для шлифования неоднородных материалов:

неоднородный материал, тип: наплавленный	состав электролита:	
<i>A, B, C, D</i>	15% NaCl,	1,5 % NaNO ₃
<i>E, F, N</i>	15% NaCl	1,5% Na ₂ CO ₂ ·10H ₂ O
<i>H, Q_a, Q_b</i>	15% NaCl	10% KNO ₃
<i>P</i>	15% CuSO ₄	

Остальное во всех составах – вода.

Рекомендуемые параметры режимов наружного круглого электроабразивного шлифования для наплавленных материалов следующие: зернистость круга – 100/80; концентрация – 100%; связка – М013; скорость вращения круга $V_k = 25-30$ м/с; глубина шлифования $t = 0,5$ мм/дв·ход; скорость вращения детали $V_d = 10-15$ м/мин; рабочее напряжение $U_p = 6$ В.

Опытами установлено, что удельный износ абразивных кругов при электроабразивном шлифовании по сравнению с простым абразивным шлифованием наплавленных материалов в 12-8 раз меньше, а шероховатость обработанной поверхности находится в пределах $R_a=0,32-1,25$ мкм. При этом процессе значительно уменьшается брак по прижогам и шлифовальным трещинам, возникающим при износе абразивного круга. Уменьшаются также и все параметры макронеуровностей обработанной поверхности – волнистость и некруглость формы. В несколько раз уменьшается дефектный слой на наплавленной поверхности, обработанной электролитическим шлифованием, по сравнению с обычным абразивным шлифованием.

Применение для электроабразивного шлифования электронейтральных кругов типа Э40СТ1-СТ2К и Э40СМ2-СМ1К, широко используемых в ремонтном производстве с использованием в качестве электролита 15% поваренной соли с добавлением 30 г/л борной кислоты, приводит к примерно такой же производительности $Q_m=400$ см³/ч, как и в первом случае при применении кругов на металлической связке.

Однако качество обработанной поверхности в данном случае ухудшается, т.к. образуется поверхностный слой с зоной термического влияния 0,1-0,2 мм, который отрицательно влияет на усталостную прочность наплавленного слоя и восстановленной детали в целом. Таким образом, с целью увеличения эффективности процесса шлифования неоднородных материалов следует применять электроабразивное высокопроизводительное шлифование.

ГЛАВА 7

ОТДЕЛОЧНЫЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

7.1. ОТДЕЛКА ТОЧЕНИЕМ И ШЛИФОВАНИЕМ

С целью придания детали эстетического вида зачастую применяют отделочное точение при высоких скоростях резания, малых глубинах и подачах. Для этого и при обработке неоднородных материалов применяют резцы с большим радиусом закругления вершины резца или с зачистным лезвием, строго параллельным оси обрабатываемой заготовки. Большие скорости резания и малые подачи обеспечивают получение низкой шероховатости обработанной поверхности. Обтачивание резцами из синтетических алмазов применяют при обработке цветных металлов, пластмасс и других неметаллических и композиционных материалов. Высокая стойкость алмазных резцов при обработке этих материалов позволяет получить высокую точность при низкой шероховатости обработанной поверхности и значительно сократить вспомогательное время, что увеличивает производительность обработки.

Разновидностью тонкого отделочного точения является брeющее или косоугольное точение безвершинными резцами с большим углом наклона главной режущей кромки ($\lambda=40-45^\circ$). Такое точение, особенно алмазными резцами крупных размеров, позволяет получать зеркальную поверхность на металлических деталях даже из неоднородных материалов.

Тонкое точение и растачивание применяют взамен чистового шлифования. При тонком отделочном точении и растачивании зачастую уменьшаются остаточные напряжения и величина наклёпа и уменьшается также “заглаживание” внутренних микродефектов неоднородных материалов, что в некоторых случаях снижает уровень эксплуатационных свойств изготовленной или восстановленной детали.

Отделочное тонкое точение и растачивание особенно выгодно применять в том случае, если на финишных операциях обработанной детали не допускается засорение абразивными частицами пор, микротрещин и других дефектов неоднородного материала, которые наблюдаются при абразивных методах окончательной обработки.

Отделочное тонкое шлифование неоднородных материалов производится мелкозернистыми кругами при малой глубине резания и обиль-

ном охлаждении жидкостью и “выхаживанием” в конце обработки с включенной подачей глубины резания. При таком процессе обработки значительно уменьшаются силы резания, а точность обработки возрастает. Однако качество обработки, как комплексная характеристика обработанной поверхности, не всегда является высоким, что не приводит к высоким эксплуатационным характеристикам изготовленной детали.

7.2. ПОЛИРОВАНИЕ И ПРИТИРКА ПОВЕРХНОСТЕЙ

Для придания деталям декоративного товарного вида применяют отделочное полирование обработанных поверхностей. Полирование выполняют мягкими абразивами (венская известь, крокус, окись хрома, железа, алюминия или кремния), которые наносят на упругие круги из дерева, кожи, войлока, фетра, тканей и ленты. Для полирования неоднородных стальных деталей используют пасты ГОИ, а в качестве связующих и активизирующих материалов применяют стеариновую и олеиновую кислоты, парафин, техническое сало, воск, солидол и другие.

Отделочное полирование проводят до получения поверхности с ровным зеркальным блеском и весьма низкой шероховатостью до $R_a = 0,02$ мкм. Такое полирование выполняют мягкими непрошитыми хлопчатобумажными кругами из батиста с пастой из окиси алюминия при окружной скорости 45-50 м/с и усилии 7-10 кГс.

Для полирования крупногабаритных деталей из однородных и неоднородных материалов используют абразивные головки с отдельным автономным приводом.

Притирка обработанных поверхностей проводится для получения высокой точности размеров и геометрической формы, а также для получения низкой шероховатости обработанной поверхности по $R_a = 0,02-0,01$ мм. Процесс притирки деталей из однородных и неоднородных материалов заключается в снятии очень тонких слоев материала мелкозернистым порошком в среде смазки под воздействием относительного движения притира и заготовки. Притирка – одна из разновидностей химико-механической обработки – снятие материала происходит в результате разрушения микронеровностей пастами и растворами солей (серно-кислая медь, азотно-кислое серебро) с абразивной суспензией.

Притирка заключается также в механическом сглаживании выступающих микронеровностей, адсорбции поверхностно-активных веществ, облегчающей процесс разрушения, и химических явлений

образования и срыва окисных пленок на вершинах неровностей. Для непрерывного срыва пленок окислов нужны минимальные усилия.

Притирка поверхностей деталей из неоднородных материалов зачастую “вскрывает” все внутренние дефекты: микропоры, микротрещины, шлаковые включения и другие дефекты материала, которые обычно “заглажены” при механической обработке. Для окончательной притирки до зеркальной чистоты применяют стеклянные притиры.

Применяемые при притирке пасты ГОИ (пасты, разработанные Государственным оптическим институтом) выпускаются в виде спрессованных палочек (табл. 7.1) с основной составляющей – окисью хрома.

Таблица 7.1

Состав притирочных паст ГОИ

Компоненты	Грубая (темно-зеленая, почти черная)	Средняя (темно-зеленая)	Тонкая (светло-зеленая)
	Состав пасты, %		
Окись хрома	81	76	74
Силикагель	2	2	1,8
Стеарин	10	10	10
Жир расщепленный	5	10	10
Олеиновая кислота	-	-	2,0
Сода двууглекислая	-	-	0,2
Керосин	2	2	2

Грубой и средней пастой ГОИ производят доводку на необходимый размер, тонкой пастой снимают вершины неровностей, снижая шероховатость до минимальных величин.

В последние годы для притирки применяют алмазные пасты, состоящие из порошка из синтетических алмазов.

Алмазные пасты АСМ40, АСМ28, АСМ20) рекомендуется применять для предварительной притирки со снятием значительных припусков (свыше 100 мкм), пасты АСМ14 и АСМ10 – для предварительной доводки со снятием меньших припусков (от 40 до 100 мкм) и пасты АСМ7, АСМ5, АСМ3 – для окончательной доводки при снятии припуска в 30-40 мкм.

Пасты из кубического нитрида бора также показывают высокие результаты при отделочной обработке. По сравнению с алмазной пастой, а тем более с абразивной, значительно снижается время обработки – расход пасты.

В последнее время все шире применяется вибропритирка.

7.3. ХОНИНГОВАНИЕ И СУПЕРФИНИШИРОВАНИЕ

Хонингование внутренних поверхностей деталей применяют с целью получения низкой шероховатости обработанной поверхности, высокой точности размеров и формы поверхности – овальность и конусность не более 0,005 мм. Хонингование позволяет еще получать малые остаточные напряжения и незначительные фазовые изменения в поверхностном слое, что обеспечивает более высокие эксплуатационные качества поверхности.

Хонингование является отделочным методом обработки, поэтому до него поверхности предварительно чисто растачивают, развертывают или шлифуют. Под хонингование оставляют припуск 0,002-0,1 мм.

При хонинговании отверстий в деталях из неоднородных материалов применяют как абразивные, так и алмазные бруски. Абразивные зерна бруска изготавливают из высших сортов карборунда и корунда; связка керамическая или бакелитовая. Режимы обработки задают в зависимости от вида обрабатываемого неоднородного материала: для неоднородных, в том числе и наплавленных материалов типа труднообрабатываемых сталей, окружная скорость вращения головки выбирается в пределах $V_{окр} = 45-60$ м/мин; скорость поступательного перемещения $V_{вп} = 12$ м/мин; для обработки неоднородных материалов типа чугунов, соответственно, $V_{окр} = 60-70$ м/мин; $V_{вп} = 15-20$ м/мин. Удельное давление на бруски 0,3-0,4 Мн/м². Хонингование всегда сопровождается обильным смыванием абразивных частиц и охлаждением. Для этой цели используют смесь из 80-90% керосина и 20-10% веретенного масла. Условное обозначение бруска для хонингования: БП ВхНх 63С 6-Н С2-337 БА ГОСТ 2456-82 – брусок шлифовальный типа БП с размерами ВхНх из зеленого карбида кремния марки 63С, зернистостью 6-Н, степень твердости С2, со звуковым индексом 33, структурой № 7, на бакелитовой связке Б, класса точности А.

Алмазное хонингование отличается от абразивного большей стойкостью инструмента, который имеет малую пористость металлической связки с равномерным распределением зерен алмаза.

Отделочное алмазное хонингование неоднородных материалов типа труднообрабатываемых сталей проводится брусками АСМ40 и АСМ28 при окружной скорости $V_{окр} = 35-45$ м/мин, скорости возвратно-поступательного движения $V_{вп} = 11-14$ м/мин при поперечной подаче $S_{non} = 0,1$ мм/дв·х, а также брусками типа АСП-6-М1-100,

АСМ20-М1-100, АСП12-М1-100, АСВ16-М1-100.

Алмазное хонингование отверстий в деталях из неоднородных материалов в отличие от абразивного позволяет исправлять положение отверстия и его форму путем создания жесткого направления головки. Условное обозначение бруска хонинговального алмазного: брусок 27 68-0123 АСЧ 160/125-100-М1 ГОСТ 5.1826-73 – брусок размерами В-НхLхг из синтетических алмазов марки АСЧ, зернистостью 160/125 на металлической связке со 100%-ной концентрацией алмазов марки М1.

Суперфиниширование или сверхдоводка обеспечивает получение особо низкой шероховатости (по $R_a=0,04-0,02$ мкм). Оно практически не изменяет размеров, формы и взаимного расположения поверхностей. Ввиду незначительных удельных усилий ($0,04-2,5$ кГс/см²) и температур процесс суперфиниширования практически не искажает строения поверхностного слоя и не образует дополнительных внутренних напряжений в нем.

Материал абразивных и алмазных брусков для суперфиниширования деталей выбирают в зависимости от вида обрабатываемого материала и степени его неоднородности. Наиболее часто применяют бруски средней твердости СМ1-М1. После алмазного суперфиниширования обычно не требуется применение ручного полирования. Для такого процесса используют бруски типа АСМ20-М5-100 при следующих режимах резания: $V_{окр}=24-26$ м/мин; $V_{en}=0,25-0,5$ м/мин; $p=2,5-3,75$ кГс/см²; СОЖ – керосин или содовый раствор.

Для хонингования или суперфиниширования деталей из неоднородных материалов кроме абразивных и алмазных брусков применяются эльборовые прямоугольные Л1БП и треугольные бруски ЛБТ (ГОСТ 2456-82).

7.4. ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ

Электрофизические и электрохимические методы обработки, кроме шлифования, при обработке неоднородных материалов применяются чрезвычайно редко, несмотря на их в некоторых случаях высокую производительность. В связи с этим нерациональным является и их подробное и полное рассмотрение. Поэтому остановимся вкратце только на тех методах, которые могут найти практическое применение при обработке неоднородных материалов.

Электроэрозионная обработка заключается в эрозионном разрушении обрабатываемого материала электрическими разрядами, возникающими между электродом-инструментом (-) и заготовкой (+) в диэлектрической жидкости. Необходимость в такой обработке может возникнуть при обработке отверстий сложной формы, для удаления остатков поломанного инструмента и последующей обработки поверхности детали [182]. В связи с повышенной трудностью обработки отдельных видов наплавов типа сормайт, СНГН, наплавки с основным содержанием твердого сплава типа Р, их электроэрозионная обработка является высокопроизводительным процессом.

Электроэрозионная обрабатываемость неоднородных наплавленных материалов может приближенно определяться с помощью критерия Палатника:

$$P_p = C \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta_{пл}^2,$$

где C - удельная массовая теплоемкость материала, кал/г·град; ρ - плотность, г/см³; λ - теплопроводность, кал·см²/сч; $\theta_{пл}$ - температура плавления наплавленного материала, °С.

Таблица 7.2

Электроэрозионная обрабатываемость наплавленных материалов

Тип наплавленного материала	Относительная обрабатываемость	Тип наплавленного материала	Относительная обрабатываемость
А,В,С,Д	0,8	N	0,5
Е	0,7	Q_a	0,4
F	0,6	Q_b	0,4
G	0,6	P	0,3
Н	0,5		

Примечание: За единицу принята электроэрозионная обрабатываемость стали 45; условия обработки: энергия импульсов – 0,125 Дж; длительность – $14 \cdot 10^{-6}$ с; частота – 1200 Гц; напряжение – 220 В; амплитуда тока – 250 А.

В связи с реально существующей различной неоднородностью наплавленных материалов их электроэрозионная обрабатываемость является свойством данного наплавленного материала, т.к. для каждого из них необходимо различное абсолютное число импульсов, необходимых для снятия одного см³ металла. В табл. 7.2 приведена приближенная электроэрозионная обрабатываемость некоторых типов неоднородных наплавленных материалов. Производительность электроэрозионной обработки неоднородных материалов зависит: а) от теплофизических свойств данного материала (температуры и теплоты его наплавления и

испарения, теплоемкости и теплопроводности); б) от электрических режимов обработки (энергии, длительности и частоты действия импульса) и механических (кинематика обработки и режима подачи жидкости); в) от свойств межэлектродной среды (электропроводности, вязкости, насыщенности газами и парами); г) от неоднородности материала.

На точность электроэрозионной обработки влияют правильность закрепления электрода относительно заготовки по мере подачи электрода. В связи с наличием на обрабатываемой неоднородной поверхности макронеровностей, химической неоднородности материала, нестабильности его физико-механических свойств и наличия внутренних микродефектов инструмент-электрод будет постоянно неравномерно изнашиваться. Поэтому его положение относительно направления движения будет неустойчивым, что будет сказываться на точности обработки. Кроме того, на точность электроэрозионной обработки влияет способ и скорость удаления продуктов из зоны обработки, материал электрода-инструмента, площадь и относительная глубина обработки. Большей производительности можно добиться за счет принудительной циркуляции жидкости в межэлектродный зазор, а также придания одному из электродов вибраций или вращения. Однако в связи с неоднородностью материала точность обработки не может быть высокой. Окончательная обработка неоднородных материалов после электроэрозионной должна выполняться другими, более точными методами обработки. Шероховатость обработанной электроэрозионным способом поверхности зависит от энергии единичного импульса W

$$W = R(C \cdot U_p / \varepsilon); \quad R_a = C_R \cdot W^p,$$

где R - коэффициент, учитывающий потери энергии в разрядном контуре; C - емкость, Ф; U_p - напряжение начала разрядов; C_R - коэффициент шероховатости поверхности, мкм/Дж; p - безразмерная величина.

Все эти коэффициенты устанавливаются опытным путем для каждого неоднородного материала. Поверхностный слой после электроэрозионной обработки имеет структурные изменения и трещины, поэтому он является дефектным. Глубина дефектного слоя зависит от энергии импульсов:

$$h_T = C_T \cdot W^m,$$

где m - показатель степени, для сталей $m=0,4-0,42$; C_T - коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала; W - энергия импульсов, Дж.

Глубина термического влияния при черновой обработке неоднородных материалов электроэрозионным методом находится в преде-

лах 0,5-0,6 мм, а при чистовой обработке – 0,01-0,03 мм.

Производительность электроэрозионной обработки зависит от параметров периодических импульсов, которыми являются: длительность, скважность, амплитуда и частота импульсов.

Длительность импульса при электроискровой обработке находится $\tau_u < 10^{-4}$ с, а при электроимпульсной - $\tau_u > 10^{-4}$ с.

Скважность импульса определяется как отношение

$$q = \frac{T_u}{\tau_u} > 1,$$

где T_u - период повторения импульсов; τ_u - длительность импульса, с.

Для электроискровой обработки $q > 5-10$, для электроимпульсной - $q < 5$.

Амплитуда импульса определяется по максимальной величине тока и напряжения. Частота импульсов f определяется периодом, т.е. временем между началом действия смежных импульсов.

Электрические параметры импульсов связаны между собой следующими зависимостями:

$$\tau_u = \frac{1}{f \cdot q}; \quad f = \frac{1}{q \cdot \tau_u}.$$

С помощью электроэрозионной обработки можно обрабатывать неоднородные материалы с любыми физико-механическими свойствами и внутренней неоднородностью.

Для обработки отдельных труднообрабатываемых неоднородных материалов могут успешно применяться методы электрохимической и электроконтактной обработки. Так, с помощью электрохимической обработки, где кроме электрической энергии импульсов используется химическое воздействие электролитов, можно обрабатывать детали сложного профиля, обработка которых обычными методами затруднена. С помощью электроконтактных методов можно производить разрезку деталей на отдельные части или грубую обработку неоднородного слоя только с целью удаления макронеровностей на поверхности. Широкого распространения эти методы при обработке неоднородных материалов найти не могут из-за сложности изготовления электродов и большой стоимости оборудования, которая увеличит себестоимость обработки деталей машин. Поэтому все электрофизические и электрохимические методы обработки в этих случаях могут применяться только для отдельных деталей и при невозможности обработки другими механическими методами.

ГЛАВА 8

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ УЛУЧШЕНИЯ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ

8.1. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МАТЕРИАЛОВ

Обрабатываемость резанием наплавленных материалов является чрезвычайно плохой в основном из-за неоднородности материала наплавки при совокупности всех ее характеристик.

Под обрабатываемостью резанием материалов понимается комплексное технологическое свойство, которое проявляется в особых условиях воздействия на материал инструмента. Обрабатываемость резанием неоднородного материала выявляется также, как и обрабатываемость сплошных однородных материалов через деформации и напряжения в зоне резания, износ и стойкость режущего инструмента, производительность обработки и качество обработанной поверхности. Обрабатываемость неоднородных материалов резанием следует рассматривать с точки зрения воздействия нестационарного процесса резания на интенсивность затупления режущего инструмента и определения приближенного выражения зависимости скорости резания от стойкости инструмента $V = f(T)$ для данного инструментального материала; с точки зрения возможности достижения требуемой точности обработки и качества обработанной поверхности с учетом характеристик, влияющих на эксплуатационные свойства основных размеров детали; с точки зрения колебания усилий резания и его воздействия на систему СПИД с учетом энергии, необходимой для обработки данного материала; с точки зрения колебания температуры резания, вызывающего термоциклическое воздействие на режущий инструмент и обрабатываемую поверхность. Обрабатываемость резанием труднообрабатываемых материалов рассматривают еще и с точки зрения характера и формы сходящей стружки при таких операциях, как глубокое сверление и нарезание резьбы в глубоких отверстиях, что редко случается при обработке изношенных деталей машин. Поэтому с этой точки зрения обрабатываемость неоднородных материалов резанием лезвийными инструментами, имеющих всегда элементную стружку с малой степенью деформации, рассматривать не следует.

При изучении обрабатываемости материалов резанием различают “полную” и “относительную обрабатываемость”. “Полная” обраба-

Обрабатываемость резанием неоднородных материалов необходима для разработки рекомендаций предприятиям и для разработки нормативов режимов резания на различном оборудовании инструментами из различных инструментальных материалов в различных технологических средах. Для характеристики обрабатываемости резанием того или иного неоднородного материала необходимо установить следующие приближенные зависимости:

$$V = \frac{C_V \cdot \prod_{i=1}^n K_{V_i}}{T^m \cdot S^{Y_i} \cdot t^{X_V}} \quad \text{и} \quad P = C_P \cdot S \cdot t \cdot H + K_P \cdot l_k \cdot h_3.$$

При определении составляющих сил резания рассчитываются усредненные их значения с учетом неоднородности срезаемой части материала.

Для определения относительной обрабатываемости неоднородных материалов достаточно определить экономичную скорость резания и сравнить ее с экономичной скоростью резания, полученной при точении в таких же технологических условиях однородной конструкционной стали 45 при стойкости резца $T=60$ мин, которая принимается в качестве скорости резания эталонного материала:

$$K_V = \frac{V_{60}}{V_{60_{ст.45}}},$$

где $V_{60_{ст.45}}$ - скорость резания стали 45 резцом из твердого сплава Т15К6 с углом в плане $\varphi=60^\circ$, подачей $S=0,2$ мм/об при глубине резания $t=1,5$ мм до износа резца по задней поверхности $h_3=1,0$ мм; V_{60} - скорость резания любого неоднородного материала тем же режущим инструментом, с такой же геометрией и режимами резания при такой же стойкости резца и критерии его затупления.

Из приведенных зависимостей видно, что при определении обрабатываемости неоднородных материалов резанием из-за большой неоднородности материала для установления “полной” или “относительной” обрабатываемости необходимо провести большие и трудоемкие испытания с большим расходом материала, режущего инструмента и времени, а результаты испытаний будут очень приближенными и недостаточными для характеристики обрабатываемости, особенно в массовом производстве деталей машин.

Определение обрабатываемости неоднородных материалов следует проводить с учетом основных операций, применяемых на произ-

водстве: точения, фрезерования, сверления, резбонарезания и шлифования. Сравнивая обрабатываемость при различных операциях, например, при точении, фрезеровании и шлифовании, можно установить эффективный способ обработки данной детали. Определенная обрабатываемость неоднородного материала в сравнении с обрабатываемостью сплошного материала такого же типа и физико-механических свойств всегда будет низкой. Поэтому с целью экономии денежных и материальных средств (например, при восстановлении изношенных деталей машин) всегда следует разрабатывать методы улучшения обрабатываемости резанием наплавленного слоя, которые могут осуществляться металлургическим путем, путем изменения состояния наплавленного материала, выбором наиболее эффективного способа обработки и самого износостойкого инструментального материала, путем применения термической обработки наплавленного слоя или его термомеханической обработки во время наплавки, позволяющей значительно уменьшить макронеровности на поверхности, и тем самым изменить условия стружкообразования и применить другие способы улучшения обрабатываемости материалов резанием.

