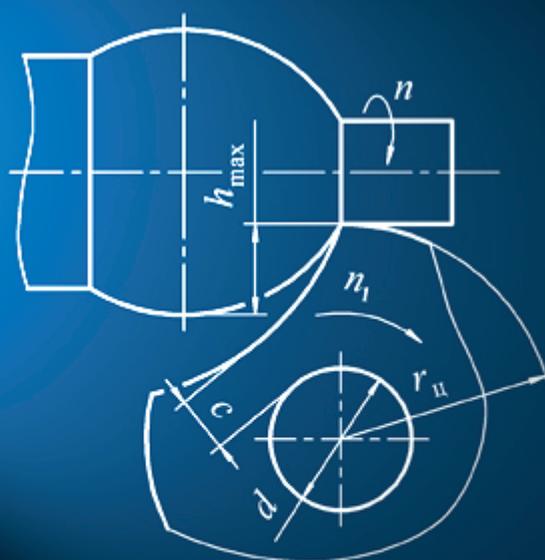


Министерство образования и науки Российской Федерации
Тольяттинский государственный университет
Институт машиностроения
Кафедра «Оборудование и технологии машиностроительного производства»

Л.А. РЕЗНИКОВ

ПРОЕКТИРОВАНИЕ СЛОЖНОПРОФИЛЬНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Электронное учебное пособие



УДК 621.923.6

ББК 30.61я73

Рецензенты:

д-р техн. наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»
Ульяновского государственного технического университета

Е.С. Киселев;

канд. техн. наук, доцент Тольяттинского государственного
университета *А.В. Гордеев.*

Резников, Л.А. Проектирование сложнопрофильного режущего инструмента : электронное учеб. пособие / Л.А. Резников. – Тольятти : Изд-во ТГУ, 2014. – 208 с. : 1 оптический диск.

В пособии изложены общие принципы и теоретические основы проектирования режущего инструмента, предназначенного для изготовления поверхностей сложной формы: зубчатых колес, деталей шлицевых соединений и др. Рассмотрены вопросы назначения целесообразных углов режущих лезвий, оптимизации геометрических и точностных параметров сложнопрофильных инструментов. Даны подробные алгоритмы проектирования ряда инструментов и примеры их реализации.

Может использоваться при написании магистерских диссертаций по направлению подготовки 151900 «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств», по образовательным программам «Технология автоматизированного машиностроения», «Автоматизированные станочные системы и мехатронные технологии», а также инженерами машиностроительных производств.

Текстовое электронное издание

Рекомендовано к изданию научно-методическим советом Тольяттинского государственного университета.

Минимальные системные требования: IBM PC-совместимый компьютер; Windows XP/Vista/7/8; ПИИ 500 МГц или эквивалент; 128 Мб ОЗУ; SVGA; Adobe Reader.

Номер государственной регистрации электронного издания

© ФГБОУ ВПО «Тольяттинский государственный университет», 2014

Редактор *О.И. Елисеева*
Технический редактор *З.М. Малявина*
Вёрстка: *Л.В. Сызганцева*
Художественное оформление,
компьютерное проектирование: *Л.А. Резников, Г.В. Карасева*

Дата подписания к использованию 26.03.2014.

Объем издания 22,7 Мб.

Комплектация издания: CD-диск, первичная упаковка.

Заказ № 1-43-13.

Издательство Тольяттинского государственного университета
445667, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14,
тел. 8 (8482) 53 91 47, www.tltsu.ru

Содержание

ВВЕДЕНИЕ.....	6
1. КЛАССИФИКАЦИЯ И ОБОБЩЕННЫЙ АЛГОРИТМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТОВ, ПРЕДНАЗНАЧЕННЫХ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ.....	8
1.1. Классификация инструментов.....	8
1.2. Обобщенный алгоритм проектирования инструментов.....	9
1.3. Общие принципы расчета геометрических параметров инструмента.....	12
<i>Инструменты, работающие методом копирования</i>	
2. ФАСОННЫЕ РЕЗЦЫ.....	27
2.1. Классификация фасонных резцов.....	27
2.2. Анализ углов радиальных фасонных резцов.....	29
2.3. Профилирование радиальных фасонных резцов.....	33
2.4. Тангенциальные фасонные резцы.....	43
2.5. Неортогональные фасонные резцы.....	44
2.6. Конструктивные элементы фасонных резцов.....	48
3. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ РЕЗЬБЫ.....	51
3.1. Резцы для резьбонарезания.....	52
3.2. Резцы для вихревого резьбонарезания.....	57
3.3. Резьбовые гребенки.....	58
3.4. Многолезвийные инструменты с резьбовыми гребенками.....	61
4. ПРОТЯЖКИ.....	69
4.1. Классификация протяжек и элементы их конструкции.....	69
4.2. Режущая и калибрующая части протяжек.....	71
4.3. Оптимизация параметров режущих зубьев.....	77
4.4. Точность конструктивных элементов протяжек.....	82
4.5. Особенности расчета и конструирования некоторых видов протяжек.....	84
5. ФРЕЗЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ФАСОННЫХ ПРОФИЛЕЙ.....	88
5.1. Геометрические характеристики фасонных фрез.....	88
5.2. Фасонные фрезы с угловым затылованием зубьев.....	96
5.3. Фасонные фрезы со шлифуемым профилем.....	98
5.4. Групповые резьбовые фрезы.....	101
5.5. Зуборезные фрезы, работающие методом фасонного копирования.....	103

Инструменты, работающие методом обкатки

6. ОБЩИЕ ПРИНЦИПЫ РАБОТЫ И КЛАССИФИКАЦИЯ ОБКАТНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ.....	111
6.1. Основные правила обкатки.....	111
6.2. Классификация инструментов, работающих методом обкатки.....	113
7. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, РАБОТАЮЩИЕ ПО СХЕМЕ «РЕЙКА – КОЛЕСО»	115
7.1. Зубострогальные гребенки.....	115
7.2. Червячные фрезы для нарезания зубчатых колес.....	122
8. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, РАБОТАЮЩИЕ ПО СХЕМЕ «КОЛЕСО – КОЛЕСО».....	130
8.1. Зуборезные долбяки.....	130
8.2. Шеверы.....	142
9. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.....	146
9.1. Общие принципы нарезания конических колес.....	146
9.2. Зубострогальные резцы для прямозубых колес.....	148
9.3. Инструмент для нарезания конических колес с криволинейным зубом.....	150
10. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ОБКАТКИ НЕЭВОЛЬВЕНТНЫХ ПРОФИЛЕЙ.....	154
10.1. Червячные фрезы для обработки шлицевых валов.....	154
10.2. Резцы для обкатки фасонных поверхностей на телах вращения.....	165
11. АЛГОРИТМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОТДЕЛЬНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И ПРИМЕРЫ ИХ РЕАЛИЗАЦИИ.....	173
11.1. Фасонный резец.....	173
11.2. Круглая протяжка.....	180
11.3. Долбяк для обработки прямозубых колес внешнего зацепления.....	185
11.4. Червячная фреза для обработки шлицевых валов.....	194
Библиографический список.....	202
Приложение.....	204

ВВЕДЕНИЕ

Конкретные режущие инструменты имеют свои, присущие только им особенности. Вместе с тем сопоставление методов конструирования отдельных инструментов позволяет выявить некоторые общие принципы, лежащие в основе их проектирования, независимо от назначения и типа инструмента. К этим принципам относится прежде всего единый подход к анализу геометрии режущих лезвий и поверхностей. Геометрические параметры инструментов любой формы и назначения рассчитывают на основе формул, описывающих взаимосвязь между основными геометрическими параметрами элементарного режущего клина, модифицируя эти формулы в соответствии с условиями конкретной задачи. Применяя формулы единой геометрии, решают вопрос об углах инструмента, в частности, определяют заданные или необходимые их значения на тех участках режущих кромок и поверхностей, где складываются наихудшие условия резания.

Единый подход имеет место и при профилировании инструментов, предназначенных для изготовления сложных поверхностей. Он состоит в том, что по заданному профилю изделия определяют профиль передней поверхности инструмента и профиль в плоскости, нормальной к его задней поверхности. Первый из них, как правило, используют для контроля инструмента, а второй – для проектирования инструментов второго порядка. В случае если изделие изготавливают методом огибания, профиль инструмента определяют на основе закономерностей, справедливых для обкатки сопряженных тел.

Единый подход может быть реализован и при оптимизации элементов конструкции инструмента. Оптимизация требует математического описания целевой функции и технических ограничений, определяющих границы области возможных значений искомых па-

раметров. Оптимизации может подвергаться значение одного какого-либо параметра (например, смещение исходного контура долбяка) или комплекса параметров (например, подъем на зуб и количество черновых режущих зубьев протяжки).

В процессе проектирования применяют единый подход при обеспечении возможно большего срока службы режущих инструментов. Кроме выбора рациональных марок инструментальных материалов, улучшения свойств рабочих поверхностей, рациональной системы охлаждения и т. д. применяют общие правила определения номинальных размеров и допусков на изготовление калибрующих элементов инструмента. Номиналы, в том числе и для комплекса размеров, характеризующих исходный профиль сложных инструментов, располагают так, чтобы наилучшим образом использовать поле допуска на изготовление изделий, а допуск на калибрующие размеры – так, чтобы получить наибольший возможный запас на износ инструмента в процессе эксплуатации.

Развитие и совершенствование перечисленных выше принципиальных направлений в конструировании инструментов представляют собой важную задачу науки и производства. В предлагаемой работе сделана попытка показать, как изложенные выше общие принципы реализуются при проектировании режущих инструментов, предназначенных для изготовления изделий сложного профиля.

Содержание работы может быть условно разделено на четыре части. В первой рассматриваются наиболее общие положения, относящиеся к проектированию сложнопрофильных инструментов. Во второй части изложены методики проектирования конкретных инструментов, работающих методом копирования, а в третьей – методики проектирования инструментов, работающих методом обкатки. Четвертая часть содержит примеры реализации алгоритмов проектирования ряда инструментов, начиная с выбора исходных данных и заканчивая рабочим чертежом инструмента.

1. КЛАССИФИКАЦИЯ И ОБОБЩЕННЫЙ АЛГОРИТМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТОВ, ПРЕДНАЗНАЧЕННЫХ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

1.1. Классификация инструментов

Режущие инструменты, предназначенные для изготовления сложных поверхностей, могут быть разделены на две основные группы:

- 1) инструменты, работающие методом копирования;
- 2) инструменты, работающие методом обкатки (огибания).

Инструменты первого типа отличаются тем, что заданный профиль изделия получают путем перенесения на заготовку профиля режущей части инструмента. При этом, как правило, инструмент и заготовка совершают по отношению друг к другу два движения: главное (обеспечивающее заданную скорость резания) и движение подачи. Главное движение может быть придано инструменту (например, при зубофрезеровании дисковой фрезой) или заготовке (например, при фасонном точении). Что же касается подачи, то она может осуществляться кинематически — путем перемещения заготовки и инструмента по отношению друг к другу с помощью отдельного привода (например, при нарезании резьбы гребенкой) или быть заложена в конструкцию режущей части инструмента (например, шлицевой протяжки).

Инструменты второго типа кроме главного движения и движения подачи совершают совместно с заготовкой движение обкатки, в процессе которого профиль изделия получается как огибающая ряда последовательных положений профиля режущих кромок инструмента.

Инструменты, работающие методом копирования, имеют ряд преимуществ перед инструментами, работающими методом обкатки. Во-первых, их конструкция, как правило, проще, следовательно, сто-

имость ниже. Во-вторых, они могут применяться при обработке заготовок на универсальном оборудовании (токарных, фрезерных и т. п. станках), тогда как для работы инструментами второго типа нужны специальные станки, имеющие механизмы обкатки (зубофрезерные, зубодолбежные и др.).

Однако метод копирования имеет и недостатки. Во-первых, погрешности, свойственные профилю инструмента, непосредственно переносятся на профиль изделия. Во-вторых, если в процессе обработки необходимо периодически поворачивать заготовку для получения нескольких однотипных профилей (например, впадин между зубьями шестерни), то погрешности делительного механизма, осуществляющего поворот, тоже переносятся на изделие, непосредственно влияя на точность углового шага между повторяющимися профилями. Обоих этих недостатков не имеет метод получения сложных профилей путем обкатки, в связи с чем точность формы и расположения профилей при обработке заготовок инструментами второго типа выше, чем первого.

В заключение отметим, что к первому типу инструментов относятся, главным образом, фасонные резцы, протяжки и прошивки для обработки отверстий, резьбонарезные инструменты и фасонные фрезы. Вторую группу составляют обкаточные резцы, червячные фрезы, зуборезные гребенки и долбяки, инструменты для окончательной обработки зубчатых колес, а также инструменты для изготовления изделий с неэвольвентными поверхностями.

1.2. Обобщенный алгоритм проектирования инструментов

Несмотря на большое разнообразие технологических условий, для которых разрабатываются конструкции сложнопрофильных инструментов, порядок расчета и проектирования последних можно представить в виде обобщенного алгоритма, состоящего из ряда последовательных этапов, а именно:

- 1) получение и анализ исходных данных;
- 2) выбор вариантов конструкции и их экономическая оценка;
- 3) выбор материала режущей части;

- 4) расчет геометрических параметров инструмента;
- 5) профилирование инструмента;
- 6) анализ прочности режущей части и элементов крепления инструмента;
- 7) расчет точностных параметров инструмента;
- 8) окончательное оформление расчетов и чертежей, формулирование технических условий на изготовление и контроль инструмента.

Содержание большинства этапов зависит от конкретных технологических условий и вида инструмента, поэтому будет рассмотрено в последующих разделах издания применительно к типовым конструкциям инструментов. Вместе с тем по отдельным этапам и некоторым вопросам, относящимся к их содержанию, можно сделать общие замечания уже сейчас, чтобы не возвращаться к ним в дальнейшем.

Исходные данные должны содержать следующую информацию:

- 1) сведения об изделии (чертеж, материал, требования к точности и качеству обработанных поверхностей, программа выпуска);
- 2) сведения о технологическом процессе (наладка операции, припуск на обработку, режим резания, методы подвода охлаждающе-смазывающих технологических средств, степень автоматизации операции и смены инструмента);
- 3) сведения об оборудовании (паспортные данные, характеристика мест крепления инструмента).

Выбор вариантов конструкции выполняется на основе:

- 1) патентного поиска, анализа опыта передовых отечественных предприятий и зарубежных фирм, а также материалов, содержащихся в технической периодике и информационных изданиях;
- 2) опыта конструирования и эксплуатации инструментов на данном предприятии;
- 3) руководящих технических материалов, государственных стандартов и отраслевых нормативов;
- 4) сведений о возможности инструментальной службы предприятия изготовить ту или иную конструкцию или заказать ее другой фирме.

Предварительную экономическую оценку вариантов выполняют путем оценки затрат на операцию, обслуживаемую проектируемым инструментом:

$$З = c(\tau_o + \tau_{всп}) + p,$$

где c – минутная зарплата рабочего с учетом накладных расходов; τ_o и $\tau_{всп}$ – соответственно основное и вспомогательное время операции; p – затраты на инструмент, приходящиеся на данную операцию:

$$p = \frac{(Q + mq)\tau_o}{(m + 1)T\eta},$$

где Q – стоимость инструмента; m – количество заточек инструмента за весь срок службы; q – расходы на одну заточку; T – период стойкости инструмента; η – коэффициент, учитывающий надежность работы инструмента ($\eta < 1$).

Поскольку конструкция инструмента влияет на τ_o , $\tau_{всп}$ и p , применение того или иного варианта отражается на затратах. При сопоставлении вариантов следует выбрать тот, для которого значения Z окажутся минимальными.

Выбор режущего материала выполняется с учетом эксплуатационных, технологических и экономических требований. Кроме таких эксплуатационных требований, как термостойкость, прочность, теплопроводность и износостойкость режущего материала, следует учитывать его химическое сродство с обрабатываемым материалом. При высокой степени сродства (например, при обработке заготовок из титана инструментом, оснащенным твердыми сплавами титановольфрамовой группы, или алюминиевых сплавов инструментами с оксидной керамикой) на контактных участках режущих поверхностей активизируются адгезионные и диффузионные процессы, что ведет к ускоренному изнашиванию и разрушению инструмента.

Среди технологических требований обратим внимание на шлифуемость инструментального материала и возможно меньшую его деформацию при термообработке. Экономические требования состоят, в основном, в достижении возможно меньших затрат на инструмент, приходящихся на единицу выпускаемой продукции.

1.3. Общие принципы расчета геометрических параметров инструмента

1.3.1. Единая геометрия режущего лезвия

При разработке рабочего чертежа инструмента конструктор задает в ортогональной системе плоскостей проекции углы режущего лезвия (или лезвий), выполняемые при изготовлении инструмента. Некоторые из этих углов остаются постоянными в процессе эксплуатации инструмента, а другие могут претерпевать изменения. Например, главный угол в плане проходного токарного резца, как видно из рис. 1.1, зависит от того, цилиндрический или конический участок заготовки обрабатывается этим резцом. Если вершина резца установлена выше или ниже оси вращения заготовки, то от изначально заданных будут отличаться значения практически всех углов режущего лезвия.

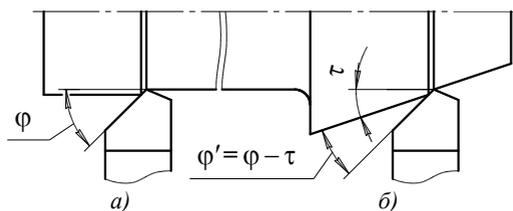


Рис. 1.1. Главный угол в плане токарного резца при обработке цилиндрической (а) и конической (б) поверхностей

Чтобы рассчитать и проанализировать углы лезвия, возникающие при работе инструмента, необходимо точно определить взаимное расположение инструмента и заготовки в процессе резания. Для этого служат шесть воображаемых плоскостей, а именно:

- 1) основная плоскость;
- 2) плоскость резания;
- 3) главная секущая плоскость;
- 4) радиальная секущая плоскость;
- 5) осевая секущая плоскость;
- 6) нормальная секущая плоскость.

Основную плоскость P_v проводят через выбранную точку M активного участка главной режущей кромки инструмента перпендикулярно вектору скорости главного движения в этой точке.

Плоскость резания P_n проводят через вектор скорости главного движения в точке M по касательной к главной режущей кромке.

Главную секущую плоскость P_τ проводят через точку M по нормали к проекции главной режущей кромки на основную плоскость (рис. 1.2, а).

Радиальную секущую плоскость P_r проводят через точку M перпендикулярно фактически существующему или номинально возможному направлению движения продольной подачи D_s , а осевую секущую плоскость P_s — перпендикулярно основной плоскости и параллельно направлению D_s (рис. 1.2, б).

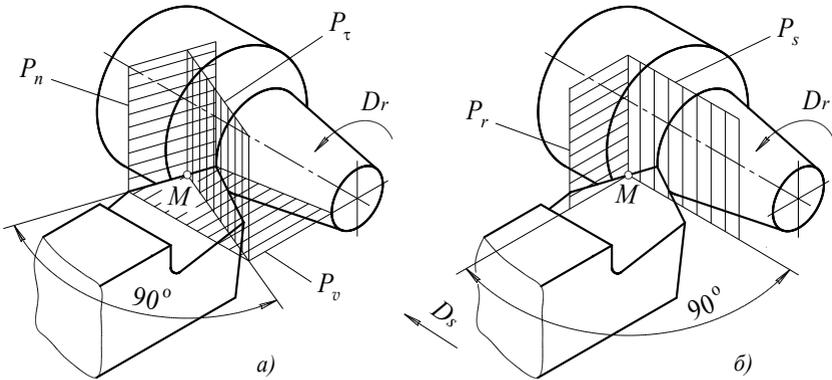


Рис. 1.2. Система плоскостей при резании

Нормальную секущую плоскость P_λ проводят перпендикулярно главной режущей кромке в данной ее точке.

В основной плоскости определяют углы лезвия в плане.

Главный угол в плане φ — это наименьший угол между касательной к проекции главной режущей кромки на основную плоскость в данной точке кромки и вектором скорости подачи инструмента v_s .

Вспомогательный угол в плане φ_1 — это наименьший угол между касательной к проекции вспомогательной кромки на основную плоскость в данной точке кромки и вектором v_s .

Углы в плане могут принимать только положительные значения.

В плоскости резания определяют угол наклона главной режущей кромки лезвия.

Угол наклона главной режущей кромки λ – это наименьший угол между главной режущей кромкой и основной плоскостью. Угол λ считают положительным, если главная режущая кромка располагается выше основной плоскости, проведенной через вершину лезвия.

В главной секущей плоскости определяют передний и задний углы лезвия, влияющие на динамику процесса резания.

Передний угол γ – это наименьший угол между плоскостью, касательной к передней поверхности инструмента в выбранной точке главной режущей кромки, и основной плоскостью. Угол γ считают положительным, если передняя поверхность располагается ниже основной плоскости, проведенной через вершину лезвия.

Главный задний угол α – это наименьший угол между плоскостью, касательной к главной задней поверхности инструмента в выбранной точке главной режущей кромки, и плоскостью резания. Задний угол может принимать только положительные значения.

Из шести плоскостей, определяющих взаимное расположение инструмента и заготовки в процессе резания, две (P_s и P_r), как правило, совпадают с плоскостями ортогональной системы проекций, в которой выполняется чертеж инструмента. Именно углы в этих плоскостях (передние γ_s, γ_r и задние α_s, α_r) задаются конструктором инструмента и остаются неизменными при различных схемах наладки инструмента.

Для того чтобы получить зависимости между углами в главной, осевой и радиальной секущих плоскостях, рассмотрим рис. 1.3, на котором в качестве примера изображено режущее лезвие с передним углом $\gamma > 0$ и углом наклона главной режущей кромки $\lambda > 0$.

Пусть CE – проекция участка главной режущей кромки на основную плоскость P_v . Проведем через некоторую точку M этого участка главную, осевую и радиальную секущую плоскости (на рис. 1.3 следы этих плоскостей обозначены P_τ, P_s и P_r) и построим сечения режущего клина этими плоскостями.

Выберем на передней поверхности лезвия некоторую точку N , принадлежащую плоскости P_τ , и проведем через нее плоскость, параллельную плоскости резания P_n . След P_{n1} этой плоскости пересечет следы плоскостей P_s и P_r в точках A и B соответственно.

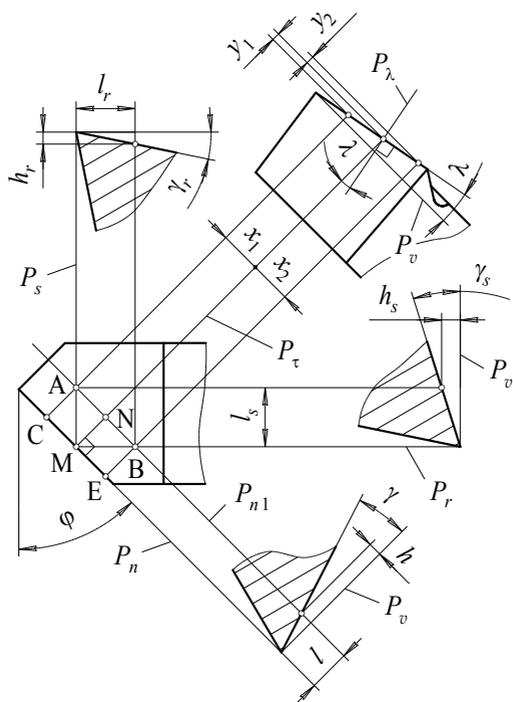


Рис. 1.3. К выводу формул взаимосвязи передних углов режущего лезвия

Пусть расстояние между точками M и N , измеренное в основной плоскости, равно l . Тогда, поскольку в рассматриваемом примере режущее лезвие имеет положительный передний угол, точка N будет находиться ниже точки M на $h = l \operatorname{tg} \gamma$. При нулевом угле наклона главной режущей кромки точки A , B и N находились бы на одинаковом расстоянии от основной плоскости. В нашем случае главная режущая кромка (а следовательно, и параллельная ей прямая AB) наклонена по отношению к основной плоскости под углом $\lambda > 0$, поэтому точка A лежит ниже, а точка B – выше точки N . При этом точка A находится ниже точки N на столько же, на сколько точка C режущей кромки лежит ниже точки M , т. е. на $y_1 = x_1 \operatorname{tg} \lambda$. Соответственно точка B лежит выше точки N на столько же, на сколько точка E кромки превышает точку M , т. е. на $y_2 = x_2 \operatorname{tg} \lambda$.

Таким образом, точка A находится ниже точки M на $h_s = h + y_1$, а точка B ниже точки M на $h_r = h - y_2$. Тогда, как видно из рис. 1.3,

$$\operatorname{tg} \gamma_s = \frac{h_s}{l_s} = \frac{l \operatorname{tg} \gamma + x_1 \operatorname{tg} \lambda}{l_s}; \quad (1.1)$$

$$\operatorname{tg} \gamma_r = \frac{h_r}{l_r} = \frac{l \operatorname{tg} \gamma - x_2 \operatorname{tg} \lambda}{l_r}. \quad (1.2)$$

Из треугольника AMN

$$\frac{l}{l_s} = \sin \varphi; \quad \frac{x_1}{l_s} = \cos \varphi, \quad (1.3)$$

а из треугольника BMN

$$\frac{l}{l_r} = \cos \varphi; \quad \frac{x_2}{l_r} = \sin \varphi. \quad (1.4)$$

С учетом (1.3) и (1.4) выражения (1.1) и (1.2) принимают вид

$$\operatorname{tg} \gamma_s = \operatorname{tg} \gamma \sin \varphi + \operatorname{tg} \lambda \cos \varphi; \quad (1.5)$$

$$\operatorname{tg} \gamma_r = \operatorname{tg} \gamma \cos \varphi - \operatorname{tg} \lambda \sin \varphi. \quad (1.6)$$

Умножая (1.5) на $\sin \varphi$, а (1.6) на $\cos \varphi$ и складывая полученные выражения, находим, что

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_s \sin \varphi + \operatorname{tg} \gamma_r \cos \varphi. \quad (1.7)$$

Путем столь же несложных математических преобразований из (1.5) и (1.6) можем получить зависимость для определения угла наклона главной режущей кромки, если на чертеже инструмента проставлены углы γ_s и γ_r :

$$\operatorname{tg} \lambda = \operatorname{tg} \gamma_s \cos \varphi - \operatorname{tg} \gamma_r \sin \varphi. \quad (1.8)$$

Из рис. 1.3 видно, что нормальная секущая плоскость P_λ совпадает с главной секущей плоскостью P_τ только при $\lambda = 0$. В остальных случаях эти плоскости имеют различное положение в пространстве. При этом, однако, всегда соблюдается соотношение

$$\operatorname{tg} \gamma_\lambda = \operatorname{tg} \gamma \cos \lambda. \quad (1.9)$$

Чтобы получить зависимости между главными задними углами в различных плоскостях, выберем на задней поверхности лезвия некоторую точку Q , принадлежащую осевой секущей плоскости P_s и находящуюся на q_s ниже точки M (рис. 1.4). Проведем через точку Q

плоскость, параллельную плоскости P_n . След P_{n2} этой плоскости пересечет след плоскости P_τ в точке G , расположенной ниже точки M на $q = m \operatorname{ctg} \alpha$.

При нулевом угле наклона главной режущей кромки точки G и Q находились бы на одинаковом расстоянии от основной плоскости. Однако из-за того, что главная режущая кромка наклонена по отношению к плоскости P_v на угол $\lambda > 0$, точка Q лежит ниже точки G на столько же, на сколько точка F режущей кромки лежит ниже точки M , т. е. на $y = x \operatorname{tg} \lambda$.

Раз точка Q находится ниже M на $q_s = q + y$, то

$$\operatorname{ctg} \alpha_s = \frac{q_s}{m_s} = \frac{m}{m_s} \operatorname{ctg} \alpha + \frac{x}{m_s} \operatorname{tg} \lambda. \quad (1.10)$$

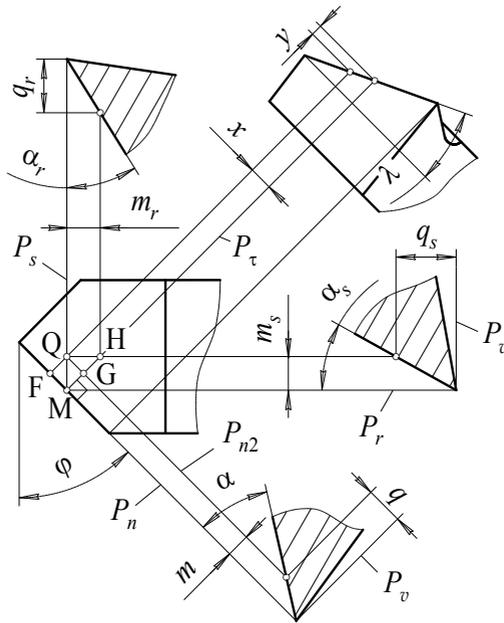


Рис. 1.4. К выводу формул взаимосвязи задних углов режущего лезвия

Как видно из треугольника GMQ , в котором $\angle MQG = \varphi$,

$$m/m_s = \sin \varphi; \quad x/m_s = \cos \varphi.$$

Тогда выражение (1.10) принимает вид

$$\operatorname{ctg} \alpha_s = \operatorname{ctg} \alpha \sin \varphi + \operatorname{tg} \lambda \cos \varphi. \quad (1.11)$$

Если ввести некоторый угол η , отвечающий условию $\operatorname{tg} \eta = \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \lambda$, то после несложных тригонометрических преобразований выражение (1.11) можно переписать в виде

$$\operatorname{tg} \alpha_s = \frac{\cos \eta}{\sin(\varphi + \eta)} \operatorname{tg} \alpha. \quad (1.12)$$

Выбрав точку H , принадлежащую задней поверхности лезвия и плоскости P_r (рис. 1.4), и рассуждая по аналогии с изложенным выше, получаем

$$\operatorname{ctg} \alpha_r = \operatorname{ctg} \alpha \cos \varphi - \operatorname{tg} \lambda \sin \varphi; \quad (1.13)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_r = \frac{\cos \eta}{\cos(\varphi + \eta)} \operatorname{tg} \alpha. \quad (1.14)$$

Формулы (1.5)–(1.9) и (1.11)–(1.14), отражающие взаимосвязь между углами режущего лезвия, измеренными в различных плоскостях, часто называют формулами *единой геометрии инструмента*, поскольку они применимы для анализа геометрических параметров всех режущих инструментов – от простых (например, токарного резца) до сложных (например, зуборезного долбяка).

1.3.2. Влияние установки инструмента на геометрию лезвия

В ряде случаев можно скорректировать фактическую геометрию инструмента, изменяя взаимное положение инструмента и заготовки в процессе резания, т. е. расположение в пространстве плоскостей P_v , P_n и P_r . Следует, однако, учитывать, что изменение одного параметра (например, заднего угла) влечет за собой изменение других параметров лезвия.

На рис. 1.5 показаны сечения токарного резца и заготовки радиальной секущей плоскостью P_r . Если вершину резца установить на одном уровне с осью вращения заготовки, то основная плоскость P_{vo} будет проходить горизонтально, а плоскость резания P_{no} – вертикально (рис. 1.5, а). Сместив вершину на некоторое расстояние h вниз

(рис. 1.5, б) или вверх (рис. 1.5, в) от оси заготовки и проводя для этих положений инструмента основные плоскости и плоскости резания по правилам, изложенным в 1.3.1, обнаруживаем, что плоскости P_{vh} и P_{nh} оказались повернутыми относительно P_{vo} и P_{no} на угол

$$\varepsilon_h = \arcsin \frac{2h}{d}, \quad (1.15)$$

где d — обрабатываемый диаметр.

Фактические углы лезвия в радиальной секущей плоскости, отсчитанные от основной плоскости P_{vh} , при смещении вершины окажутся равными

$$\gamma_{rh} = \gamma_{ro} \pm \varepsilon_h; \quad (1.16)$$

$$\alpha_{rh} = \alpha_{ro} \mp \varepsilon_h. \quad (1.17)$$

Несложно показать, что при расставивании знаки в формулах (1.16) и (1.17) меняются на обратные. В дальнейшем имеет смысл использовать формулы для расчета переднего и заднего углов в радиальной секущей плоскости при вертикальном смещении вершины инструмента в виде

$$\gamma_{rh} = \gamma_{ro} + \varepsilon_h; \quad (1.18)$$

$$\alpha_{rh} = \alpha_{ro} - \varepsilon_h, \quad (1.19)$$

назначая знак угла ε_h по табл. 1.1. Такие же знаки должны быть присвоены углам смещения, входящим в последующие формулы.

Плоскость P_{vh} , как и плоскость P_{vo} , проходит через ось вращения заготовки. Линии пересечения этих плоскостей соответственно с плоскостями P_{sh} и P_{so} — это прямые, параллельные друг другу и оси заготовки. Следовательно, углы γ_s и α_s при смещении вершины резца не изменяются.

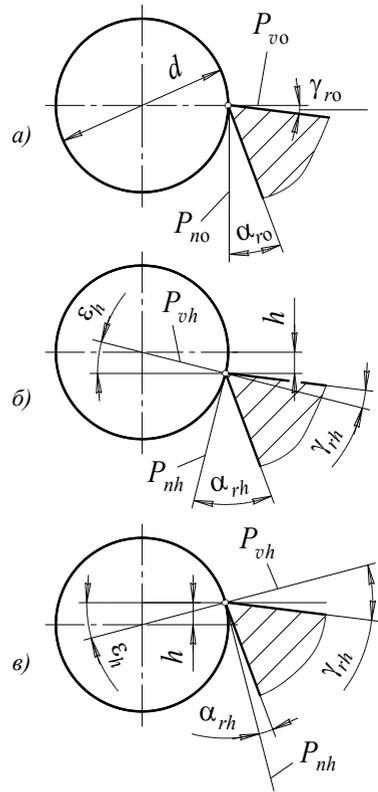


Рис. 1.5. Изменение углов лезвия при смещении его вершины

Таблица 1.1

Знак угла смещения ε_h

Вид обработки	Смещение вершины	
	вверх	вниз
Обтачивание	+	–
Растачивание	–	+

Разделив (1.11) на (1.13), для точения резцом с углом $\lambda = 0$ и вершиной, смещенной относительно оси заготовки, можем записать

$$\operatorname{tg} \varphi_h = \operatorname{tg} \alpha_{rh} \operatorname{ctg} \alpha_s.$$

Из последнего выражения видно, что главный угол в плане ведет себя так же, как главный задний угол, т. е. увеличивается или уменьшается в зависимости от схемы обработки и смещения вершины резца от оси заготовки.

Для того чтобы получить зависимость, связывающую угол φ_h с углом смещения ε_h и углами φ_0 и λ_0 , выполненными при изготовлении инструмента, нет необходимости рассматривать режущее лезвие в целом. Достаточно рассмотреть главную режущую кромку и ее положение относительно двух основных плоскостей: исходной и смещенной.

На рис. 1.6 исходная основная плоскость P_{v_0} расположена горизонтально, а смещенная основная плоскость P_{vh} – ниже P_{v_0} под углом ε_h к ней. Пусть OA – главная режущая кромка резца, обтачивающего заготовку по наружной поверхности ($\varepsilon_h < 0$). Допустим, что эта кромка имеет длину l и угол наклона $\lambda_0 > 0$, измеренный в исходной плоскости резания $P_{н_0}$. Исходный главный угол в плане φ_0 – это угол между проекцией OA_0 главной режущей кромки на основную плоскость P_{v_0} и вектором скорости подачи v_s (рис. 1.6, а).

Спроецируем главную режущую кромку на плоскость P_{vh} , для чего из точки A опустим перпендикуляр AA_h на прямую BC (из рис. 1.6, а видно, что эта прямая находится в плоскости, образованной прямыми AA_0 и A_0C) и соединим точки O и A_h . Угол φ_h , который проекция OA_h составляет с вектором v_s , и будет фактическим главным углом в плане, возникшим при вертикальном смещении вершины лезвия ниже уровня оси вращения заготовки.

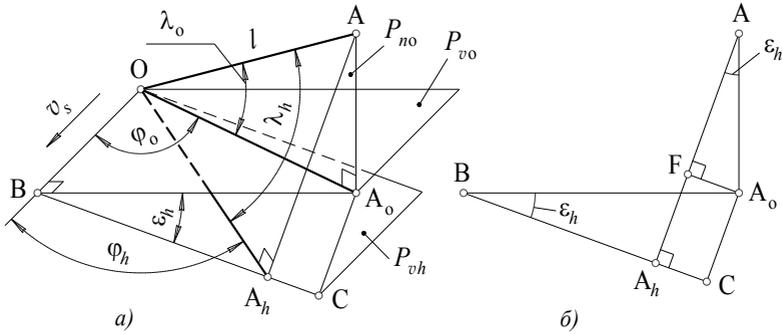


Рис. 1.6. К выводу формул расчета углов лезвия при смещении его вершины

Из прямоугольного треугольника OA_hB

$$\operatorname{tg} \varphi_h = \frac{\overline{A_hB}}{\overline{OB}}. \quad (1.20)$$

Так как $\overline{OA_0} = l \cos \lambda_0$; $\overline{AA_0} = l \sin \lambda_0$ (см. треугольник OAA_0), то из треугольника OA_0B получаем

$$\left. \begin{aligned} \overline{OB} &= \overline{OA_0} \cos \varphi_0 = l \cos \varphi_0 \cos \lambda_0; \\ \overline{A_0B} &= \overline{OA_0} \sin \varphi_0 = l \sin \varphi_0 \cos \lambda_0. \end{aligned} \right\} \quad (1.21)$$

Из треугольника A_0BC

$$\overline{BC} = \overline{A_0B} \cos \varepsilon_h = l \sin \varphi_0 \cos \lambda_0 \cos \varepsilon_h.$$

Теперь рассмотрим плоскость, которой принадлежат точки A , A_0 , B и C (рис. 1.6, б). Поскольку $\angle A_0AF = \angle A_0BC = \varepsilon_h$ (это углы с взаимно перпендикулярными сторонами), то

$$\overline{A_hC} = \overline{A_0F} = \overline{A_0A} \cdot |\sin \varepsilon_h| = l \sin \lambda_0 |\sin \varepsilon_h|.$$

Тогда

$$\overline{A_hB} = \overline{BC} - \overline{A_hC} = l(\sin \varphi_0 \cos \lambda_0 \cos \varepsilon_h - \sin \lambda_0 |\sin \varepsilon_h|). \quad (1.22)$$

Подставляя (1.21) и (1.22) в (1.20), получаем

$$\operatorname{tg} \varphi_h = \frac{\sin \varphi_0 \cos \lambda_0 \cos \varepsilon_h - \sin \lambda_0 |\sin \varepsilon_h|}{\cos \varphi_0 \cos \lambda_0}. \quad (1.23)$$

Раскрываем модуль в (1.23), имея в виду, что $|\varepsilon_h| < 90^\circ$, и после несложных преобразований окончательно получаем

$$\operatorname{tg} \varphi_h = \operatorname{tg} \varphi_0 \cos \varepsilon_h + \frac{\sin \varepsilon_h}{\cos \varphi_0} \operatorname{tg} \lambda_0. \quad (1.24)$$

Выражение (1.24) является универсальным и позволяет рассчитать значение угла φ_h при положительных, отрицательных и нулевых углах λ_0 и ε_h .