Существуют методы ускоренного определения относительной обрабатываемости материалов резанием, которые до некоторой степени могут приближенно характеризовать обрабатываемый материал на некоторых операциях механической обработки. Их можно условно раз делить на три группы [263]:

1. Методы, основанные на определении сил резания, препятствующих внедрению инструмента в обрабатываемый материал.
2. Методы определения обрабатываемости материалов резанием по стойкости режущего инструмента при оптимальной скорости резания.
3. Методы определения обрабатываемости материалов, не связанные с процессом резания.

Рассмотрим методы ускоренного определения обрабатываемости материалов, получившие наибольшее применение при обработке сплошных однородных материалов.

1. Испытание обрабатываемости материалов посредством подачи инструмента под действием постоянной нагрузки – метод Кип-Бауэра. Метод заключается в определении глубины проникновения сверла под действием постоянной нагрузки на вращающийся шпиндель за 100 его оборотов. Сравнивая глубины проникнове-

ния сверла в испытываемый и эталонный материалы, судят об относительной обрабатываемости данного материала. Этот метод имеет ряд недостатков, ограничивающих его применение, т.к. он не учитывает затупления сверла в процессе резания различных материалов, показывает лишь степень сопротивления металла проникновению в него сверла; процесс сверления – не очень характерный вид обработки – он специфичен, и по полученным результатам нельзя судить об обрабатываемости резанием этого материала на других операциях – точении, фрезеровании и шлифовании; полученные при сверлении данные не могут помочь определить оптимальную скорость резания данного материала. Таким образом, этот метод не может быть применен для определения обрабатываемости неоднородных материалов, имеющих небольшой толщины неоднородный слой с различными характеристиками неоднородности по глубине слоя.

2. Метод измерения усилия резания, как характеристики обрабатываемости материала. Этот метод показывает удовлетворительные результаты при резании чистых металлов или мало отличающихся друг от друга составом химических элементов. Однако и в этом случае усилия резания не дают возможности судить об интенсивности износа режущего инструмента на различных операциях механической обработки материалов. Кроме того, по усилиям резания не представляется возможным определить оптимальную скорость резания для испытываемого материала, т.к. нет точной зависимости между скоростью резания и силами резания, которая бы позволила определить их абсолютные величины даже при обработке сплошных однородных материалов. Определение обрабатываемости резанием неоднородных материалов по величине усредненных колеблющихся сил резания не будет достоверным даже в приближенном относительном понимании. Поэтому и этот метод не может быть применен для определения обрабатываемости неоднородных материалов.
3. Маятниковый метод определения обрабатываемости материалов – метод Лейензеттера. Метод заключается в определении обрабатываемости материалов по отношению величин работ резания испытываемого и эталонного материалов с помощью маятникового копра Шарпи и дополнительного маятника, шарнирно связанного с первым. Однако, несмотря на простоту этого метода и получаемые сравнительно достоверные результаты относительной

обрабатываемости однородных материалов, метод также имеет ряд недостатков, таких как: невозможность учета наростообразования; применение сравнительно малых и непостоянных (затухающих) скоростей резания; прерывистость характера резания, связанная с ударными нагрузками; невозможность учета влияния характеристик неоднородности материала на различных ее уровнях и других случайных явлений не позволяют применять и этот метод определения относительной обрабатываемости материалов в условиях металлообрабатывающего производства.

4. Определение обрабатываемости материалов путем измерения температуры резания – метод Рейхеля. Метод основан на принципе, который утверждает, что все скорости резания, соответствующие одному и тому же периоду стойкости режущего инструмента, соответствуют одной и той же температуре на режущей кромке инструмента и самые различные сочетания подач и глубин резания приводят к получению одинаковых температур резания, а значит и к одинаковой стойкости режущих инструментов.

Различные сочетания подач и глубин резания в зависимости

$$V = \frac{C_V \cdot K_{V_{общ}}}{T^m \cdot S^{Y_V} \cdot t^{X_V}}$$

должны приводить к одинаковой температуре резания и одинаковой стойкости резцов, например, при различных оптимальных скоростях резания. Этот досконально разработанный А.Д. Макаровым метод является наиболее совершенным методом определения обрабатываемости материалов и позволяет установить не только оптимальные значения скоростей резания, но и сочетания подач и глубин резания, обеспечивающих одинаковую, требуемую стойкость режущих инструментов. При обработке сплошных однородных материалов с постоянными усилиями резания этот метод позволяет получать хорошие результаты, мало отличающиеся от характеристик определения “полной” обрабатываемости резанием при точении и расточке. На других операциях его применение менее эффективно. Очевидно, что этот метод определения обрабатываемости материалов резанием может быть использован при установлении приближенной относительной обрабатываемости неоднородных материалов на чистовых операциях точения и расточки при небольшой неоднородности срезаемого слоя, когда с поверхности удалены макронеровности и другие

крупные дефекты.

5. Определение обрабатываемости материалов методом торцевой обточки. Этот метод заключается в том, что из испытуемого материала изготавливается диск и ведется торцевая обточка с постоянно увеличивающейся скоростью резания. На какой скорости резец затупится, та скорость и будет оптимальной скоростью резания при выбранной глубине резания t и подаче S . Скорость резания в этом случае изменяется от 0 до V_1 и определяется по формуле

$$V_1 = \frac{\pi \cdot d_1 \cdot n}{1000 \cdot 60},$$

где d_1 - диаметр окружности по торцу, на котором затупился резец.

Время работы резца определяется по формуле

$$T = \frac{C}{V^{1/m}} \text{ или } T \cdot V^{\frac{1}{m}} = C. \quad T \cdot (V^{\frac{1}{m}})_{cp}.$$

Величина $(V^{\frac{1}{m}})$ получается как средняя ордината кривой на участке от $V_0 = 0$ до V_1 :

$$(V^{\frac{1}{m}})_{cp} = \frac{V_0 \int_{V_0}^{V_1} V^{\frac{1}{m}} \cdot dV}{V_1 - V_0} = \frac{V_1^{\frac{1}{m}+1} - V_0^{\frac{1}{m}+1}}{(\frac{1}{m} + 1) \cdot (V_1 - V_0)},$$

где V_1 - скорость резания в момент затупления резца на окружности диаметром d_1 .

С другой стороны, время работы резца при точении до диаметра d_1 определяется:

$$T = \frac{l}{n \cdot S} = \frac{d_1 - d_0}{2n_1 \cdot S} = \frac{1000 \cdot 60(V_1 - V_0)}{2\pi \cdot n_1^2 \cdot S},$$

где S - поперечная подача, мм/об.

Подставив в уравнение $T \cdot (V^{\frac{1}{m}})_{cp} = C$ значение T и $(V^{\frac{1}{m}})_{cp}$, получим

$$\frac{1000 \cdot 60(V_1 - V_0)}{2\pi \cdot n_1^2 \cdot S} \cdot \frac{V_1^{\frac{1}{m}+1} - V_0^{\frac{1}{m}+1}}{(\frac{1}{m} + 1) \cdot (V_1 - V_0)} = C,$$

при $V_0 = 0$ получим $1000 \cdot 60 \cdot V_1^{\frac{1}{m}+1} = C \left(\frac{1}{m} + 1 \right) \cdot 2\pi \cdot n_1^2 \cdot S$.

В этом уравнении $\frac{1}{m}$ и C , для определения которых проводят второй опыт с другим числом оборотов n_2 и резец в этом случае затупится при некоторой скорости резания V_2 , и составляют второе уравнение:

$$1000 \cdot 60 \cdot V_2^{\frac{1}{m}+1} = C \left(\frac{1}{m} + 1 \right) \cdot 2\pi \cdot n_2^2 \cdot S.$$

Решая совместно систему этих двух уравнений, определяют:

$$\frac{1}{m} = \frac{2 \lg \frac{n_1}{n_2}}{\lg \frac{V_1}{V_2}} \quad \text{и} \quad C = \frac{1000 \cdot 60 \cdot V_1^{\frac{1}{m}+1}}{2\pi \cdot n_1^2 \cdot S \left(\frac{1}{m} + 1 \right)}.$$

Скорость резания для любой стойкости резца определяется из формулы

$$T = \frac{C}{V^m}.$$

При обработке сплошных однородных материалов описанный метод определения обрабатываемости показывает достаточно стабильные результаты для довольно большого ряда обрабатываемых материалов. Однако при аналогичных условиях определения обрабатываемости неоднородных материалов возникает ряд трудностей по изготовлению диска с неоднородным слоем такой же неоднородности, как и обрабатываемая деталь типа тела вращения, кроме того, макронеровности должны быть удалены предварительной обработкой. Нестабильность физико-механических свойств неоднородного материала будет по-разному влиять на интенсивность износа режущего инструмента при малых скоростях резания – температурах резания и при больших их значениях. Поэтому более целесообразным является применение измененного варианта этого метода путем обработки неоднородной детали типа тела вращения с постоянно возрастающей скоростью резания с помощью специально разработанного устройства и применения станка с электродвигателем постоянного тока. Таким образом, и этот метод может быть применен для определения приближенного значения относительной обрабатываемости не-

однородных материалов путем установления скорости резания для заданной стойкости режущего инструмента при чистовых операциях точения и расточки.

6. Метод радиоактивных изотопов. Метод основан на применении радиоактивных изотопов металлов для определения износа режущего инструмента в процессе резания. Рабочие поверхности резца облучают ядерными частицами (нейтронами), в результате чего в режущем инструменте возникают радиоактивные изотопы. При облучении, например, твердого сплава наиболее реальным металлом, по которому можно будет судить об износе режущего инструмента, является вольфрам с периодом полураспада 24,1 мин, в результате чего получается рений. Радиоактивные частицы вольфрама при износе рабочих поверхностей резца переносятся на обработанную поверхность, поверхность резания и прирезцовую поверхность стружки и могут быть обнаружены с помощью счетчика Гейзера или фотопластинки, накладываемой на излучаемую поверхность. На фотопластинке в месте переноса частицы образуются темные пятна, величина и размер которых пропорциональны массе радиоактивной частицы. При этом квадрат радиуса почернения круга пропорционален массе радиоактивной частицы. С помощью этого метода можно очень быстро исследовать интенсивность износа различных участков режущего инструмента и тем самым оценить стойкость и обрабатываемость материала резанием. Применение этого метода при исследовании обрабатываемости неоднородных материалов, имеющих большую неоднородность и хрупкое разрушение с образованием элементной стружки, большинство радиоактивных частиц вместе с другими частицами изношенного материала будут осыпаться и применение фотопластинок будет неэффективно. Кроме того интенсивность износа режущего инструмента при обработке неоднородного материала с большой неоднородностью будет чрезвычайно неравномерной, что еще больше затрудняет процесс интенсивности износа, которая в каждое мгновение из-за нестабильности физико-механических свойств и химического состава обрабатываемого материала будет крайне неравномерной и неодинаковой. Поэтому и этот метод не может быть применен при определении даже приближенной относительной обрабатываемости неоднородных материалов.

7. Определение обрабатываемости материалов по их физико-

механическим свойствам без обработки. На основе экспериментальных данных и с учетом физико-механических свойств металлов устанавливают эмпирические зависимости типа:

$$V_{60} = \frac{C}{HB^n} \quad \text{или} \quad V_{60} = \frac{C}{\sigma_b^n}$$

или другого вида с теми же физико-механическими свойствами, которые наиболее влияют на обрабатываемость резанием данного металла [112].

При обработке неоднородных материалов из-за нестабильности физико-механических свойств и наличия различного рода дефектов определенная их обрабатываемость различными путями даже для чистового точения будет очень и очень приближенной. Поэтому этот метод определения обрабатываемости не может быть рекомендован.

Таким образом, из всех рассмотренных методов ускоренного определения обрабатываемости материалов резанием для обработки неоднородных материалов можно рекомендовать только два: по температуре резания и метод точения с постоянно увеличивающейся скоростью резания, т.е. видоизмененный метод торцовой обточки. Но больше всего следует все-таки рекомендовать метод определения “полной” обрабатываемости различным режущим инструментом из различных инструментальных материалов, что позволит наиболее полно использовать их режущие свойства и добиться получения качественного поверхностного слоя, что приведет к повышению эксплуатационных свойств деталей машин.

После определения обрабатываемости неоднородного материала следует провести анализ причин низкой обрабатываемости и разработать возможные направления ее улучшения.

8.2. УЛУЧШЕНИЕ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Наиболее рациональным технологическим направлением улучшения обрабатываемости резанием неоднородных материалов можно считать металлургические методы, которые при восстановлении деталей машин могут быть направлены на совершенствование метода наплавки, позволяющего получать более однородный материал, и на совершенствование самого наплавочного материала путем микролегирования элементами, дающими структурные составляющие, улуч-

шающие обрабатываемость резанием. Оба направления можно применять в строго определенных условиях, когда этого требует характер ремонтного производства.

Рассмотрим технологические возможности улучшения обрабатываемости резанием неоднородных наплавленных материалов путем изготовления наплавочных материалов улучшенной обрабатываемости при их микролегировании. Для получения материала типа сталей улучшенной обрабатываемости можно применять такие же микролегирующие элементы, которые обычно применяются для улучшения обрабатываемости сталей металлургическим путем. К ним относятся: сера, свинец, селен, теллур, висмут, кальций, цирконий, магний и цезий. Основное назначение микролегирующих элементов – изменение структурного состояния материалов путем изменения глобулярных включений. Их сферодизация обеспечивается увеличением в стали содержания кислорода от 0,4 до 0,1% [93, 270].

Для улучшения обрабатываемости резанием неоднородных наплавленных материалов типа хромоникелевых сталей и сплавов следует проволоку или ленту микролегировать следующими элементами: серой (0,04-0,1%), свинцом (0,15-0,35%), теллуrom (0,03-0,08%), висмутом (0,05-0,1%), кальцием (0,002-0,02%), селеном (0,06-0,12%). Наиболее эффективным является комплексное микролегирование несколькими элементами.

Для обеспечения конструктивной прочности материалов и обеспечение улучшенной обрабатываемости резанием материалов наряду с серой их микролегируют селеном и теллуrom, в результате чего в материале образуются включения типа $Mn(SeS)$, способствующие улучшению обрабатываемости резанием. Полученные в материале металлические и неметаллические включения определенного состава и формы распределения не имеют когерентной связи с металлической матрицей, что обеспечивает процесс стружкообразования с равномерным отделением, а в зоне резания образуется вязкое состояние и создается защитная пленка на режущих поверхностях инструмента, увеличивая его износостойкость. Кроме того соединения свинца, селена и кальция способны создавать в зоне резания собственную внутреннюю смазку (свинцовистую, селенидную, сульфидную), препятствующую адгезии материала инструмента к материалу обрабатываемого слоя.

Улучшение обрабатываемости материала металлургическим путем рассмотрим на примере восстановления распределительного вала

двигателя внутреннего сгорания автомобиля ГАЗ-53. В процессе восстановления изношенные опорные шейки валов наплавлялись на токарном модернизированном станке с наплавочной головкой А-580 с помощью сварочного преобразователя ПСГ-500-1 специальной наплавочной проволокой типа Нп-50 под слоем флюса Ан-348-А.

Режим наплавки был следующим: наплавочный ток $I_{напл}=190-200$ А; частота вращения распределительного вала - $n=3$ об/мин; наплавочное напряжение - $U=25$ В; подача проволоки - $S=2$ м/мин; вылет от проволоки до шейки 5-10 мм; расход проволоки 9,6-11 м/час.

Улучшение обрабатываемости резанием такого наплавочного материала можно проводить путем микролегирования проволоки серой, селеном и теллуром в отдельности, а также путем комплексного микролегирования этими элементами.

Установлено, что при получистовом точении материалов, наплавленных проволоками с комплексным микролегированием, стойкость резцов из твердого сплава Т15К6 в 1,5-2 раза выше, чем при таком же точении обычного наплавленного материала проволокой Нп-50, которым восстанавливают распределительные валы. При таком же чистовом точении таких же наплавленных материалов резцами из сверхтвердого материала гексанита-Р стойкость резцов повышается меньше, чем резцов из твердого сплава Т15К6, что можно объяснить меньшим влиянием смазочного действия микролегирующих элементов и меньшим их влиянием на процесс адгезионных явлений, которые из-за своей химической эрентности по отношению к железосодержащим наплавленным материалам имеют меньший адгезионный износ в сравнении с резцами из твердого сплава.

Повышение стойкости режущих инструментов из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р при обработке наплавленных материалов, микролегированных серой, свинцом, селеном и теллуром, позволит интенсифицировать скорость резания, что приведет к увеличению производительности процесса обработки. В условиях массового восстановления распределительных валов с целью сохранения конструктивной прочности и увеличения скорости резания, т.е. улучшения обрабатываемости наплавленного материала, целесообразно выполнять комплексное микролегирование только селеном и теллуром.

Измерение сил резания при точении наплавленных материалов после комплексного микролегирования селеном и теллуром резцами из твердого сплава Т15К6 и резцами из гексанита-Р показало, что они

существенно не отличаются от сил резания материала, наплавленного проволокой Нп-50, что подтверждает их близкие прочностные физико-механические характеристики. Однако при точении улучшенных микролегированных материалов резцами из твердых сплавов наблюдаются меньшие колебания составляющих сил резания, что можно объяснить улучшением стружкообразования и уменьшением коэффициентов трения инструментального и обрабатываемого материала из-за смазочного действия микролегирующих элементов, способствующего уменьшению адгезионных явлений в зоне резания.

При точении этих же наплавленных материалов резцами из гексанита-Р составляющие силы резания и их колебания от средних значений почти не отличаются от значений при точении материала, не подвергнутого микролегированию, что можно объяснить малым влиянием микролегирующих элементов на условия стружкообразования и на адгезионные процессы в зоне резания. Поэтому при определении характеристик обрабатываемости улучшенных микролегированием наплавленных материалов составляющие силы резания можно учитывать только при их точении резцами из твердых сплавов, когда микролегирование уменьшает колебания составляющих сил резания и способствует тем самым увеличению стойкости режущих инструментов.

При точении наплавленных материалов резцами из гексанита-Р составляющие силы резания по величине не могут характеризовать обрабатываемость наплавов, а по величине колебаний составляющие силы резания больше зависят от колебания физико-механических характеристик наплавов, которые больше зависят от колебания неоднородности химического состава и наличия внутренних микродефектов, т.е. характеристик неоднородности наплавленного материала.

Обрабатываемость резанием неоднородных материалов зависит также от вида обработки и улучшение обрабатываемости микролегированием при одном виде обработки может мало сказываться при другом. С целью определения влияния улучшения обрабатываемости наплавленного материала за счет микролегирования наплавочной проволоки серой, селеном, свинцом и теллуrom рассмотрим примеры фрезерования шлицевых пазов и дальнейшего их шлифования, которое часто применяют в условиях ремонтного производства.

Фрезерование шлицевых пазов рассмотрим при восстановлении вала первичного трактора Т-150 дисковыми фрезами из твердого сплава ВК8 и из быстрорежущей стали Р6М5 после удаления макро-

неровностей при токарной обработке. Шлицевые валы из конструкционной стали 45 наплавляются легированной проволокой Нп-30ХГСА и улучшенной такой же проволокой под слоем флюса АН-348-А.

При фрезеровании улучшенных наплавленных материалов микролегирование приводит к большему изменению стойкости фрез из быстрорежущей стали, чем из твердого сплава. Характерным является малое влияние на изменение стойкости инструментов микролегирование свинцом, действие которого при ударных нагрузках является почти несущественным. Адгезионные процессы при фрезеровании фрезами из быстрорежущей стали проходят в более интенсивной мере, а действие смазки больше сказывается на уменьшении коэффициента трения.

Комплексное микролегирование наплавленного материала приводит к некоторому упрочнению наплавленного слоя, что наряду с улучшением обрабатываемости резанием должно привести и к ее снижению. Поэтому при фрезеровании шлицевых пазов фрезами из быстрорежущих сталей такое микролегирование в меньшей степени будет улучшать обрабатываемость, чем при обработке фрезами из твердого сплава ВК8.

Сравнение результатов изменения стойкости фрез из твердого сплава ВК8 и результатов изменения стойкости резцов из твердого сплава Т15К6 показало, что микролегирование значительно меньше оказывает влияние на улучшение обрабатываемости при фрезеровании, чем при точении. Это можно объяснить влиянием ударных нагрузок, которые оказываются значительно в большей степени при фрезеровании неоднородных материалов, чем однородных.

Таким образом, обрабатываемость неоднородных материалов при различных видах лезвийной обработки может быть разной и улучшение обрабатываемости резанием металлургическим путем может быть достигнуто различными легирующими элементами, характерными для того или иного вида обработки.

Еще меньшее влияние микролегирование наплавленных материалов оказывает на процесс абразивного шлифования. Стойкость абразивных кругов при этом может быть немного увеличена за счет смазывающего действия микролегирующих элементов и в первую очередь свинца. Элементы, увеличивающие прочность наплавленных материалов, будут способствовать ухудшению обрабатываемости резанием при абразивном шлифовании. В этих случаях значительного

повышения производительности обработки восстановленных деталей можно добиться путем применения различных способов алмазного шлифования.

Обрабатываемость наплавленных материалов зависит не только от наплавленного материала, но и от способа наплавки и от степени неоднородности наплавленного слоя, присущей данному способу наплавки. Так, по данным Борисова Б.К., при черновой обработке материала, наплавленного легированной проволокой Нп-30ХГСА, резцами из твердого сплава Т15К6 при одной и той же подаче и глубине резания оптимальная скорость резания при способе наплавки под слоем флюса АН-348-А равна $V_0=75$ м/мин, в среде углекислого газа - $V_0=90$ м/мин, а в среде водяного пара - $V_0=120$ м/мин. Это можно объяснить с одной стороны большими макронеровностями и другими дефектами наплавленного слоя, и с другой стороны – различными физико-механическими свойствами наплавленного слоя. Так, при наплавке проволокой Нп-30ХГСА под давлением флюсом АН-348-А средняя твердость наплавленного слоя составляет **HRC** 32-36, в среде углекислого газа она составляет **HRC** 24-30 и в среде водяного пара – **HRC** 22-26. Очевидно, что в зависимости от способа наплавки изменяются и другие физико-механические характеристики наплавленного материала.

При наплавке изношенных деталей машин открытой дугой из-за сильного разбрызгивания и образования дефектов наплавленного слоя этой же легированной проволокой Нп-30ХГСА оптимальная скорость резания снижается до 50-60 м/мин этим же инструментальным материалом. Еще большее снижение оптимальной скорости резания будет при наплавке этой же проволокой открытой дугой вибродуговым способом. Опытами установлено, что значительно улучшается обрабатываемость резанием материала, наплавленного плазменным способом. Однако установлено также, что обрабатываемость наплавленных материалов вибродуговым способом при абразивном и электроабразивном шлифовании все же улучшается. Улучшается обрабатываемость наплавленных материалов вибродуговым способом также и при торцовом фрезеровании плоских восстановленных деталей.

Обрабатываемость наплавленных материалов резанием находится в тесной взаимосвязи с неоднородностью наплавленного слоя, которая зависит от наплавочного материала, способа и режима наплавки, применяемой техники и защитной среды. Поэтому при определении оптимальной скорости резания конкретных материалов

в зависимости от “полной” обрабатываемости $V - T$ следует вводить коэффициент неоднородности данного материала, который учитывает все характеристики неоднородности для определенного слоя, подлежащего удалению при резании.

Так, при черновой обработке неоднородных материалов следует учитывать коэффициент неоднородности, связанный с наличием макронеровностей, характерных для того или иного способа их получения.

Таблица 8.1

Примерное изменение скорости резания неоднородных материалов путем микролегирования

Тип материала	Микролегированный неоднородный материал	Скорость резания, м/с			
		Резец из Т15К6		Резец из гексанита-Р	
		до легирования	после	до легирования	после
<i>A</i>	Нп-30ХГСА+0,1% <i>Se</i> + 0,05% <i>Te</i>	1,2-1,3	1,5-1,8	2,0-2,2	2,5-2,8
<i>B</i>	Нп-50ХФА+0,1% <i>Se</i> + 0,05% <i>Te</i>	1,2-1,3	1,5-1,8	2,0-2,1	2,5-2,6
<i>C</i>	Нп-Г13А+0,1% <i>S</i> + 0,1% <i>Se</i>	0,9-1,2	1,3-1,5	2,1-2,3	2,6-2,8
<i>D</i>	ЛМ-00Х21Н9Г+0,1% <i>S</i> + 0,1% <i>Se</i>	0,8-1,0	1,2-1,4	2,0-2,2	2,5-2,8
<i>E</i>	ПП-Нп-10Х14Т+ <i>Se</i> + 0,1% <i>Se</i> + 0,05% <i>Te</i>	0,6-0,8	1,2-1,4	1,5-1,8	2,3-2,4
<i>F</i>	ЦИ-1М+0,1% <i>Se</i> + 0,05% <i>Te</i>	0,5-0,6	0,8-1,0	1,4-1,7	2,0-2,1
<i>G</i>	ПП-Нп-300Х24С3М+ 0,1% <i>S</i> + 0,1% <i>Se</i>	0,3-0,4	0,5-0,6	1,3-1,5	1,8-2,0
<i>H</i>	ПП-Нп-25Х5ФМС+ 0,1% <i>Se</i> + 0,05% <i>Te</i>	0,8-1,0	1,2-1,4	1,8-2,0	2,2-2,4
<i>N</i>	ВЗК+0,1% <i>Se</i>	0,2-0,3	0,5-0,6	1,3-1,5	1,8-2,0
<i>Q_a</i>	ПГ-ХН80СР2+0,1% <i>Se</i>	0,3-0,4	0,6-0,8	1,3-1,5	1,8-2,0
<i>Q_B</i>	ЛМ-ХН70ГБМТ+ 0,1% <i>Se</i>	0,2-0,3	0,5-0,6	1,3-1,5	1,8-2,0
<i>P</i>	ТЗ+0,1% <i>Se</i>	0,2-0,4	0,6-0,8	1,6-1,8	2,0-2,5

Примечание: 1. Для других марок неоднородного материала данного типа оптимальная скорость резания может изменяться от 10 до 20%. 2. Скорости резания приведены для чистового точения неоднородных материалов при $S = 0,07 - 0,1$ мм/об; $t = 0,2 - 0,3$ мм до $h_3 = 0,5 - 0,6$ мм без СОЖ с геометрическими параметрами: $\gamma = -5 - 10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 16 - 20^\circ$; $\varphi = 40 - 45^\circ$; $\varphi_1 = 15 - 20^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 0,6$ мм; $l_f = 0,2 - 0,3$ мм.

При определении оптимальной скорости резания при чистовом точении или фрезеровании плоскостей этот коэффициент не должен учитываться, т.к. его косвенное влияние, связанное с увеличенной волнистостью обработанной поверхности, будет незначительным. Все другие характеристики неоднородности – нестабильность физико-механических свойств, структурная неоднородность, неоднородность химического состава, наличие и размерные характеристики внутренних микродефектов срезаемого слоя, зависящие от способа его получения, а также от применяемых микролегирующих элементов, улучшающих обрабатываемость резанием, - должны учитываться и при чистовой, и при черновой обработке на всех операциях.

Проведенными опытами установлено, что микролегирование одними и теми же элементами различных групп наплавленных материалов приводит к различному улучшению обрабатываемости резанием.

В табл. 8.1 приведены ориентировочные прогнозные величины изменения оптимальной скорости резания от микролегирования наплавленных материалов основными элементами, улучшающими обрабатываемость резанием при точении после удаления макронеуровностей с поверхности наплавленного слоя.

8.3. ВЫБОР ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА

Внедрение в производство инструментальных материалов с более высокими режущими свойствами всегда приводило к повышению производительности процесса обработки, т.е. к повышению скорости резания и, тем самым, к улучшению обрабатываемости даже самых труднообрабатываемых материалов. Так было при внедрении инструментов из быстрорежущих сталей взамен инструментов из инструментальных углеродистых и легированных сталей, а затем при внедрении инструментов из твердых сплавов взамен инструментов из быстрорежущих сталей. Так происходит и в настоящее время при внедрении инструментов с режущими элементами из сверхтвердых материалов взамен инструментов из твердых сплавов. Аналогично происходило видоизменение абразивных инструментальных материалов при окончательных и финишных методах обработки. Однако во все времена внедрение нового, более прогрессивного инструментального материала в различные отрасли машиностроения нуждалось в

поиске областей эффективного его применения с использованием присущих данному инструментальному материалу более высоких физико-механических свойств.

Так, было установлено, что широкое использование твердых сплавов для фасонного режущего инструмента затруднено из-за пониженной его прочности на изгиб и повышенной хрупкости, что ограничивает их применение при возникновении вибраций [209, 280]. Также ограничено его применение при протягивании труднообрабатываемых материалов.

Алмазный инструмент из-за пониженной теплостойкости нерационально использовать для обработки железосодержащих и других черных металлов [126], а минералокерамику невыгодно применять для работы с ударными нагрузками, т.к. она имеет также низкий предел прочности на изгиб. Точно также были определены ограничения на применение инструментальных сверхтвердых материалов в различных областях машиностроения.

Появление в машиностроении новых высокопрочных конструкционных материалов стало возможным благодаря применению новых видов инструментальных материалов и появлению методов их производительной заточки.

Инструмент из твердых сплавов в сравнении с инструментом из быстрорежущих сталей дает тем больший эффект, чем тверже обрабатываемый материал. Но наступает такой момент, когда и инструмент из твердого сплава малоэффективен или его вовсе невозможно применять. В этих случаях в настоящее время может с успехом применяться инструмент из минералокерамики или из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора при соблюдении условий их рациональной эксплуатации и областей наиболее эффективного применения.

Внедрение новых инструментальных материалов в ремонтное производство всегда отставало от передовых отраслей машиностроения из-за больших трудностей при обработке восстановленных деталей машин, вызванных в первую очередь неоднородностью обрабатываемого наплавленного, напыленного, восстановленного покрытиями или сварного материала.

Рассмотрим возможное повышение скорости резания при обработке лезвийным режущим инструментом ряда неоднородных наплавленных материалов, которые были широко рассмотрены в предыдущих разделах.

При выборе марки инструментального твердого сплава для обработки даже небольшой твердости наплавленного материала проводят определение зависимости стойкости инструмента от скорости резания и по наибольшему значению стойкости выбирают скорость резания или по определенной стойкости принимается инструментальный материал, допускающий наибольшую скорость резания.

В ремонтном производстве областью рационального применения инструментов из твердых сплавов в основном является черновая обработка наплавленных материалов типа *A* и *B*, т.е. нелегированные или низколегированные стали ($<0,4\% \text{ C}$). Значительно менее эффективно их применение при обработке наплавленных материалов типа *C, Д, Е*. Все другие типы наплавленных материалов обрабатывать инструментами из твердых сплавов является крайне не эффективным.

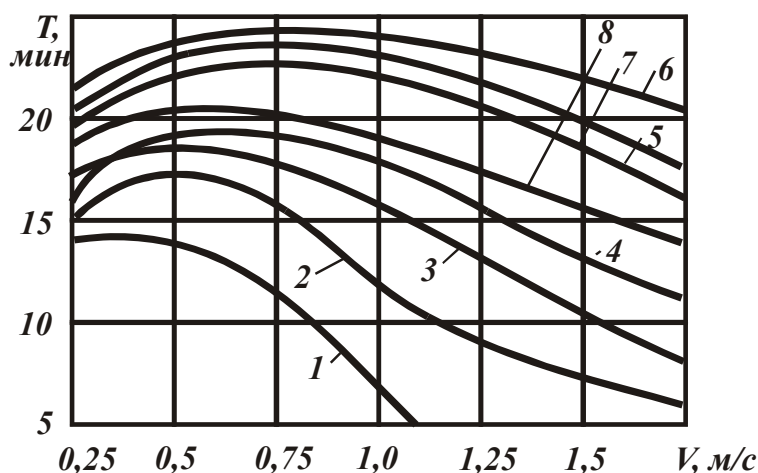


Рис. 8.1. Сравнительная эффективность различных марок твердых сплавов при черновом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА при $S = 0,2 \text{ мм/об}$; $t = 1,0 \text{ мм}$ до $h_3 = 1,0 \text{ мм}$ 1 – ВК8; 2 – ВК6М; 3 – ВК6-ОМ; 4 – Т6К10; 6 – ТТ7К12; 7 – ТН-20; 8 – КНТ-16.

Из приведенных зависимостей видно, что твердые сплавы однокристаллической вольфрамовой группы имеют значительно меньшую стойкость при всех скоростях резания, чем твердые сплавы двухкристаллической вольфрамтитановой группы. Наибольшую стойкость в исследуемом диапазоне скоростей резания имеют резцы из твердого сплава Т15К6, которые и рекомендуется применять для черновой обработки наплавленных материалов типа *A*.

При чистовой обработке наплавленных материалов после удаления макронеровностей поверхностного слоя рационально применение новых видов минералокерамики и сверхтвердых инструмен-

На рис. 8.1 приведено изменение стойкости резцов из различных марок твердых сплавов в зависимости от изменения скорости резания при черновом точении наплавленного материала типа *A* Нп-30ХГСА под слоем флюса АН-348-А. Из приведенных зависимостей видно, что твердые сплавы однокристаллической вольфрамовой группы имеют значительно меньшую стойкость при всех скоростях резания, чем твердые сплавы

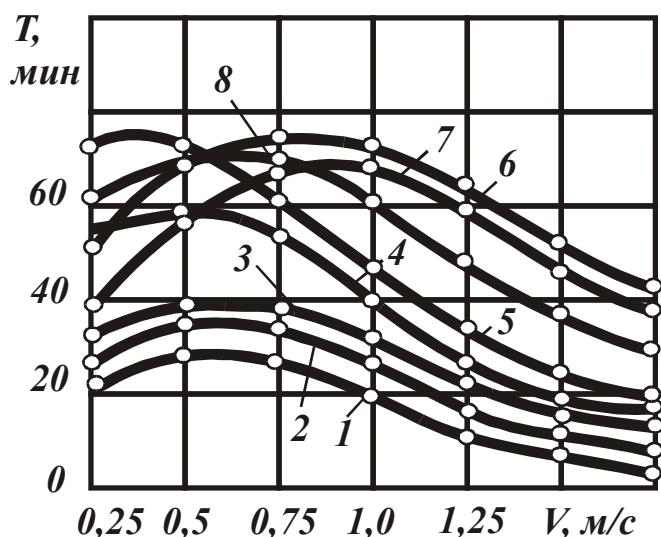


Рис. 8.2. Зависимость стойкости резцов из минералокерамики и из твердых материалов на основе нитрида бора от скорости резания при чистовом точении материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т при: $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,6$ мм. 1 – ВОК-60; 2 – эльбор-Р; 3 – композит 05; 4 – ПТНБ-ИК-2; 5 – киборит; 6 – гексанит-Р; 7 – томал-10; 8 – композит-К10Д.

тальных материалов на основе вюрцитоподобного нитрида бора. Из расположения графиков в зависимости стойкости от скорости резания (рис. 8.2) при чистовой обработке труднообрабатываемого наплавленного материала типа *E*, наплавленного порошковой самозащитной проволокой ПП-Нп-10Х14Т, видно, что из различных инструментальных материалов наибольшей стойкостью обладает гексанит-Р, который и следует рекомендовать к применению в различных областях ремонтного производства для чистовой обработки наплавленных материалов повышенной труднообрабатываемости типа *F, G, N, Q_a, Q₆, P*.

Производительность инструментальных материалов при обработке различных неоднородных материалов можно дать в условных приближенных скоростных коэффициентах, принимая за единицу скорость резания, допускаемую твердым сплавом Т15К6 при чистовом точении конструкционной стали 45 с твердостью *HRC* 30-35 (табл. 8.2).

Величины ориентировочных скоростных коэффициентов инструментальных материалов высокой твердости при обработке неоднородных материалов находятся в прямой зависимости от коэффициентов неоднородности материалов и их отдельных величин. При одних и тех же физико-механических характеристиках неоднородных материалов, но при различных коэффициентах неоднородности этих материалов будут очень отличаться скоростные коэффициенты инструментальных материалов. Так, при черновом точении неоднородного материала, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, в зависимости от неоднородности наплавленного материала скорость резания резцами из карбидовольфрамотитановой группы

может повышаться до двух раз.

Таблица 8.2

Ориентировочные скоростные коэффициенты инструментальных материалов при чистовой обработке неоднородных материалов

Наименование инструментального материала	Твердость неоднородных материалов <i>HRC</i>			
	30-40	40-50	50-60	60-65
1	2	3	4	5
Карбидо-вольфрамовые твердые сплавы (ВК)	0,28-0,25	0,25-0,18	0,18-0,12	0,12-0,08
Карбидо-титано-вольфрамовые твердые сплавы (ТК)	0,35-0,30	0,30-0,23	0,23-0,18	0,18-0,13
Карбидо-титано-тантало-вольфрамовые твердые сплавы (ТТК)	0,4-0,35	0,35-0,28	0,28-0,23	0,23-0,20
Безвольфрамовые твердые сплавы (ТН)	0,30-0,26	0,26-0,22	0,22-0,18	0,18-0,12
Оксидо-карбидная керамика (ВОК)	0,50-0,55	0,50-0,45	0,45-0,40	0,40-0,35
Эльбор-Р	1,30-1,20	1,20-1,10	1,10-1,00	1,00-0,90
Гексанит-Р, ПТНБ, киборит, ДПНБ	2,00-1,80	1,80-1,60	1,60-1,50	1,50-1,35
Композит 05	1,40-1,30	1,30-1,20	1,20-1,10	1,10-1,00
Томал-10	1,80-1,60	1,60-1,50	1,50-1,45	1,45-1,40

Примечание: 1. Сравнение скоростных возможностей инструментальных материалов приведено при одинаковой неоднородности материалов. 2. При обработке других типов неоднородных материалов в большей мере возрастают коэффициенты у сверхтвердых материалов.

Поэтому основным направлением, которое резко повышает производительность обработки различных неоднородных материалов, является уменьшение их неоднородности, т.е. уменьшение макронеровностей на поверхности путем применения специальных способов их получения и ТМО непосредственно в период наплавки; уменьшение химической и структурной неоднородности материала путем микролегирования и применения термической обработки для выравнивания структуры и снятия внутренних остаточных напряжений; уменьшение нестабильности физико-механических свойств путем соблюдения всех режимов наплавки и применения технологической среды, обеспечивающей требуемые величины физико-механических свойств; уменьшение внутренних микродефектов (наличия пор и микротрещин) путем соблюдения требований технологии наплавки и

применения специальных технологических сред.

Приведенные величины скоростных коэффициентов инструментальных материалов не означают их постоянство при обработке различных типов неоднородных материалов, не приведенных в табл. 8.2, но имеющих аналогичные физико-механические свойства. Некоторые типы неоднородных материалов, таких как *G, N, P*, обрабатывать инструментами из твердых сплавов не рекомендуется вовсе.

Именно при обработке этих неоднородных материалов инструменты из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора, такие как гексанит-Р и ПТНБ, будут использоваться наиболее эффективно, но все же только при чистовых операциях, т.е. после удаления макронеровностей из поверхности срезаемого слоя. В будущем при появлении новых инструментальных материалов следует определять их скоростные коэффициенты в сравнении с применявшимися на этой операции инструментальными материалами.

Применение того или иного инструментального материала при обработке неоднородных материалов необходимо рассматривать неразрывно с оптимальной геометрией инструмента для выполнения конкретной операции. Величина оптимальной скорости резания для каждого неоднородного материала зависит от геометрических параметров резцов, которые, в свою очередь, зависят от характеристик неоднородности материала. Так, при наличии больших макронеровностей на поверхности для увеличения стойкости режущих инструментов необходимо стремиться к увеличению угла резания, но с его большим увеличением происходит уменьшение угла сдвига, что приводит к увеличению усадки стружки и увеличению нагрузки на резец и количества образующейся теплоты. Если учесть, что при резании неоднородных материалов с большими макронеровностями будут наблюдаться значительные колебания нагрузок и температур резания, то станет ясно, что увеличивать угол резания в этих случаях не всегда рационально, т.к. он будет приводить к еще большему увеличению колебаний всех параметров процесса резания. Уменьшение угла резания приводит к ослаблению прочности вершины резца, которая воспринимает колебательные нагрузки, что также приводит к снижению стойкости режущего инструмента или к уменьшению оптимальной скорости резания, т.е. скоростной коэффициент режущего инструмента в данном случае может быть занижен.

Таким образом, для определения оптимальной величины угла резания при обработке неоднородных материалов следует учитывать:

физико-механические свойства материалов, способ их получения и величину коэффициента неоднородности данного материала, от которого будут зависеть величины колебательных параметров процесса резания, выполняющих основное разрушающее действие на режущий инструмент.

В связи с наличием характеристик неоднородности материала с их редкой точной повторяемостью невозможно установить точные зависимости между скоростью резания, т.е. обрабатываемостью данного неоднородного материала, и геометрическими параметрами режущего инструмента. Особенно невозможно установить точные зависимости при черновой обработке неоднородных материалов, когда наблюдаются большой степени нестационарные процессы резания, вызванные наличием больших макронеровностей на поверхности обрабатываемого слоя. Из-за сравнительно небольших величин подач, применяемых при обработке неоднородных материалов, толщина среза и длина контакта стружки с передней поверхностью небольшие. Поэтому для обеспечения требуемой прочности режущей кромки в этом случае является рациональным на передней поверхности режущих инструментов выполнять двойную заточку, т.е. затачивать узкую полоску у режущей кромки под отрицательным передним углом $\gamma = -10 \div -20^\circ$ в зависимости от обрабатываемого и инструментального материалов при общем положительном переднем угле режущего элемента $\gamma = 5-10^\circ$, что будет снижать расход режущего инструмента при переточках. Практика обработки неоднородных материалов подтверждает целесообразность выполнения заточки режущих инструментов их твердых сплавов и минералокерамики. Инструменты из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора для обработки неоднородных материалов целесообразно выполнять без фаски на передней поверхности, а требуемые величины передних углов получать за счет специальной установки и закрепления поликристаллов или режущих элементов.

При уменьшении задних углов режущих инструментов для увеличения их прочности обработанная поверхность в результате пластической деформации и упругого последействия больше трется о задние поверхности вблизи режущих кромок инструмента, что наблюдается особенно интенсивно при обработке материалов типа *A* и *B*.

Колебательные нагрузки, вызванные наличием неоднородности материала, приводят к колебанию режущего инструмента, которое

приводит к изменению задних углов и при малых значениях это приводит к мгновенному их уменьшению или увеличению, что также вызывает интенсивное истирание задних поверхностей, и уменьшению стойкости инструмента.

С большим увеличением задних углов режущих инструментов уменьшается угол заострения, что приводит к ослаблению режущей кромки, ухудшению теплоотвода и снижению стойкости инструмента, что в свою очередь, приводит к снижению оптимальной скорости резания, т.е. к ухудшению обрабатываемости материалов.

Установлено, что при обработке материалов с различной неоднородностью будет разное влияние задних углов на стойкость режущих инструментов. Так, при обработке материалов небольшой твердости с небольшой неоднородностью величина главного заднего угла может быть увеличена до $12-15^\circ$, а при черновой обработке материалов большой твердости с наличием ударных колебательных нагрузок, т.е. при большой неоднородности срезаемого слоя, величину главного заднего угла режущих инструментов следует снижать до $8-10^\circ$. При обработке различных материалов, полученных тем или иным способом, с определенными величинами неоднородности величину главного заднего угла необходимо принимать оптимальной для каждого конкретного случая, т.е. для определенной операции определенным режущим инструментом.

Величина главного угла в плане для различных операций и инструментальных материалов может изменяться при обработке неоднородных материалов в довольно широких пределах и существенно влиять на стойкость режущего инструмента, т.е. на величину оптимальной скорости резания и, тем самым, на величину коэффициента обрабатываемости материала. При обработке неоднородных материалов с изменением главного угла в плане будут сильно изменяться колебательные контактные удельные нагрузки у режущей кромки. При малом угле в плане увеличиваются удельные давления, но улучшается теплоотвод из зоны резания, что с одной стороны снижает, а с другой стороны увеличивает стойкость инструмента. Однако со значительным уменьшением главного угла в плане при обработке неоднородных материалов из-за колебательных нагрузок увеличивается возможность появления вибраций, которые будут приводить к резкому снижению стойкости инструмента и ухудшению обрабатываемости этих материалов. В то же время с уменьшением главного угла в плане увеличивается угол при вершине в плане, что способствует укреплению

нию самого слабого места режущего инструмента – вершины и улучшает теплоотвод из зоны резания, что также способствует улучшению обрабатываемости неоднородных материалов. Установлено, что уменьшение угла в плане приводит к быстрому увеличению ам-

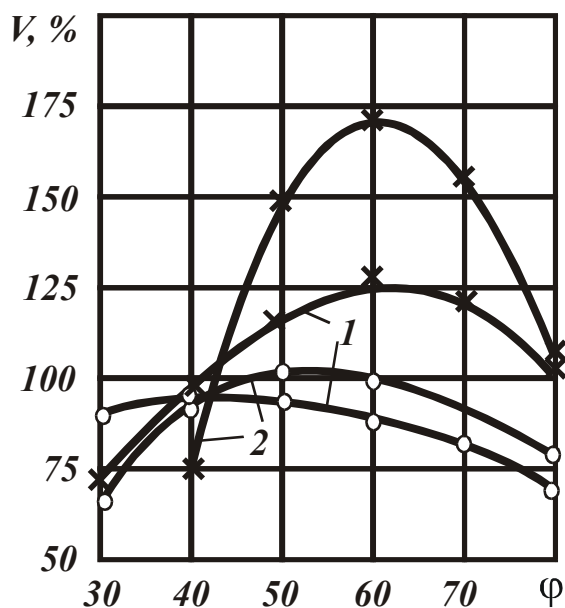


Рис. 8.3. Влияние главного угла в плане на увеличение скорости резания резцами из твердого сплава Т15К6 и из гексанита-Р неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, при черновом – 1 и чистовом – 2 точении при: 1 - $V = 1,0$ м/с; $S = 0,2$ мм/об; $t = 0,6$ мм; 2 - $V = 2,5$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,3$ мм.

плитуды колебаний и возникновению вибраций в процессе резания. Возникновение большой амплитуды колебаний режущего инструмента и детали особенно вредно сказывается на стойкости инструментальных материалов с малым пределом прочности на изгиб, таких как минералокерамика и сверхтвердые материалы, которые в процессе вибраций могут разрушаться.

На рис. 8.3 представлены зависимости оптимальной скорости резания, т.е. обрабатываемости неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-25Х5ФМС, от изменения главного угла в плане при черновом и чистовом точении соответственно резцами из твердого сплава и резцами из гексанита-Р.