При смещении вершины лезвия изменяется и угол наклона режущей кромки λ_h . Этот угол следует определять в новой плоскости резания P_{rh} , которая проходит через кромку OA перпендикулярно плоскости P_{vh} и задана на рис. 1.6, а прямоугольным треугольником OAA_h . Из этого треугольника

$$\sin \lambda_h = \frac{\overline{AA_h}}{l}.$$

Из рис. 1.6, б видно, что

$$\begin{aligned} \overline{AA_h} &= \overline{AF} + \overline{A_hF} = \overline{AA_0} \cdot \cos \varepsilon_h + \overline{A_0C} = \\ &= l(\sin \lambda_0 \cos \varepsilon_h + \sin \varphi_0 \cos \lambda_0 |\sin \varepsilon_h|). \end{aligned}$$

Тогда

$$\sin \lambda_h = \sin \lambda_0 \cos \varepsilon_h + \sin \varphi_0 \cos \lambda_0 |\sin \varepsilon_h|.$$

Раскрыв модуль, перепишем последнее выражение в виде

$$\sin \lambda_h = \cos \lambda_0 \cos \varepsilon_h (\operatorname{tg} \lambda_0 - \sin \varphi_0 \operatorname{tg} \varepsilon_h). \quad (1.25)$$

Как и (1.24), выражение (1.25) является универсальным и позволяет рассчитать значение угла λ_h при любых углах λ_0 и ε_h .

Зная углы γ_{rh} , α_{rh} , φ_h и λ_h , можем по формулам единой геометрии рассчитать передний и главный задний углы режущего лезвия в новой главной секущей плоскости P_{th} . Из (1.6) после простых преобразований получаем

$$\operatorname{ctg} \alpha_h = \frac{\operatorname{ctg}(\alpha_{ro} - \varepsilon_h)}{\cos \varphi_h} + \operatorname{tg} \lambda_h \operatorname{tg} \varphi_h, \quad (1.26)$$

а из (1.13):

$$\operatorname{ctg} \alpha_h = \frac{\operatorname{ctg}(\alpha_{ro} - \varepsilon_h)}{\cos \varphi_h} + \operatorname{tg} \lambda_h \operatorname{tg} \varphi_h. \quad (1.27)$$

Пример 1.1. На чертеже токарного резца указаны главный угол в плане 45° , угол наклона главной режущей кромки 5° и задний угол в радиальной секущей плоскости 5° .

Какие фактические главный угол в плане и задний угол будет иметь резец, если при изготовлении вала диаметром 76 мм установить вершину инструмента на 10 мм ниже оси вращения заготовки?

Из (1.15) с учетом табл. 1.1: $\varepsilon_h = -15,26^\circ$ (наружное точение, вершина ниже оси).

Из (1.24): $\operatorname{tg}\varphi_h = 0,932 \Rightarrow \varphi_h = 43^\circ$.

Из (1.25): $\sin\lambda_h = 0,27 \Rightarrow \lambda_h = 15,6^\circ$.

Из (1.27): $\operatorname{ctg}\alpha_h = 3,965 \Rightarrow \alpha_h \approx 14^\circ$.

В заключение необходимо заметить, что за счет изменения установки может быть скорректирована геометрия однолезвийного инструмента (токарных и строгальных резцов), однако недопустимо изменять параметры установки многолезвийных инструментов с плоскими базовыми поверхностями (призматических фасонных резцов, протяжек для обработки наружных контуров, зуборезных гребенок), поскольку это приведет к изменению размеров и искажению формы обработанной поверхности.

1.3.3. Целесообразные углы режущего лезвия

Как известно из теории резания материалов, основными углами, определяющими динамику процесса резания, являются передний и задний углы режущего лезвия в главной секущей плоскости. На значения γ и α , целесообразные для той или иной технологической операции, влияет целый ряд факторов, в том числе вид режущего инструмента, свойства обрабатываемого и инструментального материалов, режим резания.

Многофакторная зависимость геометрических параметров лезвия от технологических условий означает, что в идеале задачу выбора целесообразных углов инструмента следует решать математически, задавая целевую функцию и систему технических ограничений. Однако при проектировании инструмента, как правило, не решают оптимизационных задач, а принимают некоторые средние значения углов, приведенные в технической литературе и полученные на базе научных исследований и производственного опыта.

Ориентировочные значения углов γ и α можно также рассчитать по формулам, структура которых была предложена М.Н. Лариным и позднее усовершенствована А.Н. Резниковым [13].

Формула для расчета переднего угла при резании сталей имеет вид

$$\gamma = C_\gamma \left(\frac{\sigma_B}{1000} \right)^x, \quad (1.28)$$

а при обработке чугуна

$$\gamma = \frac{C_\gamma}{\text{HB}^x}, \quad (1.29)$$

где σ_b – предел прочности обрабатываемого материала, МПа; HB – его твердость по Бринеллю. Результат вычисления получается в угловых градусах.

Значения коэффициентов и показателей степени в формулах приведены в табл. 1.2.

Целесообразный задний угол при резании черных металлов может быть рассчитан по формуле

$$\alpha_{\text{опт}} = \frac{C_\alpha}{a^{0,3}}, \quad (1.30)$$

в которой a – толщина среза, мм. При обработке сталей $C_\alpha = 7,6$, а при обработке чугуна $C_\alpha = 5,4$.

Таблица 1.2

Коэффициенты в формулах (1.28) и (1.29) [13]

Инструментальный материал	Коэффициент	Обрабатываемый материал		
		Сталь		Чугун
		$\sigma_b \leq 800$ МПа	$\sigma_b > 800$ МПа	
Твердый сплав	C_γ	0,25	–5,0	$2,5 \cdot 10^5$
	x	–8,0	8,0	2,0
Быстрорежущая сталь	C_γ	11,0	не применяется	$6,5 \cdot 10^3$
	x	–1,0		1,2

Пример 1.2. Проектируется токарный резец для обработки заготовки из легированной стали 40ХН ($\sigma_b = 980$ МПа) с толщиной среза 0,5 мм. Какие передний и задний углы в главной секущей плоскости целесообразно придать этому резцу?

Из табл. 1.2: $C_\gamma = -5$; $x = 8$ (материал режущей части – твердый сплав).

Из (1.28): $\gamma \approx -4^\circ$. Из (1.30): $\alpha \approx 9^\circ$.

Вопросы для самоконтроля

1. В чем принципиальное отличие инструментов, работающих методами копирования и обкатки?
2. Каковы основные этапы проектирования инструментов?
3. Сколько воображаемых плоскостей определяет взаимное расположение инструмента и заготовки в процессе резания?
4. Как проходит основная плоскость?
5. Как проходит главная секущая плоскость?
6. В какой плоскости определяют главный и вспомогательный углы в плане режущего лезвия?
7. Как расположена передняя поверхность лезвия, если его передний угол отрицателен?
8. В каком случае угол наклона главной режущей кромки равен нулю?
9. Какие значения не могут принимать задние углы режущего лезвия?
10. Куда следует сместить вершину резца, чтобы при растачивании отверстия увеличить передний угол лезвия в радиальной секущей плоскости?

ИНСТРУМЕНТЫ,

РАБОТАЮЩИЕ

МЕТОДОМ

КОПИРОВАНИЯ

2. ФАСОННЫЕ РЕЗЦЫ

2.1. Классификация фасонных резцов

Фасонные резцы – один из самых распространенных инструментов автоматизированного производства. Фасонные резцы способны одновременно изготавливать систему поверхностей на изделии, которую иначе пришлось бы обрабатывать последовательно на станке с ЧПУ или набором последовательно используемых простых резцов. Это обеспечивает сокращение как машинного, так и вспомогательного времени операции, а следовательно, высокую производительность обработки резанием.

По форме поверхности, несущей фасонный профиль, резцы делятся на *призматические* и *круглые*. Призматические резцы применяются для обработки только наружных, а круглые – наружных и внутренних поверхностей. Призматические резцы обладают большей надежностью крепления и прочностью режущей кромки, однако круглые более просты в изготовлении и выдерживают большее число заточек.

По способу подачи фасонные резцы подразделяют на *радиальные* и *тангенциальные*. Из рис. 2.1 видно, что в конечном положении 0, обеспечивающее обработку полного профиля изделия, инструмент может быть доставлен из положения I с помощью радиального движения подачи D_{s1} или из положения II с помощью движения D_{s2} по касательной к поверхности заготовки.

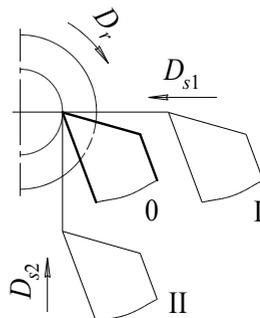


Рис. 2.1. Способы подачи фасонных резцов

правило, призматические) применяют при обработке маложестких заготовок с неглубокими профилями.

По направлению врезания различают *ортогональные* и *неортогональные* радиальные резцы. Направление врезания первых перпендикулярно оси вращения заготовки, а у вторых врезание происходит под углом к этой оси. В качестве неортогональных используют, как правило, круглые резцы.

Резцы с ортогональным и неортогональным врезанием отличаются положением базовой линии. *Базовой линией* называется прямая, проведенная через некоторую точку профиля инструмента перпендикулярно направлению его врезания и принадлежащая основной плоскости (см. 1.3.1), проведенной через ту же точку профиля. На рис. 2.2, *а* показан пример положения базовой линии *k* при работе ортогонального резца, а на рис. 2.2, *б* – неортогонального. Базовая линия всегда лежит в одной плоскости с осью вращения заготовки, причем при ортогональном врезании она параллельна этой оси, а при неортогональном – составляет с нею некоторый угол ε . Из рис. 2.2 видно, что точки профиля, через которые проходит базовая линия, при различных направлениях врезания могут оказаться разными.

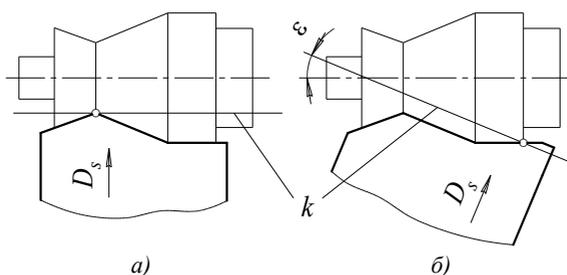


Рис. 2.2. Базовая линия при фасонном точении

Базовую линию следует выбирать таким образом, чтобы, по возможности, все точки теоретического активного профиля инструмента располагались внутри воображаемой поверхности, образованной вращением базовой линии вокруг оси заготовки. Проще говоря, при проектировании ортогонального инструмента базовую линию целесообразно проводить через точку обрабатываемого профиля, наиболее близкую к оси вращения заготовки, а при проектировании неортогонального

– через точку обрабатываемого профиля, которая наиболее удалена от оси круглого резца или от заднего торца призматического резца.

Правильный выбор базовой линии играет важную роль при проектировании фасонных резцов, поскольку от нее отсчитывают высоты профиля и углы в плане в различных точках режущей кромки инструмента.

Чтобы снизить нагрузки на инструмент в процессе резания и, как следствие, повысить точность обработки, фасонные резцы проектируют с положительным (в редких случаях – нулевым) передним углом, величину которого выбирают в зависимости от обрабатываемого материала (см. 1.3.3).

Задние углы назначают в пределах $10...12^\circ$ для круглых резцов и $12...15^\circ$ – для призматических.

Следует сразу заметить, что речь идет об углах, выполняемых на инструменте в процессе его изготовления и обеспечиваемых его установкой относительно заготовки, т. е. фактически об углах γ_{π_0} и α_{π_0} в радиальной секущей плоскости при работе ортогонального инструмента и углах в плоскости, перпендикулярной базовой линии, при работе инструмента с неортогональным радиальным врезанием.

2.2. Анализ углов радиальных фасонных резцов

Пусть при обработке некоторого профиля ортогональный фасонный резец установлен таким образом, что в конечном положении на диаметре d_0 , соответствующем базовой линии k , имеет передний угол γ_{π_0} и задний угол α_{π_0} в радиальной секущей плоскости P_r (рис. 2.3).

Выберем на профиле инструмента некоторую точку B , не принадлежащую базовой линии и образующую на профиле изделия окружность диаметром $d_i > d_0$. В этой точке основная плоскость P_{vi} не будет расположена горизонтально, как плоскость P_{v0} в точке A на базовой линии, а плоскость резания P_{ri} не будет вертикальной, как плоскость P_{r0} . Значит, как видно из рис. 2.3, передний угол γ_{ri} в точке B окажется меньше угла γ_{π_0} , а задний угол α_{ri} – больше угла α_{π_0} .

Соотношение между γ_{ri} и γ_{π_0} можем определить из треугольника AOB , в котором $\angle ABO = \gamma_{ri}$, а $\angle OAB = 180^\circ - \gamma_{\pi_0}$. Используя теорему синусов, имеем

$$\sin \gamma_{ri} = \frac{d_o}{d_i} \sin \gamma_{ro}. \quad (2.1)$$

Задний угол α_{ri} будет больше α_{ro} на столько, на сколько γ_{ri} меньше γ_{ro} :

$$\alpha_{ri} = \alpha_{ro} + (\gamma_{ro} - \gamma_{ri}). \quad (2.2)$$

Динамика процесса резания определяется, как уже упоминалось, углами инструмента в главной секущей плоскости. В точках профиля реза, принадлежащих базовой линии, эта плоскость совпадает с плоскостью P_r , т.е. $\gamma_o = \gamma_{ro}$ и $\alpha_o = \alpha_{ro}$. Для того чтобы найти углы γ_i и α_i в некоторой точке B , необходимо построить проекцию профиля инструмента на основную плоскость P_{vi} , проходящую через данную точку, как это сделано на рис. 2.3. На этой же проекции в соответствии с правилами единой геометрии инструмента следует измерять главный угол в плане φ_i (назовем его для краткости углом профиля) как наименьший угол между касательной к профилю в точке B и базовой линией k .

В общем случае угол φ_i не равен углу в плоскости P_{vo} , который был выполнен при изготовлении реза. Для его определения мысленно разделим инструмент плоскостями, перпендикулярными оси заготовки, на систему узких лезвий и рассмотрим то из них, у которого точка B является вершиной. Фактически мы получили резец с вершиной, установленной ниже оси вращения заготовки на угол смещения $\varepsilon_h = \gamma_{ro} - \gamma_{ri}$.

Тогда, используя формулу (1.24) при $\lambda_o = 0$, можем записать

$$\operatorname{tg} \varphi_i = \operatorname{tg} \varphi_{io} \cos(\gamma_{ro} - \gamma_{ri}), \quad (2.3)$$

где φ_{io} – угол профиля инструмента в плоскости P_{vo} или, что то же самое, угол профиля изделия в точке, лежащей на диаметре d_i .

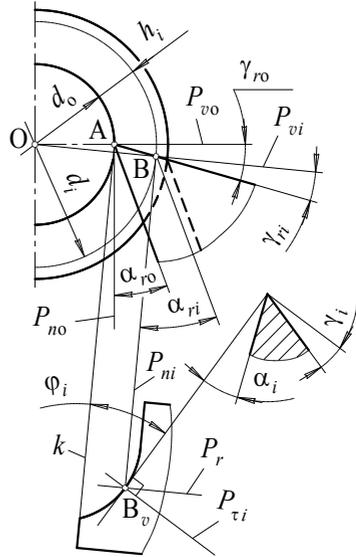


Рис. 2.3. К анализу углов фасонного реза

Фасонные резцы проектируют с передним углом $\gamma_s = 0$. В таком случае с помощью выражения (1.7) из единой геометрии инструмента получаем

$$\operatorname{tg} \gamma_i = \operatorname{tg} \gamma_{ri} \cos \varphi_i. \quad (2.4)$$

Положив $\lambda = 0$, из (1.13) находим, что задний угол в главной секущей плоскости

$$\operatorname{tg} \alpha_i = \operatorname{tg} \alpha_{ri} \cos \varphi_i. \quad (2.5)$$

В тех точках профиля, где одна поверхность изделия переходит в другую, значения углов φ_{i0} изменяются скачкообразно, вследствие чего график изменения углов γ_i и α_i вдоль профиля инструмента имеет точки разрыва. Покажем это на простом примере. На рис. 2.4 изображен профиль вала, состоящего из двух цилиндрических ступеней и соединяющей их конической поверхности. Базовая линия k в соответствии с правилами, изложенными выше, проведена по образующей меньшей ступени.

Пусть резец, предназначенный для обработки этого вала, установлен таким образом, что имеет на базовой линии углы γ_{r0} и α_{r0} . Тогда в точке 1 профиля резца, принадлежащей базовой линии, $\gamma_1 = \gamma_{r0}$ и $\alpha_1 = \alpha_{r0}$. Поскольку слева в окрестности точки 2 угол профиля $\varphi_2^- = 0$, то $\gamma_2^- = \gamma_{r0}$, а $\alpha_2^- = \alpha_{r0}$. В окрестности точки 2 справа $\varphi_2^+ \neq 0$, значит, $\cos \varphi_2^+ < 1$. В этом случае, как следует из (2.4) и (2.5), $\gamma_2^+ < \gamma_{r0}$ и $\alpha_2^+ < \alpha_{r0}$. Таким образом, в точке с координатой $x = l_1$ функции $\gamma = f_1(x)$ и $\alpha = f_2(x)$ имеют конечный разрыв первого рода.

На участке 2–3 угол профиля остается постоянным, а текущий диаметр d_i возрастает. В соответствии с (2.1) и (2.4) это вызывает уменьшение углов γ_{ri} и γ_i . Уменьшение γ_{ri} приводит, как видно из (2.2) и (2.5), к возрастанию углов α_{ri} и α_i на участке от $x = l_1$ до $x = l_2$ (рис. 2.4).

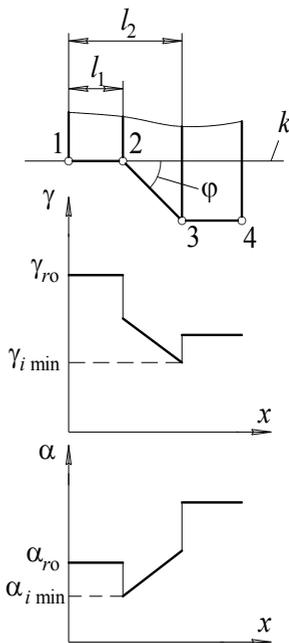


Рис. 2.4. Изменение углов вдоль профиля резца

Строго говоря, изменение величин γ_i и α_i происходит не по линейному закону, который показан на рис. 2.4, а по сложной тригонометрической кривой. Но поскольку нас интересуют не закономерности изменения углов, которые являются монотонными в применяемом диапазоне γ_{σ_0} и α_{σ_0} , а лишь их значения в характерных точках профиля инструмента, эту нелинейность учитывать нет необходимости.

В точке 3 вновь происходит изменение угла профиля, на этот раз в обратную сторону – от $\varphi_3^- > 0$ до $\varphi_3^+ = 0$. Функции $\gamma = f_1(x)$ и $\alpha = f_2(x)$ опять имеют разрыв, теперь со скачком вверх. При этом, поскольку текущее значение переднего угла к моменту второго скачка стало меньше, чем было к моменту первого, сам скачок тоже имеет меньшую величину. Задний угол, наоборот, совершает больший скачок, поскольку оказалось, что $f_2(l_2) > f_2(l_1)$.

Анализ графиков рис. 2.4 позволяет сделать вывод о том, что наихудших условий резания следует ожидать на тех участках профиля инструмента, которые составляют с базовой линией наибольшие углы. При этом самые удаленные от базовой линии участки профиля являются наиболее опасными с точки зрения уменьшения переднего угла в главной секущей плоскости, а самые близкие к базовой линии – с точки зрения уменьшения заднего угла.

Выше уже указывалось, что для нормальной работы фасонных резцов они должны иметь неотрицательные передние углы. Задние углы резцов, как показывает практика, должны отвечать условию $\alpha_{i \min} \geq 2^\circ$. Анализ изменения углов вдоль профиля инструмента позволяет выявить нарушения этих условий и исправить положение за счет увеличения углов γ_{σ_0} и α_{σ_0} . Если корректировка углов γ_{σ_0} и α_{σ_0} в разумных пределах не дает ожидаемого результата, следует перейти к проектированию фасонного резца с неортогональным врезанием.

Неортогональные резцы необходимы и в тех случаях, когда профиль изделия имеет участки, перпендикулярные оси вращения заготовки. Из (2.4) и (2.5) видно, что при $\varphi_{\sigma_0} = 90^\circ$ задний угол в главной секущей плоскости $\alpha_i = 0$ вне зависимости от того, какой угол был задан при изготовлении и установке инструмента. Вопросы проектирования неортогональных фасонных резцов рассматриваются в подразделе 2.5.

2.3. Профилирование радиальных фасонных резцов

2.3.1. Расчет высот профилей

Окончательная обработка профильной поверхности фасонного резца производится на операции шлифования.

Призматический резец устанавливают на поверхность I , которая является установочной базой инструмента, и абразивным кругом соответствующего профиля производят плоское шлифование задней поверхности резца (рис. 2.5, а). В каждый момент времени профиль круга воспроизводится в плоскости Φ резца, перпендикулярной его продольной геометрической оси.

Если отойти от привязки плоскости Φ к продольной оси, то несложно обнаружить, что эта плоскость параллельна базовой линии k призматического резца и перпендикулярна к тем участкам A_{α_0} его задней поверхности, которые имеют точки на базовой линии.

Круглый фасонный резец на операции круглого шлифования профиля базируют по посадочному отверстию 2. Профиль шлифовального круга при этом воспроизводится в диаметральной плоскости резца (рис. 2.5, б), которая, как и плоскость Φ призматического резца, нормальна к тем участкам его задней поверхности, которые имеют точки на базовой линии.

Назовем профиль, существующий в плоскости Φ призматического резца или в диаметральной плоскости круглого резца, *шлифуемым профилем* инструмента. Тогда задача профилирования фасонных резцов может быть сформулирована следующим образом: определить параметры (высоты, радиусы и т. д.) шлифуемого профиля инструмента, зная соответствующие параметры *исходного профиля* (т. е. профиля изделия).

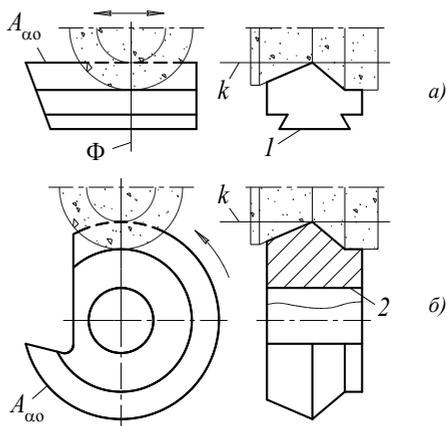


Рис. 2.5. Шлифование профиля призматического (а) и круглого (б) фасонных резцов

Высота исходного профиля в точке B на диаметре d_i (рис. 2.3)

$$h_i = (d_i - d_o)/2. \quad (2.6)$$

Определим для этой же точки высоту профиля, расположенного в плоскости передней поверхности инструмента (назовем его *промежуточным*).

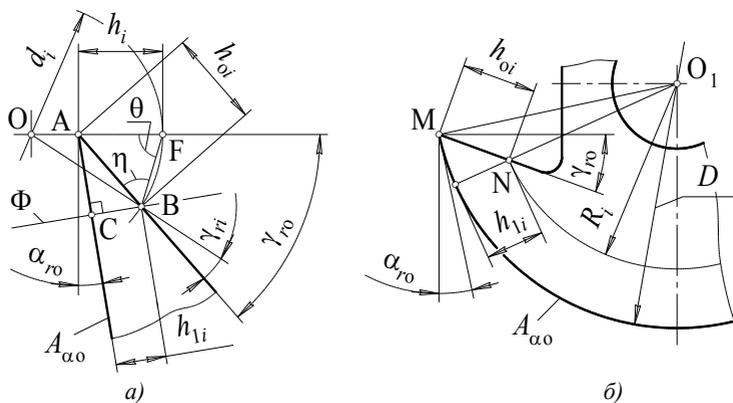


Рис. 2.6. К определению высоты шлифуемого профиля фасонного резца

Из треугольника ABF (рис. 2.6, a)

$$h_{oi} = h_i \frac{\sin \theta}{\sin \eta}. \quad (2.7)$$

Из равнобедренного треугольника OBF

$$\theta = (180^\circ - (\gamma_{ro} - \gamma_{ri}))/2 = 90^\circ - (\gamma_{ro} - \gamma_{ri})/2. \quad (2.8)$$

Тогда

$$\eta = 180^\circ - \gamma_{ro} - \theta = 90^\circ - (\gamma_{ro} + \gamma_{ri})/2. \quad (2.9)$$

Подставляя (2.8) и (2.9) в (2.7), имеем

$$h_{oi} = h_i \frac{\cos((\gamma_{ro} - \gamma_{ri})/2)}{\cos((\gamma_{ro} + \gamma_{ri})/2)}. \quad (2.10)$$

Рассматривая треугольник OAB , можем получить другую формулу для расчета высоты промежуточного профиля

$$h_{oi} = \frac{d_i}{2} \cdot \frac{\sin(\gamma_{ro} - \gamma_{ri})}{\sin \gamma_{ro}}, \quad (2.11)$$

которая применима только при $\gamma_{ro} \neq 0$.

Соотношения (2.10) и (2.11) справедливы для всех фасонных резцов.

Высота шлифуемого профиля зависит от конфигурации задней поверхности инструмента, поэтому у призматических и круглых резцов будет описываться различными зависимостями.

Чтобы определить высоту шлифуемого профиля в точке B режущей кромки призматического фасонного резца (рис. 2.6, a), проведем через эту точку плоскость Φ , перпендикулярную к задней поверхности $A_{\alpha\alpha}$. Из треугольника ABC , в котором $\angle BAC = 180^\circ - (\gamma_{ro} + \alpha_{ro})$,

$$h_{li} = h_{oi} \cos(\gamma_{ro} + \alpha_{ro}). \quad (2.12)$$

У круглого резца положение некоторой точки N , принадлежащей передней поверхности и имеющей высоту промежуточного профиля h_{oi} , определяется текущим радиусом R_i (рис. 2.6, b). Из треугольника O_1MN , имея в виду, что $\angle O_1MN = \gamma_{ro} + \alpha_{ro}$, получаем

$$R_i = \sqrt{0,25D^2 + h_{oi}^2 - Dh_{oi} \cos(\gamma_{ro} + \alpha_{ro})}. \quad (2.13)$$

Высота шлифуемого профиля в точке F

$$h_{li} = 0,5D - R_i. \quad (2.14)$$

В формулах (2.13) и (2.14) D – наружный диаметр круглого резца.

Между высотами исходного, промежуточного и шлифуемого профилей фасонных резцов всегда существует соотношение

$$h_i < h_i \leq h_{oi}, \quad (2.15)$$

которое можно использовать для проверки правильности расчетов.

2.3.2. Проектирование прямолинейных наклонных участков профиля

Размеры всех профилей, измеренные вдоль базовой линии, одинаковы, поэтому между углами, которые прямолинейные участки профиля составляют с линией k на изделии 1 и в шлифуемом сечении инструмента 2 (рис. 2.7), существует связь вида

$$\operatorname{tg} \varphi_{li} = \frac{\Delta h_{li}}{\Delta h_i} \operatorname{tg} \varphi_i, \quad (2.16)$$

где Δh_i и Δh_{li} – разность высот начальной и конечной точек прямолинейного участка в исходном и шлифуемом профилях соответственно.

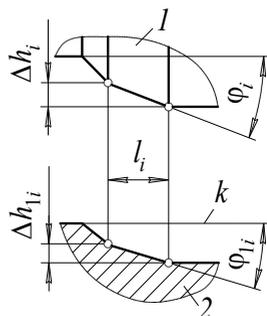


Рис. 2.7. Изменение углов профиля

Проектируя фасонные резцы, следует ясно представлять себе, что только при $\gamma_{ro} = 0$ наклонные прямолинейные участки профиля инструмента будут изготавливать на заготовке конические поверхности. При $\gamma_{ro} \neq 0$ передняя поверхность резца не совпадает с осевой плоскостью заготовки, поэтому наклонная режущая кромка и ось вращения заготовки представляют собой скрещивающиеся прямые. Поверхность, образованная вращением одной из таких прямых вокруг другой, является гиперболическим параболоидом, т. е. поверхностью с непрямолинейной образующей.

Чтобы оценить величину погрешности, возникающей из-за замены одного вида поверхности другим, рассмотрим рис. 2.8. Пусть A_1B_1 и A_2B_2 – проекции наклонной режущей кромки AB на горизонтальную и фронтальную плоскости соответственно, причем точка A принадлежит базовой линии. Используя принцип относительности движения, остановим заготовку, а кромке AB придадим вращение вокруг фронтально-проецирующей оси Ox . Точка A будет вращаться вокруг этой оси по окружности радиусом $r_o = 0,5d_o$, а точка B – по окружности радиусом $r_i = 0,5d_i$.

Как следует из треугольника $O_2A_2C_2$, в котором $\angle O_2A_2C_2 = \gamma_{ro}$, с наименьшим радиусом

$$a = r_o \sin \gamma_{ro} \quad (2.17)$$

вращалась бы вокруг оси точка, лежащая на продолжении прямой AB . Параметр a является действительной полуосью гиперболы

$$\frac{y^2}{a^2} - \frac{x^2}{b^2} = 1, \quad (2.18)$$

возникающей в сечении гиперболического параболоида горизонтальной плоскостью xOy . Ось Oy для удобства дальнейших рассуждений проведена через горизонтальную проекцию точки C (рис. 2.8), ордината которой

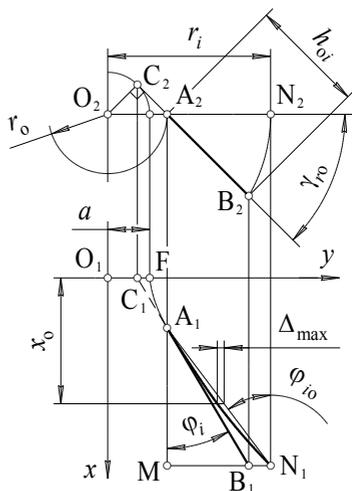


Рис. 2.8. К расчету погрешности обработки конической поверхности

$$y_c = a \cos(90^\circ - \gamma_{ro}) = r_o \sin^2 \gamma_{ro}.$$

Прямая A_1B_1 , проходящая под углом φ_i к оси x и отсекающая на оси y отрезок y_c , имеет уравнение

$$y = x \operatorname{tg} \varphi_i + r_o \sin^2 \gamma_{ro}. \quad (2.19)$$

Выразим угол φ_i через угол φ_{io} , который должен быть выполнен на профиле изделия. В принципе, для этого уже была ранее получена зависимость (2.3), но она содержит угол γ_{ri} , который не используется в наших рассуждениях, и поэтому в данном случае неудобна.

Из треугольников A_1B_1M и A_1N_1M , в которых

$$\overline{B_1M} = h_{oi} \cos \gamma_{ro}; \quad \overline{N_1M} = r_i - r_o,$$

получаем

$$\operatorname{tg} \varphi_i = q \cos \gamma_{ro} \operatorname{tg} \varphi_{io}, \quad (2.20)$$

где

$$q = \frac{h_{oi}}{r_i - r_o} = \frac{\cos((\gamma_{ro} - \gamma_{ri})/2)}{\cos((\gamma_{ro} + \gamma_{ri})/2)}. \quad (2.21)$$

Из рис. 2.8 видно, что $y_a = r_o$. Подставляя это условие в (2.19), с учетом (2.20) имеем

$$x_a = \frac{r_o}{q} \cos \gamma_{ro} \operatorname{ctg} \varphi_{io}. \quad (2.22)$$

Прямая AN представляет собой образующую «правильной» (конической) поверхности, которая в идеале должна быть изготовлена на изделии. Ее горизонтальная проекция A_1N_1 проходит под углом φ_{io} к оси x через точку A_1 и описывается уравнением

$$y = kx + p = x \operatorname{tg} \varphi_{io} + r_o \left(1 - \frac{\cos \gamma_{ro}}{q} \right). \quad (2.23)$$

Точка N_1 этой прямой имеет координаты

$$\left. \begin{aligned} x_n &= \frac{r_o \cos \gamma_{ro} + h_{oi}}{q} \operatorname{ctg} \varphi_{io}; \\ y_n &= r_i. \end{aligned} \right\} \quad (2.24)$$

Используя то обстоятельство, что гипербола FA_1N_1 проходит через точку A_1 , из (2.18) с учетом (2.17) получаем

$$b = \frac{r_o}{q} \sin \gamma_{ro} \operatorname{ctg} \varphi_{io}. \quad (2.25)$$

Перед значением b опущен знак «плюс-минус» потому, что рассматриваются только неотрицательные координаты x и y . По этой же причине уравнение гиперболы может быть представлено в виде

$$y = \frac{a}{b} \sqrt{b^2 + x^2}. \quad (2.26)$$

Различие между гиперболой и «идеальной» прямой A_1N_1 описывается разностью (2.26) и (2.23), т. е. функцией

$$\Delta = \frac{a}{b} \sqrt{b^2 + x^2} - kx - p. \quad (2.27)$$

Найдем координату x_0 , в которой имеет место экстремум этой функции, для чего приравняем к нулю ее первую производную:

$$\frac{d\Delta}{dx} = \frac{ax_0}{b\sqrt{b^2 + x_0^2}} - k = 0,$$

откуда с учетом значений a , b и k имеем

$$x_0 = \frac{r_0 \sin \gamma_{ro} \operatorname{ctg} \varphi_{i0}}{q\sqrt{q^2 - 1}}. \quad (2.28)$$

Следует убедиться, что выполняется условие $x_0 \in [x_a; x_n]$, т. е. мы находимся на необходимом участке профиля, а не за его пределами. С помощью (2.22), (2.24) и (2.28) после упрощений можем переписать это условие в виде

$$\cos \gamma_{ro} \leq \frac{\sin \gamma_{ro}}{\sqrt{q^2 - 1}} \leq \cos \gamma_{ro} + \frac{h_{oi}}{r_0}. \quad (2.29)$$

Проверка показывает, что двойное неравенство (2.29) не выполняется только при $\gamma_{ro} \leq 0$. Отрицательные передние углы, как отмечалось выше, не используются при проектировании фасонных резцов, а при $\gamma_{ro} = 0$ искажения профиля отсутствуют и не требуется оценка погрешностей формы.

Поскольку координата x_0 попадает в интервал $[x_a; x_n]$, нет необходимости определять, какой именно экстремум функции $\Delta(x)$ существует в точке x_0 . Из рис. 2.8 видно, что этой точке соответствует наибольшее радиальное отклонение реального профиля (гиперболы) от идеального (прямой линии). Подставляя (2.28) в (2.27), после несложных преобразований получаем

$$\Delta_{\max} = \frac{r_0}{q} (\sin \gamma_{ro} \sqrt{q^2 - 1} + \cos \gamma_{ro} - q). \quad (2.30)$$

У реально обрабатываемых профилей величина q незначительно больше единицы, т. е. $(q^2 - 1) \rightarrow 0$. Анализируя с учетом этого выражение (2.30), можно прийти к следующим выводам:

- погрешность Δ_{\max} всегда меньше нуля (что хорошо, так как допуск на диаметр вала, как правило, задается в «минус»);
- с увеличением переднего угла резца погрешность формы возрастает;
- угол профиля не влияет на величину погрешности формы.

Пример 2.1. Фасонный резец имеет наклонную режущую кромку, лежащую между базовым диаметром 32 мм и диаметром 50 мм.

Какой будет наибольшая радиальная погрешность изготавливаемой конической поверхности при переднем угле инструмента (в радиальной секущей плоскости) 20° ?

Из (2.1): $\sin \gamma_{ri} \approx 0,22 \Rightarrow \gamma_{ri} = 12,64^\circ$.

Из (2.21): $q = 1,04$. Из (2.30): $\Delta_{\max} = -0,08$ мм.

В случае если наклонная режущая кромка не начинается с базовой линии, ее мысленно продолжают до этой линии, рассчитывают угол γ_{ri} и высоту промежуточного профиля такой виртуальной кромки, а затем с помощью (2.30) определяют максимальную погрешность формы.

Для обработки высокоточных конических поверхностей следует применять фасонные резцы с неортогональным врезанием (см. 2.5).

2.3.3. Проектирование радиусных участков профиля

В ряде случаев профиль изделия содержит участки, очерченные дугами окружностей. На шлифуемом профиле инструмента эти дуги трансформируются в кривые, теоретически отличающиеся от дуг окружностей. На практике, однако, такие кривые заменяют дугами окружностей, параметры которых полностью или частично не совпадают с параметрами исходных дуг.

Пусть исходный профиль содержит участок в виде дуги окружности радиусом ρ . Оговоримся сразу: все дальнейшие выкладки применимы только к дуге, находящейся в пределах одного квадранта осевой плоскости изделия. Границы квадранта (на рис. 2.9 показаны пунктиром) должны быть проведены через центр дуги параллельно и перпендикулярно базовой линии k профиля. Дугу, расположенную в двух квадрантах, следует рассматривать как две отдельные дуги, т. е.

находить на шлифуемом профиле инструмента для каждой из этих дуг свой радиус и центр заменяющей окружности.

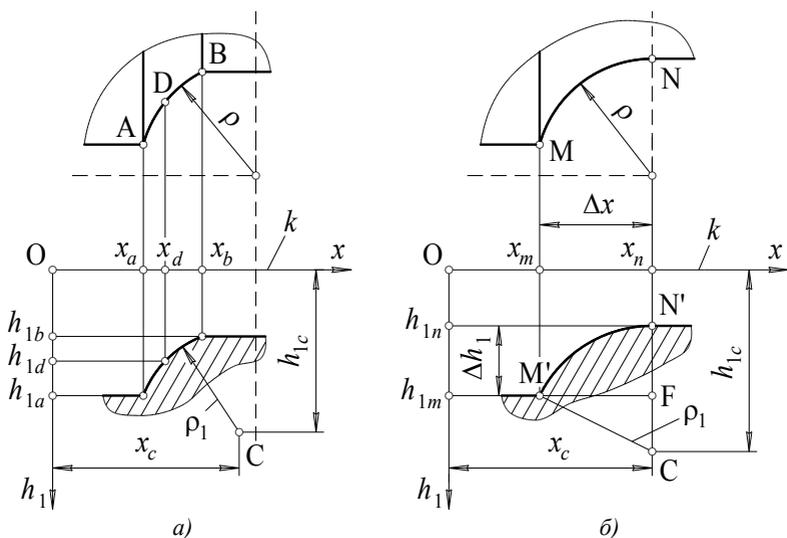


Рис. 2.9. Варианты расположения радиусных участков профиля

Возможны два варианта расположения дуг на профиле изделия:

1) дуга расположена так, что ни одна из ее крайних точек не лежит на границе квадранта, перпендикулярной базовой линии (рис. 2.9, а). В этом случае выбирают три точки дуги (начальную A , конечную B и промежуточную D) и рассчитывают для них высоты h_{1i} шлифуемого профиля инструмента, как было показано выше. Определяют координаты x_i этих точек, которые отсчитывают от крайней левой точки профиля изделия вдоль базовой линии. Записывают условия принадлежности выбранных точек к окружности радиусом ρ_1 с центром $C(x_c, h_{1c})$. Получают три уравнения вида $(x_i - x_c)^2 + (h_{1i} - h_{1c})^2 = \rho_1^2$, которые совместно разрешают относительно ρ_1, x_c и h_{1c} .

Решение системы из трех квадратных уравнений можно существенно упростить, если ввести новую систему координат XO_1H , поместив ее начало в одну из точек шлифуемого профиля, для которой были рассчитаны координаты, например, в точку $A(x_a, h_{1a})$. Координаты других точек профиля и центра дуги при этом становятся равными

$$\left. \begin{aligned} X_i &= x_i - x_a; \\ H_{1i} &= h_{1i} - h_{1a}, \end{aligned} \right\} \quad (2.31)$$

а система принимает вид

$$\left. \begin{aligned} X_c^2 + H_{1c}^2 &= \rho_1^2; \\ (X_b - X_c)^2 + (H_{1b} - H_{1c})^2 &= \rho_1^2; \\ (X_d - X_c)^2 + (H_{1d} - H_{1c})^2 &= \rho_1^2. \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

Подставляя первое уравнение системы (2.32) во второе и третье, приходим к линейной системе из двух уравнений, решение которой имеет вид

$$X_c = \frac{\begin{vmatrix} X_b^2 + H_{1b}^2 & H_{1b} \\ X_d^2 + H_{1d}^2 & H_{1d} \end{vmatrix}}{2 \cdot \begin{vmatrix} X_b & H_{1b} \\ X_d & H_{1d} \end{vmatrix}}, \quad H_{1c} = \frac{\begin{vmatrix} X_b & X_b^2 + H_{1b}^2 \\ X_d & X_d^2 + H_{1d}^2 \end{vmatrix}}{2 \cdot \begin{vmatrix} X_b & H_{1b} \\ X_d & H_{1d} \end{vmatrix}}.$$

Обратный переход от X_c, H_{1c} к x_c, h_{1c} совершают с помощью (2.31);

2) дуга на профиле изделия расположена так, что ее крайняя точка (например, точка N на рис. 2.9, б) лежит на границе квадранта, перпендикулярной базовой линии. В этом случае необходимо сохранить сопряжение рассматриваемого радиусного участка профиля с соседним, поэтому центр заменяющей дуги должен иметь координату $x_c = x_n$. Уменьшение числа неизвестных параметров заменяющей дуги позволяет ограничиться условием принадлежности к окружности начальной M и конечной N точек дуги.

Из треугольника CMF

$$\rho_1^2 = (\Delta x)^2 + (\rho_1 - \Delta h_1)^2,$$

откуда

$$\rho_1 = \frac{(\Delta x)^2 + (\Delta h_1)^2}{2 \cdot \Delta h_1}. \quad (2.33)$$

В выражении (2.33) $\Delta x = x_n - x_m$; $\Delta h_1 = |h_{1n} - h_{1m}|$.

Проверку допустимости замены кривой шлифуемого профиля дугой окружности радиусом ρ_1 проводят по двум точкам профиля, расположенным между исходными. Должно выполняться условие

$$\left| \sqrt{(x_j - x_c)^2 + (h_{1j} - h_{1c})^2} - \rho_1 \right| \leq \delta, \quad (2.34)$$

где δ – поле допуска на изготовление профиля инструмента.

Если условие (2.34) не выполняется, кривую шлифуемого профиля следует заменять двумя сопряженными дугами окружностей разного радиуса.

Наибольшие погрешности возникают обычно в тех случаях, когда заменяющую дугу проводят через две точки, поэтому методику построения сопряженных дуг покажем на примере второго варианта расположения радиусного участка профиля.

Допустим, при проверке выяснилось, что дуга окружности, проведенная в соответствии с (2.33) через точки A и B (рис. 2.10), в точке M не отвечает условию (2.34). Выберем M в качестве точки разделения дуги. Радиус ρ_{11} заменяющей дуги для участка BM рассчитаем с помощью выражения (2.33), а центр этой дуги будет находиться в точке $C(x_b, h_{1b} + \rho_{11})$.

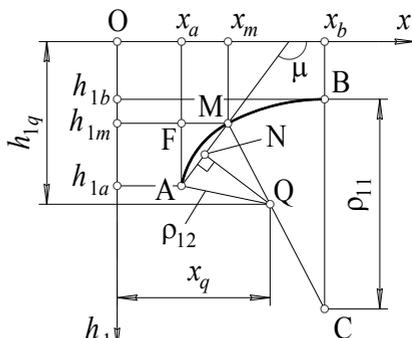


Рис. 2.10. Описание профиля дугами двух окружностей

Несмотря на то что участок AM не выходит на вертикальную границу квадранта, для определения его параметров не требуется третьей точки, так как положение центра дуги AM задано условием сопряжения дуг: точка Q должна принадлежать прямой CM .

Центр любой дуги находится на перпендикуляре, проведенном через середину хорды, стягивающей эту дугу. Точка N – средняя точка отрезка AM – имеет координаты $x_n = (x_a + x_m)/2$ и $h_{1n} = (h_{1a} + h_{1m})/2$.

Угловой коэффициент k_1 прямой, проходящей через точки A и M , равен тангенсу угла μ , который эта прямая составляет с положительным направлением оси x . Рассматривая треугольник AFM , в котором $\angle AMF = 180^\circ - \mu$, можем получить

$$k_1 = \frac{h_{1a} - h_{1m}}{x_a - x_m}.$$

Угловые коэффициенты перпендикулярных прямых связаны соотношением $k_2 = -1/k_1$, поэтому прямая NQ , проходящая через точку N перпендикулярно прямой AM , имеет уравнение

$$h_1 = \frac{x_m - x_a}{h_{1a} - h_{1m}}(x - x_n) + h_{1n}. \quad (2.35)$$

Уравнение прямой CQM , проходящей через точки C и M , имеет вид

$$h_1 = \frac{h_{1c} - h_{1m}}{x_c - x_m}(x - x_c) + h_{1c}. \quad (2.36)$$

Решая совместно уравнения (2.35) и (2.36), получим координаты точки пересечения прямых NQ и CQM , т. е. координаты x_q и h_{1q} центра Q второй заменяющей дуги. Радиус этой дуги

$$\rho_{12} = \sqrt{(x_q - x_a)^2 + (h_{1q} - h_{1a})^2}. \quad (2.37)$$

2.4. Тангенциальные фасонные резы

Тангенциальному резцу придается движение подачи D_s по касательной к поверхности заготовки, а точнее, по касательной к цилиндру базового диаметра d_o (рис. 2.11).

При этом по мере перемещения инструмента из положения B , в котором происходит его касание с заготовкой, в положение A , в котором заканчивается обработка профиля, непрерывно изменяется положение основной плоскости и плоскости резания. В момент входа резца в заготовку плоскости P_{vd} и P_{nd} повернуты по отношению к плоскостям P_{vo} и P_{no} , определяющим взаимное положение инструмента и заготовки в момент окончания обработки, на угол

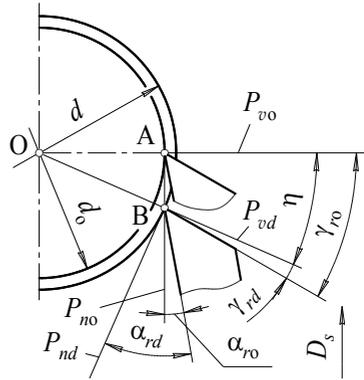


Рис. 2.11. Углы тангенциального реза

$$\eta = \arccos(d_o / d), \quad (2.38)$$

причем этот угол увеличивается с уменьшением соотношения d_o/d , т. е. с увеличением наибольшей высоты исходного профиля.

Как видно из рис. 2.11, передний и задний углы реза в радиальной секущей плоскости в положении B

$$\gamma_{rd} = \gamma_{ro} - \eta;$$

$$\alpha_{rd} = \alpha_{ro} + \eta.$$

Увеличение заднего угла α_{rd} не создает препятствий для нормальной работы инструмента. Что же касается переднего угла γ_{rd} , то при $\gamma_{ro} < \eta$ он становится отрицательным, а это недопустимо для фасонных резцов, изготовленных из быстрорежущей стали.

Положив $\eta_{\max} = \gamma_{ro}$, из (2.38) получаем $d_{o\min} = d \cos \gamma_{ro}$.

Теперь из (2.6) можем определить наибольшую допустимую высоту исходного профиля при работе тангенциального резца

$$h_{\max} = 0,5d(1 - \cos \gamma_{ro}), \quad (2.39)$$

где d – диаметр заготовки (прутка), на которой выполняется профиль.

Пример 2.2. Профиль какой наибольшей высоты можно обработать тангенциальным фасонным резцом из быстрорежущей стали на заготовке диаметром 40 мм, если передний угол резца в радиальной секущей плоскости 20° ?

Из (2.39): $h_{\max} \approx 1,2$ мм.

Как видно из этого примера, тангенциальные резцы могут использоваться только при изготовлении изделий с неглубоким профилем.

Поскольку в конце рабочего хода тангенциальный резец оказывается расположенным относительно заготовки точно так же, как радиальный, его профилирование ничем не отличается от профилирования радиального резца.

2.5. Неортогональные фасонные резцы

В подразделе 2.2 было показано, что некоторые участки профиля изделия невозможно изготовить ортогональным фасонным резцом из-за того, что на соответствующих кромках инструмента задние углы в главной секущей плоскости оказываются равными нулю. Таким, например, является участок *СМ* профиля (рис. 2.12, *а*), перпендикулярный оси вращения заготовки. Неблагоприятные условия резания будут существовать также в точке *В*, где касательная к профилю перпендикулярна этой оси.

Для обработки такого рода профилей следует применять фасонные резцы с неортогональным врезанием, базовая линия которых составляет с осью вращения заготовки острый угол ϵ . Будем считать ϵ положительным, если базовая линия повернута относительно оси заго-

товки против часовой стрелки (как на рис. 2.12, а), и отрицательным, если этот поворот происходит по часовой стрелке (как на рис. 2.2, б).

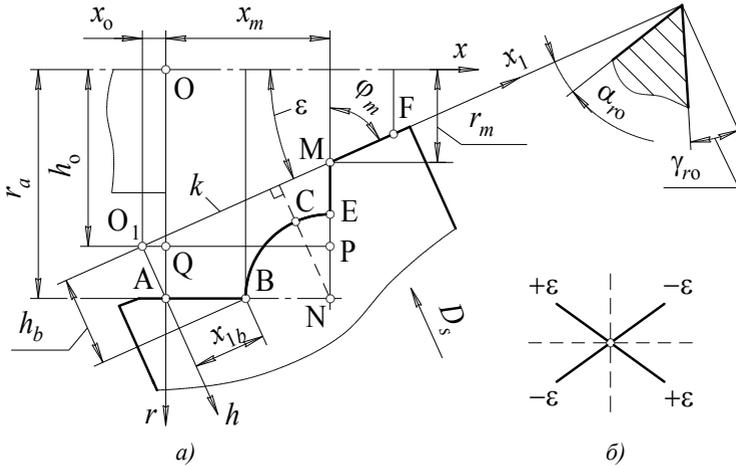


Рис. 2.12. К расчету профиля неортогонального фасонного резца

Расчетный угол исходного профиля при работе неортогонального резца

$$\varphi_{i0} = \varphi_i' \pm \varepsilon, \quad (2.40)$$

где φ_i' – угол профиля по чертежу изделия.

Если касательная к профилю в данной точке находится в I или III квадранте (рис. 2.12, б), угол ε в формуле (2.40) берут со знаком «минус» (и с учетом его собственного знака), а если во II или IV квадранте – то со знаком «плюс». При $\varphi_i' = 90^\circ$ всегда $\varphi_{i0} = 90^\circ - |\varepsilon|$, а при $\varphi_i' = 0$ $\varphi_{i0} = |\varepsilon|$. У резца из рис. 2.12, б задний угол в точке M в соответствии с (2.5), (2.2) и (2.3) составит

$$\operatorname{tg} \alpha_m = \operatorname{tg} \alpha_{rm} \cos \varphi_m = \operatorname{tg} \alpha_{ro} \sin |\varepsilon|,$$

т. е. не будет нулевым.

На чертеже изделия проставляются его осевые и диаметральные линейные размеры, а для анализа углов резца и расчета параметров шлифуемого профиля необходимы размеры, отсчитываемые вдоль базовой линии k и по нормали к ней, т. е. в системе координат $x_1 O_1 h$ (рис. 2.12, а). Точка O_1 этой системы является проекцией крайней

левой точки теоретического профиля изделия (назовем ее A) на базовую линию. Система координат x_1O_1h может быть получена поворотом системы xOr , в которой заданы размеры изделия, на угол ε при одновременном переносе начала координат в точку $O_1(x_0, h_0)$. Новые координаты некоторой i -й точки профиля связаны со старыми соотношениями

$$\left. \begin{aligned} x_i &= (x_i - x_0) \cos \varepsilon - (r_i - h_0) \sin \varepsilon; \\ h_i &= (x_i - x_0) \sin \varepsilon + (r_i - h_0) \cos \varepsilon. \end{aligned} \right\} \quad (2.41)$$

Из треугольника MO_1P

$$\frac{h_0 - r_m}{|x_0| + x_m} = \operatorname{tg} \varepsilon, \quad (2.42)$$

а из треугольника AO_1Q

$$|x_0| = (r_a - h_0) \operatorname{tg} \varepsilon.$$

Решая совместно (2.41) и (2.42), с учетом знака x_0 получаем

$$\left. \begin{aligned} h_0 &= 0,5x_m \sin 2\varepsilon + (r_a - r_m) \sin^2 \varepsilon + r_m; \\ x_0 &= (h_0 - r_a) \operatorname{tg} \varepsilon, \end{aligned} \right\} \quad (2.43)$$

где x_m и r_m — взятые с чертежа изделия координаты некоторой точки M , через которую проведена базовая линия k . Если базовой линии принадлежит не одна точка, а участок исходного профиля (например, участок MF на рис. 2.12, a), в качестве M может быть выбрана любая точка этого участка.

Выражения (2.43) и (2.41) являются универсальными и позволяют рассчитать координаты точек исходного профиля, необходимые для проектирования неортогонального фасонного резца, при положительных и отрицательных значениях угла ε .

При работе неортогонального резца воображаемая поверхность, образованная вращением базовой линии вокруг оси заготовки, представляет собой круговой конус, поэтому в различных диаметральных сечениях изделия радиусы базовой окружности r_{oi} будут различными. Рассматривая прямую k , проходящую через точку M под углом ε к оси x , можем написать

$$r_{oi} = (x_m - x_i) \operatorname{tg} \varepsilon + r_m. \quad (2.44)$$

Алгоритм профилирования неортогонального резца базируется на закономерностях, полученных для ортогонального резца:

1) рассчитывают высоты h_i исходного профиля в его узловых точках по формуле (2.41);

2) рассчитывают углы γ_{ri} в этих точках профиля по формуле (2.1), подставляя в нее взятые из чертежа изделия значения d_i и вычисленные по формуле (2.44) значения $d_{oi} = 2r_{oi}$;

3) по формуле (2.10) рассчитывают высоты h_{oi} промежуточного профиля, а по (2.12) или (2.14) – высоты h_{1i} шлифуемого профиля инструмента.

Напомним, что радиусные участки профиля должны быть разделены границами квадрантов, проходящими через центр дуги перпендикулярно базовой линии. Для инструмента, показанного на рис. 2.12, а, это означает, что участки BC и CE дуги BE требуют отдельного расчета радиусов заменяющих окружностей на шлифуемом профиле.

Пример 2.3. Профиль (см. рис. 2.12, а) содержит дугу окружности радиусом 5 мм с центром в точке $N(20, 20)$ и участок EM длиной 3 мм.

Какой будет высота шлифуемого профиля в точке В режущей кромки круглого фасонного резца диаметром 80 мм с передним и задним углами в радиальной секущей плоскости 12° , если его ось повернута на угол 20° по отношению к оси заготовки?

Из исходных данных: $x_m = 20$; $r_m = 12$; $x_b = 10$; $r_b = r_a = 20$.

Из (2.43): $h_o = 19,364$; $x_o = -0,232$.

Из (2.41): $x_{1b} = 9,397$; $h_b = 4,097$ мм. Из (2.44): $r_{ob} = 15,64$ мм.

Из (2.1): $\sin\gamma_{rb} \approx 0,163 \Rightarrow \gamma_{rb} = 9,36^\circ$.

Из (2.10): $h_{ob} = 4,168$ мм.

Из (2.13): $R_b = 36,232$ мм. Из (2.14): $h_{1b} = 3,768$ мм.

Неортогональные фасонные резцы целесообразно использовать для получения на профиле изделия точных конических поверхностей. Геометрические погрешности изготовления таких поверхностей, рассмотренные в 2.3.2, становятся равными нулю, если базовая линия инструмента совпадает с образующей конуса, а режущая кромка, обрабатывающая коническую поверхность, принадлежит базовой линии. Например, с нулевой геометрической погрешностью будет изготовлен конический участок MF профиля, показанного на рис. 2.12, а. Кроме того, во всех точках режущей кромки, принадлежащей базовой линии, существуют одни и те же углы $\gamma_i = \gamma_{ro}$ и $\alpha_i = \alpha_{ro}$, т. е. обеспечиваются одинаковые условия резания и качество обработанной поверхности.

2.6. Конструктивные элементы фасонных резцов

Профиль реального фасонного резца всегда шире теоретически рассчитанного, поскольку содержит ряд дополнений, продиктованных технологией обработки. Резцы, предназначенные для работы на прутковых станках-автоматах, как правило, содержат дополнительные кромки, которые подготавливают последующую отрезку заготовки. Эти кромки начинаются с крайней левой точки *A* теоретического профиля и имеют конфигурацию, показанную на рис. 2.13, *a*. Размеры кромок назначают в пределах $l_1 = 4 \dots 5$ мм; $l_2 = 2 \dots 3$ мм; $l_3 = 2 \dots 4$ мм.

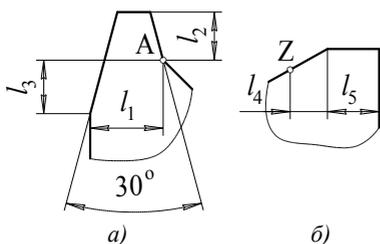


Рис. 2.13. Технологические дополнения к профилю резца

Так как существует биение торца заготовки, крайний правый участок профиля продлевают на $l_4 = 1 \dots 2$ мм за последнюю точку *Z* теоретического профиля (рис. 2.13, *b*). Если этот участок профиля образует с торцом инструмента острый угол, во избежание сколов кромки профиль дополняют участком длиной $l_5 = 2 \dots 3$ мм,

перпендикулярным торцу. При обработке одиночных заготовок (например, полученных литьем или штамповкой) оба крайних участка профиля фасонного резца оформляются так, как показано на рис. 2.13, *b*.

Призматический фасонный резец базируется и закрепляется в резцедержателе с помощью хвостовика типа «ласточкин хвост». Длину и высоту резца, а также размеры его хвостовика назначают в зависимости от наибольшей высоты профиля изделия h_{\max} (табл. 2 приложения).

Ось круглого фасонного резца (рис. 2.14) для создания заднего угла α_{ρ_0} должна быть установлена выше оси вращения заготовки на величину *K*. Из треугольника *OAB*, в котором $\angle OAB = \alpha_{\rho_0}$,

$$K = 0,5D \sin \alpha_{\rho_0}, \quad (2.45)$$

где *D* – наружный диаметр резца. Величину *D* выбирают в зависимости от диаметра *d* посадочного отверстия, наименьшее значение которого определяют из необходимой прочности и жесткости оправки резца, как показано в 11.1.4.2.

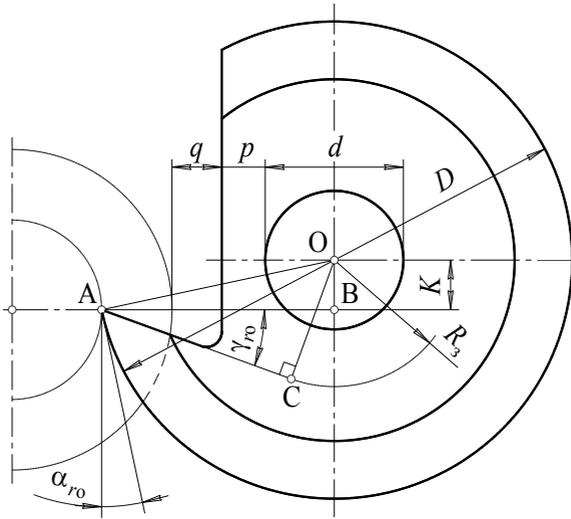


Рис. 2.14. Круглый фасонный резец

Толщину стенки между посадочным отверстием и плоскостью выреза, исходя из прочности резца, назначают в диапазоне $p = (0,25...0,4)d$.

Чтобы в процессе работы резца существовало необходимое пространство для размещения стружки, должно выполняться условие

$$q = 0,5(D \cos \alpha_{ro} - d) - p - h_{\max} \geq 3, \quad (2.46)$$

где h_{\max} — наибольшая высота профиля изделия. Если это условие не выполняется даже при наименьшем p , следует увеличить наружный диаметр резца.

Для сохранения угла γ_{ro} при заточке круглого резца необходимо, чтобы плоскость его передней поверхности была касательна к цилиндру радиусом R_3 , называемым *радиусом заточки*. Из треугольника OAC (рис. 2.14)

$$R_3 = 0,5D \sin(\gamma_{ro} + \alpha_{ro}). \quad (2.47)$$

Значение радиуса заточки указывают на чертеже резца в технических требованиях (см. рис. 11.4) и маркируют на инструменте.

Вопросы для самоконтроля

1. Какие фасонные резцы применяют только для обработки наружных поверхностей?
2. Какие фасонные резцы называют неортогональными?
3. Как следует выбирать базовую линию при фасонном точении?
4. В каких точках фасонного профиля график изменения заднего угла резца имеет конечные разрывы первого рода?
5. Почему ортогональные фасонные резцы нельзя применять для обработки участков профиля, перпендикулярных оси вращения заготовки?
6. На каких участках профиля инструмента следует ожидать наихудших условий резания?
7. Как соотносятся между собой высоты исходного, промежуточного и шлифуемого профилей любого фасонного резца?
8. В каком случае кривую на шлифуемом профиле резца следует заменять двумя сопряженными дугами окружностей разного радиуса?
9. Какие фасонные резцы следует применять для обработки высокоточных конических поверхностей?
10. Что такое радиус заточки круглого фасонного резца?

3. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ РЕЗЬБЫ

Резьба – один из стандартных фасонных профилей, поэтому для нарезания резьб используется инструмент, профилирование которого аналогично профилированию фасонных резцов.

Для изготовления наружных резьб чаще всего применяют однолезвийные призматические (стержневые) резцы и многолезвийные круглые резцы (так называемые *резьбовые гребенки*). Стержневые резцы и гребенки применяют также для изготовления внутренних резьб большого диаметра (свыше 40 мм). Для обработки внутренних резьб меньшего диаметра используют *метчики*.

Основными параметрами резьбы являются наружный диаметр d , шаг p , число заходов k и угол профиля 2ε .

У симметричных резьб (метрической, трубной, трапецеидальной) высота теоретического профиля

$$h = \frac{p}{2} \operatorname{ctg} \varepsilon. \quad (3.1)$$

Средний и наружный диаметры резьб связаны соотношениями $d_{\text{cp}} = d - \frac{3}{4}h$ (метрическая резьба); $d_{\text{cp}} = d - \frac{p}{2}$ (трапецеидальная резьба).

Угол подъема винтовой линии резьбы на среднем диаметре

$$\operatorname{tg} \tau = \frac{pk}{\pi d_{\text{cp}}}. \quad (3.2)$$

3.1. Резцы для резьбонарезания

3.1.1. Особенности геометрии стержневых резцов

Единственное режущее лезвие стержневого резца состоит из двух прямолинейных кромок (левой и правой), которые обрабатывают боковые стороны резьбового профиля, и соединяющей их радиусной кромки. Чтобы уменьшить искажения изготавливаемого профиля, передний угол γ_r резьбовых резцов обычно делают нулевым.

Существует два принципиально различных варианта установки стержневых резцов. Резцы **первого типа** устанавливают так, чтобы передняя поверхность инструмента находилась в диаметральной плоскости резьбы. При установке резцов **второго типа** переднюю поверхность инструмента располагают по нормали к винтовой линии резьбы.

На рис. 3.1, *a* показан резьбовой резец первого типа с нулевым передним углом в радиальной секущей плоскости. Передняя поверхность резца A_γ расположена в диаметральной плоскости изделия, поэтому профиль инструмента в плоскости A_γ полностью совпадает с профилем резьбы, который контролируется тоже в диаметральном сечении изделия. В этом состоит одно из главных преимуществ резцов первого типа. Кромки у них прямолинейны, а угол профиля 2ϵ совпадает с углом профиля резьбы, что удобно с точки зрения изготовления и контроля инструмента.

Основным недостатком резцов первого типа являются различные условия стружкообразования на левой и правой кромках инструмента. Рассечем изделие и инструмент цилиндрической поверхностью диаметром d_{cp} и развернем сечение на плоскость (рис. 3.1, *б*). Проведем основные плоскости P_{nM} и P_{nN} перпендикулярно векторам скорости резания в точках M и N . Видно, что между передней поверхностью инструмента и этими плоскостями возникают различные по знаку передние углы в осевой секущей плоскости – слева $\gamma_{sM} > 0$, а справа $\gamma_{sN} < 0$. Кроме того, если резец заточен симметрично с задним углом α_{so} , то в процессе резания на правой и левой кромках возникают различные задние углы $\alpha_{sM} = \alpha_{so} - \tau$ и $\alpha_{sN} = \alpha_{so} + \tau$, где τ – угол подъема резьбы на среднем диаметре.

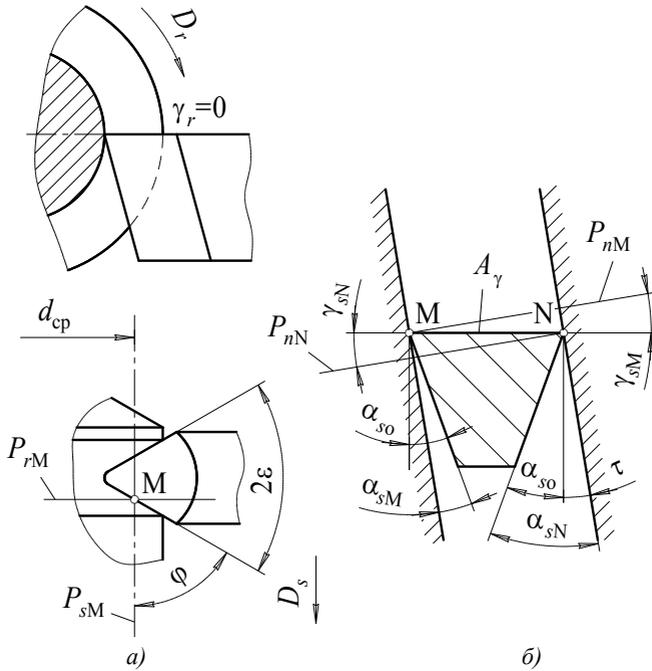


Рис. 3.1. Резьбовой резец первого типа

Неодинаковость задних углов, вызывающую неодинаковый износ задних поверхностей инструмента, можно устранить, если инструмент заранее изготовить несимметричным – с углами $\alpha_{sM} = \alpha_s + \tau$ и $\alpha_{sN} = \alpha_s - \tau$, где α_s – задний угол в осевой секущей плоскости, который желательно получить в процессе резания. Что же касается различия передних углов, то его нельзя устранить, не меняя формы передней поверхности резца, а с нею и его профиля. В связи с этим силы резания на левой и правой кромках инструмента, особенно при прорезке резьб с достаточно крупным шагом, будут разными, что отрицательно скажется на точности изготовления резьбы. Различной будет и шероховатость левой и правой поверхностей резьбового витка.

Резьбовые резцы второго типа (рис. 3.2) устанавливают перпендикулярно направлению винтовой линии на среднем диаметре резьбы. В связи с этим передние углы на левой и правой кромках

инструмента $\gamma_{sM} = \gamma_{sN}$, а при симметричной заточке резца равны друг другу и задние углы α_{sM} и α_{sN} .

Равенство углов обеспечивает идентичные условия резания на обеих сторонах профиля инструмента. Вместе с тем, поскольку плоскость передней поверхности A_γ пересекает винтовую поверхность резьбы под углом τ , кромки инструмента не должны быть прямолинейными, а должны специально профилироваться (см. 3.1.2). Если криволинейные кромки 1, форма которых получена профилированием, заменить прямолинейными кромками 2, то винтовая поверхность на изделии будет иметь погрешности тем большие, чем больше угол подъема резьбы.

Из изложенного следует, что резцы первого типа следует применять для чистовой обработки резьб со снятием небольших припусков, когда силы резания относительно невелики. Эти резцы имеет смысл оснащать пластинами из твердых сплавов, способных работать как при положительных, так и при отрицательных передних углах.

Резцы второго типа с непрофилированными (прямолинейными) кромками целесообразно применять при черновой прорезке резьбы. В этом случае достаточно скорректировать угол профиля резца, исходя из того, что размер h на его передней поверхности и на профиле резьбы одинаков, а $b_1 = b \cos \tau$ (рис. 3.2), где b – размер на профиле изделия, соответствующий среднему диаметру резьбы (теоретически $b = 0,5p$). Тогда

$$\operatorname{tg} \varepsilon_1 = \operatorname{tg} \varepsilon \cos \tau. \quad (3.3)$$

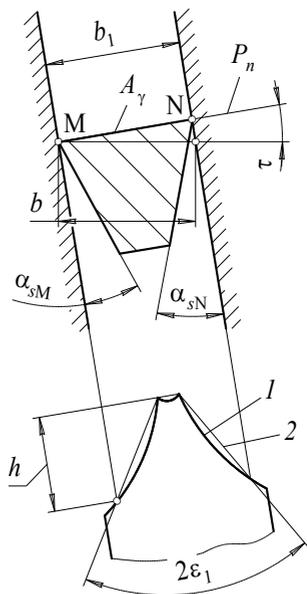


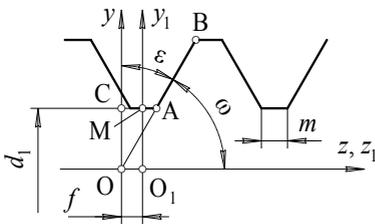
Рис. 3.2. Резьбовой резец второго типа

3.1.2. Профилирование резьбовых резцов второго типа

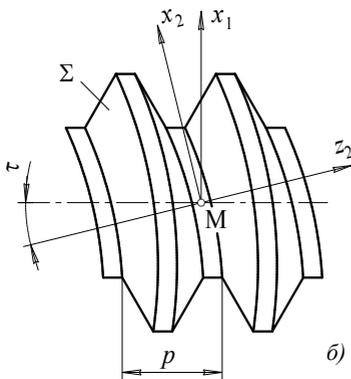
Приступая к аналитическому профилированию резцов, предназначенных для резбонарезания, напомним, что винтовая поверхность Σ (рис. 3.3, б) образуется при вращении некоторой прямой AB , наклоненной к оси Oz под углом ω , вокруг этой оси при одновременном перемещении AB вдоль Oz на величину шага p за каждый оборот. В ортогональной системе координат xuz уравнение поверхности Σ , как известно из аналитической геометрии, имеет вид

$$z = \operatorname{tg} \varepsilon \sqrt{x^2 + y^2} \pm \frac{p}{2\pi} \operatorname{arctg} \frac{x}{y}, \quad (3.4)$$

где $\varepsilon = 90^\circ - \omega$.



а)



б)

Рис. 3.3. К выводу уравнения профиля резьбового резца

В новой системе координат $x_1 = x$; $y_1 = y$; $z_1 = z - f$, где $f = \overline{AC} = 0,5d_1$ (рис. 3.3, а).

Так как из треугольника OAC $\overline{AC} = 0,5d_1 \operatorname{tg} \varepsilon$, где d_1 – внутренний диаметр резьбы, то

Сечение поверхности Σ плоскостью yOz (рис. 3.3, а; ось Ox перпендикулярна плоскости чертежа) без искажений показывает прямую AB , описываемую зависимостью

$$z = y \operatorname{tg} \varepsilon. \quad (3.5)$$

Выражение (3.5) может быть получено из (3.4) подстановкой $x = 0$.

Нас в первую очередь интересует сечение поверхности Σ плоскостью, проходящей через середину дна впадины (точку M) под углом τ к оси заготовки.

Для решения этой задачи преобразуем уравнение (3.4), перейдя в систему координат $x_1 y_1 z_1$, начало которой передвинуто из точки O в точку O_1 .

$$z_1 = (\sqrt{x_1^2 + y_1^2} - 0,5d_1) \operatorname{tg} \varepsilon \pm \frac{1}{2} \left(\frac{p}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{x_1}{y_1} + m \right). \quad (3.6)$$

Теперь перейдем в систему координат $x_2y_2z_2$, повернутую на угол τ по отношению к оси O_1z_1 , используя соотношения из аналитической геометрии

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= z_2 \sin \tau + x_2 \cos \tau; \\ y_1 &= y_2; \\ z_1 &= z_2 \cos \tau - x_2 \sin \tau. \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

Подставляя (3.7) в (3.6), получаем

$$\begin{aligned} z_2 \cos \tau - x_2 \sin \tau &= (\sqrt{(z_2 \sin \tau + x_2 \cos \tau)^2 + y_2^2} - 0,5d_1) \operatorname{tg} \varepsilon \pm \\ &\pm \frac{1}{2} \left(\frac{p}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{z_2 \sin \tau + x_2 \cos \tau}{y_2} + m \right). \end{aligned} \quad (3.8)$$

Формула (3.8) описывает винтовую поверхность Σ в системе координат, проходящей через центр впадины резьбы, причем ось O_1z_2 расположена перпендикулярно средней винтовой линии резьбы.

Из (3.8), полагая $x_2 = 0$, получаем

$$z_2 \cos \tau = (\sqrt{z_2^2 \sin^2 \tau + y_2^2} - 0,5d_1) \operatorname{tg} \varepsilon \pm \frac{1}{2} \left(\frac{p}{\pi} \operatorname{arctg} \frac{z_2 \sin \tau}{y_2} + m \right). \quad (3.9)$$

Выражение (3.9) и есть искомое уравнение кромки резьбового резца второго типа, имеющего передний угол $\gamma_r = 0$ и установленного в соответствии с рис. 3.2.

В формуле (3.9) связь между координатами y_2 и z_2 присутствует в неявном виде. Чтобы построить кривую $z_2 = f(y_2)$, описывающую профиль кромки, следует задать ряд значений высот промежуточного профиля $h_{o1}, h_{o2}, \dots, h_{o5}$. Все эти высоты, как при профилировании любых фасонных резцов, отсчитываются от базовой линии k (рис. 3.4), которая проходит парал-

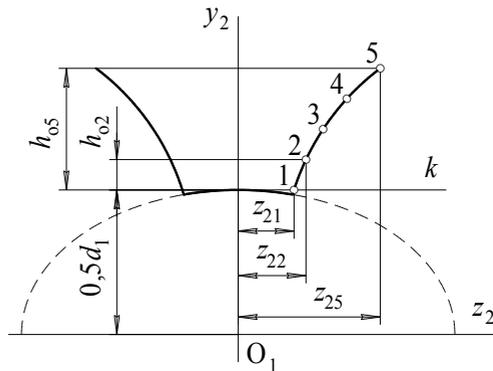


Рис. 3.4. Профилирование резьбового резца

лельно оси резьбы через впадину профиля. Для точек, имеющих высоту профиля h_{oi} , получаем $y_{2i} = 0,5d_1 + h_{oi}$. Подставляя эти значения в (3.9) и определив соответствующее значение z_{2i} , можем построить профиль инструмента на его передней поверхности.

При необходимости кривая, описывающая профиль, может быть заменена дугой (дугами) окружности, как было показано в 2.3.3.

3.2. Резцы для вихревого резбонарезания

Вихревое резбонарезание, схема которого показана на рис. 3.5, является высокопроизводительным процессом, применяемым для изготовления резьб на ходовых винтах станков, тяговых винтах прессов и других аналогичных деталях.