Из рисунка видно, что колебания, которые возникают при малых углах в плане, больше оказывают влияние на уменьшение оптимальной скорости резания при точении резцами из гексанита-Р с ярко выраженной экстремальной зависимостью. Это вызвано малой прочностью на изгиб гексанита-Р, что сказывается на интенсивности увеличения износа режущего инструмента и снижения его стойкости при малых значениях угла в плане. Уменьшение главного угла в плане приводит также к увеличению радиальной составляющей силы резания P_y , которая при колебательных нагрузках будет влиять не только на износ режущего инструмента и точность обработки детали, но и на характеристики шероховатости обработанной поверхности. Для успешной обработки неоднородных материалов инструментами с малыми величинами угла в плане необходимо обеспе-

чить высокую жесткость системы СПИД особенно на черновых операциях. На чистовых операциях при обработке инструментами из гексанида-Р и других хрупких материалов целесообразно достичь повышения жесткости системы СПИД за счет применения цельных инструментов, в которых режущий инструментальный элемент впаян в цельную державку большого сечения. На практике во избежание вибраций и уменьшения амплитуды колебаний при обработке неоднородных материалов проходными резцами применяют их установку, обеспечивающую величину главного угла в плане в пределах 40-50°.

На стойкость инструмента и оптимальную скорость резания оказывает аналогичное влияние уменьшение вспомогательного угла в плане, который иногда следует уменьшать при большой жесткости системы СПИД до 5-10°, что приводит к увеличению прочности вершины резца, улучшению теплоотвода и увеличению его стойкости. С уменьшением вспомогательного угла в плане уменьшается шероховатость обработанной поверхности. Но и в этом случае возрастает возможность появления вибраций, которые будут при наличии колебательных нагрузок резко снижать стойкость режущего инструмента и ухудшать обрабатываемость неоднородного материала.

Улучшению теплоотвода из зоны резания способствует также увеличение площади поперечного сечения державки режущего инструмента, что способствует также его виброустойчивости и уменьшает амплитуду колебаний и, в конечно итоге, приводит к увеличению оптимальной скорости резания и улучшению обрабатываемости неоднородного материала особенно инструментами с режущими элементами из сверхтвердого материала или минералокерамики, т.е. из хрупких инструментальных материалов.

Применение режущих инструментов с большим радиусом при вершине или зачистным лезвием также способствует улучшению теплоотвода и повышению стойкости режущих инструментов. Однако в этом случае также возникает возможность появления вибраций, которые при обработке неоднородных материалов будут приводить к разрушению вершины режущего инструмента. Поэтому и в этом случае необходимо обеспечить повышенную жесткость системы СПИД.

8.4. ОБРАБОТКА С ПОДОГРЕВОМ

Одним из эффективных направлений улучшения обрабатываемости резанием неоднородных материалов является их черновая об-

работка в подогретом состоянии. Это направление особенно эффективно при восстановлении деталей машин неоднородными материалами высокой прочности, а также тугоплавкими, нержавеющими и жаропрочными материалами, черновая обработка резанием которых в обычных условиях чрезвычайно затруднена.

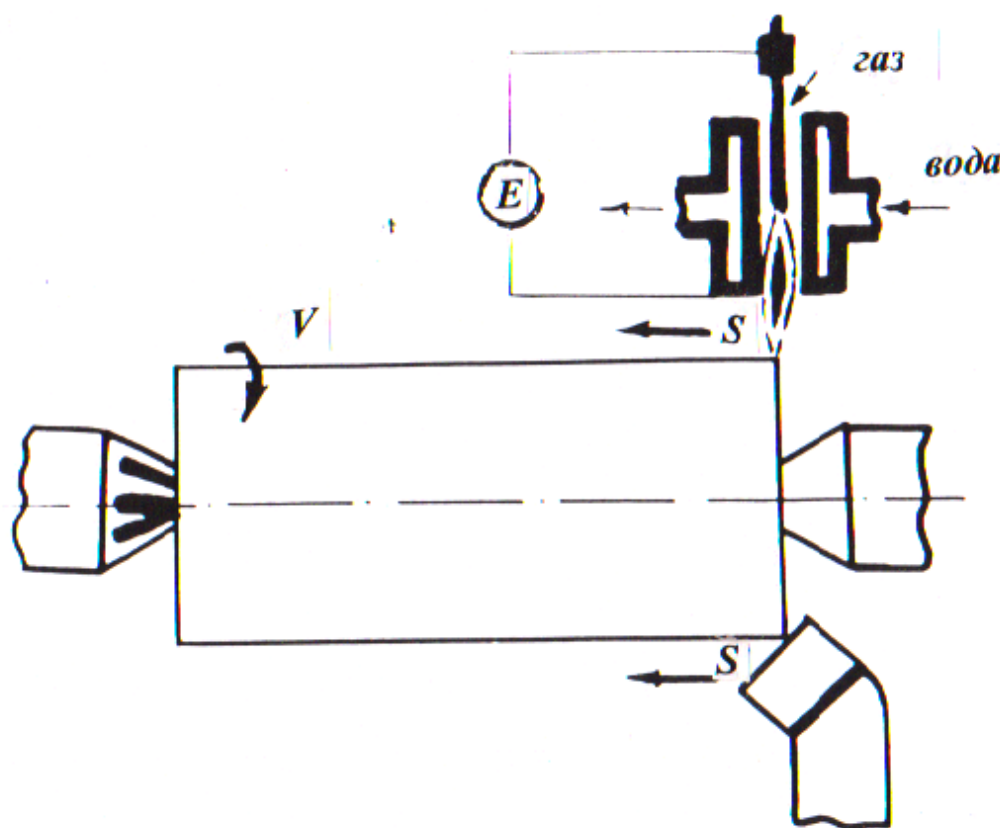


Рис. 8.4. Схема установки для обработки материалов с искусственным подогревом с помощью плазмотрона.

Наиболее простым способом осуществления этого направления является использование тепла, полученного при наплавке, т.е. технологического тепла, возникающего в результате расплавления наплавочного материала. Использование технологического тепла представляет собой наиболее практичный и экономически выгодный способ обработки резанием в подогретом состоянии. Кроме того, представляется возможность совместить операцию наплавки с операцией черновой обработки резанием, что значительно снижает себестоимость восстановления изношенных деталей машин.

Установлено, что стойкость режущих инструментов при обработке неоднородных наплавленных материалов в неостывшем, еще теплом, состоянии непосредственно во время наплавки повышается в отдельных случаях до 8-10 раз. Методами высокоэффективной обра-

ботки еще не остывшего наплавленного материала являются фрезерование торцовыми фрезами от отдельного привода и применение ротационного точения и отслоения с помощью самовращающихся резцов крупных размеров. При этом методе обработки неоднородных материалов резко уменьшаются контактные нагрузки на инструмент, а ударные и колебательные нагрузки становятся более мягкими, что снижает их влияние на стойкость и предотвращает выкрашивание и сколы режущего лезвия, и интенсивность износа режущего инстру-

мента даже повышенной хрупкости.

При невозможности применения обработки неоднородных материалов во время наплавки в последнее время находит применение искусственный подогрев электроконтактным, индукционным методами или с помощью плазмотрона.

На рис.8.4 показана схема обработки наплавленного слоя с искусственным подогревом срезаемого слоя материала с помощью плазмотрона. На рис. 8.5 видно, что применение такого искусственного подогрева неоднородного слоя с помощью плазмотрона позволяет незначительно снизить интенсивность износа режущего инструмента из твердого сплава Т15К6 при обработке наплавленного материала типа А-Нп-30ХГСА, но оказывает большое влияние на

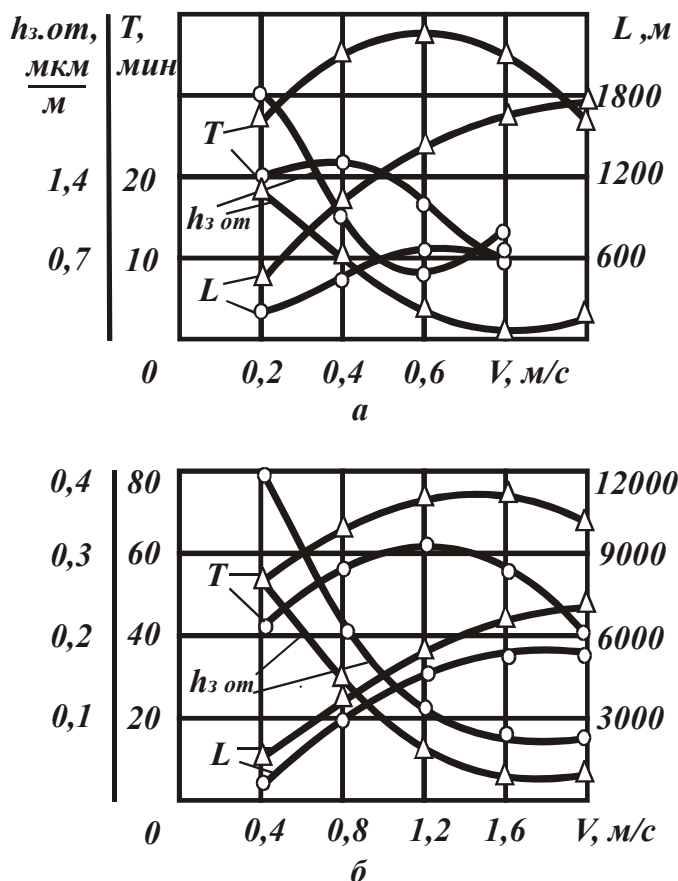


Рис. 8.5. Влияние скорости резания на относительный поверхностный износ, путь резания и стойкость резцов из твердого сплава Т15К6 при черновом точении наплавленных материалов: ПП-Нп-10Х14Т (а); Нп-30ХГСА (б); Δ - с предварительным подогревом до $\theta_{П1} = 400^\circ\text{C}$, $\theta_{П2} = 500^\circ\text{C}$; $\circ$ - без подогрева. При $S = 0,2$ мм/об; $t = 0,6$ мм; $h_3 = 1,0$ мм.

интенсивность износа этого же инструментального материала при таком же точении наплавленного материала типа **Е** — ПП-Нп-10Х14Т.

Таким образом, предварительный подогрев оказывает большое

влияние на улучшение обрабатываемости неоднородного материала порошковой проволокой, который размягчается и разупрочняется в большей степени под действием температуры предварительного подогрева. Оптимальные скорости резания за счет теплового действия предварительного подогрева детали, наплавленного материалом с еще большей неоднородностью, возрастают в еще большей мере.

Наиболее важным вопросом при обработке неоднородных материалов с предварительным подогревом является вопрос выбора температуры подогрева и обеспечения такой скорости резания, которая приводила бы к наиболее оптимальной контактной температуре резания для данного инструментального и обрабатываемого неоднородного материалов. Однако в связи с обработкой материалов, обладающих большой неоднородностью, строгое и точное соблюдение температуры контакта при резании не представляется возможным. Поэтому предварительный подогрев неоднородного материала лишь в небольших пределах снижает колебания контактных температур, что мало сказывается на стойкости режущих инструментов.

Обработка материалов с предварительным подогревом дает более ощутимые результаты при точении круглыми вращающимися резцами, при которой за счет регулирования продолжительности контакта режущей кромки с нагретой заготовкой и интенсивного охлаждения ее вне зоны контакта можно создавать условия неустановившегося теплообмена и обеспечивать рациональную температуру контакта при высокотемпературном подогреве до 870-1270°K.

При фрезеровании неоднородных материалов предварительный подогрев деталей также может быть высокотемпературным, т.к. зуб фрезы находится в кратковременном контакте с обрабатываемым материалом, а затем во время холостого пробега на воздухе он значительно охлаждается, что позволяет получать высокую стойкость инструмента или повысить оптимальную скорость резания и улучшить тем самым обрабатываемость особенно труднообрабатываемых неоднородных материалов.

Преимущество фрезерования с предварительным искусственным подогревом или нагретой детали по сравнению с точением заключается в том, что рациональной контактной температуре резания соответствуют значительно более высокие скорости резания. Поэтому фрезерование наплавленных материалов в подогретом состоянии, приводящее к значительному улучшению обрабатываемости как плоских, так и цилиндрических деталей, следует более широко при-

менять особенно при восстановлении методами наплавки, дающими материал с большой неоднородностью, и при повышенных его прочностных свойствах.

Следует отметить, что в процессе предварительного подогрева материалов искусственными способами может наблюдаться небольшое разупрочнение не срезанного слоя, что может приводить к снижению эксплуатационных свойств обработанной детали. Поэтому такую обработку следует применять для не особенно ответственных деталей машин.

8.5. ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ (ТМО)

Восстановление изношенных деталей машин различными методами электро-дуговой наплавки, как было показано выше, всегда сопровождается образованием неоднородного наплавленного слоя с

наличием больших макронеровностей, неоднородности химического состава и структуры, пор, различного рода трещин и обязательным появлением растягивающих остаточных напряжений до 400-500 МПа, что приводит к снижению усталостной прочности деталей на 25-30% и ухудшению обрабатываемости резанием.

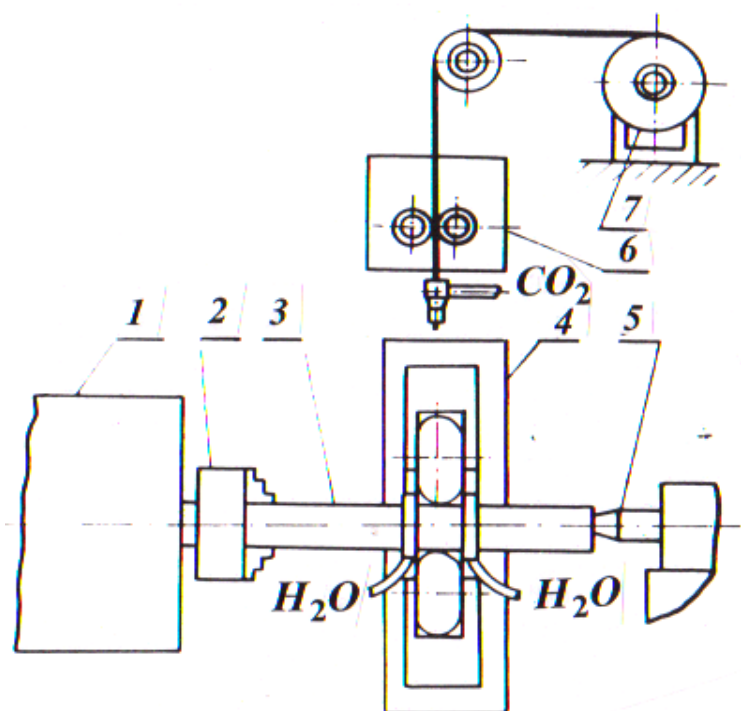


Рис. 8.6. Схема установки для наплавки и термомеханической обработки: 1 — токарно-винторезный станок; 2 — патрон; 3 — обрабатываемая деталь; 4 — приспособление для осуществления пластической деформации металлопокрытия; 5 — центр; 6 — наплавочная головка; 7 — касета с проволокой.

С целью улучшения качества и повышения прочности наплавленного слоя в последние годы для определенных деталей применяют термомеханиче-

скую обработку непосредственно в процессе наплавки. В настоящее время разработано и применяется два способа выполнения ТМО, которые позволяют не только повысить качество наплавленного материала, но и улучшить обрабатываемость резанием полученного материала.

Первый способ заключается в применении высокотемпературной термомеханической обработки – ВТМО. Однако проведенные исследования показали, что, несмотря на некоторое улучшение качества наплавленного слоя, применение ВТМО при восстановлении деталей приводит к снижению их износостойкости на 10-12% по сравнению с неупрочненными наплавленными образцами или деталями. Снижается также и усталостная прочность восстановленной поверхности. Поэтому в силу указанных недостатков, несмотря на некоторое улучшение обрабатываемости резанием из-за уменьшения макронеровностей на поверхности наплавленного слоя, этот способ находит малое применение.

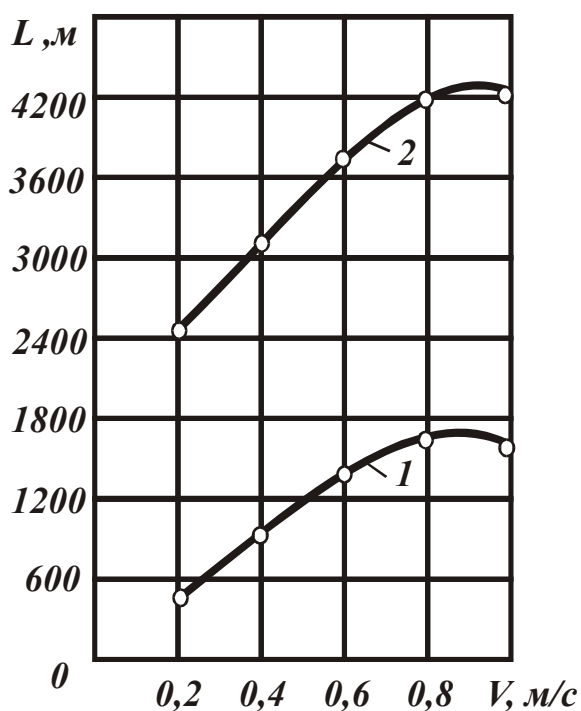


Рис. 8.7. Влияние скорости резания на путь резания при черновом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА, без ТМО-1 и с ВТМО-2 в среде водяного пара резцами из твердого сплава Т15К6 при: $S = 0,2$ мм/об; $t = 1,0$ мм; $h_3 = 1,0$ мм.

Второй способ ТМО заключается в применении после наплавки сначала высокотемпературной термомеханической обработки поверхностного слоя – ВПТМО при температуре 900-950°C с усилием 200-300 кг, а затем применение низкотемпературной поверхностной термомеханической обработки (НПТМО) с усилием обжатия 1300 кг при температуре 400-550°C.

Проведенные исследования наплавленных материалов по второму способу применения ТМО показали значительные преимущества второго способа наплавки, совмещающего ВПТМО и НПТМО. При этом способе наплавки и ТМО почти полностью устраняются макронеровности на поверхностном слое, что позволяет установить припуск на обработку в 0,2-0,25 мм и тем самым исключить черновую обра-

ботку наплавленного слоя и выполнять сразу чистовую обработку инструментами из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора.

На рис. 8.6 приведена схема установки для проведения наплавки и термомеханической обработки наплавленного слоя. Наплавленный по второму способу металл имеет плотный, структурно однородный, до некоторой степени, характер. Поры, раковины, трещины и неметаллические включения в наплавленном металле выражены в значительно меньшей степени, что позволяет улучшить качество металлопокрытия и тем самым повысить долговечность отремонтированных деталей и машин в целом. Кроме того, наплавка, совмещенная с ВТМО, приводит к значительному улучшению макроструктуры наплавленного слоя, количество и размеры пор и трещин уменьшаются, наблюдается их сплющивание. Уменьшается пористость наплавленного слоя и в зоне сплавления с основным материалом. Все перечисленные преимущества от применения этого вида улучшения прочности и других физико-механических свойств наплавленного слоя приводят к улучшению обрабатываемости резанием прежде все-

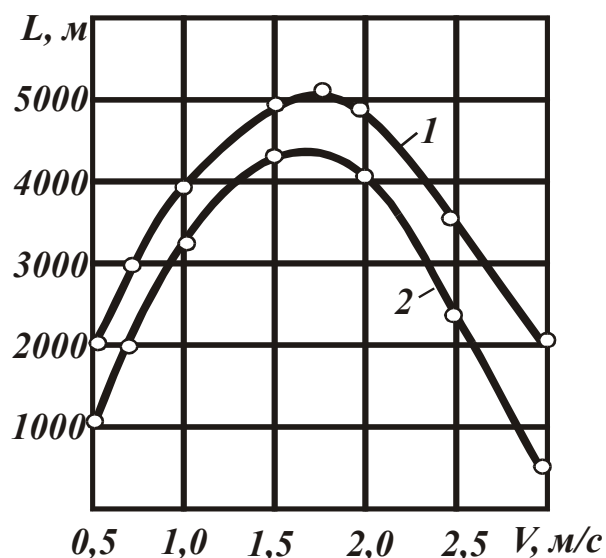


Рис. 8.8. Влияние скорости резания на путь резания при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т, без ТМО-1 и после ВТМО-2 резцами из гексанита-Р при: $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,6$ мм.

го из-за практического отсутствия макронеровностей на наплавленной поверхности.

На рис. 8.7 показано влияние скорости резания на работоспособность – путь резания резцов из твердого сплава Т15К6 при черновой обработке слоя, наплавленного легированной проволокой Нп-30ХГСА, без ТМО и с применением ВТМО непосредственно во время наплавки при температуре 850-950°C и с усилием обжатия 500-600 кГс. Из представленных графиков видно, что максимум пути резания смещается в 2 раза в сторону больших скоростей резания, а его величина возрастает в 3 раза. Кроме того, при обработке наплавки после применения ВТМО наблюдается значительно меньший период приработки режущего инструмента при увели-

его величина возрастает в 3 раза. Кроме того, при обработке наплавки после применения ВТМО наблюдается значительно меньший период приработки режущего инструмента при увели-

ченном периоде его нормального износа по сравнению с величинами аналогичных периодов при таком же точении этого наплавленного материала без применения ТМО. Учитывая сравнительно гладкую поверхность после наплавки с применением ВТМО, черновую обработку в этих случаях целесообразно исключить и сразу после наплавки проводить чистовую обработку инструментами с режущим элементом из сверхтвердого материала на основе нитрида бора типа гексанит-Р.

На рис. 8.8 приведены зависимости пути резания от скорости резания при чистовом точении материала, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т, без применения ТМО и после применения ВТМО резцами из гексанита-Р. Из расположения графиков и их экстремумов видно, что интервал оптимальных скоростей резания при точении этого наплавленного материала после применения ВТМО смещается в сторону меньших скоростей резания и величина пути резания при этом также немного уменьшается, что указывает на ухудшение обрабатываемости этого наплавленного материала. Несмотря на это, общая производительность обработки деталей, восстановленных наплавкой с применением ВТМО, значительно увеличивается из-за ликвидации черновой обработки, которая составляет 60-80% по трудоемкости обработки восстановленной детали. Ухудшение обрабатываемости наплавки после применения ВТМО можно объяснить некоторым упрочнением поверхностных срезаемых слоев наплавленного материала и нестабильностью прочности на разных срезаемых уровнях. Кроме того, после применения ВТМО на поверхности образуется наклепанный слой, который до некоторой степени является труднообрабатываемым. После применения ВТМО на поверхностном слое все же остаются небольшой величины макронеровности, которые ухудшают обрабатываемость резанием поверхностного слоя.

8.6. ПРИМЕНЕНИЕ СОЖ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД

Одним из эффективных направлений улучшения обрабатываемости резанием неоднородных материалов (особенно сложнолегированных тугоплавкими элементами, повышающими их износостойкость) является применение смазочно-охлаждающих жидкостей и технологических сред, позволяющих повысить

стойкость режущих инструментов или увеличить оптимальную скорость резания. Это относится прежде всего к операциям, на которых применяется многолезвийный сложный инструмент и где применяется дорогостоящий инструмент из сверхтвердых материалов, когда требуется обеспечить его повышенную стойкость из-за сложности его изготовления.