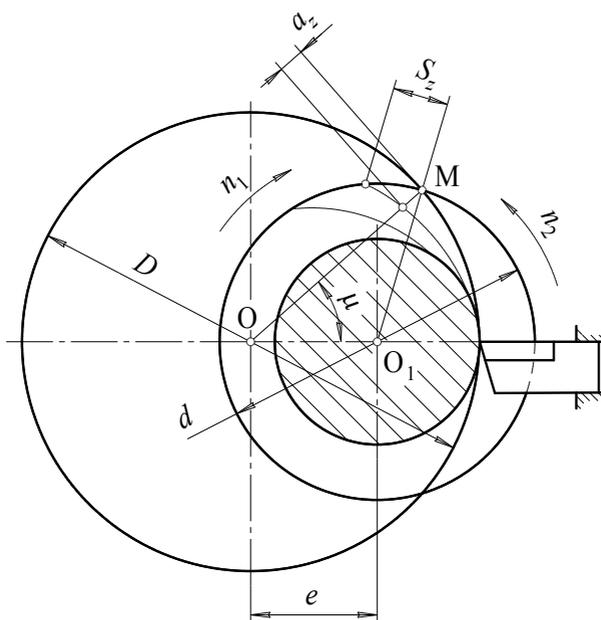


Рис. 3.5. Вихревое резбонарезание

Один, чаще несколько (до четырех) резцов, работающих по методу копирования, закреплены в резцовой головке, вращающейся с помо-

щью отдельного привода вокруг оси O с частотой n_2 . Заготовка, установленная в центрах станка, вращается вокруг оси O_1 с частотой $n_1 \ll n_2$.

Величина

$$S_z = \frac{\pi d n_1}{z n_2}, \text{ мм/зуб.} \quad (3.10)$$

представляет собою подачу на один резец, измеренную по наружной окружности d заготовки. Как видно из (3.10), при заданной подаче S_z (например, допускаемой прочностью инструмента) или толщине среза

$$a_z = \frac{2e}{d} S_z \sin \mu \quad (3.11)$$

с увеличением частоты вращения резцовой головки n_2 можно увеличивать частоту вращения заготовки n_1 , а с нею и производительность процесса. Поэтому головки для вихревого резбонарезания оснащают резцами с твердосплавными пластинами и применяют частоты вращения n_2 , соответствующие высоким скоростям резания $v = 2 \dots 7$ м/с.

На производительность процесса и качество поверхности резьбы влияет также расстояние e между осями вращения инструмента и заготовки. Эксцентриситет e влияет на ход процесса как непосредственно, что видно из формулы (3.11), так и через величину угла контакта

$$\mu = \arccos \frac{D^2 + 4e^2 - d^2}{4De}. \quad (3.12)$$

Выражение (3.12) получено из треугольника OO_1M (рис. 3.5).

Вихревое резбонарезание применяют для изготовления винтов с крупным шагом и достаточно высокими требованиями к точности профиля резьбы. Инструмент устанавливают по отношению к заготовке по второму варианту (см. 3.1.1) и профилируют, как показано в 3.1.2.

3.3. Резьбовые гребенки

Резьбовые гребенки представляют собой разновидность призматических или круглых фасонных резцов. Характерной их особенностью является наличие заборной части, позволяющей заложить в конструкцию инструмента радиальную подачу, которая необходима для обработки всего профиля резьбы за один проход инструмента. На рис. 3.6 показана круглая резьбовая гребенка, режущая (заборная) часть которой имеет длину l_p , а калибрующая — l_k .

Длина заборной части инструмента связана с высотой профиля резьбы h и углом заборного конуса φ соотношением

$$l_p = h \operatorname{ctg} \varphi . \quad (3.13)$$

Поскольку, как видно из рис. 3.6, длина l_p должна составлять целое число шагов профиля, можем записать

$$\operatorname{ctg} \varphi = \frac{p}{h} \psi ,$$

где ψ – натуральное число.

Для симметричных резьб с учетом (3.1) получаем

$$\operatorname{ctg} \varphi = 2\psi \operatorname{tg} \varepsilon . \quad (3.14)$$

Из выражения (3.14) следует, что угол заборного конуса гребенки не может быть назначен произвольно, а должен определяться с учетом угла профиля изготавливаемой резьбы.

Пример 3.1. Проектируется гребенка для нарезания метрической резьбы ($2\varepsilon = 60^\circ$).

Какие значения угла заборного конуса можно придать гребенке?

Из (3.14) получаем ряд значений φ : $23,4^\circ$ (при $\psi = 2$); $16,1^\circ$ (при $\psi = 3$); $12,2^\circ$ (при $\psi = 4$); $9,8^\circ$ (при $\psi = 5$) и т. д.

Какой из рассчитанных в примере 3.1 углов следует предпочесть? Для ответа на этот вопрос обратимся к рис. 3.7, из которого видно, что при движении гребенки вдоль оси изделия режущие кромки, расположенные на заборной части инструмента, входят в обрабатываемый материал последовательно, снимая стружки различного сечения (см. заштрихованные площадки на рис. 3.7). При этом, однако, радиальная подача и толщина среза на всех кромках одинаковы:

$$S_r = p \operatorname{tg} \varphi ; \quad (3.15)$$

$$a = S_r \cos \varphi = p \sin \varphi . \quad (3.16)$$

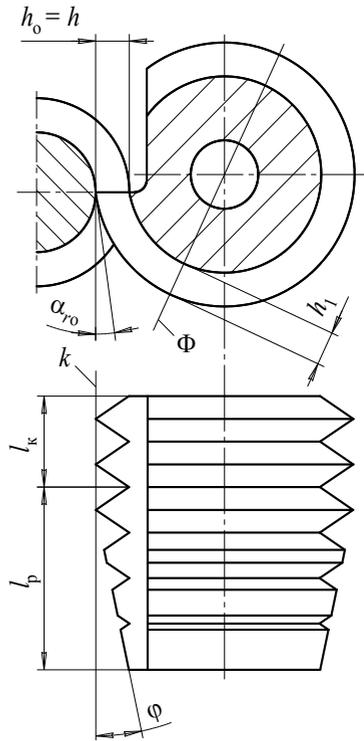


Рис. 3.6. Круглая резьбовая гребенка

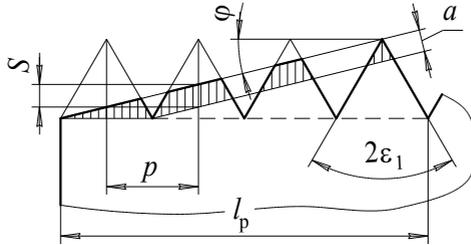


Рис. 3.7. Режущая (заборная) часть гребенки

Из последнего выражения следует, что уменьшение угла заборного конуса приводит к снятию более тонких стружек и, следовательно, повышению качества обработанной поверхности резьбы.

С другой стороны, из (3.13) видно, что с уменьшением φ увеличивается длина заборного конуса и возрастает время врезания инструмента в заготовку, т. е. снижаются экономические показатели операции.

Практика показывает, что целесообразные значения угла заборного конуса лежат в пределах $\varphi = 12...20^\circ$. Это означает, что из найденных в примере 3.1 углов имеет смысл ограничиться только двумя ($12,2^\circ$ и $16,1^\circ$). Если при этом нет повышенных требований к состоянию поверхности резьбы, следует заложить в конструкцию гребенки больший угол, чтобы уменьшить машинное время операции.

Как и другим резбовым резцам, гребенкам придают передний угол $\gamma_{\text{но}} = 0$. При этом высота промежуточного профиля гребенки h_0 равна высоте теоретического профиля резьбы h . Высоту шлифуемого профиля h_1 в плоскости Φ , нормальной к задней поверхности инструмента (см. рис. 3.6), рассчитывают по формулам (2.12) или (2.13) и (2.14), которые применимы для всех фасонных резцов.

В заключение следует заметить, что угол профиля $2\varepsilon_1$ на калибрующей части гребенки (см. рис. 3.7) всегда больше угла профиля нарезаемой резьбы. Его определяют из соотношения

$$\operatorname{tg} \varepsilon_1 = \frac{h}{h_1} \operatorname{tg} \varepsilon. \quad (3.17)$$

В случае проектирования призматической гребенки выражение (3.17) приводится к виду

$$\operatorname{tg} \varepsilon_1 = \frac{\operatorname{tg} \varepsilon}{\cos \alpha_{r0}},$$

где α_{r0} — задний угол в радиальной секущей плоскости инструмента на его базовой линии k .

3.4. Многолезвийные инструменты с резьбовыми гребенками

3.4.1. Метчики

Метчики предназначены для изготовления резьбы в отверстиях и представляют собой инструмент, в котором объединены три или четыре резьбовые гребенки. Метчики, как и гребенки, имеют режущую (заборную) часть l_p и калибрующую часть l_k (рис. 3.8). Хвостовая часть метчика содержит элементы его крепления в станочном или ручном приспособлении.

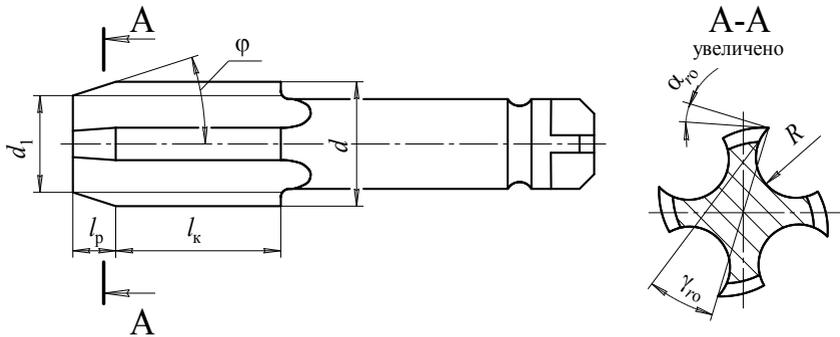


Рис. 3.8. Геометрические параметры метчика с прямыми канавками

Для режущей части метчика справедливы формулы (3.15) и (3.16), однако в связи с тем что метчик имеет z гребенок (зубьев), на каждый зуб приходится подача и толщина среза, описываемые соответственно выражениями

$$S_z = \frac{p}{z} \operatorname{tg} \varphi \quad (3.18)$$

и

$$a_z = \frac{p}{z} \sin \varphi. \quad (3.19)$$

Метчиками работают на металлорежущих станках (машинные и гаечные метчики) или вручную (слесарные метчики). В зависимости от размеров резьбы метчики могут быть одинарными или работать в комплекте из двух или трех штук. Одинарные метчики применяют, как правило, при изготовлении вручную мелких крепежных резьб, а также при работе на станках.

При необходимости изготовить резьбу высокого качества, особенно если диаметр резьбы больше 10...12 мм, применяют метчики, работающие в комплекте. В этом случае возможны две схемы распределения съема металла между метчиками комплекта: генераторная и профильная.

При *генераторной* схеме (рис. 3.9, а) все метчики комплекта имеют один и тот же средний диаметр D_{cp} , равный среднему диаметру нарезаемой резьбы d_{cp} , но разные наружные диаметры D_i .

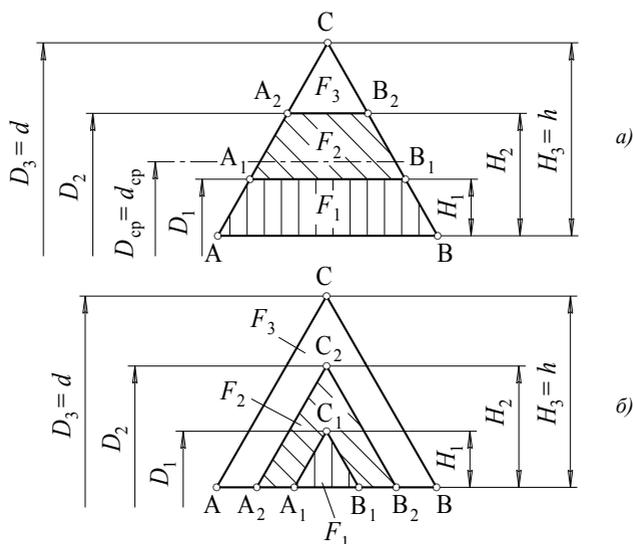


Рис. 3.9. Схемы снятия припуска комплектом метчиков

При *профильной* схеме съема материала (рис. 3.9, б) метчики комплекта имеют различные средние $D_{срi}$ и различные наружные диаметры. Только у последнего метчика средний и наружный диаметры совпадают с диаметрами изготавливаемой резьбы d_{cp} и d .

Наружные диаметры метчиков комплекта зависят от схемы съема материала, а также от того, какую часть F_i общего припуска снимает метчик.

Рассмотрим для примера комплект из трех метчиков, работающих по генераторной схеме (см. рис. 3.9, а). Введем коэффициент β_i , который характеризует долю общего сечения среза F , снимаемую i -м метчиком комплекта:

$$\beta_i = \frac{F_i}{F}. \quad (3.20)$$

Величины β_i должны быть заданы заранее и, естественно, подчиняться условию $\sum_1^n \beta_i = 1$, где n — количество метчиков в комплекте.

Из рис. 3.9 видно, что при любой схеме снятия припуска

$$D_i = d - 2(h - H_i), \quad (3.21)$$

т. е. для расчета наружных диаметров метчиков комплекта достаточно определить высоты профилей H_i . Из геометрии известно, что площади подобных треугольников пропорциональны квадратам их высот. Для треугольников A_1B_1C и ABC можем записать

$$\frac{(h - H_1)^2}{h^2} = \frac{F - F_1}{F} = 1 - \frac{F_1}{F} = 1 - \beta_1,$$

откуда

$$H_1 = h(1 - \sqrt{1 - \beta_1}). \quad (3.22)$$

Аналогично для треугольников A_2B_2C и ABC

$$\frac{(h - H_2)^2}{h^2} = \frac{F - F_1 - F_2}{F} = 1 - (\beta_1 + \beta_2);$$

$$H_2 = h(1 - \sqrt{1 - (\beta_1 + \beta_2)}). \quad (3.23)$$

Обобщая (3.22) и (3.23), получаем

$$H_i = h \left(1 - \sqrt{1 - \sum_1^i \beta_i} \right). \quad (3.24)$$

Для профильной схемы снятия припуска (см. рис. 3.9, б) из подобия треугольников $A_1B_1C_1$ и ABC

$$\frac{H_1^2}{h^2} = \frac{F_1}{F} = \beta_1,$$

а из подобия треугольников $A_2B_2C_2$ и ABC

$$\frac{H_2^2}{h} = \frac{F_1 + F_2}{F} = \beta_1 + \beta_2,$$

следовательно,

$$H_i = h \sqrt{1 - \sum_1^i \beta_i}. \quad (3.25)$$

Пример 3.2. Для нарезания резьбы М16×1,5 предполагается использовать комплект из трех метчиков, работающих по генераторной схеме. Первый метчик должен снять 50 % припуска, а второй – 35 %.

Какие номинальные наружные диаметры должны иметь метчики комплекта?

Из (3.1) при $p = 1,5$ и $\varepsilon = 30^\circ$: $h = 1,30$ мм.

Из (3.22) при $\beta_1 = 0,5$: $H_1 = 0,38$ мм. Из (3.23) при $\beta_2 = 0,35$: $H_2 = 0,80$ мм.

Из (3.21): $D_1 = 14,16$ мм; $D_2 = 15,0$ мм; $D_3 = d = 16$ мм.

Геометрические параметры режущей части метчика (разрез А-А, рис. 3.8) выбирают в зависимости от свойств обрабатываемого материала в пределах $\gamma_{\text{ро}} = 10...25^\circ$, $\alpha_{\text{ро}} = 8...10^\circ$. Передняя поверхность вблизи режущей кромки может быть очерчена частью цилиндра радиусом R или плоскостью, наклоненной под углом $\gamma_{\text{ро}}$ к основной плоскости. Задняя поверхность, как у многих фасонных многолезвийных инструментов, очерчивается архимедовой спиралью (подробно о затывании инструментов см. в подразделе 5.1).

Калибрующая часть метчика имеет тот же передний угол, что и режущая часть. Задняя поверхность зубьев, однако, имеет другую форму, чем на режущей части инструмента. На зубе предусматривают фаску шириной f с нулевым задним углом, а уже затем архимедову спираль с углом $\alpha_{\text{к}} \approx 0,25\alpha_{\text{ро}}$. Такая геометрия калибрующих зубьев позволяет увеличить срок службы, в течение которого периодически затачиваемый метчик будет обеспечивать получение изделий заданной точности. Калибрующей части метчика придают так называемый обратный конус, т. е. диаметр инструмента по направлению к хвосту уменьшают примерно на 0,001 мм на каждый миллиметр длины. Это делается с целью облегчить выворачивание метчика из отверстия по окончании процесса резбонарезания и предотвратить его заклинивание в обрабатываемом материале. Заклинивание метчика в отверстии наиболее вероятно при обработке жаропрочных и нержавеющей сталей. Для улучшения условий резбонарезания при обработке этих

материалов иногда применяют так называемые *шахматные* метчики, у которых часть режущих и калибрующих зубчиков удалены в шахматном порядке [12].

Важную роль в обеспечении эффективной работы метчиков играют канавки между зубьями, по которым отводится стружка и подается охлаждающе-смазывающая жидкость. Применяют метчики с прямыми и винтовыми канавками, прямыми со скосом или несквозными.

При прямых канавках (рис. 3.8) каждый зубчик, расположенный на заборной или калибрующей частях метчика, работает как резьбовый резец первого типа (см. подраздел 3.1), со всеми присущими ему достоинствами и недостатками. Прямые канавки просты в изготовлении, но мало содействуют выводу стружки из обрабатываемого отверстия.

Ряда упомянутых выше недостатков лишены метчики с винтовыми канавками (рис. 3.10, *а*). При угле наклона канавки $\omega = \tau$, где τ – угол подъема винтовой линии резьбы на ее среднем диаметре, режущие зубчики такого метчика работают как резцы второго типа, что ведет к улучшению качества обработанной поверхности изделия. В связи с наличием угла ω стружка направляется вперед по ходу движения (по подаче) метчика, что при обработке сквозных отверстий исключает повреждение стружкой готовых участков резьбы. Вместе с тем, поскольку метчики с винтовыми канавками не профилируются, прямолинейность боковых сторон, а следовательно, высокая точность профиля резьбы не обеспечивается.

На наш взгляд, наиболее целесообразными являются метчики со скосом λ на заборной части и прямыми канавками на калибрующей части (рис. 3.10, *б*). Режущая часть такого метчика при $\lambda = \tau$ работает по схеме резца второго типа, обеспечивая комфортные условия резания для всех зубчиков рабочей части, а калибрующая часть метчика

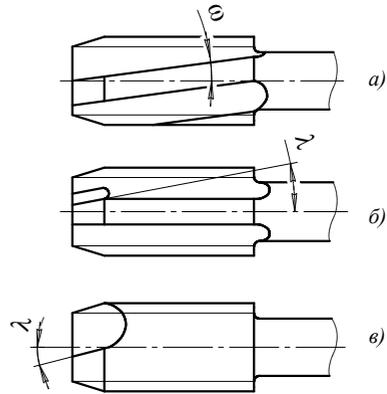


Рис. 3.10. Виды канавок метчиков

работает по схеме резбового резца первого типа, обеспечивая высокую точность получения профиля.

При нарезании резьб в сквозных отверстиях применяют метчики с несквозными канавками, иногда называемые *бесканавочными* (рис. 3.10, *в*). Прочность такого инструмента существенно выше, чем у обычных метчиков, что особенно важно при обработке отверстий небольшого диаметра. Бесканавочные метчики хорошо направляются в отверстия, калибрующая часть инструмента обеспечивает выравнивание резьбы, что повышает качество последней.

3.4.2. Круглые плашки

Круглая плашка (рис. 3.11) так же, как и метчик, представляет собой инструмент, в котором объединены несколько резбовых гребенок.

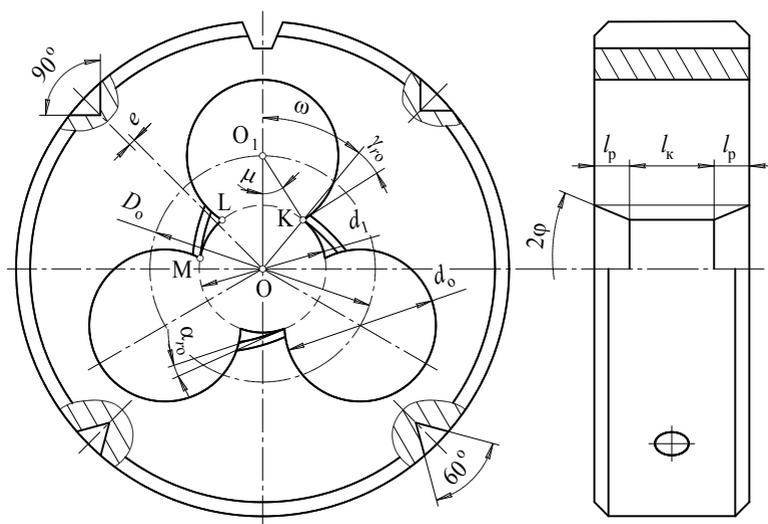


Рис. 3.11. Геометрические параметры круглой плашки

Для того чтобы при нарезании резьбы плашку можно было устанавливать в плашкодержатель любым торцом, резбовые гребенки на ней имеют две заборные части l_p при одной калибрующей l_k . На заборных частях плашки затылованием (см. подраздел 5.1) создается задний угол α_{ro} . Передний угол γ_{ro} образуется как угол между

основной плоскостью, проходящей через ось инструмента, и касательной к поверхности стружечного отверстия диаметром d_o . Размер отверстий и диаметр окружности D_o , на которой расположены их центры O_1 , определяют расчетом.

Из треугольника OO_1K

$$\frac{\overline{O_1K}}{\sin \omega} = \frac{\overline{OK}}{\sin \mu}, \quad \frac{d_o}{2 \sin \omega} = \frac{d_1}{2 \sin(90^\circ - (\gamma_{ro} + \omega))},$$

откуда

$$d_o = \frac{d_1 \sin \omega}{\cos(\gamma_{ro} + \omega)}. \quad (3.26)$$

В формуле (3.26) d_1 – внутренний диаметр резьбы; 2ω – центральный угол, соответствующий дуге LK . Величину этого угла определим, задав соотношение между длиной пера плашки LM и размером просвета между перьями LK , а именно $\overline{LM} = c \cdot \overline{LK}$ (на практике $c = 0,65 \dots 0,8$). Поскольку

$$\frac{2\omega}{\varepsilon} = \frac{\overline{LK}}{\overline{LM} + \overline{LK}} = \frac{1}{c + 1},$$

где $\varepsilon = 360^\circ/z$ – центральный угол между зубьями плашки, то

$$\omega = \frac{180}{z(c + 1)}. \quad (3.27)$$

Из треугольника O_1OK получаем также

$$D_o = \frac{d_o \cos \gamma_{ro}}{\sin \omega}. \quad (3.28)$$

В держателе плашку закрепляют с помощью пяти винтов. Два из них, имеющие угол конуса 60° , предназначены только для закрепления инструмента, а остальные три – для закрепления и регулирования. Один регулировочный винт входит в призматический паз на наружной поверхности плашки, а два других – в отверстия с углом конуса 90° , ось которых смещена от диаметрального сечения инструмента на величину $e = 0,5 \dots 2$ мм. При заворачивании винтов каждый из них оказывает одностороннее давление, направленное в сторону наиболее гибкой части плашки. Это позволяет (при ослабленном винте в призматическом пазе) деформировать корпус инструмента и влиять на размер нарезаемой резьбы.

Подробные алгоритмы проектирования метчиков и круглых плашек приведены в работе Г.И. Киреева [10].

Вопросы для самоконтроля

1. Каковы два варианта установки стержневых резьбовых резцов?
2. Какой вариант установки обеспечивает идентичные условия резания на обеих сторонах профиля резьбового резца?
3. Резцы какого типа следует применять для чистовой обработки резьб?
4. Какова схема вихревого резбонарезания?
5. Как осуществляется радиальная подача резьбовых гребенок?
6. Почему не следует назначать малые углы заборного конуса гребенок?
7. При какой схеме распределения припуска все метчики комплекта имеют один и тот же средний диаметр?
8. От чего зависят наружные диаметры метчиков комплекта?
9. Когда целесообразно применять бесканавочные метчики?
10. Каким образом регулируют круглые плашки?

4. ПРОТЯЖКИ

4.1. Классификация протяжек и элементы их конструкции

Протяжки – высокопроизводительный многолезвийный инструмент, который обеспечивает высокую точность получения поверхностей различной формы. Протяжки являются дорогостоящим и в то же время узкоспециализированным инструментом, предназначенным, по большей части, для изготовления поверхностей одного типоразмера, поэтому с точки зрения экономической эффективности их целесообразно использовать в условиях массового и крупносерийного производства.

По назначению различают *внутренние* протяжки, предназначенные для обработки отверстий (гладких, многогранных, шлицевых, со шпоночным пазом и т. д.) и *наружные* протяжки, которые служат для обработки различных профилей на внешней поверхности заготовки. Протяжки первого типа работают по предварительно выполненному цилиндрическому отверстию.

По конструктивным признакам протяжной инструмент подразделяют на *цельный* и *сборный* (например, со сменными зубьями), *регулируемый* и *нерегулируемый*. Регулируемыми могут быть только те протяжки, которые имеют плоские базовые поверхности

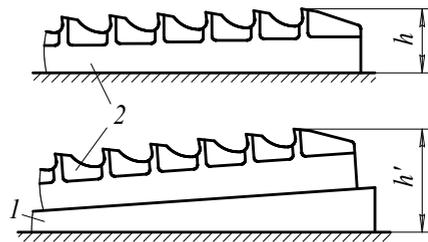


Рис. 4.1. Регулировка протяжки

(например, шпоночные). Из рис. 4.1 видно, как с помощью клиновой подкладки *1*, установленной под протяжку *2*, можно увеличить размер h , обрабатываемый этой протяжкой, до размера h' .

По способу приложения усилия внутренние протяжки подразделяют на *прошивки*, испытывающие в процессе резания напряжения сжатия, и собственно *протяжки*, испытывающие при работе растягивающие напряжения. При прошивании тяговое усилие прилагается к задней части инструмента, а при протягивании – к передней. В дальнейшем тексте под термином «протяжка» будет пониматься протяжной инструмент в целом. Положения, которые относятся только к отдельным видам протяжного инструмента, будут сопровождаться указанием этого вида.

Все протяжки содержат три обязательных элемента конструкции:

- 1) хвостовую часть;
- 2) режущую часть;
- 3) калибрующую часть.

Хвостовая часть служит для установки и закрепления протяжки на станке и передачи ей тяговой силы. *Режущая часть* содержит определенное число режущих лезвий (зубьев), которые осуществляют сьем припуска и придают поверхности изделия заданную форму и размеры. Зубья *калибрующей части* зачищают поверхность, обработанную режущими зубьями, обеспечивая необходимую точность формы и размеров этой поверхности.

Внутренние протяжки в дополнение к трем названным должны содержать две направляющие части. *Передняя направляющая* служит для ориентации заготовки по отношению к режущей части протяжки, а *задняя направляющая* – для центрирования заготовки при прохождении ею калибрующих зубьев.

Главное движение протягивания – поступательное. При таком движении основная плоскость, перпендикулярная вектору скорости резания, во всех точках режущих кромок инструмента располагается одинаково. Следовательно, передние углы в радиальной секущей плоскости во всех точках всех лезвий протяжки равны друг другу (в отличие, скажем, от аналогичных углов фасонного резца). Величину угла γ_r выбирают в зависимости от обрабатываемого материала (см. 11.2.2).

Задний угол α_r нерегулируемых протяжек назначают в пределах $2...3^\circ$ для зубьев режущей части и $0,5...1^\circ$ для зубьев калибрующей части. Столь малые значения углов необходимы для того, чтобы после заточки протяжки по передней поверхности размеры зубьев изме-

нялись не слишком значительно. У регулируемых протяжек можно назначать α_r в интервале 10...12°.

Движение подачи при протягивании возникает за счет того, что каждое последующее лезвие (или группа лезвий) режущей части протяжки возвышается над предыдущим на некоторую величину a_z , называемую *подъемом на зуб*. При прочих равных условиях уменьшение подъема на зуб приводит к увеличению длины и, как следствие, стоимости инструмента. Увеличение a_z приводит к возрастанию силы резания и, как следствие, вероятности аварийного разрушения отдельных зубьев протяжки или ее разрыва по канавке между зубьями. В связи с этим основной задачей проектирования протяжного инструмента является определение оптимальной величины подъема на зуб, отвечающей целому ряду технических ограничений.

4.2. Режущая и калибрующая части протяжек

Поскольку протяжка является чистовым инструментом, припуск под протягивание должен рассчитываться с учетом полей допусков на размеры изготавливаемой поверхности. Например, расчетный припуск под протягивание гладкого цилиндрического отверстия необходимо определять по формуле

$$A = 0,5(D_{\max} - D_{o \min}), \quad (4.1)$$

где D_{\max} – наибольший возможный диаметр готового отверстия, а $D_{o \min}$ – наименьший возможный диаметр предварительно выполненного отверстия.

Расчетный припуск под протягивание шпоночного паза (рис. 4.2)

$$A = H_{\max} - M_{\min}, \quad (4.2)$$

где $M_{\min} = 0,5(D_{o \min} + \sqrt{D_{o \min}^2 - b^2})$.

Аналогично определяют величину A при других конфигурациях профилей.

Припуск под протягивание может быть снят по одинарной или групповой схеме. На рис. 4.3 показана схема, при которой каждый из зубьев протяжки, находящихся в контакте с заготовкой, удаляет

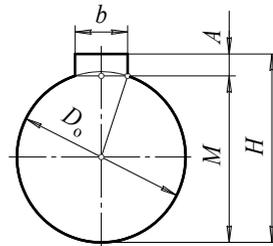


Рис. 4.2. К расчету припуска под протягивание паза

полоску металла объемом $a_z L_0 B$ (чтобы не затемнять рисунок, стружки в канавках инструмента не показаны). Зубья находятся друг от друга на расстоянии, равном шагу t , и обрабатывают контур одинаковой ширины B . Такая схема протягивания называется *одинарной*.

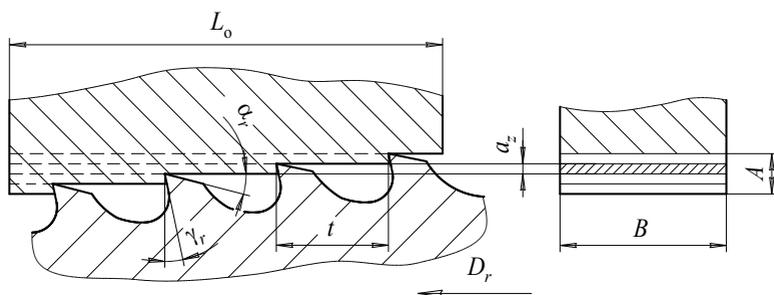


Рис. 4.3. Одинарная схема резания при протягивании

При *групповой* схеме периметр контура распределяется между зубьями протяжки, образующими группу. В примере, показанном на рис. 4.4, группа состоит из трех зубьев: первый зуб снимает срез шириной b_1 , второй обрабатывает часть контура шириной $b_2 - b_1$, а третий – оставшуюся часть шириной $B - b_2$. Зубья одной группы не имеют подъема относительно друг друга; подъем $a_{гр}$ имеют между собой только группы зубьев.

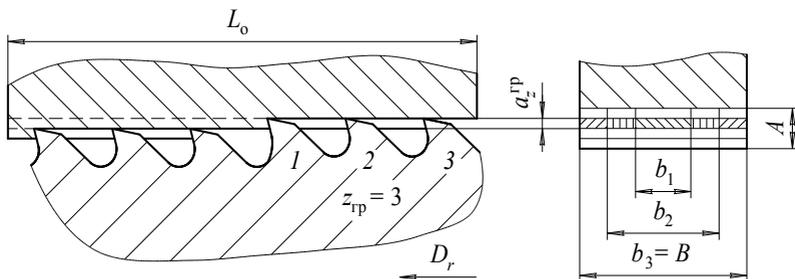


Рис. 4.4. Групповая схема резания при протягивании

Уменьшение активной ширины режущих кромок позволяет при обработке одной и той же заготовки придать протяжке с групповой

схемой резания больший подъем, чем имеет протяжка с одинарной схемой. Пусть для получения некоторого контура используется протяжка одинарной схемы резания с подъемом на зуб a_z . Создадим для обработки этого же контура виртуальную протяжку с групповой схемой резания, для чего разобьем периметр контура на k равных по длине участков, каждый из которых будет обрабатываться соответствующим зубом группы. Чтобы сохранить производительность операции, придадим новой протяжке подъем $a_{пр} = ka_z$.

Оценим силу резания при работе реальной и виртуальной протяжек. Из теории резания известно, что ширина среза влияет на силу резания в степени $x \approx 1$, а толщина среза – в степени $y < 1$. Следовательно, при прочих равных условиях сила резания при работе протяжки с групповой схемой окажется в k^{1-y} раз меньше, чем при работе протяжки с одинарной схемой.

Относительно меньшие силы резания и лучшие условия врезания зубьев (они обеспечиваются увеличенной толщиной среза) – это основные причины, по которым протяжки с групповой схемой резания целесообразно применять при обработке заготовок с повышенной твердостью поверхностного слоя, например, отливок и штамповок.

Припуск A , как правило, распределяют между зубьями режущей части протяжки неравномерно. Для улучшения условий работы калибрующих зубьев несколькими последним режущим зубьям (назовем их *чистовыми*) придают уменьшенный по сравнению с остальными (*черновыми*) зубьями подъем a_z' . Количество чистовых зубьев назначают в диапазоне $z' = 1 \div 4$, а подъем на них обычно делают уменьшающимся от первого зуба к последнему. Чистовые зубья не делят на группы, каждый из них обрабатывает контур изделия полностью.

Весь контур при любой схеме резания обрабатывает и первый черновой зуб, которому придают нулевой подъем (например, диаметр первого зуба круглой протяжки делают равным диаметру отверстия в заготовке). Таким образом, первый зуб протяжки не снимает припуска, а зачищает поверхность заготовки, стабилизируя тем самым работу остальных зубьев инструмента.

Баланс припуска, т. е. распределение припуска между зубьями протяжки при одинарной схеме резания имеет вид

$$A = a_z(z - 1) + A', \quad (4.3)$$

где z – количество черновых зубьев (с учетом первого); A' – суммарный припуск, снимаемый чистовыми зубьями. Если все чистовые зубья имеют одинаковый подъем, то $A' = a'_z z'$.

Из (4.3) количество черновых зубьев протяжки одинарного резания

$$z = \frac{A - A'}{a_z} + 1. \quad (4.4)$$

При групповой схеме резания баланс припуска имеет вид

$$A = m a_{гр} + A', \quad (4.5)$$

а количество черновых зубьев протяжки

$$z = \frac{A - A'}{a_{гр}} z_{гр} + 1. \quad (4.6)$$

В последних формулах m – число групп; $z_{гр}$ – количество зубьев в группе.

Значения a'_z и z' должны быть подобраны таким образом, чтобы при заданном значении a_z или $a_{гр}$ расчет по формулам (4.4) и (4.6) давал целое число черновых зубьев без какого-либо округления.

Пример 4.1. Круглая протяжка одинарной схемы резания имеет подъем черновых зубьев 0,048 мм и предназначена для обработки отверстия $\varnothing 32^{+0,025}$ в заготовке с отверстием $\varnothing 30,5 \pm 0,1$. Сколько режущих зубьев имеет протяжка?

Из (4.1): $A = 0,8125$ мм.

Разделим A на a_z , чтобы найти максимально возможное число черновых зубьев, снимающих припуск (т. е. без учета первого зуба): $A / a_z \approx 16,927 \Rightarrow (z - 1) = 16$.

Из (4.3): $A' = A - a_z (z - 1) = 0,0445$ мм.

Распределим A' между двумя чистовыми зубьями: $a'_{z1} = 0,0245$ мм; $a'_{z2} = 0,02$ мм.

Общее число режущих зубьев протяжки: $z_p = z + z' = 19$.

Положение передней поверхности отдельного зуба протяжки и конфигурация пространства, в котором размещается снимаемая зубом стружка, определяются формой стружечной канавки. Наибольшее распространение получили канавки, спинка зуба которых очерчена дугой окружности (рис. 4.5, а). Плавное сопряжение спинки зуба с дном канавки обеспечивает устойчивое сворачивание сливной стружки в плотный валик.

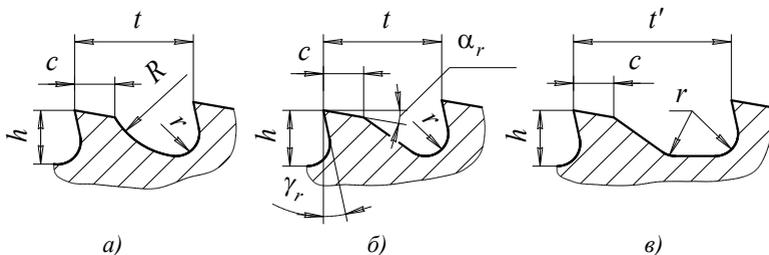


Рис. 4.5. Стружечные канавки протяжек

При обработке хрупких материалов (например, чугуна и бронзы) применяют канавки с прямолинейной спинкой (рис. 4.5, б); при протягивании длинных поверхностей – канавки с увеличенным шагом t' и прямолинейными спинкой и дном (рис. 4.5, в). Ширину спинки зуба таких канавок выбирают в диапазоне $c = (0,25 \dots 0,4)t$, а радиус закругления впадины $r = (0,5 \dots 0,75)h$.

Площадь рабочего сечения канавок принимается пропорциональной площади круга радиусом $0,5h$. Для канавок первого и второго типа

$$F_k = 0,25\pi h^2; \quad (4.7)$$

для канавки третьего типа

$$F'_k \approx \frac{t'}{t} F_k.$$

Ориентировочное значение шага режущих зубьев протяжки может быть рассчитано с помощью эмпирической зависимости

$$t = \xi \sqrt{L_0}, \quad (4.8)$$

в которой L_0 – длина обрабатываемой поверхности; $\xi = 1,25 \dots 1,5$ при одинарной схеме срезания припуска и $\xi = 1,45 \dots 1,9$ при групповой схеме.