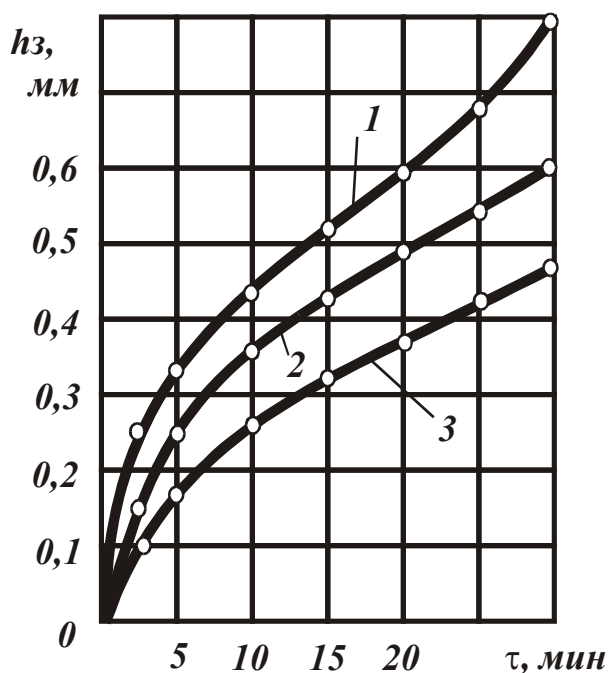


Рис. 8.9. Влияние продолжительности резания на износ резцов из твердого сплава Т15К6 при черновом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА: 1 – под слоем флюса АН-348-А; 2 – в среде водяного пара; 3 – в среде углекислого газа CO_2 при $V = 1,0$ м/с; $t = 1,0$ мм; $S = 0,2$ мм/об; СОЖ – 5%-ный раствор эмульсола Э.

Повышение стойкости режущего инструмента в зависимости от вида применяемой СОЖ или другой технологической среды при обработке неоднородных материалов происходит не только от охлаждающего, смазывающего и режущего действия СОЖ, но и от однородности обрабатываемого материала.

Проведенными опытами установлено, что действие СОЖ значительно усиливается при увеличении однородности обрабатываемого материала. Поэтому и выбор марки СОЖ зависит от степени неоднородности материала. Чем больше неоднородность материала, тем более активной должна быть СОЖ, и чем сложнее операция механической обработки такой поверх-

ности, тем большие требования предъявляются к СОЖ или другой применяемой технологической среде для улучшения обрабатываемости материала.

На рис. 8.9 показаны зависимости износа резцов из твердого сплава Т15К6 при черновом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА в среде углекислого газа CO_2 , в среде водяного пара и под слоем флюса АН-348-А, т.е. материалов с различной степенью неоднородности, от продолжительности резания и применения СОЖ типа 5%-ного водного раствора эмульсола Э. Из

расположения графиков видно, что наибольшая износостойкость режущего инструмента наблюдается при точении материала, наплавленного в среде водяного пара. Стойкость инструмента при применении такого вида СОЖ при черновом точении материала, наплавленного

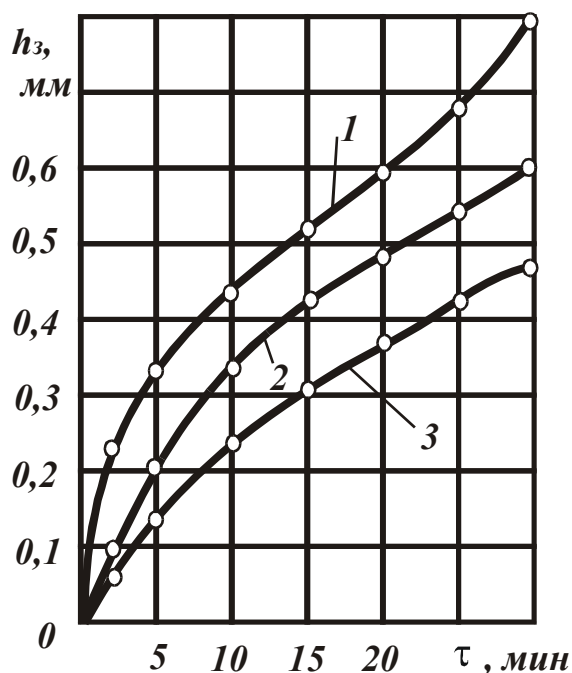


Рис. 8.10. Влияние продолжительности резания на износ резцов из твердого сплава Т15К6 при черновом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой Нп-30ХГСА под слоем флюса АН-348-А в зависимости от вида применяемой СОЖ: 1 – 5%-ная эмульсия из эмульсола Э; 2 – 5%-ная эмульсия из Укринола-1; 3 – 5%-ный раствор МХО-64А при: $V = 1,0$ м/с; $S = 0,2$ мм/об; $t = 1,0$ мм.

ного под слоем флюса, является низкой, и для ее повышения необходимо выбрать другую СОЖ. Такой жидкостью является СОЖ типа МХО-64А, т.е. водная СОЖ с полимерсодержащими материалами, увеличивающими активность действия СОЖ при высоких температурах.

Из расположения графиков на рис. 8.10 видно, что в зависимости от вида СОЖ при черновой обработке материала, наплавленного под слоем флюса, изменяется и стойкость режущего инструмента.

Как известно, из-за неоднородности наплавленных материалов и процесс их обработки различными режущими инструментами на различных операциях является нестационарным и характеризуется колебательными нагрузками, которые приводят к ускоренному разрушению инструментов, особенно при чернов-

ых операциях. Поэтому функция СОЖ, оказывающая стабилизирующее действие на процесс резания, т.е. на силы и ТЭДС при обработке неоднородных материалов, имеет особо важное значение. Действие СОЖ при обработке неоднородного материала уменьшает колебания составляющих сил резания и способствует улучшению стружкообразования (рис. 8.11).

Так, при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного порошковой проволокой ПП-Нп-10Х14Т, резцами из гексанида-Р всухую колебания составляющих сил резания составляют 40-

50%, а при применении СОЖ типа 5%-ного водного раствора полимерсодержащей жидкости МХО-64А колебания составляющих сил резания уменьшаются до 80-90%, т.е. почти вдвое. Это приводит к стабилизации процесса обработки неоднородного материала, что приводит к повышению стойкости режущего инструмента или к возможному увеличению допустимой скорости резания. Стабилизирующее влияние СОЖ оказывают на величину крутящего момента при сверлении, зенкеровании, развертывании и резьбонарезании в неоднородных материалах.

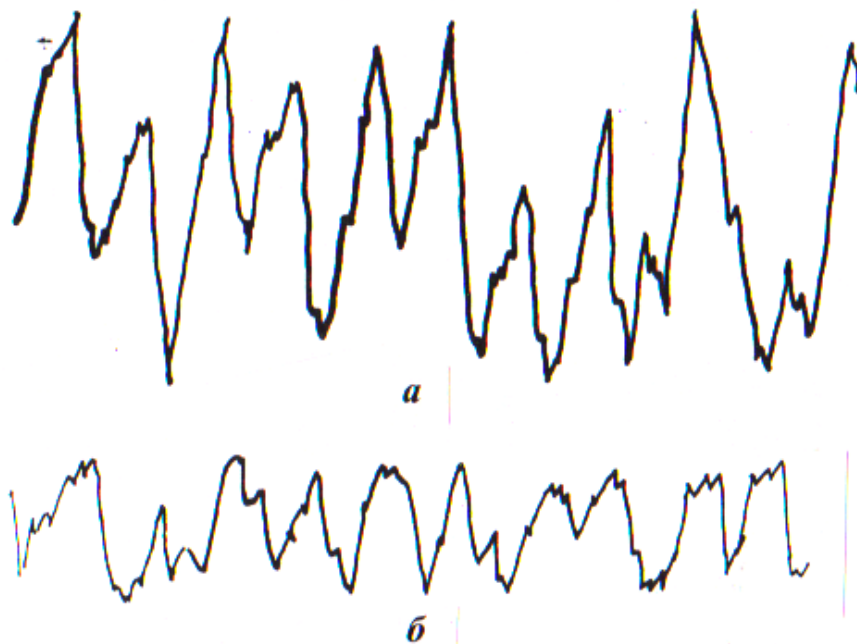


Рис. 8.11. Осциллограммы динамической составляющей силы P_z , характеризующие стабилизирующее действие СОЖ при чистовом точении неоднородного материала, наплавленного проволокой ПП-Нп-10Х14Т, резцами из гексанита-Р: без СОЖ (а); с 5%-ным раствором МХО-64А (б) при: $V = 1,5$ м/с; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,3$ мм; $h_3 = 0,2$ мм.

стабилизирующее действие СОЖ оказывают на величину крутящего момента при сверлении, зенкеровании, развертывании и резьбонарезании в неоднородных материалах.

Стабилизация составляющих сил резания, особенно при нарезании резьбы, позволяет получить более высокую точность и низкую шероховатость обработки. Шероховатость обработанной поверхности от применения

СОЖ уменьшается по величине при всех видах обработки и также стабилизируется по основным параметрам.

По профилограммам шероховатости обработанной поверхности всухую и от применения СОЖ можно установить эффективность применения СОЖ и тем самым достигнутое улучшение обрабатываемости резанием от применения той или иной СОЖ или технологической газообразной среды. Газообразные среды и распыленные СОЖ или масла оказывают стабилизирующее действие на ТЭДС, которая при резании неоднородных материалов колеблется в больших пределах и приводит к термоциклическим воздействиям на режущий инструмент. Величина колебания ТЭДС при

чистовом точении неоднородного материала ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанита-Р от применения распыленного масла уменьшается в 1,5-2 раза по сравнению с работой всухую, что приводит к повышению стойкости режущего инструмента.

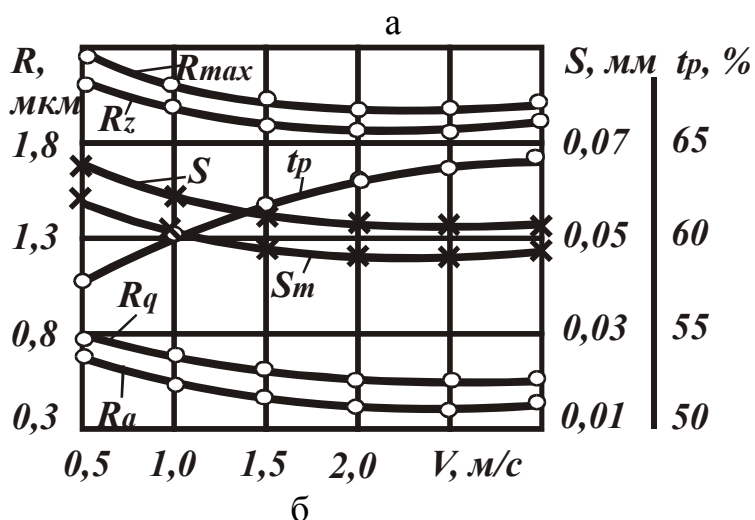
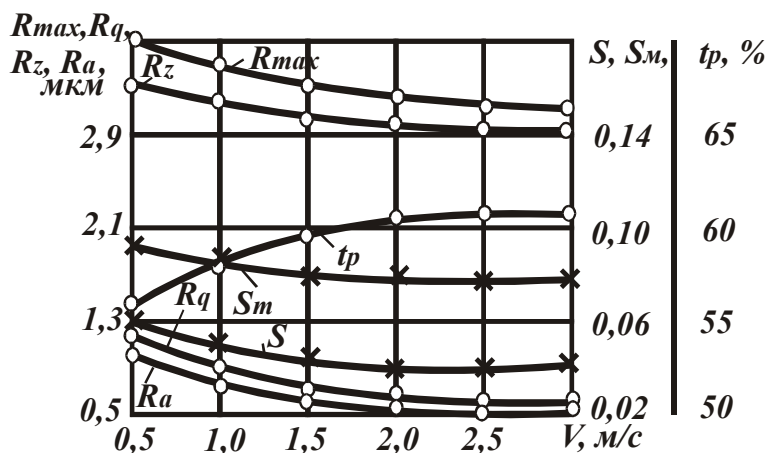


Рис. 8.12. Влияние СОЖ на усредненные характеристики шероховатости обработанной наплавленной проволокой ПП-Нп-10Х14Т поверхности при чистовом точении резцами из гексанита-Р при: $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,3$ мм; без СОЖ (а); с применением СОЖ 5%-ного раствора МХО-64А (б).

Применение эффективных СОЖ при чистовых методах обработки неоднородных материалов оказывает влияние не только на размерные характеристики шероховатости обработанной поверхности (рис. 8.12 а,б) но и на физическое состояние обработанного поверхностного слоя, т.е. на величину наклепанного слоя, а также способствует образованию в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений, которые приводят к повышению эксплуатационных характеристик восстановленных деталей машин.

Все перечисленные преимущества от применения СОЖ при обработке неоднородных материалов приводят к улучшению обрабатываемости их резанием всеми режущими инструментами из всех существующих инструментальных материалов.

В табл. 8.3 приведены рекомендации по применению СОЖ и сред при различных способах обработки наплавленных материалов с учетом существующих видов СОЖ.

Таблица 8.3

Рекомендации по применению СОЖ для обработки неоднородных материалов инструментами из быстрорежущих сталей и твердых сплавов

Способ обработки	Класс СОЖ	№ СОЖ при обработке неоднородного материала типа:			
		Углеродистые низколегированные стали	Легированные стали	Хромоникелевые, аустенитные, хромистые, хромовольфрамовые, хромомолибденовые стали	Высокохромистые чугуны
1	2	3	4	5	6
Точение и растачивание	С	5-7,10	—	—	—
	Э	14,18,22-24	22-24	14,15,18-20,22-24	
	У	29,30,32-34	29,30,32-34,36	30,32-34,36,39	28,38
Сверление	С	5-7,10	—	—	—
	Э	14,18,19,22-24	14,18,22,23	14,15,18-20,22-24	13,14,17
	У	28,29,30,32-34	28-30,32-34	28,30-35	28,38
Зенкерование	Э	15,18,19,22-24	15,18,19,22-24	15,18,19	13,14,17
	У	34	34	34	28,38,42
Развертывание	С	—	—	—	6
	Э	14,18,19,22-24	15,18,19,22,23	15,18,19,22-24	13,14,17
	У	28,33,34	28,33,34	28,31-34,37-39	38,39
Отрезка дисковыми пилами	Э	18,19,22-24	18,19,22-24	15,18-20,22-24	-
Нарезание резьбы метчиками	С	—	—	—	6,10
	Э	18,19,22-24	18,19,22,23	15,18,22-24	13,14,17
	У	28-30,34	28,30,32,34,35	28-32,34,35,37,39,41	29,38,40
Нарезание резьбы плашками, гребенками, фрезами	У	28-30,34	28-30,32	28-32,34,35,37,39,41	29,38,40

Продолжение таблицы 8.3

Фрезерование плоскостей	Э	15,18	15,18	15,18-20,22-24	–
	У	–	–	28,32,33	–
Фрезерование пазов, канавок, уступов, фасонное	Э	15,18,19,22-24	15,18,19,23,25	15,18,19,22-24	–
	У	–	–	28,32,33,39	
Зубофрезерование, зубодолбление, зубострогание, шлицефрезерование, шевингование	Э	13,14,18,22-24	14,15,23	–	–
	У	28-30,32,36	28-30,32,36	28,30,32,36,39	28-30,38
Протягивание	Э	18,19,22-24	18,19,22,23	15,18,19	–
	У	28,30,40	28-30,36	29-35,37,39,41	28-30,38
Абразивное шлифование	С	1-6,8,10	2-5,8,10	2-5	1,2,2-4-7
	Э	13,14,16,17,19,21,22,24,26,27	13,14,16,17,19,21,22,24,26,27	14-16,18,19,22-24,26,27	13-18,19,21-23,25
	У	29,34,39	29,34,35,39,40	28,30,34,35,39,42	38-40
Алмазное и эльборовое шлифование	С	1-5,8,9,11,12	1-5,8,9,11,12	1-5,8,9,11,12	1,2
	Э	13-17,22,23	13-17,22,23,25	13-18,22,23,25	–
	У	–	28-30	28-30,32,35	–
Хонингование и суперфиниширование	Э	25	25	25	25
	У	28,34,38,42	28,34,38,42	28,34,38,39	28,38

Условные обозначения классов СОЖ: С – синтетические; Э – эмульсии; У – углеродистые.

№ СОЖ в табл.8.3 соответствуют №№ СОЖ из основных видов СОЖ.

Основные виды СОЖ, применяемые при обработке материалов резанием [122, 194, 272]

Водные растворы (класс С)

1. 0,5-2% кальцинированной соды, 0,2-1% нитрита натрия;
2. 0,7-1% триэтаноламина, 0,25-0,3% нитрита натрия;
3. 0,5% триэтаноламина, 0,2-0,5% мылонафта, 0,2% олеиновой кислоты, 0,2% смачивателя ОП-7 или ОП-10, 0,2% тринатрийфосфата;
4. 0,5-1,8% триэтаноламина, 0,25-0,6% нитрита натрия (или мылонафта), до 0,6% глицерина;
5. СОЖ АВК-1 (ТНТСБО): 0,2% триэтаноламина, 0,4% нитрита натрия, 0,1% тринатрийфосфата, 0,2% буры, 0,3% кальцинированной соды, 0,1% смачивателя ОП-7;
6. СОЖ АВК-2: 0,6% мылонафта, 0,4% триэтанолового мыла олеиновой кислоты, 0,2% борной кислоты, 0,3 % кальцинированной соды, 0,4% нитрита натрия, 0,5% смачивателя ОП-7 или ОП-10;
7. СОЖ АВК-2/ал (улучшенная): 0,6% мылонафта, 0,14% триэтаноламина, 0,3% борной кислоты, 0,1% кальцинированной соды, 0,3% нитрита натрия, 0,1-0,2% смачивателя ОП-7 или ОП-10;
8. СОЖ ТУН: 0,16% триэтаноламина, 0,16% утروпина, 0,3% нитрита натрия;
9. 1% буры, 0,25% триэтаноламина;
10. 0,6% триэтаноламина, 0,25% буры, 0,25% нитрита натрия;
11. СОЖ МОТ-2: 0,2% мылонафта, 1% олеиновой кислоты, 0,5% триэтаноламина;
12. 0,6% тринатрийфосфата, 0,5% ализаринового масла, 0,25% буры, 0,25% нитрита натрия;

Эмульсии (класс Э)

13. 3%-ная эмульсия из эмульсола НГЛ-205 ТУ 38-1-242-69;
14. 5%-ная эмульсия из эмульсола НГЛ-205 ТУ 38-1-242-69;
15. 5-10%-ная эмульсия из эмульсола НГЛ-205 ТУ 38-1-242-69;
16. 5%-ная эмульсия из эмульсола ЭМУС ТУ 38-1-242-69;
17. 1,5-3%-ная эмульсия из эмульсола Укринол-1 ТУ 38-101197-76;
18. 3-5%-ная эмульсия из эмульсола Укринол-1 ТУ 38-101197-76;
19. 7-10%-ная эмульсия из эмульсола Укринол-1 ТУ 38-101197-76;
20. 16-20%-ная эмульсия из эмульсола Укринол-1 ТУ 38-101197-76;
21. 3-5%-ная эмульсия из эмульсола Аквол-2 ТУ 38-201220-75;

22. 7-10%-ная эмульсия из эмульсола Аквол-2 ТУ 38-201220-75;
23. 5%-ная эмульсия из эмульсола СДМУ-2 МРТУ-38-1258-67;
24. 5-10%-ная эмульсия из эмульсола РЗ-СОЖ8 ТУ 38-101258-74;
25. 3-5%-ная эмульсия из эмульсола Э-2 (ЭТ-2, ГТ) ГОСТ 1975-53;
26. 10%-ная эмульсия из эмульсола Э-2 (ЭТ-2, ЭГТ) ТУ 38-101149-71;
27. 5-7%-ная эмульсия из эмульсола Т —;
28. 5-10%-ная эмульсия из эмульсола ИХП-45Э ТУ 38-101581-75;

Синтетические растворы (класс СР)

29. 2-5%-ный раствор синтетической СОЖ Аквол-10 ТУ 38-40130-75;
30. 5-10%-ный раствор синтетической СОЖ Аквол-10 ТУ 38-201220-75;
31. 3-5%-ный раствор полусинтетической СОЖ Аквол-11 ТУ 38-40146-77;
32. 5-10%-ный раствор полусинтетической СОЖ Аквол-11 ТУ 38-40146-77;
33. 10%-ный раствор полусинтетической СОЖ НКС-5У ТУ 38-001304-78;
34. 5-10%-ный раствор полусинтетической СОЖ МХО-64А;
35. 5-10%-ный раствор полусинтетический СОЖ МХО-67;
36. 5-10%-ный раствор полусинтетический СОЖ МХО-69;

Углеводородные СОЖ (класс У)

37. МР-1 ТУ 38-101247-79;
38. МР-2у ТУ 38-201205-77;
39. МР-3 ТУ 38-201254-76;
40. МР-4 ТУ 38-101481-76;
41. ОСМ-3 ТУ 38-201152-75;
42. ОСМ-5 ТУ 38-201249-76;
43. ЛЗ-СОЖ 2СО ТУ 38-101115-75;
44. ЛЗ-СОЖ 2СИО ТУ 38-101115-75;
45. ЛЗ-СОЖ 1ПО —;
46. ЛЗ-СОЖ 1ПИО ТУ 38-101116-75;
47. ЛЗ-СОЖ 1Т ТУ 38-10185-75;
48. И-12Т ГОСТ 20799-75;
49. И-5А ГОСТ 20799-75;
50. ВИ-4 ТУ 38-191308-72;

51. Сульфифрезол ГОСТ 122-84;
52. Керосин ГОСТ 4753-68;
53. Смесь 10-20% керосина (дизельного топлива) и 90-80% сульфифрезола;
54. Смесь 30-50% керосина и 70-50% 12Т;
55. Смесь 25% керосина, 60% сульфифрезола, 15% олеиновой кислоты ;
56. Смесь 92-96% керосина (масла И-12Т), 8-4% олеиновой кислоты ;

Применение обработки неоднородных хрупких материалов при отрицательных температурах приводит к улучшению обрабатываемости их резанием в том случае, если материал склонен к охрупчиванию под действием низких температур и к структурным изменениям, способствующим улучшению обрабатываемости резанием с повышенными характеристиками. Этот факт можно значительно усилить путем специального микролегирования элементами, которые при отрицательных температурах претерпевают фазовые превращения и тем самым способствуют небольшому разрыхлению материала, не изменяя существенно его прочностных и износных характеристик. К таким элементам относится олово, которое при температурах $-20 - -25^{\circ}\text{C}$ превращается в порошок и тем самым образует в материале микроскопические разрыхленности, способствующие изменению микроструктуры и улучшению обрабатываемости резанием. Незначительные микродобавки олова (0,05-0,1%) с последующим охлаждением до температур $-30 - -35^{\circ}\text{C}$ способствуют увеличению стойкости режущих инструментов, особенно при обработке материалов типа высокопрочные чугуны со сложным химическим составом и структурой.

Для улучшения обрабатываемости неоднородных материалов путем обработки при отрицательных температурах необходимо знать или установить в каждом конкретном случае температурный интервал хладколомкости для данного вида материала. Охлаждение материала должно производиться до температур, немного превышающих температуру хладколомкости, что приведет к снижению прочностных характеристик металла, резкому увеличению хрупкости и улучшению обрабатываемости резанием.

Охлаждение обрабатываемых деталей может осуществляться путем непрерывного контакта нижней части, например, тела вращения с охлаждающей средой или путем кратковременного погружения детали перед обработкой в охлаждающую среду, например, жидкий

азот, что приведет к фазовым превращениям только в обрабатываемом поверхностном слое. Точно направленная струя жидкого азота только на срезаемую часть материала может одновременно охлаждать обрабатываемый материал и воздействовать на режущий инструмент, увеличивая его режущие свойства. В этом случае отпадает потребность обработки инструмента холодом, приводящая к повышению его стойкости.

Однако такая обработка возможна только инструментальными материалами, температура хладколомкости которых выше, чем температура хладколомкости обрабатываемого материала. Улучшение обрабатываемости охлаждением неоднородных материалов возможно только при чистовых операциях, когда удалены макронеровности с поверхностного слоя и значительно уменьшены колебательные и ударные нагрузки на режущий инструмент. В противном случае могут наблюдаться их разрушения даже при сравнительно малом износе рабочих поверхностей.

8.7. МЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ СУХИХ СМАЗОК

В процессе обработки труднообрабатываемых материалов все большее применение находят технологические средства в виде сухих смазок. Наибольший эффект таких смазок достигается при резании неоднородных материалов. Важность проблемы создания и применения сухих смазок в народном хозяйстве определяется не только экономическими соображениями, но и улучшением условий работы станочников.

За последние годы в нашей стране ассортимент сухих смазок количественно и качественно изменился. Созданы композиции высокоэффективных продуктов, которые наделены рядом новых свойств, способствующих их эффективной эксплуатации.

В данном разделе обобщен практический опыт по разработке составов сухих смазок при механической обработке деталей и при заточке инструмента, по рациональному их применению. Приведены технологические особенности изготовления карандашей сухих смазок (КСС) и сухих смазок-подпиток (КСП), а также импрегнирования кругов полимерными составами (ИПС).

Специфика сухих смазок. Для современного машиностроения

совершенствование процессов механической обработки имеет огромное значение. Наиболее эффективным является применение антифрикционных смазок, особенно при сверлении и нарезании резьбы. Кроме того применение сухой смазки улучшает санитарно-гигиенические условия труда рабочих.

Применение традиционных смазочно-технологических охлаждающих средств из-за низкой смазочной способности в ряде случаев снижает стойкость режущего инструмента и приводит к преждевременному затуплению режущих кромок, а иногда и к поломке инструмента.

Основным назначением антифрикционных смазок является уменьшение схватывания, задира, фрикционного нагрева и сил трения при обработке материалов режущей частью инструмента.

В зависимости от свойств обрабатываемого и режущего инструментального материалов КСС могут влиять на степень схватывания между ними и на силы резания.

Выбор состава сухих смазок. При сверлении деталей наиболее универсальной является смазка, содержащая стеариновую кислоту, воск пчелиный, дисульфид молибдена и олифу натуральную.

При нарезании резьбы и при работе ножовочными полотнами целесообразно применять смазку на основе говяжьего жира и индустриального масла.

В процессе обработки присадки, содержащие стеариновую кислоту, распадаются на ряд высокомолекулярных одноатомных спиртов и высоких жирных кислот, которые при взаимодействии с другими компонентами образуют соли жирных кислот, обладающих свойствами понижать поверхностную энергию обрабатываемого материала.

Присадки, содержащие воск пчелиный, обладают хорошими противозадирными и противоизносными свойствами. Пленки, образованные воскодержащими присадками, не разлагаются при высоких температурах.

Дисульфид молибдена вводится как антифрикционная добавка для снижения температуры в зоне резания.

Олифа натуральная и индустриальное масло вводятся как добавки, обладающие высокими смазочными свойствами. В процессе резания нейтральные молекулы масла разлагаются на радикалы, которые способствуют зарождению цепных реакций с образованием защитных пленок.

Присадки, содержащие говяжьи жиры, стойкие к истиранию в зоне обработки, препятствуют налипанию стружки на поверхности инструмента.

Работоспособность абразивных кругов, пропитанных твердой смазкой. Одним из путей повышения качества заточной режущей части инструмента является пропитка абразивных кругов твердой смазкой. Это позволяет в зоне контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом снизить работу внешнего трения и уменьшить силу резания.

Для повышения режущей способности абразивных кругов в инструментальном производстве используют поры абразивов, размещая в них различные химические и поверхностно-активные вещества. Это выполняется двумя методами: импрегнирование (мокрая пропитка) абразивных кругов, применение твердой смазки (сухая пропитка).

Пропитку производят серой, бакелитом, парафином, стеарином и другими материалами.

В результате пропитки легкоплавкие вещества, расплавляясь в зоне шлифования, уменьшают трение между абразивными материалами и обрабатываемой поверхностью. При использовании серы в контакте с металлом на его поверхности образуются сульфиды, что облегчает процесс шлифования. Импрегнатор, заполняя поверхность, препятствует проникновению шлака в поры круга, тем самым снижается его засаливаемость. Пропитанные круги имеют повышенный коэффициент теплопроводности, что улучшает условия теплораспределения. Импрегнирование абразивных кругов производится различными способами: в ваннах, в вакууме, ультразвуком, силами свободного капиллярного воздействия.

Перспективным методом улучшения эксплуатационных характеристик абразивного инструмента является введение композиций твердых пропитывающих веществ в рабочую поверхность абразивных кругов. При этом методе смазка в зону шлифования вводится непосредственно в процессе обработки вручную.

Твердая смазка выполнена в виде цилиндрического карандаша, состоит из нескольких компонентов и прижимается к вращающемуся шлифовальному кругу с незначительным усилием. Нанесение смазки считается законченным при изменении цвета круга и появлении слабо выраженных вибраций карандаша.

Для более эффективного и экономного расхода твердой смазки карандаш следует поворачивать вокруг своей оси так, чтобы его ра-

бочая часть по мере износа приобретала форму конуса. В случае возникновения прижогов на обрабатываемой поверхности режущего инструмента абразивный круг подвергают правке и повторно наносят сухую смазку.

Проведенные испытания показали, что сухая пропитка абразивных кругов твердой смазкой оказывает положительное влияние на эксплуатационные свойства абразивного инструмента. Производительность заточки увеличивается на 10-15%, шероховатость обработанной поверхности уменьшается. Прижоги на затачиваемой поверхности отсутствуют.

Стойкость инструмента, заточенного абразивными кругами с твердой смазкой, увеличивается в 1,5-2,1 раза.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова.- М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Абуладзе Н.Г. Характер и длина пластического контакта стружки с передней поверхностью инструмента. - В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. Куйбышевское областное книжное издательство, 1962. – С. 68-77.
3. Алексеев Г.А. Перспективы применения инструментов из эльбора в машиностроении и металлообработке. – Станки и инструмент, 1972, № 6. – С. 3-4.
4. Андреев Г.С. Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании. – Вестник машиностроения, 1974, № 10. - С.71-74.
5. Андреев Г.С. Исследование напряжения в рабочей части резца на поляризационно-оптической установке с применением киносъемок. - Вестник машиностроения, 1952, №5. - С.34.
6. Андреев Г.С. Определение режущих свойств инструментальных материалов при периодическом резании. – Станки и инструмент, 1975, № 5. - С.23-24.
7. Андреев Г.С. Повышение производительности обработки деталей в условиях периодического прерывистого резания. – Вестник машиностроения, 1978, № 12. - С. 48-52.
8. Андреев Г.С. Повышение работоспособности режущего инструмента при периодическом резании. – Станки и инструмент, 1979, № 11. - С. 31-33.
9. Андреев Г.С. Расчет кинематического и динамического состояния системы СПИД при врезании инструмента в обрабатываемый материал. – Надежность режущего инструмента. - К.: Техника, 1972. - С. 183-190.
10. Андреев Г.С., Комаров В.С. Экспериментальное исследование кинематического состояния системы СПИД при периодическом прерывистом резании. - Надежность режущего инструмента. - К.: Техника, 1972. - С. 190-195.
11. Апраксин В.И. Некоторые вопросы теории скоростного резания. - Прогрессивная технология машиностроения, 1952, вып. VI, Ч.2. - С.135-139.
12. Армарего И. Дж. А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. - М.: Машиностроение, 1977. -325с.
13. Артамонов Б.А. и др. Размерная электрическая обработка металлов. - М.: Высшая школа, 1978. - 336 с.
14. А.с. СССР № 1197788, МКИ В 23 В 35/00. Способ вибрационного глубокого сверления / И.В. Бизенков, Ю.И. Манохин и В.Н. Терехин. № 3736088/25-08; Заявл. 27.02.84; Оpubл. 15.12.85. Бюл. № 46. – 2 с.
15. А.с. СССР № 1202738, МКИ В 23 В 35/00. Способ глубокого вибрационного сверления отверстий / Н.С. Силин. № 3702547/25-08; Заявл. 20.02.84. Оpubл. 07.01.86. Бюл. № 1. – 2 с.

16. А.с. СССР № 1560413, МКИ В 23 В 35/00. Способ сверления отверстий и устройство для его осуществления / С.Г. Лакирев и В.П. Пургин. № 4373358/31-08; Заявл. 21.12.87. Опубл. 30.04.90. Бюл. № 16. – 7 с.
17. А.с. СССР № 631265, МКИ В 23 В 35/00. Способ глубокого вибрационного сверления / Ю.В. Лебедев и О.В. Татаринцев. № 2392977/25-08; Заявл. 19.05.76. Опубл. 05.11.78. Бюл. № 41. – 2 с.
18. А.с. СССР №483206. Метчик для нарезания точных резьб / Лопухов В.П. -Опубл. в Б.И., 1975, № 33.
19. А.с. СССР №139906. Метчик для нарезания точных резьб / Матвеев В.В. – Опубл. в Б.И., 1961, № 14.
20. Астахов В.П. Разработка и совершенствование конструктивных элементов эжекторных сверл. - Автореф. дис.... канд. техн. наук. – Тула, 1983. – 18 с.
21. Бабаков И.М. Теория колебаний. – М.: Наука, 1968. – 560 с.
22. Баженов М.Ф., Бойцман С.Г., Карпачев Д.Г. Твердые сплавы: Справочник. – М.: Металлургия, 1978. – 184 с.
23. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – К.: Наук. думка, 1978. – 207 с.
24. Бакуль В.Н. Синтетические алмазы в машиностроении. – К.: Наук. думка, 1976. – 350 с.
25. Бакуль В.Н., Захаренко И.П., Кункин Я.А., Мильштейн М.З. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента. – К.: Техника, 1971. – 208 с.
26. Бармин Б.П. Вибрации и режимы резания. – М.: Машиностроение, 1972. – 72 с.
27. Белоусова Е.А. Исследование качества поверхности стали высокой твердости после токарной обработки. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - ЦНИИТМАШ, 1956.
28. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента. – Тбилиси: Сабчото сакартвело, 1973. – 303 с.
29. Бетанели А.И. Расчет хрупкой прочности режущей части инструмента. - Надежность режущего инструмента. - К.: Техніка, 1972. - С. 18-25.
30. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. - М.: Машгиз, 1962. - 204с.
31. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 243с.
32. Богомоллов Н.И. и др. Износостойкость алмазных зерен при микрорезании титанового сплава ВТ8. – Сверхтвердые материалы, 1980, № 4.- С. 43-44.
33. Богомоллов Н.И. Основные процессы при взаимодействии абразива и металла. - Автореф. дис. ... докт. техн. наук. - К., 1967.- 46 с.
34. Боровский Г.Б. Лезвийный инструмент из композита. – М.: НИИМАШ, 1979. – 52 с.
35. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учеб. для техн. вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2001. - 448 с.

36. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
37. Вerezub Н.В., Хавин В.Л. Исследование характеристик процесса резания торцевой фрезы в заготовку. – Резание и инструмент, 1978, вып.19. – С. 96-101.
38. Веремейчук И.С. Сплошное сверление глубоких отверстий.- М.: Оборонгиз, 1940.
39. Верещака А.С., Третьяков И.П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1986. – 192 с.
40. Вильсон А.Л. Выбор инструмента и режима резания, обеспечивающих минимальные вибрации при обработке. - Станки и инструмент, 1987, № 4. - С.28-30.
41. Вильсон А.Л., Иорданиян Р.В., Шустиков А.Д. Влияние относительных колебаний заготовки и инструмента на эффективность использования современных режущих инструментов. - Станки и инструмент, 1986, №4. -С. 24-26.
42. Виноградов А.А. Расчет усадки стружки и длины контакта ее с резцом. - Сверхтвердые материалы, 1979, №2. - С. 58-63.
43. Внуков Ю.Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей. - Дис. ... докт. техн. наук. - М., 1995.- 378 с.
44. Воловик Е.Л. Справочник по восстановлению деталей. – М.: Колос, 1981. – 351 с.
45. Вульф А.М. Резание металлов. – Л.: Машиностроение, 1973. – 496 с.
46. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов /М.Ф. Семко, Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко и др. – К.: Вища школа, 1979. – 231 с.
47. Высокопроизводительный инструмент из гексанита-Р /Г.Г. Карюк, А.В. Бочко, О.И. Мойсеенко, В.К. Сидоренко. – К.: Наук. думка, 1986. –136 с.
48. Гексанит и гексанит-Р и изделия на их основе инструментального назначения. Сб. научн. тр. / Под общ. ред. И.Н. Францевича. – К.: АН УССР, 1974. – 87 с.
49. Герасимов В.В. Исследование прочности твердосплавного инструмента при обработке жаропрочных сплавов на станках с программным управлением: - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Тюмень, 1972. – 24 с.
50. Глазунов А.В., Макаров Н.А. Износ резца и шероховатость поверхности. -Свойства материалов при повышенной температуре и аппаратура для их испытания: Сб. науч.трудов - М.: МИФИ, 1972. - С. 89-107.
51. Глубокое сверление. - Сб. докладов на симпозиуме 25 – 26 мая 1976 г. – Москва. - Goppingen, 1976. – 160 с.
52. Гольдфельд М.Х., Мирнов И.Я. Метчик с ведущими перьями для нарезания точных резьб. – Станки и инструмент, 1970, № 5. -С. 37-38.
53. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. - 184с.

54. Грановский Г.Г., Грановский В.Г. Резание металлов: Учебник. – М.:Высшая школа, 1985. –304с.
55. Даниелян А.М. Тепловой баланс при резании металлов. -В кн.: Передовая технология машиностроения. - М.: Изд-во АН СССР, 1955. – С. 407 – 426.
56. Довлар С.С. Выявление основных закономерностей напряженного состояния в зоне резания металла с помощью метода конечных элементов: -Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Минск, 1987. –24 с.
57. Дрожжин В.И., Коротченко В.Л. Влияние условий врезания зуба фрезы из гексанита на стойкость при торцевом фрезеровании закаленной стали и чугуна. - Резание и инструмент, 1981, вып. 25. – С. 44-46.
58. Дудко П.Д., Крюк А.Г., Савченко Н.Ф. и др. Основы технологических систем: Учебное пособие. – Харьков: Изд. ХГЭУ, 2002. – 248 с.
59. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с.
60. Дьяченко П.Е. Исследование процесса шлифования. – М.: Оборонгиз, 1941. – 128 с.
61. Евсеев Д.Г., Сальников А.И. Физические основы процесса шлифования. - Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. - 128 с.
62. Еремин Н.А. Физическая сущность явлений при резании стали. – М.: Машгиз, 1951.
63. Ерохин А.А. Основы сварки плавлением. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с.
64. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отдел., 1986. –184 с.
65. Жарков И.Г., Попов И.Г. Влияние автоколебаний на стойкость инструмента - Станки и инструмент, 1971, № 5. - С. 7-8.
66. Железнов Г.С. Оценка средней скорости пластической деформации при резании металлов - Изв. вузов. Машиностроение, 1997, № 6. - С. 89-92.
67. Житник Т.Б., Петрашина Л.Н. Изнашивание режущего инструмента при сверхскоростном лезвийном резании. - Тез. докл. науч.-техн. семинара «Механика и технология машиностроения», Свердловск, 1990. - С. 125.
68. Зайков М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. - Свердловск: Metallurgizdat, 1960. - 302 с.
69. Захаренко И.П. Алмазные инструменты и процессы обработки. – К.: Техніка, 1980. – 212 с.
70. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.
71. Захаренко И.П. Рациональное использование сверхтвердых абразивных материалов в инструментальном производстве. – К.: Наук. думка, 1979. – 156 с.
72. Захаренко И.П., Савченко Ю.Я. Алмазно-электролитическая обработка инструмента. – К.: Наук. думка, 1977. – 223 с.
73. Захаренко И.П., Шепелев А.А. Алмазная заточка твердосплавного ин-

струмента совместно со стальной державкой. – К.: Наук. думка, 1976. – 219 с.

74. Захаренко И.П. Эффективность обработки инструмента сверхтвердыми материалами. – М.: Машиностроение, 1982. – 224 с.
75. Зильберман Г.М., Мальцев Г.М. Механическая обработка отверстий балансиров тракторов ДТ-75 и ДТ-75М, восстановленных вибродуговой наплавкой. - Труды Пермского СХИ, Пермь, т.131, 1977. – С. 64-65.
76. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.
77. Зорев Н.Н. Исследование элементов механики процесса резания. - М.: Машгиз, 1952. – 604 с.
78. Зорев Н.Н. О взаимозависимости процессов в зоне стружкообразования в зоне контакта в передней поверхности инструмента. - Вестник машиностроения, 1963, №12. – С. 45-50.
79. Зорев Н.Н. Расчет проекций силы резания. - М.: Машгиз, 1957. - 167с.
80. Зорев Н.Н. Силы резания при точении закаленных сталей. – М.: ИТЭИН АН СССР, 1955.
81. Зворыкин К.А. Работа и усилие, необходимые для отделения металлических стружек. – М., 1893.
82. Зубарь В.П. Исследование особенностей процесса алмазного точения. - Дис. ... канд. техн. наук. - Харьков, 1967.
83. Зубарь В.П., Коновалов Л.А., Тимчук А.Г. Исследование динамики точения закаленных сталей резцами на основе нитрида бора. - Резание и инструмент, 1985, вып. 34. – С. 25-29.
84. Иванов В.И., Беляковский В.П. Обработка наплавленных деталей. – М.: Машиностроитель, 1976, № 5. – С. 34-35.
85. Ильченко Н.Я., Ковтуненко В.Е., Петрусенко Л.А. Об особенностях напряженного состояния режущей части инструмента при прерывистом резании. – Резание и инструмент, 1979, вып. 22. - С. 72-77.
86. Ипполитов Г.М. Абразивно-алмазная обработка. – М.: Машиностроение, 1969. – 331 с.
87. Ирман Ю.Э. Исследование удара в начальный момент шлифования. – Металлорежущие станки и инструменты. - Л.: 1981. - С. 82-89 (рукопись деп. в НИИмаше 12 ноября 1981, № 287-81).
88. Кабалдин Ю.Г., Молокалов Б.И., Высоцкий В.В. Расчет износа режущего инструмента на основе структурно-энергетического подхода к его прочности - Вестник машиностроения, 1993, №9.- С. 33-36.
89. Каменкович А.С., Музыкант Я.А. Применение резцов из эльбора-Р в машиностроении. – Станки и инструмент, 1972, №6. – С. 24-26.
90. Каменкович А.С. Рекомендации по применению резцов из эльбора – Р. -Тезисы докл. на Международном семинаре по применению инструментов из эльбора. – Л., 1973. – С. 69-89.
91. Касьян М.В., Симонян М.М. Оценка хрупкой прочности твердосплавного инструмента в условиях прерывистого резания. – Изв-я АН АРМЯН. СССР/ сер. техн. наук. – 1980, 33, № 3. - С. 3-8.

92. Каталог сверлильного инструмента фирмы Sandvik Coromant 8400:2. – 1977. – 65 с.
93. Кахова Г.М., Ермакова В.В. Стали улучшенной обрабатываемости резанием. – Технология автомобилестроения, 1981, № 4. – С. 18-20.
94. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: Учебн. пособ /Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999.- 212 с.
95. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов. – М.: Изд-во АН СССР, 1944. – 262 с.
96. Кашук В.А., Мелехин А.Д., Бармин Б.П. Справочник заточника. – М.: Машиностроение, 1982. – 232 с.
97. Кирсанов С.В. Исследование процесса глубокого сверления стали эжекторными сверлами. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 1980.- 19 с.
98. Клушин М.И. Резание металлов. - М.: Машгиз, 1958. – 454 с.
99. Кобаяси С., Томсен Е.Г. Анализ процесса резания металла. - Конструирование и технология машиностроения, 1962, №1. - С. 74-91.
100. Ковальчук С.С. Исследование контактных нагрузок на поверхностях режущего инструмента при изменении его геометрических параметров. -Дис. ... канд. техн. наук. - Хмельницкий, 1993. – 204 с.
101. Коломиец В.В. Исследование особенностей процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р. – Дис. ... канд. техн. наук. - Харьков, 1975. – 283 с.
102. Кондратов А.С., Бармин Б.П. Зависимость стойкости резцов от интенсивности вибраций. - Станки и инструмент, 1964, № 6. - С. 30-32.
103. Кондратьев В.А. Тонкая обработка деталей машин из высокопрочных закаленных сталей резцами из эльбора-Р с наложением ультразвуковых колебаний. - Дис. ... канд. техн. наук. - Воронеж, 1974. – 148 с.
104. Кондрашов С.Г. Гашение вибраций путем взаимной компенсации автоколебаний. - Резание и инструмент, 1989, вып. 42. - С. 93-99.
105. Коновалов В.А., Сидоренко В.А. Чистовая и упрочняющая ротационная обработка поверхностей. – Минск: «Высшая школа», 1968. -363с.
106. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.
107. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
108. Кравченко Б.А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов. – Куйбышев: Куйбышевское книжное изд-во, 1962. – 179 с.
109. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Камбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 525 с.
110. Крагельский И.В. Трение и износ. –М.: Машгиз, 1962. – 383 с.
111. Красильников В.А. Исследование контактных напряжений на передней поверхности резца при высоких скоростях резания. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - К., 1974. - 26 с.