В качестве окончательного выбирают попадающее в рассчитанный интервал значение t из стандартного ряда шагов (табл. 3 приложения).

Длина режущей части протяжки

$$l_p = t(z + z'). \quad (4.9)$$

Номинальные диаметры черновых режущих зубьев $D_i = D_0 + 2a_z(i-1)$, а чистовых режущих зубьев $D_{чj} = D_z + 2a_z j$, где $i = \overline{1, z}$; $j = \overline{1, z'}$, а D_z – номинальный диаметр последнего черного зуба.

Калибрующие зубья протяжки снимают срез, сечение которого существенно меньше, чем у черновых режущих зубьев, и проблем с размещением стружек в канавках калибрующих зубьев не существует. Это позволяет (с целью уменьшения общей длины протяжки) сделать шаг калибрующих зубьев $t_k \approx (2/3)t$, выбрав ближайшее значение из стандартного ряда шагов.

Зубья калибрующей части протяжки (рис. 4.6) отличаются от режущих не только меньшими линейными размерами и задним углом α_{rk} в радиальной секущей плоскости, а и наличием ленточки $f = 0,2 \dots 0,3$ мм. Это позволяет продлить срок службы инструмента, так как при его заточке калибрующие зубья теряют размер не сразу, а постепенно. До тех пор, пока на протяжке остается хотя бы один калибрующий зуб, гарантирующий точность формы и размеров обработанной поверхности, протяжка пригодна к эксплуатации.

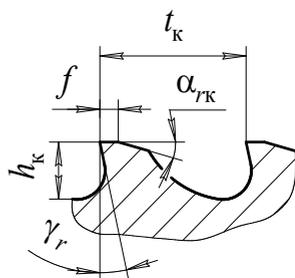


Рис. 4.6. Калибрующий зуб протяжки

У нерегулируемых протяжек калибрующие зубья не только зачищают поверхность после режущих зубьев, а и служат резервом этих зубьев. По мере заточек такой протяжки ее чистовые режущие зубья превращают в черновые, а калибрующие – в чистовые режущие. Естественно, чем меньше поле допуска на калибрующие зубья протяжки, тем быстрее происходят эти превращения. Для увеличения полного периода стойкости (срока службы) протяжек, которые обрабатывают точные профили, у них делают большее число калибрующих зубьев z_k (табл. 4.1).

Длина калибрующей части протяжки

$$l_k = t_k z_k. \quad (4.10)$$

Все калибрующие зубья протяжки имеют одинаковый размер, который соответствует предельному размеру обрабатываемой поверхности и рассчитывается, как показано в подразделе 4.4.

Таблица 4.1

Число калибрующих зубьев протяжек [14]

Квалитет точности	z_k
6	8
7	7
8	6
9	5
10	4
св. 10	2÷3

4.3. Оптимизация параметров режущих зубьев

Анализируя (4.9) совместно с (4.4) и (4.6), можно прийти к выводу, что длина режущей части протяжки возрастает с увеличением шага t и уменьшается с увеличением толщины срезаемого слоя a ($a = a_z$ при одинарной и $a = a_{гр}$ при групповой схеме резания). С увеличением l_p возрастают машинное время операции протягивания, стоимость инструмента и технологические трудности его изготовления. Необоснованное уменьшение l_p за счет уменьшения шага зубьев или увеличения толщины среза создает проблемы с размещением стружки в канавках протяжки, приводит к возрастанию силы резания и вероятности поломки инструмента.

Для определения целесообразных значений t и a выполняют оптимизацию длины режущей части протяжки, используя целевую функцию

$$\frac{t}{a} \rightarrow \min \quad (4.11)$$

и комплекс технических ограничений, в который входят:

- 1) помещаемость стружки в стружечной канавке;
- 2) предельная тяговая сила, развиваемая протяжным станком;
- 3) прочность режущей части протяжки;
- 4) прочность хвостовой части протяжки;
- 5) предельно допустимая длина протяжки.

Основная специфика протяжного инструмента состоит в том, что стружка, снимаемая отдельным зубом протяжки в процессе резания, не имеет возможности покинуть канавку перед этим зубом до момента выхода зуба из контакта с заготовкой. Если объем стружечной канавки окажется меньше объема, занимаемого стружкой, протяжку заклинит во время рабочего хода со всеми вытекающими отсюда нежелательными последствиями (разрывом инструмента по слабому сечению, перегрузкой оборудования и т. д.).

Условие размещения стружки в стружечной канавке с рабочим сечением F_k можем записать в виде

$$KL_0 a \leq F_k, \quad (4.12)$$

где K – коэффициент заполнения канавки.

Появление коэффициента $K > 1$ связано с тем, что фактическая площадь канавки, занимаемая стружкой, больше номинального сечения стружки даже при самой плотной ее упаковке, причем с увеличением вязкости обрабатываемого материала величина K возрастает. Для протяжек одинарного резания при обработке стальных, алюминиевых и медных заготовок $K = 3,5 \dots 4$, а при обработке заготовок из чугуна, бронзы и латуни $K = 2 \dots 2,5$. Для протяжек группового резания, снимающих стружки меньшей ширины, которые легче упаковываются, коэффициент заполнения принимают равным $0,8K$.

Из (4.12) с учетом (4.7) получаем

$$a \leq \frac{\pi h^2}{4KL_0}. \quad (4.13)$$

Положив

$$h = \lambda t, \quad (4.14)$$

можем представить первое из перечисленных выше технических ограничений в виде неравенства $a \leq c_1 t^2$.

Для аналитического описания второго ограничения необходимо иметь выражение, связывающее усилие протягивания P_T с величинами a и t .

В общем случае

$$P_T = \sum_{i=1}^q P_{zi}, \quad (4.15)$$

где P_{zi} — главная составляющая силы резания на i -м работающем зубе; q — количество одновременно работающих зубьев протяжки:

$$q = \left[\frac{L_0}{t} + 1 \right]. \quad (4.16)$$

Квадратные скобки в формуле (4.16) означают, что должна быть взята только целая часть полученного числа.

Главная составляющая

$$P_{zi} = b_i p_z, \quad (4.17)$$

где b_i — длина контура, обрабатываемого i -м зубом протяжки, мм; p_z — сила, приходящаяся на единицу длины контура:

$$p_z = C_p \sigma_b a^y K_\gamma, \text{ Н/мм.} \quad (4.18)$$

Здесь C_p – коэффициент, выбираемый по табл. 4.2; σ_b – предел прочности обрабатываемого материала, МПа; показатель $y \approx 0,85$; K_γ – поправка на передний угол режущего лезвия:

$$K_\gamma = \frac{90 - \gamma_r}{75}.$$

Таблица 4.2

Коэффициент в формуле (4.18)

Материал заготовки	C_p
Алюминий и медные сплавы	2,0
Чугун	2,6
Углеродистые стали	3,3
Легированные стали	4,3

С учетом (4.17) выражение (4.15) принимает вид

$$P_T = p_z \sum_{i=1}^q b_i. \quad (4.19)$$

Для протяжек одинарной схемы резания $b_i = B$ (здесь B – периметр обрабатываемого контура), т. е.

$$P_T = p_z B q. \quad (4.20)$$

Например, при протягивании гладкого отверстия диаметром D

$$P_T = \pi D p_z q. \quad (4.21)$$

Для протяжек групповой схемы резания, у которых периметр обрабатываемого контура равномерно распределен между зубьями группы,

$$P_T = p_z B q / z_{гр}.$$

Техническое ограничение по предельной тяговой силе станка можно записать в виде

$$P_{ст} \geq \mu P_T \quad (4.22)$$

где $P_{ст}$ – паспортное тяговое усилие протяжного станка; μ – запас на случайное повышение тяговой силы (например, из-за наличия местных твердых включений в обрабатываемом материале). Обычно принимают $\mu = 1,1$.

Подставляя (4.19) с учетом (4.16) и (4.18) в (4.22), получим, что второе ограничение имеет вид

$$a \leq c_2 \left[\frac{L_0}{t} + 1 \right]^{-1/y}.$$

Ограничение по прочности режущей части протяжки имеет вид

$$\frac{P}{F_1} \leq [\sigma_u], \quad (4.23)$$

где F_1 – площадь опасного сечения режущей части, мм²; $[\sigma_u]$ – допускаемое напряжение на растяжение материала инструмента, МПа. Для протяжек из быстрорежущей стали $[\sigma_u] = 400 \dots 450$ МПа.

Самым опасным у протяжек является сечение по канавке перед первым зубом, где тело инструмента имеет наименьшие размеры. Например, у осесимметричных протяжек (круглой, шлицевой, многогранной)

$$F_1 = 0,25\pi(D_1 - 2h)^2, \quad (4.24)$$

где D_1 – диаметр первого зуба, равный диаметру D_0 отверстия в заготовке.

Площадь опасного сечения у других видов протяжек также определяют из геометрических соображений.

Используя (4.14), получим, что для осесимметричных протяжек третье техническое ограничение имеет вид

$$a \leq c_3 \left(\left(1 - \frac{2\lambda}{D_0} t \right)^2 \left[\frac{L_0}{t} + 1 \right]^{-1} \right)^{1/y}.$$

Ограничение по прочности хвостовой части протяжки требует выполнения условия

$$\frac{P}{F_x} \leq [\sigma_x], \quad (4.25)$$

в котором F_x – площадь опасного сечения хвостовика, мм²; $[\sigma_x]$ – допускаемое напряжение на растяжение материала хвостовой части протяжки, МПа. Для хвостовиков из конструкционной стали $[\sigma_x] = 200 \dots 250$ МПа.

Подставив в (4.25) выражение для расчета усилия протягивания, имеем

$$a \leq c_4 \left[\frac{L_0}{t} + 1 \right]^{-1/y}.$$

Техническое ограничение по предельной длине протяжки получим из следующих соображений. Во-первых, длина протяжки не

может быть больше длины рабочего хода протяжного станка $L_{ст}$. Во-вторых, внутренние протяжки из условия продольной устойчивости должны иметь наибольшую длину

$$L_{\max} \leq \psi N, \quad (4.26)$$

где N – габаритный размер поперечного сечения инструмента. Для собственно протяжек коэффициент $\psi = 40$, для прошивок $\psi = 12$.

Положив $l_p = kL$, из (4.26) с учетом (4.4) и (4.9) получаем последнее ограничение в виде

$$a \geq c_5 \left(\frac{k\psi N}{t} - z' - 1 \right)^{-1}.$$

Теоретически для отыскания оптимального сочетания a и t следует решить оптимизационную задачу с целевой функцией (4.11) и полученными техническими ограничениями. Однако, в связи с тем что шаг зубьев протяжки не может принимать любые значения, а должен соответствовать стандартному ряду, на практике используют следующий подход.

1. Определяют диапазон значений t по формуле (4.8) и выбирают стандартный шаг, входящий в этот диапазон (табл. 3 приложения).

2. По величине t выбирают параметры стружечной канавки. Для начала принимают наибольшее возможное значение глубины канавки h , чтобы обеспечить минимальную длину режущей части протяжки.

3. По формуле (4.13) рассчитывают максимально возможную с точки зрения размещения стружки толщину среза a .

4. Определяют количество одновременно работающих зубьев q , удельную силу p_z и усилие протягивания P_T с помощью зависимостей (4.16), (4.18) и (4.20) в предположении, что проектируется протяжка одинарного резания.

5. По формуле (4.24) или аналогичной ей определяют площадь F_1 сечения протяжки по канавке перед первым зубом.

6. Проверяют выполнение условия (4.23). Если условие не выполняется, выбирают меньшее значение h и повторяют расчет, начиная с п. 3.

7. Проверяют выполнение условия (4.25). Если условие не выполняется, уменьшают толщину среза на черновых зубьях протяжки до

$$a \leq \left(\frac{F_x}{C_p K_\gamma B q} \cdot \frac{[\sigma_x]}{\sigma_B} \right)^{1/\gamma} \quad (4.27)$$

и пересчитывают значения p_z и P_t .

8. Проверяют выполнение условия (4.22). Если условие не выполняется, переходят к проектированию протяжки с групповой схемой резания.

9. Из баланса припуска определяют количество режущих зубьев и по формуле (4.9) рассчитывают длину режущей части протяжки.

10. Проверку условия (4.26) делают после расчета общей длины протяжки. Если это условие не выполняется, переходят к проектированию комплекта из нескольких последовательно работающих протяжек.

Пример реализации этого алгоритма приведен в подразделе 11.2.

4.4. Точность конструктивных элементов протяжек

При проектировании протяжек важную роль играет назначение полей допусков на размеры некоторых элементов конструкции инструмента. Условно эти элементы можно разделить на две группы:

- 1) обеспечивающие нормальное течение процесса протягивания;
- 2) обеспечивающие заданную точность изделий и поддержание этой точности в течение наибольшего возможного срока службы протяжки.

К первой группе отнесем размеры передней и задней направляющих, размеры и шаг режущих зубьев. Передняя направляющая должна надежно ориентировать заготовки по отношению к режущему аппарату протяжки, причем должны быть полностью исключены случаи застревания заготовки на направляющей. Поэтому переднюю направляющую делают в пределах допуска e_8 на наименьший диаметр отверстия (или другой аналогичный размер) заготовки. Задняя направляющая протяжки соприкасается с уже обработанной поверхностью, поэтому величина допуска на ее определяющий размер (например, диаметр обработанного отверстия) по сравнению с допуском на переднюю направляющую может быть уменьшена, верхнее отклонение от номинала также снижено. Здесь часто используют допуск f_7 .

Важную роль для обеспечения равномерной загрузки режущих зубьев играет точность их размера. Если, например, диаметры режущих

зубьев круглой протяжки будут иметь большие допуски на изготовление, то вместо расчетных значений a_z между соседними зубьями могут реально получиться существенно бóльшие или меньшие подъемы. Это вызовет неравномерность нагрузки и различную интенсивность изнашивания зубьев режущей части инструмента. Чтобы такие явления исключить, допуск на режущие зубья протяжки назначают в пределах $(0,1...0,15)a_z$ при одинарной схеме резания и $(0,1...0,15)a_z/z_{гп}$ при групповой ($z_{гп}$ – количество зубьев в группе). Рассчитанные таким образом величины допуска желательно согласовать со стандартными. Например, если протяжка имеет подъем на зуб $a_z = 0,048$ мм, то расчетный допуск на диаметры зубьев составляет $(4,8...7,2)$ мкм. Ближайшее стандартное значение допуска, например, для протяжки с номинальным диаметром 40 мм составляет 7 мкм и относится к IT4. Следовательно, протяжка будет иметь допуск $g4$ на диаметры режущих зубьев.

Особо важную роль в деле обеспечения заданной точности изделий играют допуски, назначаемые на элементы, входящие во вторую из упомянутых выше групп, в частности, на размеры калибрующих зубьев протяжки. Здесь используют общие **правила назначения допусков на инструмент**:

- 1) допуск на инструмент должен составлять часть допуска на обрабатываемое изделие;
- 2) поле допуска на инструмент должно быть расположено так, чтобы обеспечить наибольший возможный запас на размерный износ инструмента.

Если обозначить допуск на размер A изделия (диаметр отверстия или какой-нибудь другой размер, получаемый протягиванием) через δA (рис. 4.7), то допуск $\delta_{ин}$ на калибрующий размер инструмента, в соответствии с первым из упомянутых правил, $\delta_{ин} = C_{ин} \delta A$, где $C_{ин} = 0,2...0,3$. Конкретная величина этого коэффициента зависит от уровня инструментальной технологии на данном предприятии, а также от величины δA . Как правило, чем больше δA , тем меньшим может быть принято значение $C_{ин}$.

Переходим ко второму правилу. Определяя запас на размерный износ инструмента, следует учесть, что при протягивании в большинстве случаев возникает так называемая *усадка размеров*. Это значит, что после прохода протяжки размер изделия вследствие упругости обрабатываемого материала уменьшается по сравнению с размерами

калибрующих зубьев инструмента на некоторую величину Δ . Усадка для различных условий обработки различна, ее определяют экспериментальным путем. Среднестатистические значения Δ приведены в литературе [16]. Наличие усадки позволяет разместить поле допуска на инструмент так, как показано на рис. 4.7, а именно – вблизи верхнего предельного размера изделия.

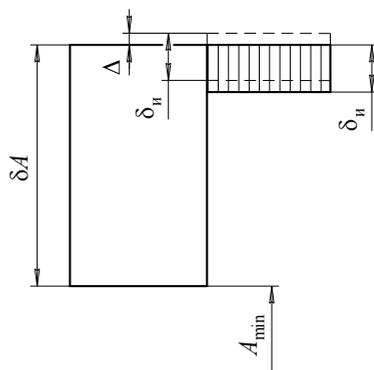


Рис. 4.7. Расположение полей допусков изделия и протяжки

Теоретически можно даже выйти за пределы допуска δA на величину минимальной усадки Δ , увеличив запас на износ инструмента (положение поля допуска в этом случае показано пунктиром). Можно также допустить, что калибрующие зубья протяжки изнаются до величины $A_{\min} - \Delta$, что также увеличит срок службы инструмента. Однако в этих случаях нужно быть твердо уверенным, что усадка обязательно будет больше, чем Δ . Поскольку Δ зависит от многих факторов и ее величина зачастую не может быть точно предсказана, поле допуска на калибрующий размер протяжки размещают так, как показано на рис. 4.7 сплошными линиями. В соответствии со схемой расположения полей допусков исполнительный размер калибрующих зубьев новой протяжки назначают в виде

$$A = (A_{\min} + \delta A)^{-\delta_n}. \quad (4.28)$$

4.5. Особенности расчета и конструирования некоторых видов протяжек

Изложенные общие основы расчета и конструирования протяжек применимы к любому из видов этого инструмента. Однако некоторые разновидности протяжек имеют свои особенности, которые рассмотрены ниже.

4.5.1. Шпоночные и шлицевые протяжки

Для того чтобы изготовить шпоночную канавку в заготовке 1 (рис. 4.8) с предварительно подготовленным отверстием диаметром d , протяжку 2 устанавливают в направляющую втулку 3. Применение втулки существенно упрощает технологию изготовления и снижает себестоимость протяжки.

Зубья режущей части протяжки отличаются друг от друга высотой H_i . Для уменьшения трения боковых сторон зубьев о стенки обработанной части шпоночной канавки им придают углы $\varphi_1 = 1 \dots 1,5^\circ$, оставляя фаску $f > a_z$ (на практике применяют значения $f = 0,5 \dots 1$ мм).

Ввиду несимметричности нагрузки шпоночная протяжка испытывает напряжения не только от растяжения, но и от изгиба. Однако расчет прочности инструмента делают только на разрыв, несколько снижая в формулах (4.23) и (4.25) допускаемые напряжения $[\sigma_{II}]$ и $[\sigma_X]$, чтобы учесть влияние изгиба.

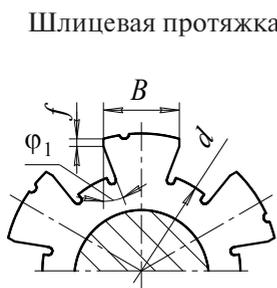


Рис. 4.9. Параметры шлицевой протяжки

Шлицевая протяжка по сути является комбинацией из круглой и шпоночной протяжек (рис. 4.9). Диаметр внутренней части канавок между зубьями соответствует внутреннему диаметру шлицевого отверстия d . На режущих зубьях имеются фаски f и поднутрения φ_1 . На них предусмотрены стружкоразделительные канавки, расположенные в шахматном порядке. На калибрующих зубьях поднутрений и стружкоразделительных канавок нет.

Исполнительные размеры калибрующих зубьев

$$d_k = (D_{\min} + \delta D)^{-\delta_{nD}}; \quad B_k = (B_{\min} + \delta B)^{-\delta_{nB}},$$

где D_{\min} и B_{\min} — соответственно наименьшие предельные размеры наружного диаметра шлицевого отверстия и ширины шлица; δD и δB

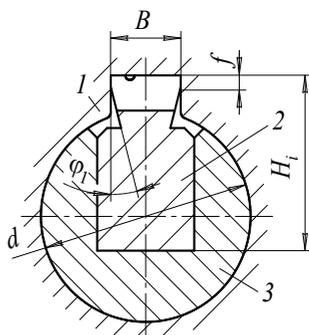


Рис. 4.8. Параметры шпоночной протяжки

– допуски на эти размеры, а $\delta_{иD}$ и $\delta_{иB}$ – допуски на изготовление калибрующих зубьев инструмента по наружному диаметру и ширине шлица.

Разность $A = (D - d)/2$ для некоторых шлицевых отверстий может быть настолько большой, что для удаления этого припуска требуется значительное количество режущих зубьев, и протяжка оказывается недопустимо длинной. В этом случае отверстие обрабатывают комплектом из двух или трех протяжек, распределяя припуск A между ними. Каждая из протяжек комплекта имеет все конструктивные элементы, свойственные одиночной протяжке (см. 4.1).

4.5.2. Протяжки для обработки зубчатых колес

Высокопроизводительным инструментом, работающим по методу копирования профилей, являются протяжки для изготовления зубчатых колес или аналогичных им деталей, например, муфт с зубьями эвольвентного профиля.

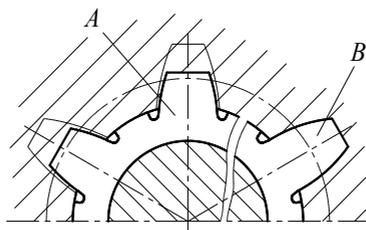


Рис. 4.10. Протяжка для обработки зубчатых профилей

Протяжки для обработки колес с внутренними зубьями, в принципе, не отличаются от шлицевых протяжек. Черновые зубья A (рис. 4.10) работают по одинарной или групповой схеме резания, оставляя на боках профиля припуск под чистовые и калибрующие зубья B , которые завершают оформление эвольвентного профиля.

Для прорезки зубьев на конических колесах в массовом производстве применяют дисковые круглые протяжки [9].

Вопросы для самоконтроля

1. Каковы обязательные элементы конструкции внутренних протяжек?
2. С учетом чего определяют расчетный припуск под протягивание?
3. Чем отличаются одинарная и групповая схемы снятия припуска при протягивании?
4. Когда целесообразно применять протяжки со стружечными канавками с увеличенным шагом?
5. От чего зависит число калибрующих зубьев протяжек?
6. Каковы целевая функция и технические ограничения при оптимизации длины режущей части протяжки?
7. Почему коэффициент заполнения стружечной канавки должен быть всегда больше единицы?
8. Что следует предпринять при проектировании круглой протяжки, если не выполняется ограничение по прочности ее режущей части?
9. Каковы общие правила назначения допусков на инструмент?
10. Как располагают поле допуска на калибрующий размер протяжки?

5. ФРЕЗЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ФАСОННЫХ ПРОФИЛЕЙ

5.1. Геометрические характеристики фасонных фрез

Одной из разновидностей инструментов, работающих по методу копирования, являются фасонные дисковые фрезы. С их помощью чаще всего изготавливают канавки различного профиля в плоских деталях, но можно выполнить также кольцевые и винтовые канавки на телах вращения, например, нарезать крупную резьбу трапецеидального профиля. В последнем случае скорость движения подачи фрезы вдоль оси заготовки должна быть согласована с вращением заготовки вокруг собственной оси: $v_s = pkn_1$, мм/мин, где p – шаг резьбы, мм; k – число заходов резьбы; n_1 – частота вращения заготовки, об/мин. Кроме того, ось фрезы должна составлять с осью заготовки угол τ , равный углу подъема винтовой линии резьбы на ее среднем диаметре d_{cp} (см. формулу (3.2)).

Каждый зуб такой фрезы работает как резьбовой резец, передняя поверхность которого установлена перпендикулярно винтовой линии резьбы (мы называли его резцом второго типа), и должен профилироваться соответствующим образом (см. 3.1.2).

Передний угол фасонных фрез обычно делают нулевым, чтобы уменьшить искажения профиля.

Важным требованием, предъявляемым к фасонным фрезам, является сохранение геометрии лезвий после заточки инструмента. Здесь можно сформулировать два правила.

1. Для сохранения неизменным переднего угла $\gamma_r = 0$ необходимо затачивать фрезы так, чтобы передняя поверхность зубьев оставалась в диаметральной плоскости инструмента.

2. Чтобы после заточки фрезы по передней поверхности была сохранена высота профиля инструмента, все точки профиля должны располагаться на конхоидах кривой (назовем эту кривую *исходной*), которая очерчивает заднюю поверхность зуба в точках профиля, расположенных на наружном диаметре фрезы. *Конхоида* какой-либо линии — это линия, эквидистантная первой по радиус-векторам полярной системы координат.

По способу, каким обеспечивается выполнение условия неизменности задних углов инструмента при его заточке, все фасонные дисковые фрезы можно разделить на два вида: острозаточенные и затылованные.

Острозаточенной будем называть фрезу, исходная линия которой — прямая, т. е. задние поверхности зубьев которой выполнены в виде плоскостей или цилиндрических поверхностей общего вида.

Затылованной будем называть фасонную фрезу, исходная кривая которой представляет собой спиральную линию или дугу окружности, эксцентричную наружному диаметру фрезы.

Достоинством острозаточенных фрез является возможность выполнить равные задние углы α в главных секущих плоскостях в любой точке профиля, например, в некоторой точке M на боковой стороне профиля или в точке N на поперечной кромке (рис. 5.1). Это обеспечивает одинаковые условия резания по всей длине режущей кромки и, как следствие, равномерный износ зубьев и одинаковое качество поверхности по всему изготовленному профилю.

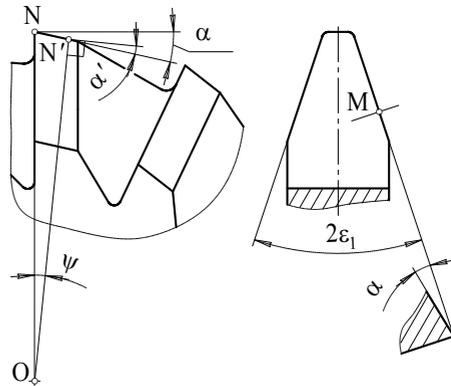


Рис. 5.1. Острозаточенная фреза

В то же время острозаточенные фасонные фрезы имеют и серьезный недостаток — их заточку необходимо производить по всему контуру, а не только по передней поверхности, поскольку иначе происхо-

дит различное по величине изменение задних углов в разных точках режущей кромки.

То, что углы α меняются, если затачивать фрезу только по передней поверхности, наиболее наглядно можно продемонстрировать на примере точки N поперечной кромки профиля. Пусть в результате заточки передняя поверхность приняла положение ON' , т. е. отклонилась от первоначального положения на некоторый угол ψ (см. рис. 5.1). Совершенно очевидно, что задний угол в точке N' (мысленно повернем фрезу до попадания точки N' на прямую ON) при этом станет равным

$$\alpha' = \alpha - \psi. \quad (5.1)$$

Зависимость (5.1) показывает, что с каждой последующей заточкой (с увеличением угла ψ) задний угол α' будет неуклонно уменьшаться. А это означает, что условия резания на поперечной кромке профиля фрезы будут ухудшаться. Аналогичная картина будет наблюдаться и в точках боковых сторон профиля, только там снижение задних углов будет меньшим из-за наличия угла ϵ_1 (напомним, что этот угол должен быть рассчитан, исходя из угла профиля резьбы, с помощью соотношения (3.3)).

Для заточки острозаточенных фасонных фрез приходится использовать специальные копиры, направляющие движение заточного инструмента (шлифовального круга), что вызывает известные технологические трудности, которые возрастают с усложнением профиля инструмента. Количество заточек, выдерживаемых острозаточенными фрезами, невелико, поэтому невелик и их полный период стойкости (срок службы).

Итак, геометрия задних поверхностей острозаточенной фрезы упрощает изготовление инструмента, но нецелесообразна с точки зрения восстановления его режущей способности. Какой же следует выполнить заднюю поверхность фрезы, чтобы ее заточку не надо было производить по всему профилю, а достаточно было ограничиться снятием слоя металла с передней поверхности зуба?

Логика подсказывает, что в качестве исходной линии такой задней поверхности следует принять кривую, для которой в любой ее точке угол β между радиус-вектором и касательной к кривой остается неизменным. Из рис. 5.2 видно, что если $\beta = \text{const}$, то и угол $\alpha_{\gamma_0} = 90^\circ - \beta = \text{const}$.

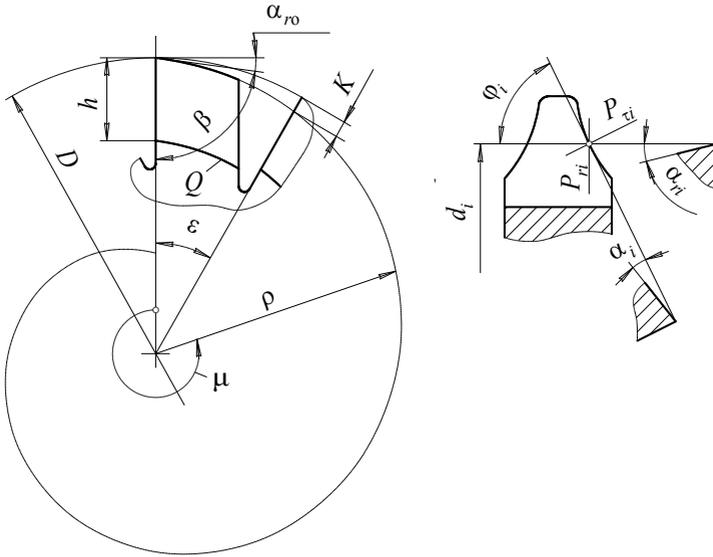


Рис. 5.2. Фреза затылованная по спирали Архимеда

В полярной системе координат ρ , μ (ρ – радиус-вектор, μ – текущий угол)

$$\operatorname{ctg} \beta = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{d\mu}. \quad (5.2)$$

Пусть $\operatorname{tg} \alpha_{r0} = \operatorname{ctg} \beta = m$. Разделив переменные в уравнении

$$\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{d\mu} = m,$$

получаем

$$\frac{d\rho}{\rho} = m \cdot d\mu ;$$

$$\ln \rho = m\mu + C. \quad (5.3)$$

Потенцируя выражение (5.3), имеем $\rho = e^{m\mu + C}$ или, обозначив $e^C = C_1$,

$$\rho = C_1 e^{m\mu}. \quad (5.4)$$

Зависимость (5.4) описывает кривую, называемую *логарифмической спиралью*. Приняв ее в качестве исходной линии, мы обеспечим постоянство заднего угла в точках профиля, лежащих на наружном диаметре фасонной фрезы, при заточке этой фрезы по передней поверхности.

К сожалению, в любых других точках профиля это постоянство соблюдаться не будет. Например, для конхоиды Q , очерчивающей нижнюю границу профиля (см. рис. 5.2), выражение (5.4) принимает вид

$$\rho_q(\mu) = C_1 e^{m\mu} - h, \quad (5.5)$$

где h – высота профиля.

Анализируя (5.5) с помощью условия (5.2), получаем

$$\operatorname{tg} \alpha_{rq} = \frac{C_1 m e^{m\mu}}{C_1 e^{m\mu} - h} = m \cdot \left(1 - \frac{h}{C_1 e^{m\mu}} \right)^{-1} = f(\mu).$$

Следовательно, на значительной части задней поверхности зуба фрезы, очерченной логарифмической спиралью и ее конхоидами, задний угол не сохраняет своего значения при заточке инструмента. Более того, достичь постоянства заднего угла при описании затылков фрез единственной кривой теоретически невозможно.

На практике вместо достаточно сложной в реализации логарифмической спирали для затылования фрез применяют более простую кривую – *спираль Архимеда*

$$\rho = a\mu + b. \quad (5.6)$$

Фреза, затылованная по архимедовой спирали, при заточках не сохраняет постоянства задних углов даже на наружном диаметре, так как в соответствии с выражением (5.2)

$$\operatorname{tg} \alpha_{r0} = \frac{a}{a\mu + b} \neq \operatorname{const}. \quad (5.7)$$

Чтобы количественно оценить отклонения задних углов, возникающие при затыловании фрез по архимедовой спирали, необходимо получить зависимость, связывающую задний угол в произвольно выбранной точке профиля с углом α_{r0} .

Для начала определим коэффициенты, входящие в формулу (5.6). Из рис. 5.2 видно, что при $\mu = 2\pi\rho = 0,5D$. С учетом этого условия выражения (5.6) и (5.7) принимают вид

$$\left. \begin{aligned} 0,5D &= 2\pi a + b; \\ \operatorname{tg} \alpha_{r0} &= \frac{a}{2\pi a + b}. \end{aligned} \right\}$$

Решая последнюю систему, имеем

$$\left. \begin{aligned} a &= 0,5D \operatorname{tg} \alpha_{r_0}; \\ b &= 0,5D(1 - 2\pi \operatorname{tg} \alpha_{r_0}). \end{aligned} \right\} \quad (5.8)$$

Подставив (5.8) в (5.6), получим уравнение кривой, описывающей затылок зуба фрезы, в виде

$$\rho = 0,5D(1 - (2\pi - \mu) \operatorname{tg} \alpha_{r_0}). \quad (5.9)$$

Введем понятие *падение затылка* K фасонной фрезы, которым будем характеризовать изменение радиус-вектора спирали при его повороте на угол, равный углу ε между соседними зубьями фрезы:

$$K = \rho_{2\pi} - \rho_{2\pi - \varepsilon}. \quad (5.10)$$

Величину K принято откладывать в диаметральной плоскости, проходящей через вершину зуба, следующего за тем, для которого определяется падение затылка. При $\gamma_{r_0} = 0$ падение затылка измеряют непосредственно в плоскости передней поверхности следующего зуба (рис. 5.2).

Так как $\varepsilon = 2\pi/z$, где z — число зубьев фрезы, то, подставляя в (5.9) последовательно $\mu = 2\pi$ и $\mu_1 = 2\pi(1 - 1/z)$, получаем

$$K = \frac{\pi D}{z} \operatorname{tg} \alpha_{r_0}. \quad (5.11)$$

Падение затылка имеет одно и то же значение для исходной линии и для любой конхоиды профиля. Это позволяет для точек профиля, расположенных на некотором диаметре $d_i \in [D - 2h; D]$, записать

$$K = \frac{\pi d_i}{z} \operatorname{tg} \alpha_{r_i} \quad (5.12)$$

и, приравнивая правые части выражений (5.11) и (5.12), получить формулу для расчета заднего угла в произвольной точке профиля фрезы (в радиальной секущей плоскости P_{r_i}):

$$\operatorname{tg} \alpha_{r_i} = \frac{D}{d_i} \operatorname{tg} \alpha_{r_0}. \quad (5.13)$$

Из (5.13) следует, что с уменьшением d_i (удалением точки на профиле от наружного диаметра фрезы) углы α_{r_i} увеличиваются. Это лучше, чем уменьшение задних углов при восстановлении режущих свойств острозаточенных фрез.

Что же касается задних углов α_i в главных секущих плоскостях P_{τ_i} , то они будут зависеть еще и от угла профиля в i -й точке.

С помощью формулы (1.13) единой геометрии режущего лезвия при $\lambda = 0$ находим, что

$$\operatorname{tg} \alpha_i = \frac{D}{d_i} \operatorname{tg} \alpha_{r_0} \cos \varphi_i, \quad (5.14)$$

где φ_i – угол между касательной к профилю в данной его точке и осью фрезы (см. рис. 5.2).

Пример 5.1. Фасонная фреза диаметром $D = 125$ мм предназначена для нарезания однозаходной трапецеидальной резьбы с высотой профиля $h = 10$ мм и углом профиля $2\varepsilon = 30^\circ$. Затылование по архимедовой спирали обеспечивает задний угол $\alpha_{r_0} = 10^\circ$.

Каков наибольший перепад задних углов в радиальных секущих плоскостях по профилю фрезы? Каков задний угол в главной секущей плоскости в нижней точке профиля? Отклонением угла профиля фрезы от угла профиля резьбы можно пренебречь.

Наименьший диаметр точек на профиле фрезы $d_i^{\min} = D - 2h = 105$ мм. Из (5.13): $\operatorname{tg} \alpha_{r_i} = 0,210 \Rightarrow \alpha_{r_i} = 11,9^\circ$. Наибольший перепад углов $\Delta = 1,9^\circ$. Угол между касательной к профилю и осью фрезы $\varphi = 90^\circ - \varepsilon = 75^\circ$. Из (5.14): $\operatorname{tg} \alpha_i = 0,054 \Rightarrow \alpha_i = 3,1^\circ$.

Затылование зубьев фасонных фрез производится на специальных токарно-затыловочных станках. Для придания резцу движения затылования на суппорте станка устанавливают кулачок, величина подъема которого равна падению затылка фрезы.

Принципиальная схема взаимного расположения фрезы, затыловочного резца и кулачка при затыловании показана на рис. 5.3. В начальный момент времени (рис. 5.3, а) расстояние между осями фрезы и кулачка

$$L = 0,5D + l + r, \quad (5.15)$$

где l – длина резца, а r – наименьший радиус кулачка.

При повороте фрезы на некоторый угол μ , а согласованно вращающегося с ней кулачка на угол μ_k (рис. 5.3, б), расстояние L складывается из

$$L = \rho + l + \rho_k, \quad (5.16)$$

где ρ – радиус-вектор обрабатываемой точки затылка фрезы; ρ_k – радиус-вектор точки касания кулачка и резца.

Приравнивая правые части (5.15) и (5.16), находим, что

$$\rho_k = 0,5D + r - \rho. \quad (5.17)$$

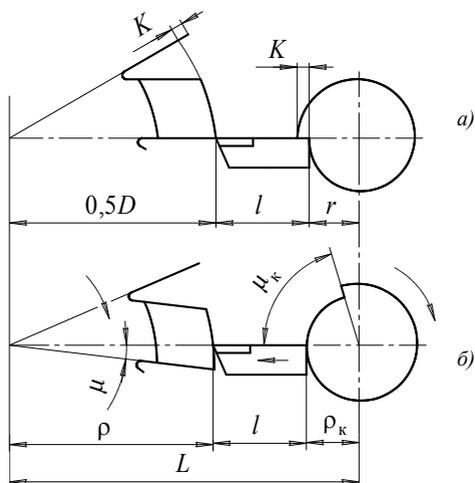


Рис. 5.3. К выводу уравнения профиля кулачка [15]

За время поворота фрезы на угол $\mu = 2\pi/z$ между зубьями кулачок должен совершить полный оборот ($\mu_k = 2\pi$). Разделив первое выражение в скобках на второе, получаем зависимость согласованного движения фрезы и кулачка в виде

$$\mu = \frac{\mu_k}{z}. \quad (5.18)$$

Если теперь подставить (5.9), в котором μ заменено выражением (5.18), в (5.17), то получим уравнение, в соответствии с которым должен быть спроектирован кулачок:

$$\rho_k = r + \frac{D}{2} \left(2\pi - \frac{\mu_k}{z} \right) \operatorname{tg} \alpha_{r_0}. \quad (5.19)$$

Выражение (5.19) можно несколько упростить, если ввести в него величину падения затылка. Переписав (5.11) в виде $\operatorname{tg} \alpha_{r_0} = zK / \pi D$ и подставив результат в (5.19), имеем

$$\rho_k = r + K \left(z - \frac{\mu_k}{2\pi} \right).$$

Из структуры последней формулы видно, что профиль кулачка, как и затылки фрезы, описывается уравнением архимедовой спирали.

5.2. Фасонные фрезы с угловым затылованием зубьев

Из формулы (5.14) следует, что в точках профиля фасонной фрезы, где касательная к профилю перпендикулярна оси инструмента (т. е. $\varphi_i = 90^\circ$), задний угол в главной секущей плоскости будет равен нулю, какое бы значение угла $\alpha_{ю}$ ни было назначено. В этом случае прибегают к так называемому *угловому затылованию* зубьев, при котором затыловочный резец перемещается не в радиальной плоскости фрезы, а под углом к ней.

Рассмотрим в качестве примера фрезу, профиль которой имеет два прямолинейных участка, расположенных под углами $\varphi_1 < 90^\circ$ и $\varphi_2 = 90^\circ$ к оси фрезы (рис. 5.4).

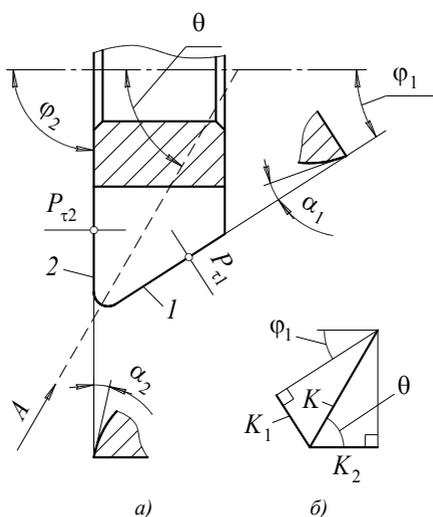


Рис. 5.4. Угловое затылование фрезы

Если затылование такой фрезы делать в радиальном направлении, то в главной секущей плоскости $P_{\tau 2}$ задний угол окажется равным нулю. Чтобы этого избежать, необходимо повернуть каретку суппорта затыловочного станка на некоторый угол θ и придать затыловочному резцу перемещение по направлению A (рис. 5.4, а).

Найдем, каким следует назначить угол θ , чтобы на прямолинейных кромках 1 и 2 профиля образовались заданные углы α_1 и α_2 . Пусть

движение резца по направлению A выполняется с помощью кулачка, обеспечивающего падение затылка фрезы K . Проекции величины K на направления P_{τ_1} и P_{τ_2} , как видно из рис. 5.4, \bar{b} , соответствуют падениям затылка K_1 и K_2 , причем

$$\left. \begin{aligned} K_1 &= K \sin(\theta - \varphi_1); \\ K_2 &= K \cos \theta. \end{aligned} \right\} \quad (5.20)$$

Поскольку, как следует из (5.11),

$$\left. \begin{aligned} K_1 &= (\pi D/z) \operatorname{tg} \alpha_1; \\ K_2 &= (\pi D/z) \operatorname{tg} \alpha_2, \end{aligned} \right\} \quad (5.21)$$

то

$$\frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_2} = \frac{\sin(\theta - \varphi_1)}{\cos \theta} = \frac{\sin \theta \cos \varphi_1 - \cos \theta \sin \varphi_1}{\cos \theta} = \operatorname{tg} \theta \cos \varphi_1 - \sin \varphi_1,$$

откуда

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{\operatorname{tg} \alpha_2}{\operatorname{tg} \alpha_1 \cos \varphi_1} + \operatorname{tg} \varphi_1. \quad (5.22)$$

В частном случае при $\alpha_1 = \alpha_2$

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{1 + \sin \varphi_1}{\cos \varphi_1}. \quad (5.23)$$

Угловое затылование выполняют не только у фрез, которые имеют участки профиля, перпендикулярные оси вращения инструмента. Его делают, например, и в тех случаях, когда фреза имеет несимметричный профиль, состоящий из двух прямолинейных участков, и на каждом из этих участков необходимо выполнить одинаковые задние углы. Угловое затылование делают и на фрезах с симметричным профилем (например, для нарезания трапецеидальной резьбы), если существует необходимость выполнить на правой и левой частях профиля различные задние углы. В этих случаях система (5.20) принимает вид

$$\left. \begin{aligned} K_1 &= K \sin(\theta - \varphi_1); \\ K_2 &= K \sin(\theta + \varphi_2), \end{aligned} \right\} \quad (5.24)$$

а угол θ определяют из соотношения

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{\sin \varphi_1 + m \sin \varphi_2}{\cos \varphi_1 - m \cos \varphi_2}, \quad (5.25)$$

где $m = \operatorname{tg} \alpha_1 / \operatorname{tg} \alpha_2$.

Формулы (5.24) и (5.25) получены в предположении, что $\varphi_1 \leq \varphi_2$.

Чтобы определить падение затылка K (т. е. подъем кулачка, используемого для углового затылования фрезы), значение угла θ , рассчитанное с помощью (5.22), (5.23) или (5.25), подставляют в одно из выражений систем (5.20) или (5.24), учитывая соотношения (5.21).

Пример 5.2. Фасонная фреза диаметром 100 мм имеет 8 зубьев и предназначена для обработки несимметричного прямолинейного профиля с углами $\varphi_1 = 60^\circ$ и $\varphi_2 = 90^\circ$.

Под каким углом необходимо производить затылование этой фрезы, чтобы получить по всему профилю одинаковый задний угол 9° ? Какой подъем в этом случае должен иметь кулачок затыловочного станка?

Из (5.23): $\operatorname{tg}\theta = 3,732 \Rightarrow \theta = 75^\circ$. Из (5.20): $K_2 = K\cos\theta = (\pi D/z)\operatorname{tg}\alpha$, откуда $K = 24$ мм.

5.3. Фасонные фрезы со шлифуемым профилем

Профиль фрез, рассмотренных выше, после затылования резцом и последующей термообработки остается нешлифованным, из-за чего:

- инструмент имеет сравнительно небольшой период стойкости;
- невозможно достичь высокой точности профиля изделия.

Выполнить шлифование затылков фрезы при такой конструкции зубьев, как показана на рис. 5.2, невозможно, поскольку при обработке задних поверхностей одного зуба шлифовальный круг будет врезаться в переднюю поверхность следующего зуба.

Для того чтобы сделать возможным шлифование профиля фасонной фрезы, на ее зубьях выполняют *двойное затылование*. Заднюю поверхность зуба очерчивают двумя архимедовыми спиралями с различным падением затылка (рис. 5.5). Если шлифуемый участок, прилежащий к вершине зуба, должен иметь (исходя из необходимого заднего угла) падение затылка K_1 , то второй участок выполняют с $K_2 = (1,5 \dots 1,75)K_1$.

Падение затылка K_2 относят к диаметру D_1 , несколько большему, чем диаметр фрезы D (рис. 5.5). Например, если шлифованная часть составляет половину шага зубьев ($\varepsilon_1 = 0,5\varepsilon$), то $D_1 = D + 2\Delta$, где $\Delta = (K_2 - K_1)/2$.

Перед вторым затылованием резец находится в точке A и начинает обработку только в точке B , срезая часть ранее сделанного затылка по линии BC . Такая конструкция позволяет прошлифовать первый заты-

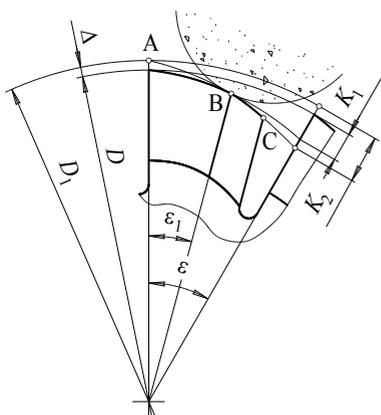


Рис. 5.5. Двойное затылование зуба фрезы

попиру, можно избежать, используя сборные фрезы с затылованием зубьев по дуге окружности.

Принципиальная схема такой фрезы показана на рис. 5.6, а. Фреза состоит из корпуса 1, в котором закреплены вставные зубья 2. Задняя поверхность зубьев очерчена дугой окружности такого же радиуса $0,5D$, как наружный радиус фрезы, но центр O_1 этой окружности не совпадает с точкой O , через которую проходит ось вращения фрезы. Профиль зубьев очерчен конхоидами, которые также являются дугами окружностей с центром в O_1 .

Задний угол α_{ro} в точке A профиля — это угол между касательными, проведенными через эту точку к окружностям с центрами O и O_1 (см. рис. 5.6, а).

Исходя из величины α_{ro} , определяют смещение центров

$$e = \overline{O_1O} = D \sin \frac{\alpha_{ro}}{2}. \quad (5.26)$$

Затылование и шлифование вставных зубьев производят в технологическом корпусе 3 (рис. 5.6, б) на токарном и круглошлифовальном станках, причем качество поверхности и точность профиля получаются выше, чем при изготовлении зубьев с двойным затылованием на специальном оборудовании, а трудоемкость изготовления фрез существенно ниже.

лок зуба, не повреждая передней поверхности соседнего зуба. При этом, разумеется, в диаметральной плоскости круг должен иметь такой же профиль, как зуб фрезы, а в процессе шлифования кругу должно быть придано такое же возвратно-поступательное движение, как затыловочному резцу.

Технологических трудностей, связанных с двойным затылованием и последующим шлифованием затылков по ко-

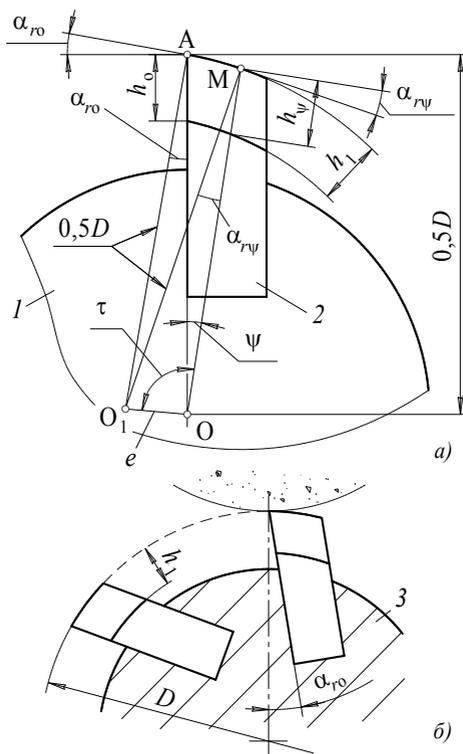


Рис. 5.6. Фреза, затylованная по дуге окружности (а), и схема шлифования затylков в технологическом корпусе (б)

Оценим погрешности, вносимые в геометрию такой фрезы заточкой по передней поверхности. Пусть после заточки передняя поверхность зуба займет положение OM , т. е. повернется на угол ψ по отношению к первоначальному положению (рис. 5.6, а). Образовавшийся после заточки задний угол $\alpha_{r\psi}$ на вершине зуба будет определяться перпендикулярами к радиусам OM и O_1M . Используя теорему синусов, из треугольника O_1MO получаем

$$\frac{D}{2 \sin \tau} = \frac{e}{\sin \alpha_{r\psi}},$$

откуда с учетом (5.26)

$$\sin \alpha_{r\psi} = 2 \sin \frac{\alpha_{ro}}{2} \sin \tau.$$

В равнобедренном треугольнике O_1AO $\angle O_1OA = (180^\circ - \alpha_{ro})/2$.

Тогда

$$\tau = 90^\circ - \frac{\alpha_{ro}}{2} + \psi \quad \text{и} \quad \sin \alpha_{r\psi} = 2 \sin \frac{\alpha_{ro}}{2} \cos \left(\psi - \frac{\alpha_{ro}}{2} \right). \quad (5.27)$$

Высота h_1 , которую необходимо придать профилю шлифовально-го круга, чтобы получить на зубе фрезы профиль высотой h_0 , равна

$$h_1 = h_0 \cos \alpha_{ro}. \quad (5.28)$$

При заточках размер h_1 сохраняется, а высота профиля зуба (рис. 5.6, а) приобретает значение

$$h_\psi = \frac{h_1}{\cos \alpha_{r\psi}} = h_0 \frac{\cos \alpha_{ro}}{\cos \alpha_{r\psi}}. \quad (5.29)$$

Пример 5.3. Фасонная фреза, затылованная по окружности, имеет профиль высотой 20 мм и задний угол $\alpha_{ro} = 10^\circ$.

Какой станет высота профиля фрезы после заточки под углом $\psi = 15^\circ$?

Из (5.27): $\sin \alpha_{r\psi} = 0,17167 \Rightarrow \alpha_{r\psi} = 9^\circ 53'$.

Из (5.29): $h_\psi = 19,993$ мм (высота профиля уменьшилась на 0,035 %).

Более подробные сведения о фрезях с затылованием по окружности можно найти в технической литературе [11; 12].

5.4. Групповые резьбовые фрезы

Групповые (гребенчатые) резьбовые фрезы, широко применяемые для высокопроизводительной обработки крепежных изделий, представляют собою некоторое количество дисковых затылованных фрез, соединенных в едином (цельном) инструменте. Такого типа фрезы имеют, как правило, передний угол $\gamma_{ro} > 0$ и двойное затылование.

При $\gamma_{ro} > 0$ необходимо скорректировать профиль фрезы по сравнению с профилем, заданным на изделии. Как видно из рис. 5.7, конхоиду MS надо разместить на профиле фрезы таким образом, чтобы точка пересечения этой конхоиды с передней

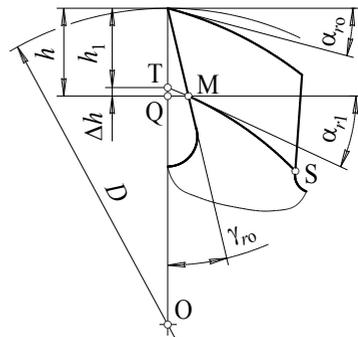


Рис. 5.7. К расчету высоты зуба фрезы с углом $\gamma_r > 0$

поверхностью инструмента, перемещаясь в процессе резания по окружности радиуса OM , обеспечила получение заданной высоты профиля h на изделии. Заменяя дугу окружности MQ и участок конхоиды MT прямыми линиями, пишем $h_1 = h - \Delta h$; $\Delta h = \overline{MQ} \operatorname{tg} \alpha_{r1} = h \operatorname{tg} \gamma_{r0} \operatorname{tg} \alpha_{r1}$.

Тогда

$$h_1 = h(1 - \operatorname{tg} \gamma_{r0} \operatorname{tg} \alpha_{r1}). \quad (5.30)$$

В соответствии с (5.13)

$$\operatorname{tg} \alpha_{r1} = \frac{D}{D - 2h_1} \operatorname{tg} \alpha_{r0}. \quad (5.31)$$

Подставляя (5.31) в (5.30), после несложных преобразований получаем квадратное уравнение

$$\left(1 - \frac{h_1}{h}\right) \left(1 - \frac{2h_1}{D}\right) = \operatorname{tg} \gamma_{r0} \operatorname{tg} \alpha_{r0},$$

разрешая которое, находим величину h_1 .

Все другие расчеты, связанные с корректированием профиля и конструированием зубьев, для этих фрез выполняют так же, как и для обычных дисковых фрез.

Длина фрезы L должна превышать длину нарезаемой части заготовки l , поскольку в процессе обработки резьба на изделии образуется сразу на всей длине l . Обычно $L = l + (2...3)pk$, где p – шаг, а k – число заходов резьбы.

Некоторые особенности имеют групповые фрезы, предназначенные для получения мелких резьб. При нарезании мелких резьб шаг и высота зубчиков профиля на фрезе столь малы, что это вызывает ряд трудностей в процессе изготовления фрезы (осыпание зубчиков, обезуглероживание при термообработке и др.). Устранить эти недостатки можно, если шаг между зубчиками на профиле фрезы сделать кратным шагу резьбы изделия, причем предусмотреть смещение профилей на зубьях фрезы, следующих друг за другом. На рис. 5.8 показана резьбовая фреза с шагом $2p$ и, соответственно, с вдвое большей высотой профиля $2h$. Профиль всех четных зубьев смещен в осевом направлении на шаг p по отношению к профилю нечетных зубьев.

Затылование фрез со смещенным профилем выполняют раздельно – сначала затылуют все нечетные зубья 1 , а затем, сместив затыловочный инструмент на шаг p вдоль оси фрезы, – все четные зубья 2 .

В нижней части рис. 5.8 совмещены профили четного и нечетного зубьев, чтобы показать, как на изделии образуется резьба с шагом p и высотой профиля h .

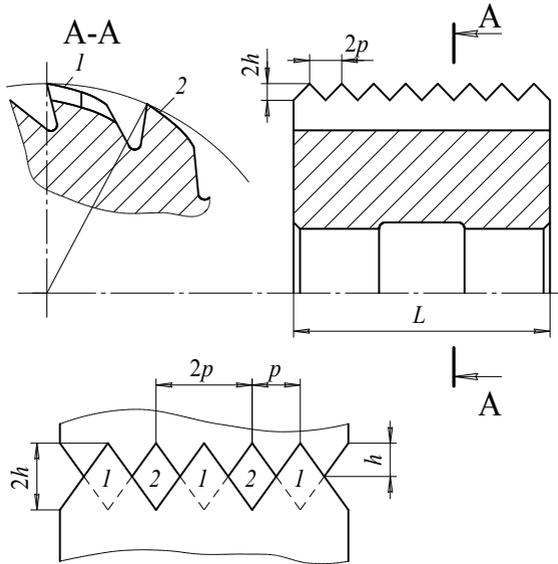


Рис. 5.8. Групповая фреза для нарезания мелких резьб

5.5. Зуборезные фрезы, работающие методом фасонного копирования

Большую группу инструментов, работающих по методу копирования профилей, составляют так называемые *модульные* фрезы, предназначенные для нарезания эвольвентных зубчатых колес.

5.5.1. Краткие сведения об эвольвентном зубчатом зацеплении

Начнем с обозначений, чтобы в дальнейшем избежать путаницы.

Элементы, относящиеся к параметрам обрабатываемого профиля, будем обозначать строчными буквами, а относящиеся к параметрам зуборезного инструмента – прописными.

Стандартизированные индексы при основных элементах эвольвентного зацепления приведены в табл. 5.1.

Индексы элементов зубчатого зацепления [5]

По отношению к окружностям							По отношению к сечениям			
Де-ли-тель-ная	Ос-нов-ная	Вер-шин-зубь-ев	Впа-дин-зубь-ев	На-чал-ная	Точек активных профилей		Гра-нич-ных точек	Нор-маль-ное	Тор-цовое	Осе-вое
					нижних	верхних				
–	b	a	f	w	p	h	l	n	t	x

Эвольвентой является траектория любой точки прямой линии, прокатываемой без скольжения по окружности диаметром $d_b = 2r_b$, которая носит название *основной* окружности. Конец натянутой нити, сматываемой с неподвижного цилиндра, будет описывать эвольвенту (рис. 5.9). Из этого определения следует, что в любой точке M эвольвентного профиля нормаль MC к нему будет касательной к основной окружности. Угол ω_M между радиус-вектором OM и радиусом OC основной окружности называется *углом давления* эвольвенты.

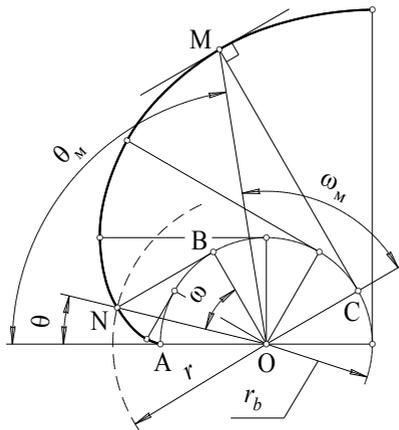


Рис. 5.9. Элементы эвольвентного профиля

Угол θ_m между радиус-вектором OM и радиусом OA основной окружности, проведенным в начальную точку A эвольвенты, называется *эвольвентным углом*. Из рис. 5.9 видно, что сумма углов θ_m и ω_m равна центральному углу дуги AC , т. е.

$$\theta_m + \omega_m = \cup AC / r_b, \text{ рад.} \quad (5.32)$$

Как следует из свойств эвольвенты, $\cup AC = \overline{MC}$. Из треугольника OCM $\overline{MC} = r_b \operatorname{tg} \omega_m$. Подставляя последнее выражение в (5.32), имеем

$$\theta_m = \operatorname{tg} \omega_m - \omega_m = \operatorname{inv} \omega_m, \text{ рад.} \quad (5.33)$$

Угол давления в точке N , принадлежащей делительной окружности колеса диаметром $d = 2r$, называют *профильным углом* ω . Из треугольника OVN

$$r = \frac{r_b}{\cos \omega}. \quad (5.34)$$

Эвольвентный угол, соответствующий профильному углу $\theta = \operatorname{inv} \omega$.

Делительная окружность – это окружность зубчатого колеса, на которой его шаг и профильный угол соответственно равны теоретическому шагу и углу зацепления исходной зубчатой рейки. Если шаг зубьев рейки p , а число зубьев колеса z , то длина делительной окружности колеса равна pz , а ее диаметр

$$d = \frac{pz}{\pi} = mz, \quad (5.35)$$

где $m = p/\pi$ – величина, называемая *модулем* зацепления.

Делительная окружность делит зуб некорректированного колеса на *головку* высотой $h_a = m$ и *ножку* высотой $h_f = 1,25m$. Таким образом, диаметр *окружности выступов* колеса

$$d_a = d + 2h_a = mz + 2m = m(z + 2), \quad (5.36)$$

а диаметр *окружности впадин*

$$d_f = d - 2h_f = mz - 2,5m = m(z - 2,5). \quad (5.37)$$

Теоретическая толщина зуба колеса по дуге делительной окружности равна половине шага. Однако, для того чтобы не происходило заклинивания зубчатой пары при ее работе, толщину зуба реального колеса делают равной

$$s = \frac{\pi m}{2} - \Delta s, \quad (5.38)$$

где Δs – гарантированный зазор, величина которого зависит от модуля зацепления. Например, при $m = 4 \dots 5,5$ мм $\Delta s = 0,16$ мм (подробнее см. в табл. 11.4).

В теории механизмов и машин дается понятие *центроид* как линий, которые без проскальзывания обкатываются друг по другу при работе кинематической пары. Центроиды зубчатой пары – это окружности, называемые *начальными*. Точка касания начальных окружностей является *полюсом* зацепления.

Диаметры начальных окружностей пары колес, имеющих z_1 и z_2 зубьев,

$$d_{w1,2} = mz_{1,2} \frac{\cos \omega}{\cos \omega_w}, \quad (5.39)$$

где ω_w – угол зацепления, т. е. угол между линией зацепления и касательной к начальным окружностям, проведенной через полюс зацепления. *Линия зацепления* – геометрическое место точек касания профилей зубьев.

Если передача является *нулевой* (некорректированной) или *равносмещенной* (коэффициенты смещения $\xi_1 = -\xi_2$), то $\omega_w = \omega$ и $d_{w1,2} = d_{1,2}$, т. е. начальные окружности колес совпадают с их делительными окружностями. Во всех остальных случаях угол зацепления находят из выражения

$$\operatorname{inv} \omega_w = \operatorname{inv} \omega + 2 \frac{\xi_1 + \xi_2}{z_1 \pm z_2} \operatorname{tg} \omega, \quad (5.40)$$

используя ряд

$$u = (3 \cdot \operatorname{inv} u)^{1/3} - \frac{2}{15} (3 \cdot \operatorname{inv} u) + \frac{3}{175} (3 \cdot \operatorname{inv} u)^{5/3} - \frac{2}{1575} (3 \cdot \operatorname{inv} u)^{7/3}. \quad (5.41)$$

Межцентровое расстояние зубчатой пары в общем случае

$$l = \frac{d_{w1} \pm d_{w2}}{2} = \frac{m(z_1 \pm z_2)}{2} \cdot \frac{\cos \omega}{\cos \omega_w}. \quad (5.42)$$

Верхний знак в формулах (5.40) и (5.42) относится к внешнему, а нижний – к внутреннему зацеплению.

5.5.2. Профилирование модульных фрез

Модульные фрезы представляют собой разновидность дисковых затылованных фрез. В плоскости передней поверхности при $\gamma_r = 0$ модульная фреза имеет профиль впадины между зубьями эвольвентного зубчатого колеса.

Для построения профиля модульной фрезы поместим начало системы координат xOy в центр основной окружности эвольвенты, а ось x направим параллельно оси вращения фрезы (рис. 5.10).

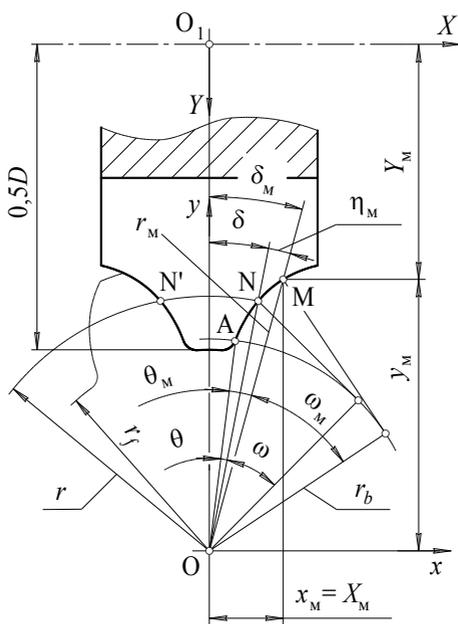


Рис. 5.10. Профиль модульной фрезы

Проведем радиус-вектор OM в некоторую точку M профиля. Пусть длина этого радиус-вектора r_M , а угол, который он составляет с осью x , равен δ_M . Тогда

$$\left. \begin{aligned} x_M &= r_M \sin \delta_M; \\ y_M &= r_M \cos \delta_M. \end{aligned} \right\} \quad (5.43)$$

Из рис. 5.10 видно, что

$$\delta_M = \eta_M + \delta, \quad (5.44)$$

где $\eta_M = \theta_M - \theta$, т. е.

$$\eta_m = \text{inv } \omega_m - \text{inv } \omega. \quad (5.45)$$

Угол δ найдем из следующих соображений. Длина дуги NN' – это половина теоретического шага зубчатого колеса по дуге делительной окружности, т. е. в соответствии с (5.35) $\cup NN' = \pi m/2$. Тогда центральный угол, соответствующий половине этой дуги,

$$\delta = \frac{\pi m}{4r} = \frac{\pi m}{4} \cdot \frac{2}{mz} = \frac{\pi}{2z}. \quad (5.46)$$

После подстановки (5.45) и (5.46) в (5.44) получаем

$$\delta_m = \text{inv } \omega_m - \text{inv } \omega + \frac{\pi}{2z}. \quad (5.47)$$

Теперь, задавая ряд значений r_m и имея в виду, что (см. рис. 5.10)

$$\cos \omega_m = \frac{r_b}{r_m},$$

можем рассчитать соответствующие значения δ_m , а затем координаты x_m и y_m с помощью выражения (5.43). Координаты X_m и Y_m точек на профиле фрезы в системе координат XO_1Y , связанной с осью вращения фрезы и ее плоскостью симметрии, как видно из рис. 5.10,

$$\left. \begin{aligned} X_m &= x_m; \\ Y_m &= 0,5(D + m(z - 2,5) - y_m. \end{aligned} \right\} \quad (5.48)$$

Из формул (5.47) и (5.48) следует, что значения δ_m – а вместе с ними и форма профиля фрезы – зависят от числа зубьев колеса. Это означает, что для изготовления колес одного и того же модуля, но с различным числом зубьев необходимо применять разные фрезы. На практике, однако, учитывая сравнительно невысокий класс точности зубчатых колес, изготавливаемых модульными фрезами, применяют одну фрезу для нарезания нескольких колес с близким числом зубьев. Для каждого стандартного модуля существует набор из восьми фрез: от № 1 до 8. Например, фреза № 3 предназначена для изготовления колес с числом зубьев от 17 до 20, а фреза № 6 – с числом зубьев от 35 до 54.

Прочие расчеты, относящиеся к модульным фрезам, выполняются по общим закономерностям для фасонных затылованных фрез.

Вопросы для самоконтроля

1. Каковы достоинства и недостатки острозаточенных дисковых фрез?
2. Исходная линия в виде какой кривой обеспечивает постоянство заднего угла в точках профиля, лежащих на наружном диаметре фасонной фрезы, при заточке этой фрезы по передней поверхности?
3. Где контролируют величину падения затылка фасонной фрезы?
4. Какой кривой описывается профиль кулачка токарно-затыловочного станка при обработке фрез, затылованных по спирали Архимеда?
5. В каком случае делают угловое затылование зубьев фасонной фрезы?
6. Для чего выполняют двойное затылование фасонных фрез?
7. Каким образом шлифуют задние поверхности зубьев сборных фрез, затылованных по дуге окружности?
8. В каком случае групповые резьбовые фрезы делают с шагом профиля, кратным шагу профиля изготавливаемой резьбы?
9. Как должны соотноситься длины гребенчатой резьбовой фрезы и нарезаемой резьбы?
10. Что позволяет применить одну и ту же модульную фрезу для нарезания зубчатых колес с различным числом зубьев?

ИНСТРУМЕНТЫ,

РАБОТАЮЩИЕ

МЕТОДОМ

ОБКАТКИ

6. ОБЩИЕ ПРИНЦИПЫ РАБОТЫ И КЛАССИФИКАЦИЯ ОБКАТНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

6.1. Основные правила обкатки

Обкатные инструменты, благодаря своим преимуществам – высокой производительности, удобству автоматизации процесса обработки, сравнительно высокой точности изделий – находят широкое применение при изготовлении разнообразных деталей с профилями сложной конфигурации, в том числе, зубчатых колес, шлицевых валов и т. д. При проектировании обкатных инструментов следует иметь в виду определенные условия, которые можно назвать **правилами обкатки**. Эти условия, вытекающие из теории сопряженных профилей, в применении к инструментам состоят в следующем:

1) инструмент и заготовка в процессе обработки должны составлять кинематическую пару, т. е. их центроиды должны без проскальзывания обкатываться друг по другу;

2) обкатывающиеся профили в каждый момент времени в точке касания должны иметь общую нормаль;

3) нормаль к сопряженным профилям должна проходить через *полюс зацепления* – точку касания центроид изделия и инструмента;

4) нормали к некоторой последовательности точек профиля изделия должны пересекать его центроиду в той же последовательности.

Примечание. Участок профиля изделия, где это правило не выполняется, будет очерчен не регулярной кривой (например, эвольвентой), а какой-то переходной линией;

5) линия, проведенная через любую точку профиля изделия эквидистантно центроиду инструмента, должна иметь общую точку с линией профилирования. Под *линией профилирования* (по аналогии с ли-

нией зацепления зубчатых колес) понимается геометрическое место точек касания режущего профиля инструмента с профилем изделия.

Иллюстрацией к некоторым из этих правил служит рис. 6.1. На нем показан эвольвентный профиль зубчатого колеса в контакте с профилем зуборезной рейки (последний отштрихован).

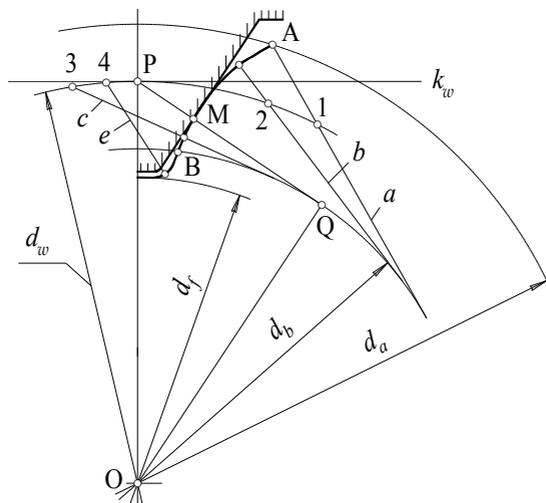


Рис. 6.1. К разъяснению правил обкатки

В соответствии с **правилом 1** центроида колеса – начальная окружность d_w – катится без скольжения по центроиде рейки – начальной прямой k_w .

Нормалью к эвольвенте в любой ее точке является касательная к основной окружности d_b (см. 5.5.1). В соответствии с **правилом 2** нормаль MQ в точке M , где при таком взаимном положении профилей происходит их касание, является общей для профилей колеса и рейки. В соответствии с **правилом 3** эта общая нормаль проходит через полюс зацепления P .

Нормали a , b , PQ и c , проведенные к профилю колеса на участке AB между окружностью выступов d_a и основной окружностью d_b , последовательно пересекают центроиду d_w в точках 1 , 2 , P и 3 , что соответствует **правилу 4**. Что же касается участка профиля колеса, расположенного ниже точки B , то здесь порядок пересечения центроиды

нормалью нарушается (например, нормаль e пересекает центроиду в точке 4, лежащей между точками P и 3). В соответствии с **примечанием к правилу 4** этот участок будет очерчен не эвольвентой, а некоторой переходной кривой.

Применение **правила 5** будет показано в дальнейшем при рассмотрении конкретных инструментов.

6.2. Классификация инструментов, работающих методом обкатки

Классификация обкатных инструментов может быть осуществлена, прежде всего, по форме центроиды. Центроиду в виде прямой имеют зубострогальные гребенки и червячные фрезы. Центроида в виде окружности свойственна долбякам, шеверам, фасонным обкаточным резцам.

В зависимости от формы центроид инструмента и изделия обработка может производиться по схемам, которые условно назовем «рейка – колесо» и «колесо – колесо». По схеме «рейка – колесо» обрабатывают зубчатые колеса зубострогальными гребенками и резцами, а также червячными фрезами. По этой же схеме обрабатывают червячными фрезами неэвольвентные профили. Во всех упомянутых выше случаях инструмент имитирует рейку, а заготовка – колесо.

По схеме «колесо – рейка» работают обкаточные резцы для обточки фасонных профилей на телах вращения. Здесь уже заготовка имитирует рейку, а резец – колесо.

Схему «колесо – колесо» используют при изготовлении цилиндрических колес долбяками и шеверами, при обработке конических зубчатых колес.

Обкатные режущие инструменты можно распределить на две группы в зависимости от способа осуществления обкаточного движения. Для одной группы обкаточное движение полностью осуществляется механизмами металлорежущего станка. Так работают долбяки, зуборезные гребенки и некоторые другие инструменты. В другой группе обкатка получается как результат комбинации движения, сообщаемого заготовке станком, с движением режущего профиля, заложенным в конструкцию инструмента. Например, при обработке червячной фрезой перемещение

рейки в осевом направлении возникает потому, что зубья инструмента расположены на винтовой поверхности. Это перемещение комбинируется с вращением колеса, которое осуществляется станком.

Обкатные инструменты могут быть цельными, сварными и сборными. В первом случае инструмент изготавливается целиком из режущего материала (например, быстрорежущей стали). Во втором случае режущую часть инструмента из быстрорежущей стали приваривают к крепежной части, изготовленной из конструкционной стали. Наконец, сборные инструменты, в том числе оснащенные твердыми сплавами, состоят из корпуса и отдельных зубьев – резцов, скоординированных и закрепленных в корпусе тем или иным способом.

В заключение отметим, что при проектировании инструментов, работающих методом обкатки, независимо от их конструкции, действует обобщенный алгоритм, приведенный в подразделе 1.2. Некоторую детализацию внесем в пункт 5 этого алгоритма, относящийся к профилированию инструмента. Профилирование выполняют, как правило, в следующем порядке:

- 1) по заданному профилю изделия определяют сопряженный профиль инструмента;
- 2) определяют участки профиля на изделии, где организованная обкатка при полученном профиле инструмента невозможна, и выясняют допустимость этих участков. При необходимости вносят изменения в профиль инструмента;
- 3) выясняют, какие изменения в профиле инструмента происходят при заточках последнего, оценивают их допустимость, устанавливают предел стачивания режущих зубьев.

Реализацию алгоритма проектирования покажем при рассмотрении конкретных конструкций инструментов.

Вопросы для самоконтроля

1. Сформулируйте основные правила обкатки.
2. В каком случае на некотором участке профиля изделия будет возникать переходная кривая?
3. Какие обкатные инструменты работают по схеме «рейка – колесо»?
4. Какие обкатные инструменты работают по схеме «колесо – рейка»?
5. По какой схеме обкатки работают зуборезные долбяки и шеверы?

7. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, РАБОТАЮЩИЕ ПО СХЕМЕ «РЕЙКА – КОЛЕСО»

7.1. Зубострогальные гребенки

7.1.1. Геометрические параметры зубьев гребенок

Схема работы гребенки 1 при изготовлении прямозубого некорригированного колеса 2 показана на рис. 7.1.

Поскольку вектор скорости v главного движения инструмента направлен параллельно оси колеса, то основная плоскость P_v проходит перпендикулярно этой оси. Вид сверху на рис. 7.1 – это фактически проекция гребенки на основную плоскость, из которой видно, что каждый отдельный зуб инструмента имеет три прямолинейные режущие кромки: одну поперечную и две боковых.

Пусть гребенка установлена на зубострогальном станке таким образом, что на ее поперечной кромке в главной секущей плоскости P_{τ_0} возникли передний угол γ_0 и задний угол α_0 . Плоскость P_{τ_0} поперечной кромки совпадает с радиальной секущей плоскостью P_r всего зуба в целом, т. е. для боковых кромок зуба $\gamma_r = \gamma_0$ и $\alpha_r = \alpha_0$.