112. Круглов Г.А., Коровин В.А. Прибор 59-П для определения обрабатываемости металлов резанием. – М.: Приборостроение, 1961, № 6. – 25 с.
113. Кудинов В.А. Динамика станков. - Машиностроение, 1967. – 359 с.
114. Кузнецов В.Д. Нарост при резании и трении. – М.: Гостехтеоретиздат, 1956. – 284 с.
115. Кулаков Г.А. Исследование технологических и физических особенностей тонкого точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Куйбышев, 1974. – 24 с.
116. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер с яп. С.Л. Масленникова / Под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.
117. Кучма Л.К. Экспериментальные исследования вибраций при резании на токарном станке. – В кн. «Новые исследования в области резания металлов» – М.- Л.: Машгиз, 1948. – С. 100 – 128.
118. Кушнер В.С. Интенсификация резания пластичных металлов при точении на основе термомеханического подхода. -Автореф. дис. ...докт. техн. наук. - М., 1994. -37с.
119. Кушнер В.С. Теоретические основы расчета режимов резания. - Новосибирск: Инж.-строительный ин-т им. В.В.Куйбышева, 1977. -80 с.
120. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. - Иркутск: Изд-во Иркутского ун-та, 1982 -180 с.
121. Ланда П.С. Автоколебания в системах с конечным числом степеней свободы. – М.: Наука, 1980. – 360 с.
122. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ. - М.: Машиностроение, 1975. – 89 с.
123. Лезвийные инструменты из сверхтвердых материалов: Справочник. /Н.П. Винников, А.И. Грабченко, Э.И. Гриценко и др. Под общ. ред. Н.В. Новикова. – К.: Техніка, 1988. – 118 с.
124. Леонов Б.Н. Исследование термоконтактных явлений в процессе тонкого точения металлов резцами из твердого сплава и эльбора. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Куйбышев, 1973. – 28 с.
125. Лившиц Л.С., Гринберг Н.А., Куркумелли Э.Г. Основы легирования наплавленного металла. – М.: Машиностроение, 1969. – 188 с.
126. Лоладзе Т.М. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
127. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969.- 197с.
128. Лысанов В.С., Букин В.А. и др. Эльбор в машиностроении. - Л: Машиностроение, 1978. – 280 с.
129. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів. -Дис...докт. техн.наук. - К., 1999. - 309 с.
130. Мазур Н.П. Определение длины контакта между стружкой и передней поверхностью инструмента при резании пластичных материалов. - Вісник Технологічного університету Поділля, 1999, №3.-С.39-41.
131. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. - М.: Маши-

- ностроение, 1966. - 264 с.
132. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1967. – 278 с.
 133. Малкин А.Я. Скоростное точение закаленных сталей. – Сб. “Скоростная обработка металлов резанием”. – М.: Оборониздат, 1951.
 134. Малкин С., Кук П. Износ шлифовальных кругов. – Конструирование и технология машиностроения, 1971, № 4. - С.237-252.
 135. Марков А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.
 136. Маркова Л.Г. Исследования процесса тонкого точения закаленных сталей резцами из эльбора. – Дис. ... канд. техн. наук. - Л., 1971.
 137. Маслов А.А. Исследования точения закаленных сталей. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - М., 1954.
 138. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
 139. Маталин А.А., Линчевский П.А., Ломакин К.В. Тонкое и алмазное растачивание. – К.: Техніка, 1978. – 80 с.
 140. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. - К.: Техніка, 1971 - 144 с.
 141. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. – М.- Л.: Машиностроение, 1970. – 315 с.
 142. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб. – 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1978. – 88 с.
 143. Мельничук Ю.О. Особливості точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - К., 2002. – 20 с.
 144. Методические указания по определению экономической эффективности использования сверхтвердых материалов. /Б.И. Гинсбург, М.С. Зисман, Т.В. Триканова. – К.: УкрНИИНТИ, 1979. – 48 с.
 145. Минков М.А. Технология изготовления глубоких точных отверстий. – М.-Л.: Машиностроение, 1965. – 205 с.
 146. Мирнов И.Я., Анпилогов О.А. Патрон для нарезания точных резьб на токарных многошпиндельных автоматах и полуавтоматах. – В сб.: Передовой производственный опыт. – 1982, № 4.
 147. Мирнов И.Я., Загородский В.В. Патрон для нарезания точных резьб. – Машиностроение, 1981, № 12.
 148. Мирнов И.Я., Загородский В.В. Резьбонарезная головка. – Машиностроитель, 1983, № 4. -С.44-45.
 149. Мирнов И.Я., Кузнецов В.П., Анпилогов О.А. Технологическое обеспечение и расчет наладок при нарезании резьб на токарных многошпиндельных автоматах. -Обзор. М.: ЦНИИНТИКПК, 1989. – 84 с.
 150. Мирнов И.Я., Щуров И.А. Нарезание высокоточных резьб на токарных многошпиндельных станках. (Теоретические основы, инструмент и технологическое оснащение). – Челябинск: ЧГТУ, 1996. – 244 с.
 151. Мокрицкий Б.Я. Особенности стружкообразования и устойчивости си-

- стемы при нестационарном резании. - Известия вузов. Машиностроение, 1997, № 6. - С. 82-88.
152. Мурашкин А.С., Мурашкин С.А. Прикладная нелинейная механика станков. – Л.: Машиностроение, 1977. – 192 с.
153. Мясищев А.А. Разработка метода расчета контактных нагрузок на режущих поверхностях инструмента со сложной передней поверхностью. - Дис... докт. техн. наук. - К., 1994. - 214 с.
154. Некрасов Ю.И. Исследование технологической эффективности обработки труднообрабатываемых материалов на станках с ЧПУ при управлении процесса нагружения режущей части инструмента. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Тюмень, 1980. – 26 с.
155. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1989. – 210 с.
156. Новиков Г.В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», 2000, вып. 14. – С. 31-35.
157. Новиков Г.В. Повышение точности и производительности механической обработки. – Вісник Інженерної академії України. – К., спец. випуск, 2000. – С. 112-115.
158. Новиков Г.В. Расчет напряжений при резании металлов. – Вісник Інженерної академії України. - К., вип. 3, 2001. – С. 244-248.
159. Новиков Н.В. и др. Физические свойства алмаза. Справочник. - К.: Наук. думка, 1987.- 188 с.
160. Новиков Ф.В. О механизме возбуждения автоколебаний при резании металлов. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Тр. 6-й Междунар. научн.-техн. конф., 10-11 октября 2002 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 6-9.
161. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. - Автореф. дис... докт. техн. наук. - Одесса, 1995.- 36 с.
162. Новиков Ф.В., Якимов А.А. Условия возникновения колебаний при резании металлов. – Труды Одесского политехн. ун-та, 2001, вып. 5. – С. 13-17.
163. Новиков Ф.В., Якимов А.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Перспективы развития процессов резания материалов лезвийными и абразивными инструментами. – Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільськ. господарства, вип. 10, 2002. – С. 24-29.
164. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
165. Новые инструментальные материалы и области их применения: Учеб. пособие / В.В. Коломиец. – К.: УМК ВО, 1990. – 64 с.
166. Нодельман М.О., Лаптев С.И. Сопротивление резанию и оценка работоспособности инструмента. - М.: ЦНИИНТИ, 1985. – 44 с.

167. Нодельман М.О., Суховилов Б.М. Некоторые вопросы самоуправления процесса резания пластичных материалов. - Вестник машиностроения, 1997, №10. - С. 39-42.
168. Нодельман М.О., Суховилов Б.М. Оценка длины контакта стружки с инструментом при резании пластичных материалов - Вестник машиностроения, 1997, №3. - С. 33-35.
169. О распределении скорости и консистенции гидросмеси по сечению горизонтального трубопровода / А.П. Юфин, Н.Т. Белова, В.Д. Корыванова и др. - Дальний трубопроводный транспорт сыпучих материалов. – Тбилиси, 1974. – С. 42 – 54.
170. Огарков Н.Н., Шаляпин В.В. Моделирование напряженно деформированного состояния поверхностного слоя детали при обработке резанием. - Тез. докл. Научн.-техн. семинара «Механика и технология машиностроения». - Свердловск, 1990. - С.120.
171. ОСТ 84-2369-87. Метчики автоматные для нарезания точных резьб. Конструкция. Утвержден организацией п/я А-1228. Исполнители: Мирнов И.Я., Анпилогов О.А., Кузнецов В.П. и др. Согласовано с Госстандартом. – 38 с.
172. ОСТ 84-2370-87. Метчики машинные для нарезания точных резьб (М6...М27). Конструкция. Утвержден организацией п/я А-1228. Исполнители: Мирнов И.Я., Анпилогов О.А., Кузнецов В.П. и др. Согласовано с Госстандартом. – 46 с.
173. ОСТ 84-1978- 89. Патроны резьбонарезные автоматные качающегося типа. Конструкция. Утвержден организацией п/я А-1228. Исполнители: Мирнов И.Я., Анпилогов О.А., Кузнецов В.П. и др. Согласовано с Госстандартом. – 59 с.
174. ОСТ 84-2029- 89. Патроны резьбонарезные автоматные плавающе-качающегося типа. Конструкция. Утвержден организацией п/я А-1228. Исполнители: Мирнов И.Я., Анпилогов О.А., Кузнецов В.П. и др. Согласовано с Госстандартом. – 48 с.
175. ОСТ 84-2043-89. Головки резьбонарезные автоматные для обработки точных наружных резьб. Конструкция. Утвержден организацией п/я А-1228. Исполнители: Мирнов И.Я., Анпилогов О.А., Кузнецов В.П. и др. Согласовано с Госстандартом. – 188 с.
176. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1979. – 168 с.
177. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
178. Офенген Н.Е., Власов В.Ф. Методика расчета параметров напорного гидротранспорта. - Дальний трубопроводный транспорт сыпучих материалов. – Тбилиси, 1974.- С. 69 – 75.
179. Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара, 4-е изд. – Л.: Политехника, 1990.- 272 с.
180. Плазменная наплавка металлов. /А.Е. Вайнерман, М.Х. Шоршоров, В.Д. Веселков и др. – М.: Машиностроение, 1969. – 190 с.

181. Пилянкевич А.П. Практика электронной микроскопии. – М.: Машгиз, 1961.
182. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Высшая школа, 1974. – 587 с.
183. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями. – М.: Машиностроение, 1970. – 350 с.
184. Подураев В.Н., Горнев В.Ф., Бурмистров В.В. К теории гашения автоколебаний при механической обработке с осциллирующей подачей. - Изв. вузов. Машиностроение, 1974, № 11. - С. 165-168.
185. Подураев В.Н., Камалов В.С. Физико-химические методы обработки. – М.: Машиностроение, 1973. – 346 с.
186. Подураев В.Н., Ярославцев В.М. Стойкость инструмента при прерывистом резании. - Станки и инструмент, 1969, № 10. - С. 25-28.
187. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. - М.: Машиностроение, 1969.- 150 с.
188. Полетика М.Ф., Козлов В.Н. Механика взаимодействия и контактные нагрузки на задней поверхности инструмента. - Тез. докл. науч.-техн. семинара «Механика и технология машиностроения». -Свердловск, 1990.- С.9.
189. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. - М.: Металлургия, 1970. – 520 с.
190. Польцер Г., Мойеснер Ф. Основы трения и изнашивания/Пер. с нем. О.Н.Озерского, В.Н.Пальянова; Под ред. М.Н. Добычина. - М.: Машиностроение, 1984. - 264 с.
191. Пономаренко В.С., Сіроштан М.А., Белявцев М. І., Дудко П.Д., Тимонін О.М. Системи технологій: Навч. посібник. – Харків: Око, 2000. – 376 с.
192. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
193. Походня И.К., Альтер В.Ф., Шлепаков В.Н. и др. Производство порошковой проволоки. – К.: Вища школа, 1980. – 231 с.
194. Применение смазочно-охлаждающих жидкостей для обработки металлов резанием в машиностроительной и инструментальной промышленности. Руководящие материалы. – М.: НИИМАШ, 1971. – 176 с.
195. Пронкин Н.Ф. Протягивание протяжками из твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1966. – 108 с.
196. Прупис Л.М., Кобуладзе А.Н. Система охлаждения при глубоком сверлении. - Станки и инструменты, 1972, №8. – С. 22 – 24.
197. Развитие науки о резании металлов / В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев и др. – М.: Машиностроение, 1967. – 415 с.
198. Распутин Ю.П., Родионов М.А. О расчете температур при резании лезвийным инструментом. - Тезисы докладов V конференции “Теплофизика технологических процессов. - Волгоград. ВПИ, 1980. – 53 с.
199. Режимы и абразивные круги для заточки твердосплавного инструмента. - Руководящие материалы, 1983, вып.3. - 10 с.

200. Режущие инструменты, оснащенные сверхтвердыми и керамическими материалами, и их применение: Справочник. / В.П. Жедь, Г.В. Боровский, А.Я. Музыкант, Г.М. Ипполитов. – М.: Машиностроение, 1987. – 320 с.
201. Резание металлов / Филоненко С.Н. – К.: Вища школа, 1969. – 260 с.
202. Резников А.М. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969 – 288с.
203. Резников А.Н. и др. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом. - М.: Машиностроение, 1986.- 232 с.
204. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. - 278 с.
205. Резников А.Н., Басов В.В. Распределение интенсивности тепловых потоков и температур на контактных поверхностях подвижных тел (применительно к резанию металлов). - Инженерно-физический журнал, 1965, том IX, №5. - С.571-576.
206. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990.-288с.
207. Резницкий Л.М. Механическая обработка закаленных сталей. – М.-Л.: Машгиз, 1958. – 240 с.
208. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: Навч. посібник / За редакцією А.І. Грабченко – Харків, ХДПУ, 1999. – 436 с.
209. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты. – К.: Вища школа, 1974. – 400 с.
210. Розенберг А.М., Еремин А.М. Элементы теории процесса резания металлов. – М. – Свердловск: Машгиз, 1956. – 318 с.
211. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессе резания и деформирующего протягивания. - К.: Наук. думка, 1990. – 320 с.
212. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Расчет сил резания при сверлении на основе единого подхода к лезвийной обработке. - СТИН, 1994, №8. - С. 21-23.
213. Ройер Г.Н. Гидравлические расчеты напорного гидротранспорта грунта. – М.: Машгиз, 1952. – 86 с.
214. Романов К.Ф. Скоростное развертывание и зенкерование закаленных сталей. – М.: Оборонгиз, 1952.
215. Рубинштейн В.Р. Гашение вибраций при точении методом врезания. - Станки и инструмент, 1968, № 9. - С. 21-22.
216. Рыбицкий В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1980.- 223 с.
217. Рыжков Д.И. Вибрации при резании металлов и методы их устранения. – М.: Машиностроение, 1977. – 311 с.
218. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин. – М.: Машиностроение, 1966. – 193 с.
219. Рыжов Э.В., Клименко С.А., Гуцаленко О.Г. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с.

220. Сабиров Э. Исследования обрабатываемости эльборовыми резцами закаленных сталей тонким точением и растачиванием. - Дис. ... канд. техн. наук - Л., 1974. - 148 с.
221. Сагарда А.А. Научные основы высокоэффективного алмазного шлифования деталей машин. - Дис. ... докт. техн. наук. - К., 1975. - 287 с.
222. Сагарда А.А., Чеповецкий И. Х., Мишнаевский П.П. Алмазно-абразивная обработка деталей машин. - К.: Техніка, 1974. - 179 с.
223. Сагарда А.А. Закономерности микрорезания единичным алмазным зерном. - Синтетические алмазы, 1969, №2. - С. 9-14.
224. Садовский В.Д., Малышев К.А., Сазонов Б.Г. Фазовые и структурные превращения при нагреве стали. - Сб: Металловедение и термическая обработка. - М.: Машгиз, 1955.
225. Самсонов Г.В., Воронкин М.А. Прочность безвольфрамовых твердых сплавов. - Порошковая металлургия, 1975, № 2. - С. 79-81.
226. Сварка в машиностроении: Справочник. Т.2 /Под ред. А.И. Акулова. - М.: Машиностроение, 1978. - 462 с.
227. Сверхтвердые материалы /Под ред. И.Н. Францевича. - К.: Наук. думка, 1980. - 296 с.
228. Седов Л.И. Механика сплошной среды. - М.: Наука, 1976, Т.1.- 535 с.
229. Семко М.Ф., Грабченко А.И., Раб А.Ф. и др. Основы алмазного шлифования. - К.: Техніка, 1978. - 192 с.
230. Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов. - Харьков: Вища школа, 1980. - 191 с.
231. Семко М.Ф. Особенности процесса резания алмазным и металлокерамическим инструментом и обработки пластмасс. - Доклад по опубликованным работам, представленным на соискание ученой степени докт. техн. наук. - К., 1968.
232. Семко М.Ф., Узунян М.Д., Сизый Ю.А. Взаимосвязь условного напряжения резания и прочности микрокромки алмазных зерен с их работоспособностью. - Синтетические алмазы, 1975, вып.2. - С. 16-19.
233. Сенюков В.А. Исследование напряженного состояния режущей части инструмента с применением оптического квантового генератора. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Тюмень, 1971. - 23 с.
234. Сидоренко Л.С. Расчет длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента. - СТИН, 1995, №6. - С. 29.
235. Сидоренко Л.С. Расчет коэффициента утолщения стружки. - СТИН, 1992, №1. - С.7.
236. Силин С.С. Исследование процессов резания методами теории подобия. - Труды Рыбинского авиационного технологического ин-та, 1966, №1. - С. 3-85.
237. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов. - М.: Машиностроение, 1979. - 152 с.
238. Силин С.С., Козлов В.А. К вопросу теоретического расчета сил резания. - Производительная обработка и технологическая надежность деталей

- машин. - Ярославль, 1977, вып.6. - С. 3-6.
239. Силин С.С., Козлов В.А. Расчетное определение глубины и степени наклепа поверхностного слоя, формируемого при лезвийной обработке жаропрочных и жаростойких материалов с оптимальной скоростью резания. - Производительная обработка и технологическая надежность деталей машин. - Ярославль, 1978. - С. 3-11.
 240. Силин С.С., Козлов В.А. Теоретическое определение оптимальной скорости резания при точении. - Производительная обработка и технологическая надежность деталей машин. - Ярославль, 1979, вып.8. -С. 3-6.
 241. Синтетические сверхтвердые материалы: В 3-х т. Т.3. Применение синтетических сверхтвердых материалов / Редкол.: Н.В. Новиков (отв. ред.) и др. - К.: Наук. думка, 1986. – 280 с.
 242. Справочник инструментальщика /И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др. Под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987. – 846 с.
 243. Стеренборген Ю.А. и др. Сварка и наплавка чугуна. – К.: Наук. думка, 1966. – 210 с.
 244. Талантов Н.В., Черемушкинов Н.П. Закономерности пластического деформирования при обработке упрочняемых материалов со скоростями резания выше зоны наростообразования. - Технология машиностроения и автоматизация производственных процессов: Труды Волгоградского политехнического института, 1978. - С. 3-29.
 245. Ташлицкий И.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов. - Вестник машиностроения, 1960, №2. – С. 45 – 50.
 246. Тейлор А. Рентгеновская металлография. – М.: Металлургия, 1965. – 663 с.
 247. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учебн. пособие /А.В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
 248. Теоретические основы технологии машиностроения: Учебник / А.В. Якимов, Ф. В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, Н.И. Решетнев. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
 249. Тепловые и механические процессы при резании металлов: Учеб. пособие /Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, С.Г. Зимин, В.А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
 250. Технологические особенности механической обработки инструментом из поликристаллических сверхтвердых материалов /Захаренко П.В., Волкогон В.М., Бочко А.В. и др. Отв. ред. Карюк Г.Г. – К.: Наук. думка, 1991. – 288 с.
 251. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением /Под ред. акад. Б.Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 768 с.
 252. Тимошенко С.П. Сопротивление материалов. Т.2. – М.: Наука, 1965. – 480 с.
 253. Трент Е.М. Резание металлов. - М.: Машиностроение, 1980. – 263 с.

254. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. - М.: Металлургия, 1976. - 350 с.
255. Троицкий Н.Д. О причине уводов при глубоком сверлении. – Л.: Машгиз, 1957. – 85 с.
256. Утешев М.Х., Семоков В.Л., Герасимов В.В. Контактные напряжения на округленной режущей кромке и двойной передней поверхности инструмента. - Надежность режущего инструмента. - К.: Техніка, 1972. - С. 116-121.
257. Утешев М.Х., Сенюков В.А., Герасимов В.В. Контактные напряжения на округленной режущей кромке и двойной передней поверхности инструмента. - Надежность режущего инструмента. - К.: Техніка, 1972. - С. 120-132.
258. Утешев М.Х., Симонов В.А. Некоторые результаты исследований напряженного состояния режущей части инструмента при помощи лазера. - Прочность режущего инструмента. - М., 1969. - С. 34-39.
259. Фадеев В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов с введением в зону резания дополнительной энергии постоянного тока. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Харьков, 1995. – 16 с.
260. Фадеев В.А. Научный подход к выбору оптимальных способов и условий финишной обработки агрегатов авиационной техники. - Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», 2000, вып. 14. – С. 36-40.
261. Фадеев В.А., Новиков Ф.В. Математическая модель погрешности обработки при шлифовании по жесткой схеме. - Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. “Підвищення надійності відновлюємих деталей машин”, 2003, вип. 18. – С. 15-21.
262. Фадеев В.А., Новиков Ф.В. Управление упругими перемещениями при финишной механической обработке. - Вісник НТУ“ХП”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХП”, 2002, № 19. – С. 153-159.
263. Фельдштейн Э.И. Методы определения обрабатываемости металлов. – М.: Машгиз, 1946. – 144 с.
264. Физические основы процесса резания металлов / В.А.Остафьев, И.П.Стабин, В.А.Румбешта и др. / Под ред. В.А.Остафьева - К.: Вища школа, 1976. -136 с.
265. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
266. Филиппов А.П. Колебания механических систем. – К.: Наук. думка, 1965. – 716 с.
267. Филиппов Г.В. Режущий инструмент. – Л.: Машиностроение, 1981. – 392 с.
268. Филоненко С.Н., Алейниченко Г.Ф. Особенности геометрии износа резцов при тонком точении стали 38ХМЮА. - Резание и инструмент, 1971, вып.4. - С. 67-79.
269. Фрумин И.И. и др. Технология механизированной наплавки. – М.:

- Высшая школа, 1964. – 421 с.
270. Холмогорцев Ю.П. Улучшение обрабатываемости сталей металлургическим путем. – Станки и инструмент, 1981, № 1. – С. 28-30.
271. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с.
272. Худобин Л.В., Бердичевский Е.Г. Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке. – М.: Машиностроение, 1977. – 189 с.
273. Хусу А.П., Витенберг Ю.Р., Пальмов В.А. Шероховатость поверхностей. – М.: Наука, 1975. – 343 с.
274. Шатерин М.А., Ермолаев М.А., Самойленко В.Д. Силы и контактные нагрузки, действующие на заднюю поверхность режущего инструмента. – Станки и инструмент, 1988, №3. – С. 28-30.
275. Шелконогов Н.И. Обработка закаленных сталей резцами из твердых сплавов и предпосылки для механической обработки стали при особо высоких скоростях резания. – Вестник металлопромышленности, 1938, № 1. – С. 39-54.
276. Шехтер С.Я., Резницкий А.М. Наплавка металлов. – М.: Машиностроение, 1982. – 72 с.
277. Электроды для дуговой сварки и наплавки: Каталог. – К.: Наук. думка, 1967. – 440 с.
278. Эльясберг М.Е. К теории и расчету устойчивости процесса резания металла на станках. – Станки и инструмент, 1971, № 11. – С. 6-11.
279. Юзвенко Ю.А. Наплавка. – К.: Наук. думка, 1976. – 68 с.
280. Юревич Р.В., Силин Р.И. – В кн.: Вибрационная техника в машиностроении и приборостроении. – Львов, 1973. – С. 250-251.
281. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
282. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами. – К.: Техніка, 1993. – 152 с.
283. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов О.О. Високопродуктивне шліфування: Навч. посібник. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
284. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Алмазная обработка: Учебн. пособие. – К.: ІСДО, 1996. – 168 с.
285. Якимов О.В., Усов А.В., Слободяник П.Т., Юргачев Д.Б. Теплофізика механічної обробки. – К.: Техніка, Астропринт, Одеса, 2000. – 320 с.
286. Coromant metalworking production: Rotating tools and inserts. – CMP 88 – R/CAN. Copyright 1988 by Sandvik Coromant Co. Fair Lawn, NJ07440. – 337 p.
287. Durand R., Condolios E. The hydraulic transport of coal and solid material in pipes. – Proc. Collg. on Hydraulic Transportation. – London. – 1952. p. 42 – 58.
288. Faber K. Die Bearbeitung langer Bohrungen. – Maschine. – 1968. –v. 22. – N 4. – S. 61 – 64.
289. Gethaffer A., Javorčík L. Fyzikálnomatematický model výpočtu tlaku a prítoku množstva chladiacej kvapaliny pre technologiu vrtania hlbokých ot-

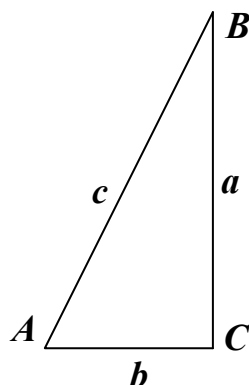
- vorov metodou BTA. - Strajirenstvi. – 1978. – v. –28. – N5. – S. 270 – 276.
290. Jansky M. Vrtany hlubokych otvoru zpusoben BTA zplua do tezkooobrobitelnych materialu. - Strojir. Vyroba. - 1974. – v. 22. – N10. –S. 781 – 784.
291. Knoll H., Streicher P. Konstruktionsprinzipien vin Tiefbohrmaschinen. - Werkstatt und Betr. – 1976. – v. 109. – N 3. – S. 153 – 162.
292. Sandora J. Vrtanie nebokych otvorov na sustruhu. - Strojir. Vyroba. – 1972. – v. 20. – N3. –S 147 – 150.
293. Von Kanonen bis Kurbelwellen. - Betrieb. Stehnik. – 1980. – v. 20. – N 2. – S. 69 – 70.
294. Wilson W.E. Mechanics of flow with noncolloidal inert solids. - Hydraulic Transportation. – London. – 1941. – p. 92 – 108.
295. Zinard R. Bohr- dusbohr- und meissel- bohrarbeiten in der production. - Mach. Franc. - 1975. – N 891. – S. 13, 15, 21, 23.
296. Zwingmann G. Kuhleschmierstoffe fur das Tiefbohren. - Ind. –Anz. - 1974. – v. 96. – N107 – 108. – S. 238.