Передние и задние углы в главной секущей плоскости P_{τ} на боковых кромках рассчитаем, используя формулы (1.7) и (1.14) единой геометрии режущего лезвия. При $\gamma_s = 0$ и угле в плане $\varphi = 90^\circ - \omega$

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_0 \sin \omega; \quad (7.1)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \alpha_0 \sin \omega. \quad (7.2)$$

Стандартные углы установки гребенки на современных зубострогальных станках $\gamma_0 = 6^\circ 30'$ и $\alpha_0 = 5^\circ 30'$. При стандартном угле зацепления $\omega = 20^\circ$ по формулам (7.1) и (7.2) получаем, что на боковых режущих кромках гребенки $\gamma = 2^\circ 14'$ и $\alpha = 1^\circ 53'$.

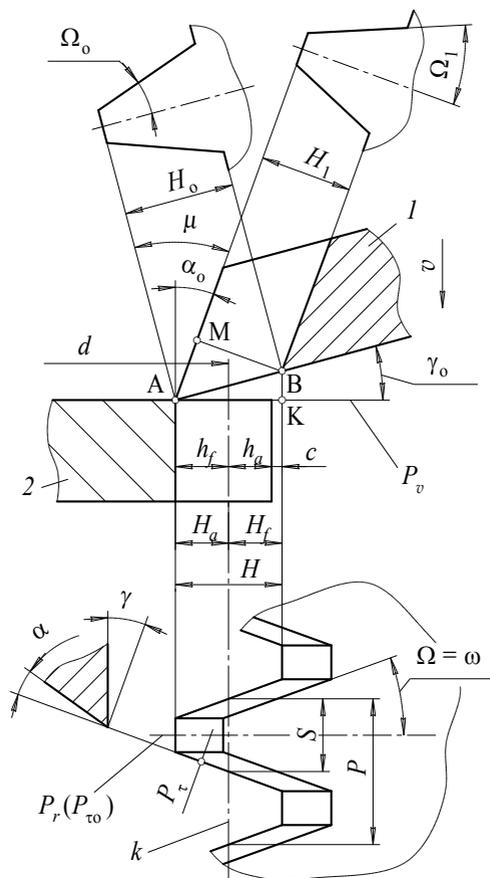


Рис. 7.1. Параметры зубострогальной гребенки

Значения $\gamma \approx 2^\circ$ при обработке некоторых (особенно вязких) материалов оказывается недостаточно. В этом случае применяют зубострогальные гребенки с дополнительной заточкой. Два вида такой заточки показаны на рис. 7.2.

Первый из них применяют для гребенок с модулем $m < 10$, а второй — с модулем $m = 10 \dots 24$ мм. По первому варианту (рис. 7.2, а) гребенку устанавливают под углом η к горизонту и затачивают всю переднюю поверхность небольшим абразивным кругом диаметром d_k . При этом, как следует из рассмотрения треугольника OMQ ,

$$\sin \gamma_{si} = \frac{S_i}{d_k}, \quad (7.3)$$

где S_i — текущая толщина зуба гребенки.

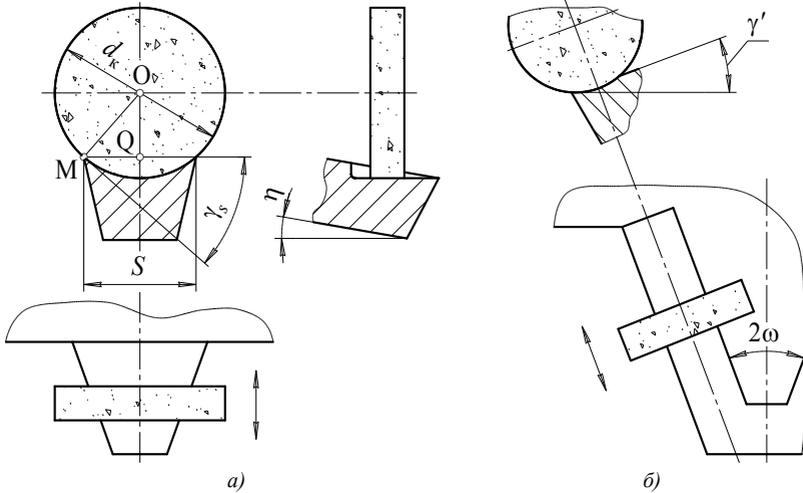


Рис. 7.2. Заточка гребенок [11]

Среднее значение угла γ_s^{cp} определим, подставив в (7.3) толщину зуба гребенки по начальной линии S и положив за малостью угла $\sin \gamma_s^{cp} \approx \text{tg } \gamma_s^{cp}$:

$$\text{tg } \gamma_s^{cp} \approx \frac{S}{d_k}, \quad (7.4)$$

Имея в виду выражение (7.4), полученный заточкой передний угол на боковых краях зуба рассчитываем по формуле (1.7):

$$\text{tg } \gamma_{\text{зат}} = \text{tg } \gamma_s^{cp} \cos \omega + \text{tg } \eta \sin \omega. \quad (7.5)$$

Полное значение переднего угла, возникающего за счет предварительной заточки и последующей установки гребенки на металлорежущем станке, получаем, суммируя значения углов, рассчитанных по формулам (7.1) и (7.5):

$$\gamma' = \gamma + \gamma_{\text{зат}}. \quad (7.6)$$

Может быть решена и обратная задача. Задав значение γ' , по формуле (7.6) определяют $\gamma_{\text{зат}}$, а затем при известных d_k и S по формуле (7.5) – угол η установки гребенки при заточке.

По второму варианту (рис. 7.2, б) передний угол

$$\gamma_{\text{зат}} = \arcsin \frac{b}{d_k}$$

имеет постоянное значение по всей длине режущей кромки (b – ширина канавки). Следовательно, и в процессе резания $\gamma' = \text{const}$. В этом преимущество второго способа заточки перед первым. Другим преимуществом второго способа заточки является более высокая точность боковых кромок инструмента. Дело в том, что кромка образуется как результат пересечения плоскости (передней поверхности до заточки) с цилиндрической поверхностью круга. Во втором варианте заточки эта плоскость пересекает поверхность круга параллельно оси его вращения, что, как известно, дает прямую линию. В первом варианте заточки цилиндр (круг) пересекается плоскостью, наклоненной к его оси под углом η , что придает кромкам криволинейную форму и вносит погрешности в геометрию боковой поверхности зубьев нарезаемого колеса.

К сожалению, малые размеры зубьев гребенок при $m < 10$ не позволяют осуществлять их заточку по второму варианту.

7.1.2. Профилирование гребенок

При профилировании зуборезных гребенок, как и любого фасонного инструмента, различают три профиля: исходный, промежуточный и шлифуемый.

Исходным называется профиль гребенки в проекции на основную плоскость P_v (рис. 7.1). Параметры гребенки в исходном профиле непосредственно связаны с параметрами зубьев нарезаемого колеса, а именно:

- угол профиля гребенки равен углу зацепления ($\Omega = \omega$);
- шаг зубьев гребенки по делительной прямой k равен окружному шагу колеса по делительной окружности d ($P = p = \pi m$);
- толщина S зуба гребенки по линии k равна толщине впадины между зубьями колеса по окружности d и с учетом (5.38) составляет

$$S = \frac{\pi m}{2} + \Delta s; \quad (7.7)$$

– высота головки зуба гребенки равна высоте ножки зуба колеса:

$$H_a = h_f = 1,25m. \quad (7.8)$$

Теоретически высота ножки зуба гребенки на исходном профиле должна быть равна высоте головки зуба колеса. Однако, для того чтобы гребенка не обрабатывала наружную цилиндрическую поверхность (окружность выступов) колеса, которую получают точением, высоту ножки гребенки увеличивают на некоторую величину c , т. е. делают $H_f = h_a + c$ (рис. 7.1).

Чаще всего назначают $c = 0,25m$, выполняя ножку и головку зуба гребенки равными по высоте ($H_f = H_a = 1,25m$). В этом случае полная высота исходного профиля гребенки

$$H = H_a + H_f = 2,5m. \quad (7.9)$$

Приведенные выше значения S , H_a , H_f и H относятся к так называемым *чистовым* гребенкам, которые предназначены для окончательной обработки зубчатого колеса. В производстве применяются также два других вида гребенок: шлифовочные и черновые. *Шлифовочные* гребенки предназначены для обработки профиля зубьев колеса с припуском на последующую шлифовку, а *черновые* – для предварительной прорезки впадин зубчатых колес. Естественно, что толщины зубьев чистовых, шлифовочных и черновых гребенок должны отвечать условию $S_{\text{черн}} < S_{\text{шлиф}} < S$. Обычно принимают

$$S_{\text{черн}} = S - 0,4\sqrt{m};$$

$$S_{\text{шлиф}} = S - 0,2\sqrt{m}.$$

Шлифовочные и черновые гребенки отличаются от чистовых и высотой зубьев (рис. 7.3), причем $H_{\text{черн}} > H_{\text{шлиф}} > H$.

Это позволяет повысить точность обработки за счет разгрузки поперечных кромок шлифовочных и чистовых гребенок.

Обычно принимают

$$H_{\text{черн}} = H + 0,2\sqrt{m};$$

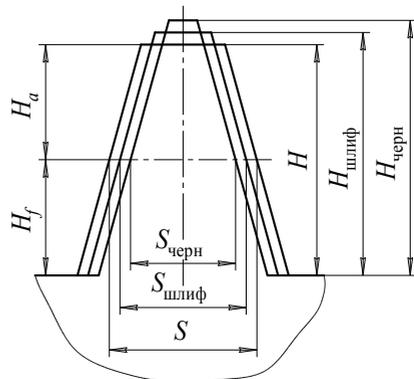


Рис. 7.3. Профили гребенок различных типов

$$H_{\text{шлиф}} = H + 0,1\sqrt{m}.$$

Высота *промежуточного профиля* (профиля в плоскости передней поверхности инструмента), как следует из треугольника ABK на рис. 7.1,

$$H_0 = \frac{H}{\cos \gamma_0}. \quad (7.10)$$

Поскольку при $\gamma_0 \neq 0$ $H_0 > H$, а толщина зуба и другие размеры гребенки, измеренные вдоль делительной прямой k , одинаковы для всех трех перечисленных профилей, то угол профиля Ω_0 в общем случае отличается от угла зацепления и может быть найден из соотношения

$$\operatorname{tg} \Omega_0 = \frac{H}{H_0} \operatorname{tg} \omega = \operatorname{tg} \omega \cos \gamma_0. \quad (7.11)$$

Высоту *шлифуемого профиля*, расположенного в плоскости, нормальной к задней поверхности инструмента, определим из треугольника ABM :

$$H_1 = H_0 \sin(90^\circ - \mu) = H_0 \cos \mu.$$

Поскольку $\mu = \gamma_0 + \alpha_0$, с учетом (7.10) окончательно получаем

$$H_1 = H \frac{\cos(\gamma_0 + \alpha_0)}{\cos \gamma_0}. \quad (7.12)$$

Угол шлифуемого профиля определяют из соотношения

$$\operatorname{tg} \Omega_1 = \frac{H}{H_1} \operatorname{tg} \omega = \frac{\operatorname{tg} \omega \cos \gamma_0}{\cos(\gamma_0 + \alpha_0)}. \quad (7.13)$$

Заточку гребенки осуществляют шлифованием по плоскости передней поверхности. При этом изменения размеров H_0 и H_1 , а также углов Ω_0 и Ω_1 не происходит. В этом, а также в простоте конструкции инструмента состоят главные достоинства зуборезных гребенок.

7.1.3. Расчет минимальной длины гребенки

Основным недостатком метода нарезания зубчатых колес гребенками является прерывистость процесса обкатки. Дело в том, что для обработки с одной установки колеса с делительной окружностью d , гребенка должна иметь длину $L \geq \pi d = \pi m z$. Однако это условие выполнимо только при обработке колес небольшого модуля и с малым числом зубьев. В большинстве же случаев пришлось бы делать гребенку длиной не менее полуметра, что недопустимо с точки зрения прочности инструмента. Реальные гребенки делают значительно меньшей

длины, а после обработки нескольких зубьев колеса процесс останавливают, инструмент выводят из контакта с заготовкой и возвращают в исходное положение. Заготовку при этом не поворачивают. При следующем ходе гребенки обрабатывает еще несколько зубьев колеса.

Минимальную длину гребенки L_{\min} , необходимую для полной обработки профиля одной впадины между зубьями колеса, определим с помощью схемы работы гребенки, показанной на рис. 7.4.

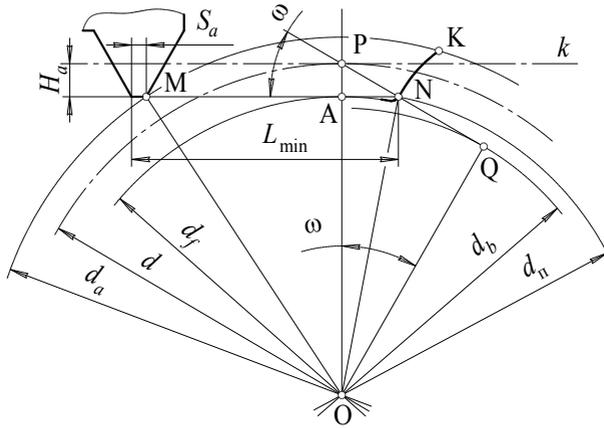


Рис. 7.4. К расчету минимальной длины гребенки

Инструмент, двигаясь в процессе обкатки слева направо, начинает резание в точке M на наружном диаметре d_a заготовки. В соответствии с правилом 5 обкатки эта точка режущей кромки гребенки закончит свою работу в точке N , находящейся на пересечении линии профилирования PQ с линией, параллельной начальной прямой k . Следовательно, минимальная длина гребенки, измеренная по линии выступов режущих зубьев, должна быть равна

$$L_{\min} = S_a + \overline{MN},$$

где S_a – толщина зуба инструмента на линии выступов,

$$S_a = S - 2H_a \operatorname{tg}\omega.$$

Из рис. 7.4 видно, что $\overline{MN} = \overline{MA} + \overline{AN}$.

Так как в треугольнике OMA

$$\overline{OM} = 0,5d_a = r_a \text{ и } \overline{OA} = 0,5d - H_a = r - H_a,$$

то

$$\overline{MA} = \sqrt{r_a^2 - (r - H_a)^2}.$$

Из треугольника ANP находим, что $\overline{AN} = H_a \operatorname{ctg} \omega$. Тогда

$$L_{\min} = S_a + H_a \operatorname{ctg} \omega + \sqrt{r_a^2 - (r - H_a)^2}. \quad (7.14)$$

Практически гребенки делают большей длины, чем получается расчетом по формуле (7.14). Это позволяет обеспечить обработку нескольких зубьев колеса до перерыва в процессе обкатки.

Пользуясь рис. 7.4, отметим, что рабочий участок профиля зубьев, нарезанных гребенкой, имеет длину KN . Он расположен между окружностью выступов колеса r_a и окружностью, проходящей через точку N . Радиус последней

$$r_n = \sqrt{OA^2 + AN^2} = \sqrt{(r - H_a)^2 + H_a^2 \operatorname{ctg}^2 \omega} \quad (7.15)$$

назовем *переходным радиусом*, поскольку все точки зубьев колеса, расположенные на участке $r_n - r_f$ где r_f — радиус окружности впадин, будут принадлежать не эвольвенте, а переходной кривой.

7.2. Червячные фрезы для нарезания зубчатых колес

7.2.1. Основные элементы конструкции фрез

Червячная фреза представляет собой одно- или многозаходный червяк с углом подъема винтовой линии τ , на котором с целью создания системы режущих кромок выполнены два вида дополнительных элементов (рис. 7.5):

- 1) стружечные канавки, формирующие передние поверхности зубьев фрезы и составляющие с ее осью угол λ_k (число стружечных канавок определяет число зубьев фрезы Z);
- 2) затылки, формирующие задние поверхности зубьев фрезы.

Червяк, составляющий основу фрезы (его так и называют *основным червяком*), теоретически должен быть *эвольвентным*, т. е. линия пересечения боковых поверхностей витка плоскостью, перпендикулярной оси червяка, должна представлять собой эвольвенту. При этом, однако, линии пересечения витков с осевой плоскостью фрезы и плоскостью, нормальной к винтовой линии, тоже не являются прямыми. Существующие на сегодняшний день методы затылования обеспечивают правильность задних поверхностей зубьев, располо-

женных на винтовой поверхности, только при прямолинейном профиле режущих кромок, поэтому эвольвентный червяк технологически неприменим в качестве основного червяка фрез.

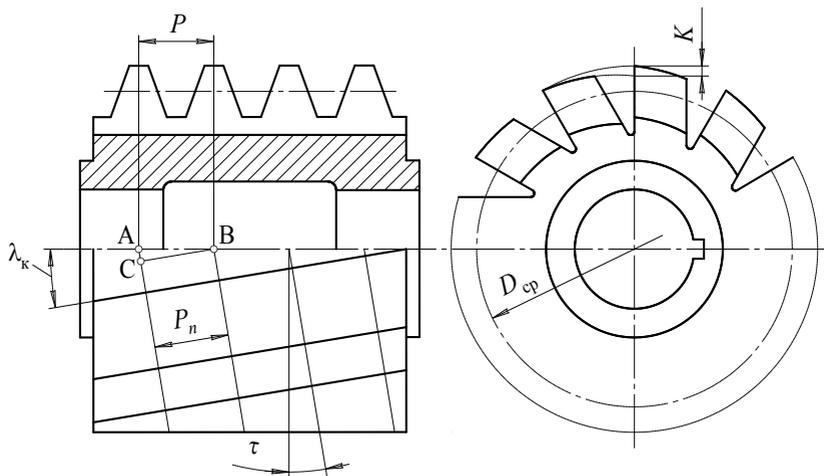


Рис. 7.5. Геометрические параметры червячной фрезы

Прямолинейный профиль в плоскости, перпендикулярной винтовой линии, обеспечивает *конволютный* червяк, однако погрешности профиля изделия при этом столь значительны, что фрезы на основе таких червяков могут применяться только для обработки зубчатых колес 9-й и 10-й степеней точности.

Наибольшее применение получили фрезы на основе *архимедова* червяка, которые имеют прямолинейный профиль в осевом сечении. Этот профиль идентичен профилю зубострогальной рейки, т. е. содержит q одинаковых режущих контуров, каждый из которых имеет три прямолинейных участка: одну поперечную и две боковые режущие кромки.

Чаще всего зубьям фрезы придают передний угол $\gamma_{ro} = 0$, а задний угол в радиальной секущей плоскости на поперечных режущих кромках назначают в пределах $\alpha_{ro} = 9...15^\circ$. В этом случае, как показывает расчет по формуле (7.2), при стандартном угле профиля (угле зацепления) $\omega = 20^\circ$ на боковых кромках возникают углы $\alpha = 3...5^\circ$.

В остальном геометрия зуба червячной фрезы практически не отличается от геометрии зубьев фасонных затылочных фрез (см. 5.1).

Особое место при конструировании червячных фрез занимает вопрос об угле подъема винтовой линии червяка. По аналогии с (3.2) для однозаходной фрезы можем записать

$$\operatorname{tg} \tau = \frac{P}{\pi D_{\text{cp}}}, \quad (7.16)$$

где P – осевой шаг, а D_{cp} – средний диаметр винтовой линии.

Шаг винтовой линии по нормали к ее виткам, как следует из треугольника ABC (см. рис. 7.5), $P_n = P \cos \lambda_k$.

Чтобы передние поверхности зубьев фрезы были перпендикулярны винтовой линии, а каждый из контуров q работал как резбовой резец второго типа и имел одинаковые условия резания на боковых кромках, обычно назначают $\lambda_k = \tau$. В таком случае

$$P_n = P \cos \tau. \quad (7.17)$$

Подставляя (7.17) в (7.16), получаем

$$D_{\text{cp}} = \frac{P_n}{\pi \sin \tau}. \quad (7.18)$$

В процессе резания фреза должна быть установлена так, чтобы витки ее винтовой линии были параллельны направлению зубьев обрабатываемого колеса. Например, при обработке прямозубого колеса ось фрезы должна быть повернута на угол $\mu = 90^\circ - \tau$ по отношению к оси колеса. При этом колесо нарезается с окружным шагом зубьев p , равным нормальному шагу витков фрезы. Поскольку $p = \pi m$ (см. формулу (5.35)), то (7.18) принимает вид

$$D_{\text{cp}} = \frac{m}{\sin \tau}. \quad (7.19)$$

В общем случае при нарезании колес с углом β наклона зубьев на делительной окружности

$$D_{\text{cp}} = \frac{\cos \beta}{\sin \tau} m_t, \quad (7.20)$$

где m_t – торцовый модуль колеса.

Анализ зависимостей (7.19) и (7.20) показывает, что увеличение τ приводит к уменьшению среднего (а значит, и наружного) диаметра фрезы. Это выгодно с точки зрения экономии инструментального ма-

териала и сокращения времени врезания фрезы в заготовку. С другой стороны, уменьшение D_{cp} вызывает необходимость уменьшить количество зубьев инструмента, а следовательно – производительность процесса резания. Практически применяемые значения $\tau = 2...6^\circ$, причем, меньшие значения углов относятся к чистовым фрезам.

Пример 7.1. Червячная фреза диаметром 125 мм предназначена для нарезания прямозубых колес с модулем 10 мм. Какой угол подъема винтовой линии имеет фреза?

Средний диаметр фрезы $D_{cp} = D - 2H_a = D - 2,5m = 100$ мм.

Из (7.19): $\sin \tau = 0,1 \Rightarrow \tau = 5,74^\circ$.

К конструктивным элементам червячных фрез, не связанным непосредственно с процессом резания, относятся специальные буртики, показанные на рис. 7.5. Эти буртики служат для контроля биения фрезы при установке ее на оправку зубофрезерного станка, поскольку проверка биения по режущей части инструмента затруднительна, а биение фрезы влияет на шероховатость обработанной поверхности. Чтобы буртики были расположены концентрично режущей части фрезы, в процессе изготовления инструмента их шлифуют каждый раз, когда обрабатывают профиль зубьев инструмента.

Минимальную длину фрезы L_{min} рассчитывают так же, как и минимальную длину зубострогальной гребенки – по формуле (7.14). Фактическую длину фрезы L делают кратной L_{min} для того чтобы иметь возможность передвигать инструмент по оправке по мере изнашивания его зубьев.

7.2.2. Исходное сечение зубьев фрезы

Как всякий затылованный инструмент, червячную фрезу затачивают по передней поверхности. При заточке наружный диаметр фрезы уменьшается, а режущий профиль смещается к оси инструмента.

Пусть новая фреза имела наружный диаметр $D_a^{нов}$, а после заточки ее передняя поверхность повернулась на угол ψ от первоначального положения (рис. 7.6). Поскольку затылок фрезы очерчен архимедовой спиралью, то уменьшение Δ радиуса фрезы пропорционально падению затылка K зуба:

$$\Delta = \psi K / \varepsilon, \quad (7.21)$$

где ε – угол между зубьями.

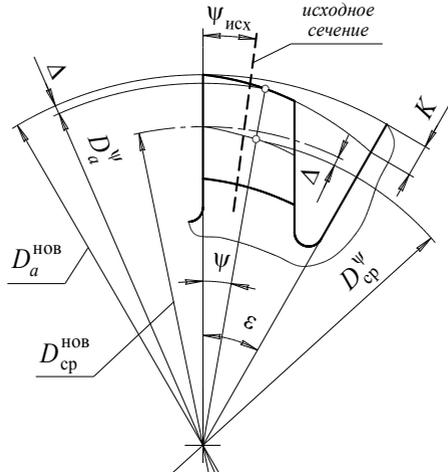


Рис. 7.6. Положение исходного сечения зуба червячной фрезы

Боковые поверхности зуба очерчены конхоидами архимедовой спирали, поэтому средний диаметр фрезы после заточки тоже уменьшится на величину 2Δ и станет равен

$$D_{сп}^{\Psi} = D_{сп}^{нов} - 2\Psi K / \epsilon. \quad (7.22)$$

Возвратимся к выражению (7.16). Так как осевой шаг фрезы P после заточки не меняется, а средний диаметр уменьшается, то угол подъема винтовой линии увеличивается до

$$\operatorname{tg} \tau_{\Psi} = \frac{P}{\pi D_{сп}^{\Psi}} = \frac{P}{\pi(D_{сп}^{нов} - 2\Psi K / \epsilon)}. \quad (7.23)$$

Тогда, как следует из (7.17), уменьшается нормальный шаг P_n винтовой линии фрезы, а значит, и равный ему окружной шаг нарезаемого колеса

$$p_{\Psi} = P_{n\Psi} = P \cos \tau_{\Psi}. \quad (7.24)$$

Из (7.17) с учетом того, что у новой фрезы $P_n = p$, получаем $P = p / \cos \tau$. Тогда

$$p_{\Psi} = p \frac{\cos \tau_{\Psi}}{\cos \tau}. \quad (7.25)$$

У реальных зубчатых колес задается не только номинальное значение шага p , а и его отклонения (как правило, симметричные), т. е. предельные значения p_{\min} и p_{\max} (рис. 7.7).

Предположим, что мы изготовили новую фрезу с $P_n = p$, т. е. нормальным шагом, равным номиналу окружного шага зубчатого колеса. По мере заточек (с увеличением ψ) шаг нарезаемых колес будет уменьшаться (линия OA на рис. 7.7). В тот момент, когда угол ψ достигнет некоторой величины $\psi_{исх}$, будет выбран весь допуск окружного шага нарезаемого колеса в «минус», и фрезу придется снять с эксплуатации, чтобы не производить бракованные изделия. При этом весь допуск окружного шага в «плюс» окажется не использованным.

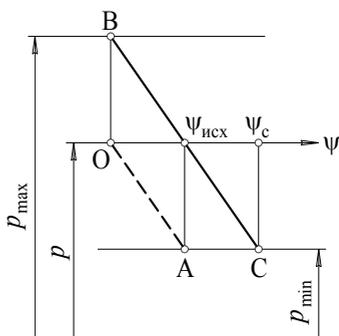


Рис. 7.7. Поле допуска на шаг колеса и его использование

Срок службы инструмента можно увеличить, если новой фрезе придать $P_n^{нов} = p_{max}$. Теперь при заточках изменение шага будет описываться линией BC , а фреза придет в негодность только при $\psi = \psi_c = 2\psi_{исх}$. Угол ψ_c отражает *предел стачивания* фрезы.

Таким образом, новая фреза будет нарезать зубчатые колеса с окружным шагом, имеющим погрешность со знаком «плюс» в пределах поля допуска. После заточки под углом $\psi_{исх}$ будут нарезаться колеса с номинальным значением шага, а после заточки под углом $\psi \in (\psi_{исх}; \psi_c)$ — с шагом в интервале от номинального до минимально допустимого.

Чтобы реализовать такую схему работы в конструкции фрезы, исходный (теоретический) профиль зуба червячной фрезы должен находиться в сечении, расположенном под углом $\psi_{исх}$ к передней поверхности нового инструмента (рис. 7.6).

На практике обычно назначают $\psi_{исх} = \varepsilon/4$, а предел стачивания $\psi_c = \varepsilon/2$.

Приступая к проектированию червячной фрезы, конструктор имеет весьма скудную информацию: модуль m прямозубого колеса или торцовый модуль m_t и угол наклона зуба β косозубого колеса, которое будет изготавливаться фрезой. Как с помощью этих параметров определить, например, такую важную характеристику будущей фрезы, как средний диаметр $D_{ср}^{нов}$?

1. Выбирают предварительное значение угла подъема винтовой линии червяка τ' в диапазоне $2...6^\circ$.

2. По формулам (7.19) или (7.20) рассчитывают предварительный средний диаметр фрезы D'_{cp} .

3. Назначают величину затылования (падение затылка) K фрезы в зависимости от модуля зацепления по табл. 7.1.

Таблица 7.1

Рекомендуемая величина затылования червячных фрез, мм [14]

m	1,5...2,75	3...3,5	3,75...4,5	5	5,5...6	6,5...7	8	9	10
K	3,0	4,0	4,5	5,0	6,0	6,5	7,0	8,0	8,5

4. Относят полученное в п. 2 значение D'_{cp} к исходному сечению фрезы и с помощью формулы (7.22), учитывая, что $\psi_{\text{исх}} = 0,25\varepsilon$, рассчитывают предварительный средний диаметр новой фрезы

$$(D_{\text{cp}}^{\text{нов}})' = D'_{\text{cp}} + 0,5K.$$

5. Определяют предварительный наружный диаметр новой фрезы

$$(D_a^{\text{нов}})' = (D_{\text{cp}}^{\text{нов}})' + 2H_a = (D_{\text{cp}}^{\text{нов}})' + 2,5m,$$

где $H_a = 1,25m$ – высота головки зуба фрезы.

6. Выбирают ближайший стандартный наружный диаметр фрезы $D_a^{\text{нов}}$ из нормального ряда 50; 63; 80; 100; 125; 160 и т. д.

7. Определяют окончательный средний диаметр новой фрезы, средний диаметр в исходном сечении и угол подъема винтовой линии червяка:

$$D_{\text{cp}}^{\text{нов}} = D_a^{\text{нов}} - 2,5m;$$

$$D_{\text{cp}}^{\text{исх}} = D_{\text{cp}}^{\text{нов}} - 0,5K;$$

$$\tau_{\text{нов}} = \arcsin \frac{m}{D_{\text{cp}}^{\text{нов}}}.$$

Пример 7.2. Какой наружный диаметр, средний диаметр в исходном сечении и угол наклона стружечных канавок должна иметь червячная фреза, предназначенная для нарезания прямозубых колес с модулем 5 мм?

Положим $\tau' = 5^\circ$. Из (7.19): $D'_{\text{cp}} \approx 57,4$ мм.

По табл. 7.1: $K = 5$ мм. Из (7.22): $(D_{\text{cp}}^{\text{нов}})' = 59,9$ мм.

Тогда $(D_a^{\text{нов}})' = 72,4$ мм.

Примем по ГОСТ $D_a^{\text{нов}} = 80$ мм. Тогда $D_{\text{сп}}^{\text{нов}} = 67,5$ мм.
Из (7.22): $D_{\text{сп}}^{\text{исх}} = 65$ мм. Из (7.22): $\sin \tau_{\text{нов}} = 0,074 \Rightarrow \tau_{\text{нов}} = 4^\circ 15'$;
 $\lambda = \tau_{\text{нов}} = 4^\circ 15'$.

Вопросы для самоконтроля

1. Как затачивают зубострогальные гребенки малого модуля?
2. В чем состоят достоинства заточки гребенок по периметру каждого отдельного зуба?
3. Для чего увеличивают высоту ножки зуба гребенки по сравнению с теоретической?
4. Как соотносятся между собой толщины зубьев чистовых, шлифовочных и черновых гребенок?
5. Верно ли утверждение, что угол шлифуемого профиля зубьев гребенки всегда больше угла зацепления?
6. Что является основным недостатком метода нарезания зубчатых колес гребенками?
7. Какие виды червяков могут составлять основу червячной фрезы? Каковы достоинства и недостатки каждого вида?
8. Как влияет угол подъема винтовой линии червяка на средний диаметр фрезы?
9. Как должна быть установлена червячная фреза в процессе обработки заготовки?
10. Почему исходный профиль зуба червячной фрезы должен находиться в сечении, расположенном под некоторым углом к передней поверхности нового инструмента?

8. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, РАБОТАЮЩИЕ ПО СХЕМЕ «КОЛЕСО – КОЛЕСО»

8.1. Зуборезные долбяки

8.1.1. Геометрические параметры долбяков

Зуборезный долбяк представляет собой зубчатое колесо, в конструкцию которого добавлены элементы, обеспечивающие процесс резания:

- 1) передняя поверхность в виде кругового конуса с углом γ_0 при основании, ось которого совпадает с осью долбяка (рис. 8.2);
- 2) задняя поверхность, для создания которой зубья долбяка выполняют таким образом, что каждое сечение, перпендикулярное оси инструмента, имеет свою особую величину смещения контура $x = \xi m$.

Для пояснения этой формулировки рассмотрим рис. 8.1. На нем изображены три зубчатых колеса с общей осью вращения, но различными смещениями контуров. Колесо 1 некорректированное, колесо 2 – с положительной, а колесо 3 – с отрицательной высотной коррекцией. В соответствии с теорией зубчатых зацеплений все три колеса имеют одну и ту же делительную окружность d и одинаковый окружной шаг, но различные диаметры окружностей выступов и впадин и толщины зуба по делительной окружности:

$$\left. \begin{aligned} d_{ai} &= m(z + 2) + 2x_i; \\ d_{fi} &= m(z - 2,5) + 2x_i; \\ s_i &= 0,5\pi m + 2x_i \operatorname{tg}\omega. \end{aligned} \right\} \quad (8.1)$$

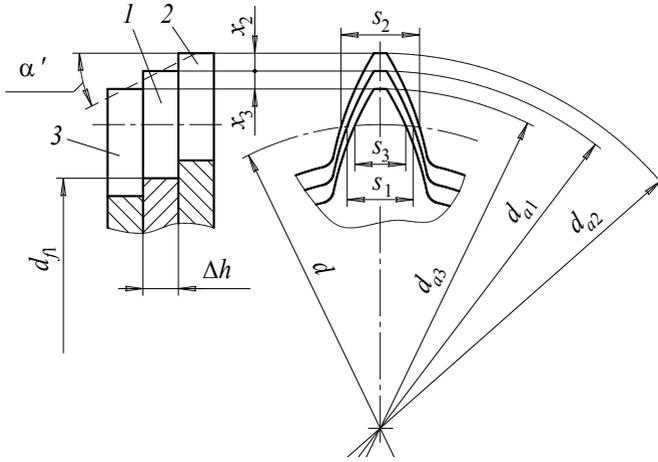


Рис. 8.1. Образование задних поверхностей долбяка

Как видно из (8.1) и рис. 8.1, в нашем случае (при $x_1 = 0$; $x_2 > 0$ и $x_3 < 0$) выполняются соотношения

$$\begin{aligned} d_{a3} &< d_{a1} < d_{a2}; \\ d_{f3} &< d_{f1} < d_{f2}; \\ s_3 &< s_1 < s_2. \end{aligned}$$

Таким образом, двигаясь вдоль оси долбяка от его рабочего торца к нерабочему, в плоскости, перпендикулярной оси инструмента, мы вначале будем получать сечения с уменьшающейся положительной коррекцией, потом обнаружим сечение с нулевой коррекцией, а затем сечения с возрастающей отрицательной коррекцией профиля. Сечение, содержащее профиль с нулевой высотной коррекцией, называется *исходным сечением*.

Переходя от конечного числа слоев (колес) с конечной толщиной Δh к бесконечно большому числу слоев толщиной $\Delta h \rightarrow 0$, получаем гладкую поверхность, которая и является задней поверхностью зуба долбяка. При этом усредненный угол α' (рис. 8.1) становится равным заднему углу α_0 на поперечной режущей кромке долбяка.

Вектор скорости резания v при возвратно-поступательном главном движении долбяка параллелен его оси (рис. 8.2), поэтому основная плоскость P_v проходит перпендикулярно этой оси. Нижняя

проекция на рис. 8.2 – это фактически проекция режущих кромок отдельного зуба долбяка на основную плоскость. Каждый зуб имеет три режущих кромки: поперечную, представляющую собой дугу окружности радиусом R_o , и две боковые эвольвентного профиля.

Главная секущая плоскость P_{τ_0} в любой точке поперечной кромки проходит через ось долбяка, т. е. совпадает с радиальной секущей плоскостью P_r всего инструмента. В этой плоскости задаются и контролируются передний γ_0 и задний α_0 углы долбяка, о которых было сказано выше. Для определения углов на боковых кромках зуба долбяка воспользуемся закономерностями единой геометрии режущего лезвия (см. 1.3.1).

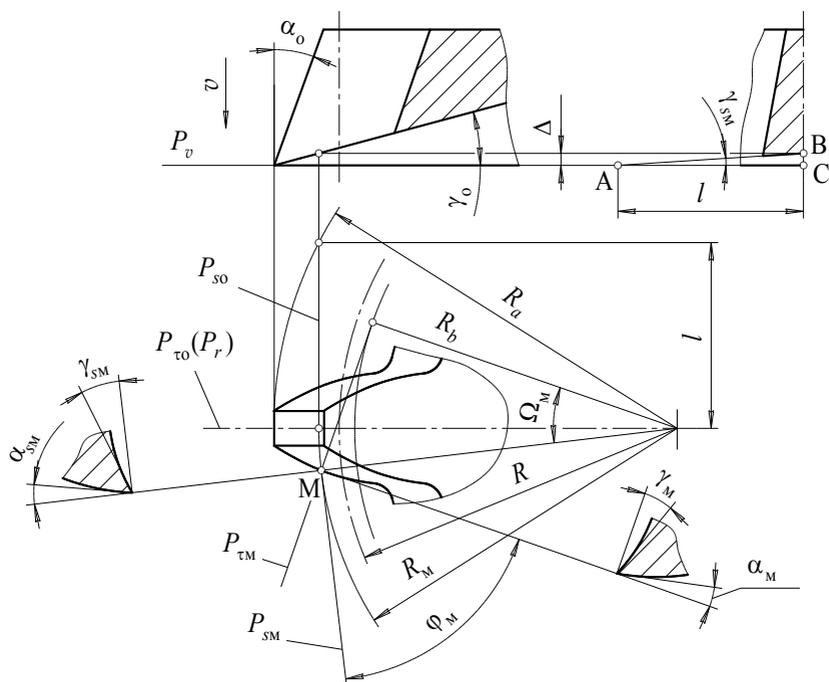


Рис. 8.2. Геометрические параметры зуба долбяка

Представим элементарный участок проекции боковой режущей кромки на основную плоскость, расположенный в окрестности точки M , в виде элементарного прямолинейного режущего лезвия. Для это-

го лезвия радиальная секущая плоскость проходит через ось долбяка, а осевая секущая плоскость P_{sm} — перпендикулярно P_v по касательной к окружности радиусом R_M (рис. 8.2). Нормалью к эвольвенте является, как известно, касательная к основной окружности R_b , проведенная через точку M . С этой касательной совпадает след главной секущей плоскости P_{tm} для элементарного участка кромки (сама плоскость P_{tm} , как и P_{sm} , перпендикулярна плоскости рисунка). Роль угла в плане, находящегося в основной плоскости между касательной к кромке и следом плоскости P_{sm} , здесь выполняет угол $\varphi_M = 90^\circ - \Omega_M$, где Ω_M — угол давления эвольвенты в точке M боковой кромки долбяка.