ТРИГОНОМЕТРИЯ

1. Тригонометрические функции острого угла

Отношение катета a к гипотенузе c прямоугольного треугольника ABC (рисунок) есть *синус* угла A : $\frac{a}{c} = \sin A$; отношение катета b к гипотенузе c есть *косинус* угла A : $\frac{b}{c} = \cos A$; отношение катета a к катету b есть *тангенс* угла A :

$$\frac{a}{b} = \operatorname{tg} A.$$



2. Таблицы тригонометрических функций

У г о л	Синус	Коси- нус	Тан- генс	У г о л	Синус	Коси- нус	Тан- генс	У г о л	Синус	Коси- нус	Тан- генс
0°	0,0000	1,0000	0,0000	15°	0,2588	0,9659	0,2679	30°	0,5000	0,8660	0,5774
1	0,0175	0,9998	0,0175	16	0,2756	0,9613	0,2867	31	0,5150	0,8572	0,6009
2	0,0349	0,9994	0,0349	17	0,2924	0,9563	0,3057	32	0,5299	0,8480	0,6249
3	0,0523	0,9986	0,0524	18	0,3090	0,9511	0,3249	33	0,5446	0,8387	0,6494
4	0,0698	0,9976	0,0699	19	0,3256	0,9455	0,3443	34	0,5592	0,8290	0,6745
5	0,0872	0,9962	0,0875	20	0,3420	0,9397	0,3640	35	0,5736	0,8192	0,7002
6	0,1045	0,9945	0,1051	21	0,3584	0,9336	0,3839	36	0,5878	0,8090	0,7265
7	0,1219	0,9925	0,1228	22	0,3746	0,9272	0,4040	37	0,6018	0,7986	0,7536
8	0,1392	0,9903	0,1405	23	0,3907	0,9205	0,4245	38	0,6157	0,7880	0,7813
9	0,1564	0,9877	0,1584	24	0,4067	0,9135	0,4452	39	0,6293	0,7771	0,8098
10	0,1736	0,9848	0,1763	25	0,4226	0,9063	0,4663	40	0,6428	0,7660	0,8391
11	0,1908	0,9816	0,1944	26	0,4384	0,8988	0,4877	41	0,6561	0,7547	0,8693
12	0,2079	0,9781	0,2126	27	0,4540	0,8910	0,5095	42	0,6691	0,7431	0,9004
13	0,2250	0,9744	0,2309	28	0,4695	0,8829	0,5317	43	0,6820	0,7314	0,9325
14	0,2419	0,9703	0,2493	29	0,4848	0,8746	0,5543	44	0,6947	0,7193	0,9657
15°	0,2588	0,9659	0,2679	30°	0,5000	0,8660	0,5774	45°	0,7071	0,7071	1,0000

Продолжение

45°	0,7071	0,7071	1,0000	60°	0,8660	0,50000	1,7320	75°	0,9659	0,2588	3,7320
46	0,7193	0,6947	1,0355	61	0,8746	0,4848	1,804	76	0,9703	0,2419	4,011
47	0,7314	0,6820	1,0724	62	0,8829	0,4695	1,881	77	0,9744	0,2250	4,331
48	0,7431	0,6691	1,1106	63	0,8910	0,4540	1,963	78	0,9781	0,2079	4,705
49	0,7547	0,6561	1,1504	64	0,8988	0,4384	2,050	79	0,9816	0,1908	5,145
50	0,7660	0,6428	1,1918	65	0,9063	0,4226	2,145	80	0,9848	0,1736	5,671
51	0,7771	0,6293	1,2349	66	0,9135	0,4067	2,246	81	0,9877	0,1564	6,314
52	0,7880	0,6157	1,2799	67	0,9205	0,3907	2,356	82	0,9903	0,1392	7,115
53	0,7986	0,6018	1,3270	68	0,9272	0,3746	2,475	83	0,9925	0,1219	8,144
54	0,8090	0,5878	1,3764	69	0,9336	0,3584	2,605	84	0,9945	0,1045	9,514
55	0,8192	0,5736	1,4281	70	0,9397	0,3420	2,747	85	0,9962	0,0872	11,43
56	0,8290	0,5592	1,4826	71	0,9455	0,3256	2,904	86	0,9976	0,0698	14,30
57	0,8387	0,5446	1,5399	72	0,9511	0,3090	3,078	87	0,9986	0,0523	19,08
58	0,8480	0,5299	1,6003	73	0,9563	0,2924	3,271	88	0,9994	0,0349	28,64
59	0,8572	0,5150	1,6643	74	0,9613	0,2756	3,487	89	0,9998	0,0175	57,29
60°	0,8660	0,5000	1,732	75°	0,9659	0,2588	3,732	90°	1,0000	0,0000	∞

3. Формулы прямоугольных треугольников

Основные формулы для решения прямоугольного треугольника (кроме формул $\angle A + \angle B = 90^\circ$ и $a^2 + b^2 = c^2$):

$$a = c \cdot \sin A, \quad b = c \cdot \cos A, \quad a = b \cdot \operatorname{tg} A;$$

$$b = c \cdot \sin B, \quad a = c \cdot \cos B, \quad b = a \cdot \operatorname{tg} B.$$

Умея по данному углу находить из таблиц значения его тригонометрических функций или по значению какой-нибудь функции находить из таблиц величину угла, можно при помощи этих формул по данному острому углу и одной из сторон прямоугольного треугольника находить другие стороны и по данным двум сторонам находить углы и третью сторону.

4. Решение прямоугольных треугольников

Данные	Решение		
c, A	$B = 90^\circ - A;$	$a = c \cdot \sin A;$	$b = c \cdot \cos A.$
a, A	$B = 90^\circ - A;$	$b = a \cdot \operatorname{tg} B;$	$c = a / \sin A.$
c, a	$\sin A = a / c;$	$B = 90^\circ - A;$	$b = c \cdot \cos A.$
a, b	$\operatorname{tg} A = a / b;$	$B = 90^\circ - A;$	$c = a / \sin A.$

5. Тригонометрические функции углов, превышающих 90°

Если угол больше 90°, но меньше 360°, то его синус, косинус и тангенс определяются следующим образом:

- 1) находится разность между данным углом и ближайшим к нему из углов 180° или 360° и вычисляется соответствующая функция от этой разности;

2) перед результатом ставится знак “+” или “–” по таблице:

Функция	2-я четверть (от 90° до 180°)	3-я четверть (от 180° до 270°)	4-я четверть (от 270° до 360°)
Синус	+	–	–
Косинус	–	–	+
Тангенс	–	+	–

Например:

$$\sin 300^\circ = -\sin 60^\circ = -0,8660 \quad [360^\circ - 300^\circ = 60^\circ];$$

$$\cos 140^\circ = -\cos 40^\circ = -0,7660 \quad [180^\circ - 140^\circ = 40^\circ];$$

$$\operatorname{tg} 200^\circ = +\operatorname{tg} 20^\circ = +0,3640 \quad [200^\circ - 180^\circ = 20^\circ].$$

Если же угол больше 360°, то из его величины вычитается целое число “полных оборотов” по 360° и рассматривается только величина остатка, меньшего 360°.

Например:

$$\sin 1000^\circ = \sin 280^\circ = -\sin 80^\circ = -0,9848$$

$$[1000^\circ - 2 \cdot 360^\circ = 280^\circ; \quad 360^\circ - 280^\circ = 80^\circ].$$

6. Основные формулы тригонометрии

Основные соотношения между тригонометрическими функциями одного и того же угла:

$$\sin^2 A + \cos^2 A = 1, \quad 2 \operatorname{tg} A = \frac{\sin A}{\cos A}.$$

Свойство дополнительных углов (дающих в сумме 90°):

$$\sin(90^\circ - \alpha) = \cos \alpha, \quad \cos(90^\circ - \alpha) = \sin \alpha.$$

Формулы суммы и разности углов:

$$\sin(x + y) = \sin x \cdot \cos y + \cos x \cdot \sin y,$$

$$\sin(x - y) = \sin x \cdot \cos y - \cos x \cdot \sin y,$$

$$\cos(x + y) = \cos x \cdot \cos y - \sin x \cdot \sin y,$$

$$\cos(x - y) = \cos x \cdot \cos y + \sin x \cdot \sin y,$$

$$\operatorname{tg}(x + y) = \frac{\operatorname{tg} x + \operatorname{tg} y}{1 - \operatorname{tg} x \cdot \operatorname{tg} y},$$

$$\operatorname{tg}(x - y) = \frac{\operatorname{tg} x - \operatorname{tg} y}{1 + \operatorname{tg} x \cdot \operatorname{tg} y}.$$

Формулы двойных углов:

$$\sin 2x = 2 \sin x \cdot \cos x,$$

$$\cos 2x = \cos^2 x - \sin^2 x,$$

$$(\text{или: } \cos 2x = 1 - 2 \sin^2 x, \quad \cos 2x = 2 \cos^2 x - 1),$$

$$\operatorname{tg} 2x = \frac{2 \operatorname{tg} x}{1 - \operatorname{tg}^2 x}.$$

Формулы половинных углов:

$$\sin \frac{x}{2} = \pm \sqrt{\frac{1 - \cos x}{2}}, \quad \cos \frac{x}{2} = \pm \sqrt{\frac{1 + \cos x}{2}}, \quad \operatorname{tg} \frac{x}{2} = \pm \sqrt{\frac{1 - \cos x}{1 + \cos x}}.$$

Употребительны также формулы:

$$\operatorname{tg} \frac{x}{2} = \frac{1 - \cos x}{\sin x}, \quad \operatorname{tg} \frac{x}{2} = \frac{\sin x}{1 + \cos x}.$$

Формулы преобразования алгебраических сумм тригонометрических функций в произведения (“приведение к виду, удобному для логарифмирования”):

$$\begin{aligned} \sin x + \sin y &= 2 \sin \frac{x+y}{2} \cdot \cos \frac{x-y}{2}, \\ \sin x - \sin y &= 2 \cos \frac{x+y}{2} \cdot \sin \frac{x-y}{2}, \\ \cos x + \cos y &= 2 \cos \frac{x+y}{2} \cdot \cos \frac{x-y}{2}, \\ \cos x - \cos y &= 2 \sin \frac{x+y}{2} \cdot \sin \frac{y-x}{2} = -2 \sin \frac{x+y}{2} \cdot \sin \frac{x-y}{2}, \\ \operatorname{tg} x + \operatorname{tg} y &= \frac{\sin(x+y)}{\cos x \cdot \cos y}, \\ \operatorname{tg} x - \operatorname{tg} y &= \frac{\sin(x-y)}{\cos x \cdot \cos y}. \end{aligned}$$

Формулы преобразования произведений тригонометрических функций в алгебраические суммы:

$$\begin{aligned} \sin x \cdot \cos y &= \frac{1}{2} [\sin(x+y) + \sin(x-y)], \\ \cos x \cdot \cos y &= \frac{1}{2} [\cos(x+y) + \cos(x-y)], \\ \sin x \cdot \sin y &= -\frac{1}{2} [\cos(x+y) - \cos(x-y)]. \end{aligned}$$

7. Формулы косоугольных треугольников

Теорема синусов:
$$\frac{a}{\sin A} = \frac{b}{\sin B} = \frac{c}{\sin C}.$$

Теорема косинусов:
$$\cos A = \frac{b^2 + c^2 - a^2}{2bc}.$$

Теорема тангенсов:
$$\frac{a+b}{a-b} = \frac{\operatorname{tg} \frac{A+B}{2}}{\operatorname{tg} \frac{A-B}{2}}.$$

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение.....	3
---------------	---

Часть 1

Общие вопросы теории резания материалов лезвийными инструментами

Глава 1. Основные закономерности процесса резания материалов.....	5
1.1. Кинематика резания	5
1.1.1. Модель единого представления кинематики резания	5
1.1.2. Кинематика формирования срезаемого слоя.....	9
1.1.3. Кинематическое условие резания	14
1.1.4. Кинематическое условие резания при шлифовании.....	17
1.2. Физика резания	19
1.2.1. Основные аналитические зависимости механики ре- зания.....	19
1.2.2. Баланс тепла при резании	20
1.2.3. Влияние переднего угла инструмента на темпера- туру резания	25
1.2.4. Связь температуры резания с коэффициентом реза- ния	27
1.2.5. Анализ коэффициента резания.....	30
1.2.6. Анализ энергоемкости процесса резания.....	37
1.2.7. Расчет составляющих силы резания при точении.....	43
1.3. Прочность и износостойкость режущего инструмента.....	45
1.3.1. Расчет и анализ напряжений, возникающих в режу- щем клине инструмента.....	45
1.3.2. Силовая напряженность процесса резания с переме- нной толщиной среза	53
1.3.3. Расчет параметров силовой напряженности процесс- са резания с учетом радиуса округления режущей кромки инструмента.....	59
1.3.4. Влияние радиуса округления режущего клина инст- румента на его стойкость.....	65
1.3.5. Условия наростообразования при резании	67
1.4. Оптимизация условий резания.....	70
1.4.1. Расчет экономически выгодных режимов резания	70
1.4.2. Оптимизация технологических параметров обработ- ки	75
1.4.3. Оптимизация процесса резания по производитель- ности обработки с учетом основных технологических ограничений.....	78
Глава 2. Теоретический анализ путей повышения эффективности обработки лезвийными инструментами.....	85
2.1. Условия повышения производительности обработки.....	85

2.2. Условия разрушения режущей части инструмента	92
2.3. Динамика прерывистого резания.....	97
2.4. Физическая сущность и эффективность вибрационного ре- зания	102
2.5. Уточненный расчет параметров зоны стружкообразования при резании.....	107

Глава 3. Исследование упругих перемещений при резании мате- риалов.....	132
3.1. Связь величины упругого перемещения с точностью и производительностью обработки.....	132
3.2. Анализ параметров силовой напряженности процесса ре- зания	138
3.3. Сравнение величины упругого перемещения при шлифо- вании и точении	142
3.4. Изменение величины упругого перемещения и произво- дительности обработки во времени	147
3.5. Условия повышения эффективности механической обра- ботки.....	154

Часть 2

Прогрессивные процессы резания материалов лезвийными инструментами

Глава 1. Точение закаленных сталей резцами из эльбора-Р	157
1.1. Физические особенности процесса точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р	158
1.1.1. Особенности трения эльбора-р с металлами	158
1.1.2. Особенности стружкообразования при точении рез- цами из эльбора-р	161
1.1.3. К вопросу о наростообразовании при точении рез- цами из эльбора-Р	169
1.2. Силы резания при точении закаленных сталей резцами из эльбора-Р.....	175
1.2.1. Влияние скорости резания на силы резания	176
1.2.2. Влияние подачи на силы резания.....	179
1.2.3. Влияние глубины резания на силы резания.....	182
1.2.4. Влияние износа резца на силы резания	184
1.2.5. Определение сил, действующих на задней поверх- ности резца	188
1.2.6. Влияние геометрии резца на силы резания.....	193
1.3. Тепловые явления при точении резцами из эльбора-Р.....	196
1.3.1. Методика исследования.....	197
1.3.2. Температурное поле резца с режущим элементом из эльбора-Р	199
1.3.3. Влияние различных факторов на температуру реза-	

ния	202
1.3.4. Аналитический расчет температуры резания при то- чении закаленных сталей	208
1.4. Износ и стойкость резцов из эльбора-Р	212
1.4.1. Методика исследования	212
1.4.2. Выбор критерия затупления резцов	213
1.4.3. Особенности износа резцов из эльбора-Р	215
1.4.4. Влияние скорости резания и твердости закаленной стали на стойкость резцов из эльбора-Р	218
1.4.5. Влияние метода заточки на стойкость резцов из эль- бора-Р	220
Глава 2. Сверление глубоких отверстий инструментами одно- стороннего резания	227
2.1. Основные типы инструментов одностороннего резания, оборудования, оснастки и смазывающе-охлаждающей технологической среды	228
2.1.1. Инструменты одностороннего резания	228
2.1.2. Оборудование	235
2.1.3. Оснастка	243
2.1.4. Смазывающе-охлаждающая технологическая среда	245
2.2. Повышение эффективности сверления глубоких отверстий	250
2.2.1. Оптимизация геометрических параметров ружей- ных сверл (данная методика впервые была раз- работана В.В. Галицким)	251
2.2.2. Оптимизация геометрических параметров сверл ВТА и эжекторных	255
2.2.3. Сборные конструкции инструментов односторонне- го резания	259
2.2.4. Сверлильные головки независимого базирования (НБ)	261
2.2.4.1. Схемы базирования сверлильной головки	261
2.2.4.2. Инструменты одностороннего резания с неза- висимым базированием	262
2.2.5. Расход смазывающе-охлаждающей технологичес- кой среды в кольцевом канале эжекторных сверл	265
2.2.6. Устройство для контроля параметров смазывающе- охлаждающей технологической среды	269
Глава 3. Получение точных наружных и внутренних резьб мер- ными инструментами	271
3.1. Анализ погрешностей резьбонарезания мерными инстру- ментами	272
3.1.1. Анализ влияния различных факторов на размеры нарезаемой резьбы	272
3.1.1.1. Влияние на размер резьбы изменения произ- водящего размера инструмента	273

3.1.1.2. Влияние на размер резьбы погрешности параметра винтового движения инструмента	274
3.1.2. Определение основных требований к элементам наладки резбонарезных позиций	276
3.2. Основы теории стабилизации движения мерных резьбообразующих инструментов	277
3.2.1. Пути снижения влияния фактора нарушения закона движения инструмента на точность резбонарезания	277
3.2.2. Условия стабилизации траектории движения мерных инструментов в процессе резьбоформирования	278
3.2.3. Конструкции резьбообразующих инструментов с ведущими элементами	280
3.2.4. Схемы образования профиля резьбы инструментами с режущими и выглаживающими элементами	283
3.3. Расчет конструктивных параметров резьбообразующих инструментов с ведущими элементами	284
3.3.1. Длина режущей части	284
3.3.2. Величина занижения ведущих элементов на заборном конусе	285
3.3.3. Величина двустороннего затылования ведущих элементов по профилю	287
3.3.4. Перепад профилей по среднему диаметру и его влияние на работоспособность инструмента	289
3.4. Резбонарезные патроны	291
3.4.1. Резбонарезные патроны качающегося типа	292
3.4.2. Патроны плавающе-качающегося типа	293
Глава 4. Технология, инструмент и оборудование для производства конических колес	295

Часть 3

Основы механической обработки неоднородных материалов

Глава 1. Технологические методы получения неоднородных материалов	311
1.1. Характеристики неоднородных материалов	311
1.2. Методы получения неоднородных материалов	319
1.3. Классификация и свойства наплавочных материалов	323
Глава 2. Инструментальные материалы	331
2.1. Основные инструментальные материалы и их свойства	331
2.2. Металлокерамические и минералокерамические твердые сплавы	335
2.3. Новые абразивные инструментальные материалы	340
2.4. Поликристаллические сверхтвердые материалы	345
2.5. Выбор инструментальных материалов для обработки не-	

однородных материалов.....	356
Глава 3. Особенности точения неоднородных материалов	362
3.1. Характеристики процесса резания	362
3.2. Черновая обработка и ее характеристики	378
3.3. Чистовая обработка	382
3.4. Работоспособность резцов.....	385
3.5. Обрабатываемость неоднородных материалов	391
3.6. Качество обработанной поверхности	393
3.7. Эффективность применения резцов из СТМ.....	403
3.8. Взаимосвязь и взаимовлияние характеристик	408
Глава 4. Особенности обработки отверстий	418
4.1. Сверление	418
4.2. Зенкерование.....	427
4.3. Развертывание.....	430
4.4. Расточка отверстий.....	432
Глава 5. Фрезерование неоднородных материалов.....	437
5.1. Особенности процесса фрезерования.....	437
5.2. Фрезерование плоскостей.....	442
5.3. Фрезерование шпоночных пазов	442
5.4. Фрезерование шлицевых пазов.....	443
5.5. Режимы фрезерования неоднородных материалов.....	444
Глава 6. Протягивание, нарезание резьбы и шлифование неоднородных материалов	446
6.1. Протягивание	446
6.2. Нарезание резьбы	450
6.3. Шлифование.....	458
Глава 7. Отделочные методы обработки неоднородных материалов	467
7.1. Отделка точением и шлифованием	467
7.2. Полирование и притирка поверхностей.....	468
7.3. Хонингование и суперфиниширование	470
7.4. Электрофизические и электрохимические методы обработки.....	471
Глава 8. Технологические методы улучшения обрабатываемости неоднородных материалов	475
8.1. Методы определения обрабатываемости материалов	475
8.2. Улучшение обрабатываемости металлургическим методом.....	483
8.3. Выбор инструментального материала.....	490
8.4. Обработка с подогревом	499
8.5. Применение термомеханической обработки (ТМО)	503
8.6. Применение СОЖ и технологических сред.....	506
8.7. Механическая обработка материалов с применением сухих смазок.....	516
Список литературы	520
Приложение.....	537

Научное издание

**Физико-математическая теория процессов обработки
материалов и технологии машиностроения**

В десяти томах под общей редакцией

Ф. В. Новикова и А. В. Якимова

Том 3

Резание материалов лезвийными инструментами

Монография

**Авторы: Новиков Федор Васильевич
Якимов Александр Васильевич
Новиков Григорий Васильевич
Фадеев Валерий Андреевич
Зубарь Владимир Петрович
Коломиец Владимир Владимирович
Кривошапка Юрий Николаевич
Карюк Геннадий Гаврилович
Бочко Анатолий Васильевич
Ямников Александр Сергеевич
Валиков Евгений Николаевич
Гнатюк Анатолий Петрович
Айриякян Армен Левонович**

Ответственный за выпуск Новиков Ф.В.

Редактор Лучнева Т.И.

Корректор Мищенко Н.В.

ISBN 966 – 7810 – 33 – X

ISBN 966 – 7810 – 46 – 1

Подписано к печати 28.05.2003. Формат 60 84/16.

Бумага белая. Печать – ризография. 34,1 усл. печ. л. 28,4 уч.– изд. л.

Тираж 500 экз. Заказ № 601. Цена договорная.

**Одесский Национальный политехнический университет
г. Одесса, проспект Шевченко, 1**

Издательство Курсор, г. Харьков, пр. Театральный, 11/13

**Отпечатано в типографии завода «ФЭД»
г. Харьков, ул. Сумская, 132**