Применяя формулы (1.14) и (1.12), получаем

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha_M &= \operatorname{tg} \alpha_0 \sin \Omega_M; \\ \operatorname{tg} \alpha_{sm} &= \operatorname{tg} \alpha_0 \operatorname{tg} \Omega_M. \end{aligned} \right\} \quad (8.2)$$

Для того чтобы по формуле (1.7) определить передний угол γ_M в главной секущей плоскости, необходимо помимо угла $\gamma_{tm} = \gamma_0$ знать еще и значение угла γ_{sm} в плоскости P_{sm} . Рассчитаем его из следующих соображений. Сечения конической передней поверхности долбяка плоскостью P_{sm} или любой другой плоскостью, касательной к окружности R_M (например, P_{so}), представляют собой одинаковые гиперболы, поскольку все эти плоскости параллельны оси конуса и одинаково удалены от нее. Заменим в первом приближении эту кривую двумя хордами, симметричными относительно плоскости P_{to} . Одна из хорд (AB) показана на рис. 8.2.

Из треугольника ABC

$$\operatorname{tg} \gamma_{sm} \approx \frac{\Delta}{l} = \frac{\Delta}{\sqrt{R_a^2 - R_M^2}}. \quad (8.3)$$

Из сечения долбяка плоскостью P_{to} видно, что

$$\Delta = (R_a - R_M) \operatorname{tg} \gamma_0. \quad (8.4)$$

Подставляя (8.4) в (8.3), после элементарных алгебраических преобразований получаем

$$\operatorname{tg} \gamma_{sm} \approx \operatorname{tg} \gamma_0 \sqrt{\frac{R_a - R_M}{R_a + R_M}}. \quad (8.5)$$

Тогда по формуле (1.7)

$$\operatorname{tg} \gamma_M \approx \operatorname{tg} \gamma_0 \left(\cos \Omega_M \sqrt{\frac{R_a - R_M}{R_a + R_M}} + \sin \Omega_M \right). \quad (8.6)$$

Для точек боковых кромок, лежащих на делительном цилиндре ($R_m = R = 0,5mZ$; $\Omega_m = \Omega$), с учетом того, что $R_a = R + 1,25m$, получаем

$$\operatorname{tg} \gamma_s \approx \operatorname{tg} \gamma_o \sqrt{\frac{1,25}{1,25 + Z}}; \quad (8.7)$$

$$\operatorname{tg} \gamma \approx \operatorname{tg} \gamma_o \left(\cos \Omega \sqrt{\frac{1,25}{1,25 + Z}} + \sin \Omega \right), \quad (8.8)$$

где Z — число зубьев долбяка; Ω — угол давления эвольвенты на делительном цилиндре, т. е. профильный угол долбяка (см. 5.5.1).

Некоторые авторы (например, [11]) предлагают в формуле (8.8) пренебречь первым слагаемым в скобках, принимая $\gamma_s = 0$. Формула упрощается, однако погрешности в определении угла γ , как следует из приведенного ниже примера 8.1, могут быть достаточно ощутимыми.

Чтобы найти профильный угол Ω , обратимся к рис. 8.3. Поскольку дальнейшие рассуждения справедливы для долбяков с любым числом зубьев, для упрощения рисунка и анализа рассмотрим долбяк, число зубьев которого $Z \rightarrow \infty$. Такой долбяк имеет делительный диаметр $D \rightarrow \infty$ и превращается в зуборезную гребенку с прямолинейным профилем.

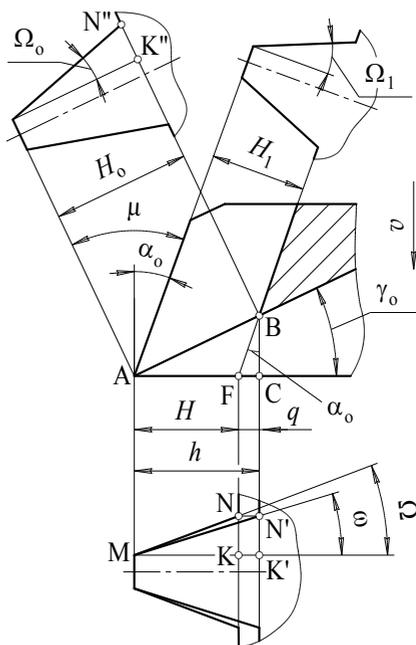


Рис. 8.3. Профили зуборезного долбяка

Пусть в любом сечении, перпендикулярном оси долбяка, его зуб имеет высоту профиля H . Такая же высота зуба нарезаемого колеса получится при работе инструмента с передним углом $\gamma_o = 0$. Если $\gamma_o \neq 0$, то высота зуба колеса h , как видно из рис. 8.3, будет больше H :

$$h = H + q.$$

Из треугольников BCF и ABC находим, что $q = \overline{BC} \cdot \operatorname{tg} \alpha_0$, а $\overline{BC} = h \operatorname{tg} \gamma_0$. Тогда

$$h = H + h \operatorname{tg} \gamma_0 \operatorname{tg} \alpha_0,$$

откуда следует, что для получения на нарезаемом колесе высоты зуба h долбяк должен иметь в диаметральном сечении высоту зуба

$$H = h(1 - \operatorname{tg} \gamma_0 \operatorname{tg} \alpha_0). \quad (8.9)$$

Из треугольников MNK и $MN'K'$ $\overline{NK} = H \operatorname{tg} \Omega$ и $\overline{N'K'} = h \operatorname{tg} \omega$. Так как толщина зуба с изменением угла γ_0 не меняется, приравняв правые части двух последних выражений, получаем

$$\operatorname{tg} \Omega = \frac{h}{H} \operatorname{tg} \omega,$$

или, учитывая (8.9),

$$\operatorname{tg} \Omega = \frac{\operatorname{tg} \omega}{1 - \operatorname{tg} \gamma_0 \operatorname{tg} \alpha_0}. \quad (8.10)$$

У реальных долбяков с конечным числом зубьев формула (8.10) позволяет рассчитать профильный угол на делительном диаметре. В любой другой точке M боковой режущей кромки, как следует из свойств эвольвенты, угол давления эвольвенты определяется соотношением

$$\cos \Omega_M = \frac{D}{D_M} \cos \Omega, \quad (8.11)$$

в котором D и D_M — соответственно диаметры делительной окружности долбяка и окружности, проходящей через точку M ($D_M \in [D_b; D_a]$).

Пример 8.1. По ГОСТ 9323–79 для нарезания колес с углом профиля $\omega = 20^\circ$ долбяки должны иметь на окружности выступов в радиальном сечении углы $\gamma_0 = 5^\circ$ и $\alpha_0 = 6^\circ$.

Какие передний и задний углы в главной секущей плоскости на делительном цилиндре будет иметь стандартный долбяк с двадцатью зубьями?

Какая погрешность будет внесена в расчет γ , если пренебречь первым слагаемым в формуле (8.8)?

Из (8.10): $\operatorname{tg} \Omega = 0,367 \Rightarrow \Omega = 20,17^\circ$.

Из (8.2): $\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \alpha_0 \sin \Omega = 0,036 \Rightarrow \alpha \approx 2^\circ$.

Из (8.8): $\operatorname{tg} \gamma \approx 0,05 \Rightarrow \gamma \approx 2^\circ 51'$.

Без первого слагаемого в (8.8): $\operatorname{tg} \gamma' \approx 0,03 \Rightarrow \gamma' \approx 1^\circ 43'$. Погрешность расчета 40 %.

8.1.2. Профилирование долбяков

Исходный профиль долбяка – это профиль в основной плоскости P_v (рис. 8.2), перпендикулярной оси долбяка. Для долбяка с бесконечно большим числом зубьев, показанного на рис. 8.3, исходный профиль совпадает с профилем исходной зубчатой рейки нарезаемого колеса.

Как следует из треугольника ABC (рис. 8.3), высота *промежуточного профиля* долбяка (по образующей конической передней поверхности)

$$H_o = \frac{h}{\cos \gamma_o},$$

или, учитывая (8.9),

$$H_o = \frac{H}{(1 - \operatorname{tg} \gamma_o \operatorname{tg} \alpha_o) \cos \gamma_o}. \quad (8.12)$$

Из равенства отрезков $N'K'$ и $N''K''$ следует, что

$$\operatorname{tg} \Omega_o = \operatorname{tg} \omega \cos \gamma_o. \quad (8.13)$$

Поскольку *шлифуемый профиль* долбяка, расположенный в плоскости, нормальной к его задней поверхности, повернут относительно промежуточного на угол $\mu = \gamma_o + \alpha_o$, то

$$H_1 = H_o \cos(\gamma_o + \alpha_o); \quad (8.14)$$

$$\operatorname{tg} \Omega_1 = \frac{\operatorname{tg} \omega \cos \gamma_o}{\cos(\gamma_o + \alpha_o)}. \quad (8.15)$$

Все указанные размеры закладываются и контролируются в исходном сечении долбяка (см. 8.1.1), которое имеет нулевую высотную коррекцию. Расстояние от исходного сечения до рабочего торца нового долбяка называют *смещением исходного сечения*

$$A = X \operatorname{ctg} \alpha_o, \quad (8.16)$$

где X – величина коррекции контура, лежащего в плоскости рабочего торца нового долбяка.

В произвольном сечении, находящемся на расстоянии y_i от рабочего торца нового долбяка, величина коррекции контура будет составлять

$$X_i = (A - y_i) \operatorname{tg} \alpha_o. \quad (8.17)$$

Если в исходном сечении диаметры окружностей выступов и впадин долбяка $D_{a \text{ исх}}$ и $D_{f \text{ исх}}$, а толщина зуба по делительной окруж-

ности $S_{исх}$, то, подставляя (8.17) в (8.1), получаем, что в произвольном сечении

$$\left. \begin{aligned} D_{ai} &= D_{a\text{исх}} + 2(A - y_i) \operatorname{tg} \alpha_o; \\ D_{fi} &= D_{f\text{исх}} + 2(A - y_i) \operatorname{tg} \alpha_o; \end{aligned} \right\} \quad (8.18)$$

$$S_i = S_{исх} + 2(A - y_i) \operatorname{tg} \alpha_o \operatorname{tg} \Omega. \quad (8.19)$$

Значения диаметров окружностей выступов и впадин, а также толщину зуба нового долбяка по делительной окружности можно получить из (8.18) и (8.19) подстановкой $y_i = 0$:

$$\left. \begin{aligned} D_a^{\text{НОВ}} &= D_{a\text{исх}} + 2A \operatorname{tg} \alpha_o; \\ D_f^{\text{НОВ}} &= D_{f\text{исх}} + 2A \operatorname{tg} \alpha_o; \end{aligned} \right\} \quad (8.20)$$

$$S_{\text{нов}} = S_{исх} + 2A \operatorname{tg} \alpha_o \operatorname{tg} \Omega. \quad (8.21)$$

Обычно в ходе заточек (а затачивают долбяки путем шлифования конуса, образующего переднюю поверхность зубьев) долбяки стачивают за исходное сечение до некоторого *предела стачивания* $B \approx 1,5A$. В этом случае

$$\left. \begin{aligned} D_a^{\text{СТ}} &= D_{a\text{исх}} + 2(A - B) \operatorname{tg} \alpha_o; \\ D_f^{\text{СТ}} &= D_{f\text{исх}} + 2(A - B) \operatorname{tg} \alpha_o; \end{aligned} \right\} \quad (8.22)$$

$$S_{\text{СТ}} = S_{исх} + 2(A - B) \operatorname{tg} \alpha_o \operatorname{tg} \Omega. \quad (8.23)$$

После каждой заточки долбяка заготовку будут обрабатывать контуры, имеющие всё меньшую высотную коррекцию, но поскольку все они образованы одной и той же исходной рейкой, то и все нарезанные долбяком колеса будут иметь одинаковый эвольвентный профиль. При этом, однако, следует иметь в виду, что после каждой заточки необходимо корректировать расстояние между осями заготовки и инструмента, иначе нарезанное колесо будет иметь неправильное соотношение между высотами головки и ножки.

На любой стадии эксплуатации долбяка его обкатка с заготовкой должна происходить с межцентровым расстоянием

$$L_i = \frac{m(z \pm Z)}{2} \cdot \frac{\cos \omega}{\cos \Omega_{wi}}, \quad (8.24)$$

где Ω_{wi} — угол зацепления долбяка с заготовкой в процессе обработки.

Для определения Ω_{wi} воспользуемся зависимостью (5.40), в которую вместо ξ_1 и z_1 подставим параметры нарезаемого колеса x/m и z , а

вместо ξ_2 и z_2 – параметры долбяка X_i/m и Z соответственно. С учетом (8.17) получаем

$$\text{inv } \Omega_{wi} = \text{inv } \omega + 2 \frac{x + (A - y_i) \text{tg } \alpha_o}{m(z \pm Z)} \text{tg } \omega. \quad (8.25)$$

Знак «плюс» в (8.24) и (8.25) берется при обработке колеса внешнего, а знак «минус» – внутреннего зацепления. Например, при нарезании некорректированного колеса ($x = 0$) внутреннего зацепления новым долбяком ($y_i = 0$)

$$\text{inv } \Omega_w^{\text{нов}} = \text{inv } \omega + \frac{2A}{m(z - Z)} \text{tg } \alpha_o \text{tg } \omega. \quad (8.26)$$

Определив угол Ω_{wi} и подставив его в (8.24), получаем зависимость для назначения межцентрового расстояния по мере стачивания долбяка.

В выражения (8.16)–(8.26) входит заранее не известное смещение исходного сечения A . Определение его оптимальной – с целого ряда точек зрения – величины является важной задачей проектирования зуборезных долбяков.

8.1.3. Оптимизация величины смещения исходного сечения долбяка

Смещение исходного сечения является важным параметром конструкции долбяков, поскольку влияет на эксплуатационные характеристики как инструмента, так и изготовленного с его помощью зубчатого колеса. С точки зрения увеличения количества заточек (а значит, и полного периода стойкости) долбяка и снижения себестоимости зубообработки величина A должна быть выбрана максимально возможной в рамках определенных технических ограничений. Эти ограничения возникают потому, что с увеличением A :

- 1) уменьшается толщина зуба долбяка на окружности выступов, зуб заостряется, повышается скорость его изнашивания и вероятность скола вершины в процессе резания;
- 2) увеличивается диаметр окружности выступов долбяка, из-за чего может возникнуть подрезание ножки зуба изготавливаемого колеса, а также уменьшение диаметра впадин колеса ниже допустимого предела;

3) увеличивается диаметр окружности впадин долбяка, из-за чего может возникнуть срезание головки зуба изготавливаемого колеса.

Для оптимизации смещения исходного сечения все эти ограничения должны быть описаны математически.

Толщина зуба долбяка по окружности выступов S_{ai} , измеренная в произвольном сечении, перпендикулярном оси инструмента, связана с толщиной зуба по делительной окружности S_i соотношением

$$S_{ai} = D_{ai} \left(\frac{S_i}{D} + \text{inv} \Omega - \text{inv} \Omega_{ai} \right), \quad (8.27)$$

известным из теории эвольвентного зацепления.

В формуле (8.27) Ω_{ai} – угол давления эвольвенты на окружности выступов, рассчитываемый с помощью (8.11). Например, в плоскости рабочего торца нового долбяка

$$S_a^{\text{HOB}} = D_a^{\text{HOB}} \left(\frac{S_{\text{HOB}}}{D} + \text{inv} \Omega - \text{inv} \Omega_a^{\text{HOB}} \right); \quad (8.28)$$

$$\cos \Omega_a^{\text{HOB}} = \frac{D}{D_a^{\text{HOB}}} \cos \Omega. \quad (8.29)$$

Техническое ограничение по толщине зуба долбяка имеет вид

$$S_a^{\text{HOB}} \geq S_{a \text{ min}}. \quad (8.30)$$

Ориентировочное значение минимально допустимой толщины зуба на окружности выступов можно найти по эмпирической формуле [14]

$$S_{a \text{ min}} = 0,51 \sqrt{m}. \quad (8.31)$$

Поскольку D_a^{HOB} , S_{HOB} и Ω_a^{HOB} зависят от смещения исходного сечения, то и $S_a^{\text{HOB}} = f(A)$. Таким образом, выражение (8.30) фактически накладывает на величину смещения ограничение вида $A \leq c_1$.

Подрезание ножки зуба изготавливаемого колеса происходит в том случае, если окружность выступов долбяка проходит за пределами точки касания линии зацепления с основной окружностью колеса. В обозначениях рис. 8.4 условие неподрезания ножки имеет вид

$$0,5D_{ai} \leq \overline{OM}. \quad (8.32)$$

Из треугольника OMN

$$\overline{OM} = \sqrt{(0,5D_b)^2 + \overline{MN}^2},$$

а из треугольников ONP и O_1MP

$$\overline{MN} = L_i \sin \Omega_{wi}. \quad (8.33)$$

С учетом последнего выражения условие (8.32) принимает вид

$$\sqrt{(2L_i \sin \Omega_{wi})^2 + D_b^2} - D_a \geq 0, \quad (8.34)$$

где $D_b = mZ \cos \Omega$ – диаметр основной окружности долбяка.

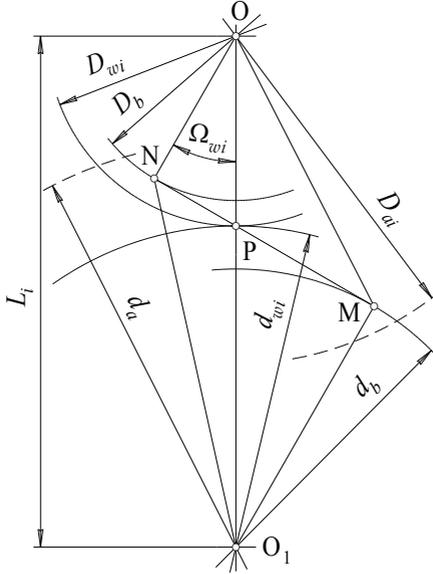


Рис. 8.4. Подрезание ножки зуба

Неравенство (8.34), в котором все величины, имеющие индекс i , зависят от смещения исходного сечения, накладывает на это смещение ограничение вида $A \leq c_2$.

Диаметр впадин зубчатого колеса, нарезаемого долбяком,

$$d_{fi} = 2L_i \mp D_{ai} \quad (8.35)$$

в соответствии с [4] должен отвечать условию

$$d_f - d_f \leq 0,2m, \quad (8.36)$$

где

$$d_f = m(z \mp 2,5) + 2x \quad (8.37)$$

– расчетный диаметр впадин колеса.

В формулах (8.35) и (8.37) верхний знак относится к колесам внешнего, а нижний – внутреннего зацепления.

Неравенство (8.36) аналогично (8.34) приводится к виду $A \leq c_3$.

Срезание головки зуба изделия может произойти в том случае, если окружность выступов d_a колеса проходит за пределами точки касания линии зацепления с основной окружностью долбяка. В обозначениях рис. 8.4 условие несрезания головки имеет вид

$$0,5d_a \leq \overline{O_1N}. \quad (8.38)$$

Из треугольника O_1MN $\overline{O_1N} = \sqrt{(0,5d_b)^2 + \overline{MN}^2}$, где $d_b = mz \cos \omega$ – диаметр основной окружности колеса.

Тогда с учетом (8.33) условие (8.38) принимает вид

$$\sqrt{(2L_i \sin \Omega_{wi})^2 + d_b^2} - d_a \geq 0 \quad (8.39)$$

и может быть сведено к неравенству $A \leq c_4$.

Теоретически для отыскания оптимального смещения исходного сечения следует решить оптимизационную задачу с целевой функцией $A \rightarrow \max$ и рассмотренными выше техническими ограничениями. Практически же эту задачу решают следующим образом.

1. Определяют значение A , сравнивая толщину зуба на окружности выступов нового долбяка с минимально допустимой. Для этого, задаваясь двумя произвольно выбранными значениями A_1 и A_2 , определяют соответствующие им диаметры выступов D_{a1}^{HOB} и D_{a2}^{HOB} , углы давления эвольвенты Ω_{a1}^{HOB} и Ω_{a2}^{HOB} с помощью выражения (8.29), а затем толщины зуба по окружности выступов S_{a1}^{HOB} и S_{a2}^{HOB} по формуле (8.28).

Проводя линейную интерполяцию (рис. 8.5), получают значение A , соответствующее величине $S_{a \min}$, из соотношения

$$\frac{S_{a \min} - S_{a1}^{\text{HOB}}}{A - A_1} = \frac{S_{a2}^{\text{HOB}} - S_{a1}^{\text{HOB}}}{A_2 - A_1}. \quad (8.40)$$

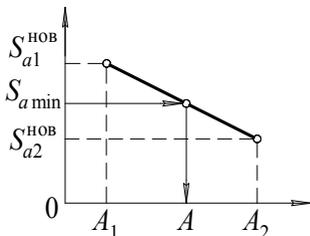


Рис. 8.5. К определению величины A

2. Проверяют, выполняются ли условия (8.34), (8.36) и (8.39) при найденном значении A . Здесь необходимо учитывать, что нарушение первого и третьего условий наиболее вероятно при работе окончательно сточенным долбяком,

когда оси инструмента и заготовки максимально сдвинуты, а второго – при работе новым долбяком. Это означает, что в проверочные зависимости (8.34) и (8.39) следует подставлять значение $D_a^{ст}$ из выражения (8.22), а также $L_{ст}$ и $\Omega_w^{ст}$, найденные по формулам (8.24) и (8.25) при $y_i = B$. В зависимость (8.36) должно быть подставлено значение $D_a^{нов}$ из выражения (8.20), а также $L_{нов}$ и $\Omega_w^{нов}$, найденные по тем же формулам (8.24) и (8.25) при $y_i = 0$.

Если хотя бы одно из условий (8.34), (8.36) или (8.39) не выполняется, следует увеличить число зубьев инструмента на один-два и, определив новые значения A и всех связанных с ним параметров, вновь провести проверку. Процедуру необходимо повторять до тех пор, пока все три ограничения не будут соблюдены.

Пример реализации этого алгоритма приведен в подразделе 11.3.

8.2. Шеверы

Типичным инструментом, работающим по схеме обкатки «колесо – колесо», является дисковый шевер. Шевер (от англ. *shaver* – бритва) представляет собою цилиндрическое зубчатое колесо с винтовыми зубьями, на боковой поверхности которых выполнены канавки, необходимые для образования режущих кромок. Шевер приводят в зацепление с заготовкой – зубчатым колесом, на котором зубья прорезаны предварительно (с припуском под шевингование). На рис. 8.6 показана схема зацепления шевера 1 с прямозубым колесом 2. Их оси скрещиваются под углом τ , равным углу наклона зубьев шевера по отношению к его оси β_1 . В случае обработки косозубого колеса

$$\tau = \beta_1 \pm \beta_2, \quad (8.41)$$

где β_1 и β_2 – соответственно углы наклона зубьев шевера и колеса к их осям. При одноименном направлении зубьев инструмента и колеса в формуле (8.41) беруг знак «плюс», а при разноименном – «минус».

Вращаясь с частотой n_1 , шевер приводит во вращение заготовку, которая, как следует из кинематики зубчатого зацепления, вращается вокруг своей оси с частотой $n_2 = \frac{Z}{z} n_1$ (Z и z – числа зубьев инструмента и колеса соответственно). Отдельная точка M на поверхности контакта зубьев шевера и заготовки имеет линейную скорость v_1 во вра-

шении вокруг оси шевера и скорость v_2 во вращении вокруг оси заготовки. Из-за разности этих скоростей возникает скорость v скольжения зуба шевера относительно зуба заготовки. В случае, показанном на рис. 8.6, скорость скольжения $v = v_1 \sin \beta_1$. Это выражение является частным случаем более общего выражения

$$v = v_1 \left(\sin \beta_1 \pm \frac{Z}{z} \sin \beta_2 \right), \quad (8.42)$$

справедливого для условий, когда косозубый шевер обрабатывает косозубое колесо. Знак в формуле (8.42) выбирается так же, как в (8.41).

Скорость скольжения v при шевинговании является скоростью резания, так как срезание тонких стружек с поверхности зубьев заготовки осуществляют кромки, расположенные на боковых поверхностях зубьев шевера и перпендикулярные вектору v . Для того чтобы создать эти кромки, на зубьях инструмента, как указывалось выше, делают канавки с шагом p (рис. 8.7).

Шевер — чистовой инструмент, который должен обеспечить заданную точность и качество обработанной поверхности. Высокое качество поверхности можно получить либо при очень низких скоростях резания, либо при достаточно высоких, превышающих скорость наростообразования. Исключая область низких скоростей как экономически нецелесообразную, приходим к выводу, что шеверы должны работать со скоростями $v > 40$ м/мин, а значит, как следует из оценки по формуле (8.42), с окружными скоростями $v_1 \approx 2...3$ м/с. Столь высокие скорости можно получить двумя путями: применить большие частоты вращения шевера или большие диаметры инструмента. Каждый из этих путей имеет свои достоинства и недостатки. При высоких значениях n_1 повышаются требования к шпиндельным узлам станков, возрастают погрешности профиля изделий, связанные с возможным дисбалансом инструмента. Увеличение диаметра шевера, с одной стороны, увеличивает расход инструментального материала, но с другой — повышает плавность зацепления за счет большего числа зубьев Z .

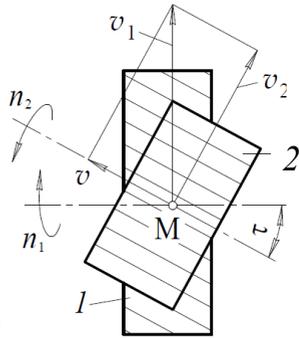


Рис. 8.6. Зацепление шевера с прямым зубым колесом

Как следует из (8.42), увеличить скорость v_1 можно также за счет увеличения угла наклона зубьев шевра β_1 . Однако увеличение β_1 ведет к уменьшению размеров зоны касания сопряженных поверхностей зубьев инструмента и заготовки, что снижает точность обработки.

Имея в виду приведенные выше, а также некоторые другие соображения, шеверы делают сравнительно большого диаметра (у инструментов с модулем $m = 2...8$ мм делают диаметр делительной окружности $D \approx 240$ мм) с углом $\beta_1 = 5...15^\circ$ (возможно также применение шеверов с углом $\beta_1 = 0$ при обработке косозубых колес). Для того чтобы уменьшить влияние погрешностей формы зубьев шевра на точность изделия, в частности, исключить возможность контакта одних и тех же зубьев инструмента и заготовки в процессе вращения обрабатываемого колеса и шевра, последнему придают обычно число зубьев, выражающееся простым числом (29; 47; 83 и т. п.).

При известных числе зубьев Z и угле β_1 диаметр делительной окружности инструмента можно определить по формуле

$$D = m_t Z = \frac{m_n Z}{\cos \beta_1},$$

в которой m_t – торцовый, а m_n – нормальный модули обрабатываемого колеса.

Рассмотрим далее вопрос о форме и размерах зубьев шевра (рис. 8.7). Шаг режущих канавок обычно задают в пределах $p = 1,5...2$ мм, причем ширина зубчиков равна ширине впадин, а глубина $(0,3...0,5)p$. Глубина канавок влияет на количество заточек инструмента. Заточка шевра состоит в шлифовании боковых поверхностей зубьев. На шлифование за весь срок службы шевра предусматривают припуск $\Delta = 0,2...0,5$ мм на сторону в зависимости от модуля инструмента. Это позволяет осуществить от 4 до 8 заточек, так как при шлифовании с каждой стороны зубьев снимают слой толщиной $0,05...0,07$ мм.

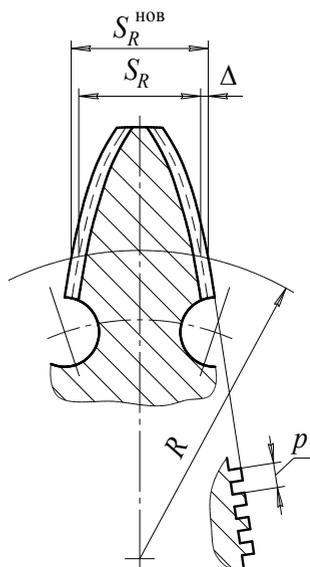


Рис. 8.7. Зуб шевра

В связи с необходимостью обеспечить припуск на заточку инструмента толщина зубьев нового шевера $S_R^{\text{нов}}$, как видно из рис. 8.7, должна быть больше теоретической толщины зубьев по делительной окружности S_R на 2Δ .

Что касается величины S_R , то ее определяют, как и у любого зубообрабатывающего инструмента, по формуле (7.7), подставляя в последнюю торцовый модуль шевера. Поскольку зуб нового инструмента толще, чем S_R , при наладке операции следует предусмотреть раздвижку осей шевера и заготовки на величину $c = \Delta \operatorname{ctg} \omega_t$, где ω_t – угол зацепления в торцовом сечении колеса.

Режущие канавки на зубьях шевера изготавливают с помощью долбежной гребенки. Чтобы обеспечить выход инструменту второго порядка на этой операции, у корня зубьев шевера делают отверстия, показанные на рис. 8.7.

Вопросы для самоконтроля

1. Какой вид имеет передняя поверхность зуборезного долбяка?
2. Как называется сечение долбяка плоскостью, перпендикулярной его оси, в котором отсутствует высотная коррекция профиля?
3. Как проходит основная плоскость при обработке зубчатых колес долбяками?
4. Зависит ли передний угол долбяка в главной секущей плоскости на боковых режущих кромках от числа зубьев инструмента?
5. В каком случае профильный угол на делительном диаметре долбяка был бы равен углу зацепления?
6. Что называют пределом стачивания зуборезного долбяка?
7. Как изменяется толщина зуба долбяка на окружности выступов с увеличением смещения исходного сечения?
8. При работе каким долбяком – новым или окончательно сточенным – наиболее вероятно подрезание ножки зуба изготавливаемого колеса?
9. Что является скоростью резания при шевинговании?
10. Почему шеверу, как правило, придают число зубьев, выражающееся простым числом?

9. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

9.1. Общие принципы нарезания конических колес

В основе процесса изготовления зубьев на конических колесах лежит обкатка без скольжения двух круговых конических поверхностей, одна из которых представляет собой центроиду изделия, а вторая – центроиду инструмента. Известно, что конус с углом при вершине $2\theta_1$ можно обкатать по конусу с углом $2\theta_2$, если их оси i и k пересекаются (рис. 9.1, а). В том числе, возможен вариант, когда угол одного из конусов $2\theta_2 = 180^\circ$.

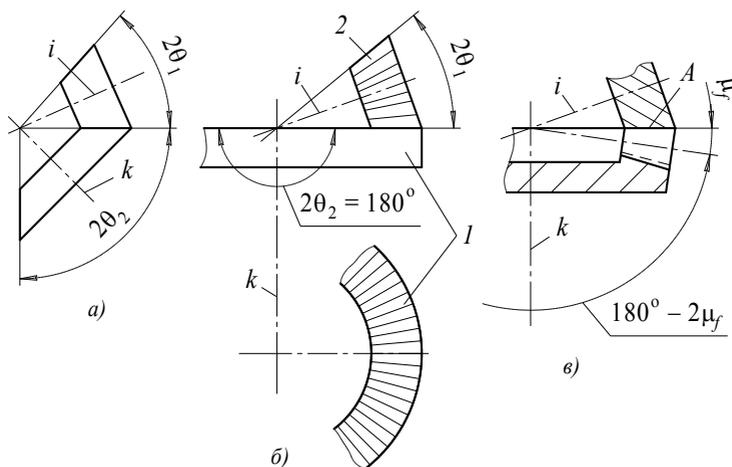


Рис. 9.1. Схема сопряжения с плоским и плосковершинным колесами

В приложении к процессу изготовления конических зубчатых колес это означает, что плоское колесо *1* является круговой рейкой (рис. 9.1, б), отдельный элемент которой представляет собой режущий инструмент. В процессе обработки кроме движения резания инструмент вращается вокруг оси *k* и обкатывается с заготовкой *2*, которая синхронно вращается вокруг оси *i*.

По технологическим соображениям изделие удобно сопрягать не с плоским колесом, у которого угол делительного конуса 180° , а с плосковершинным, у которого этот угол составляет $180^\circ - 2\mu_f$, где μ_f – угол ножки зуба обрабатываемого колеса (рис. 9.1, в). В этом случае дно *A* впадины зубьев изделия располагается в плоскости, перпендикулярной оси *k* воображаемого колеса, что позволяет придать инструменту, отображающему это колесо, движение резания в удобном для практики направлении. Это видно, например, из рис. 9.2, где показан зубострогальный резец *1*, обрабатывающий одну из сторон профиля зуба конического колеса *2*. Резцы такого типа (они работают парой – каждый для своей стороны профиля зуба) вместе с люлькой зубострогального станка вращаются вокруг оси *i* и перемещаются попеременно в направлении стрелки *v* для осуществления процесса резания.

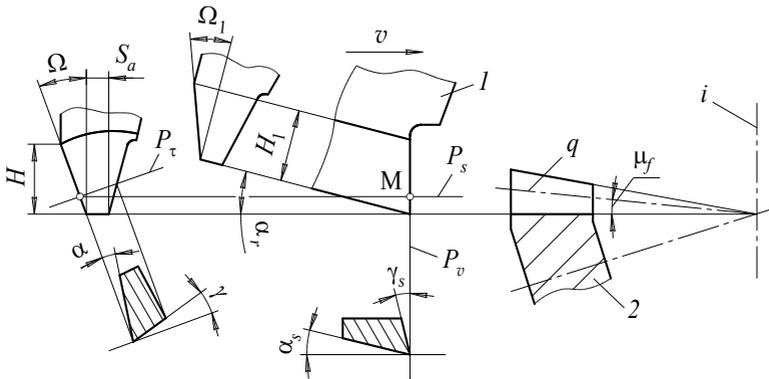


Рис. 9.2. Геометрические параметры зубострогального резца

Все инструменты, предназначенные для изготовления конических зубчатых колес методом обкатки, копируют плоское или плосковершинное колесо. Конструкция этих инструментов зависит от

формы зубьев изделия. Конические колеса с прямым зубом обрабатывают зубострогальными резцами, дисковыми зуборезными головками или круговыми протяжками. Конические колеса с криволинейными, в частности, круговыми зубьями, изготавливают зуборезными головками или коническими червячными фрезами.

9.2. Зубострогальные резцы для прямозубых колес

9.2.1. Геометрические параметры резцов

К рассмотрению геометрических параметров зубострогальных резцов подойдем, используя формулы единой геометрии режущих инструментов.

В любой точке M главной режущей кромки основная плоскость P_v перпендикулярна направлению главного движения резания v (рис. 9.2). Поскольку у зубострогальных резцов делают угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 0$, кромка проецируется на плоскость P_v в натуральную величину. В ходе установки инструмента на станок в радиальной секущей плоскости P_r , совпадающей с плоскостью рисунка, создают передний угол $\gamma_r = 0$ и задний угол $\alpha_r = 12^\circ$. Тогда, как следует из (1.14) при $\eta = 0$ и главном угле в плане $\varphi = 90^\circ - \Omega$ (см. рис. 9.2), в главной секущей плоскости P_t возникает задний угол

$$\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \alpha_r \sin \Omega. \quad (9.1)$$

Строго говоря, угол профиля исходной рейки Ω должен располагаться в сечении, перпендикулярном к образующей делительного конуса q , и рассчитываться из соотношения

$$\operatorname{tg} \Omega = \operatorname{tg} \omega \cdot \cos \mu_f, \quad (9.2)$$

где ω — угол зацепления. Однако за малостью угла ножки зуба конического колеса μ_f различие между углом Ω и углом зацепления, как показано в примере 9.1, весьма невелико. При этом, чем больше суммарное число зубьев конической пары, тем меньше разность Ω и ω .

Резец затачивают, придавая ему в осевой секущей плоскости P_s угол $\gamma_s = 10 \dots 20^\circ$. Тогда в соответствии с (1.5)

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \gamma_s}{\cos \Omega}. \quad (9.3)$$

Подставляя (9.1) в (1.12), найдем задний угол резца в осевой секущей плоскости:

$$\operatorname{tg} \alpha_s = \operatorname{tg} \alpha_r \operatorname{tg} \Omega. \quad (9.4)$$

Пример 9.1. Для передачи крутящего момента между валами, имеющими перпендикулярные оси, требуется изготовить конические колеса со стандартным углом профиля $\omega = 20^\circ$ и числами зубьев $z_1 = z_2 = 24$. Зуборезному резцу для изготовления колес планируется придать углы $\gamma_s = 15^\circ$ и $\alpha_r = 12^\circ$.

Какие передний и задний углы в главной секущей плоскости будет иметь резец?

Как показано в [2], $\operatorname{tg} \mu_f = \frac{2,4}{\sqrt{z_1^2 + z_2^2}}$.

В нашем случае $\operatorname{tg} \mu_f = 0,071 \Rightarrow \mu_f \approx 4^\circ$.

Из (9.2): $\operatorname{tg} \Omega = 0,363 \Rightarrow \Omega \approx 19^\circ 57'$; $\operatorname{tg} \Omega / \operatorname{tg} \omega = 0,997$.

С погрешностью, не превышающей 0,3 %, можно положить $\Omega \approx \omega$.

Тогда из (9.3): $\operatorname{tg} \gamma = 0,285 \Rightarrow \gamma = 15,9^\circ$.

Из (9.1): $\operatorname{tg} \alpha = 0,073 \Rightarrow \alpha = 4,16^\circ$.

9.2.2. Профилирование резцов

Для изготовления резца следует знать его шлифуемый профиль, т. е. профиль в плоскости, перпендикулярной к задней поверхности инструмента. Воспользовавшись соотношениями (7.12) и (7.13), полученными при профилировании зуборезных гребенок, и положив $\gamma_r = 0$, имеем

$$H_1 = H \cos \alpha_r; \quad (9.5)$$

$$\operatorname{tg} \Omega_1 = \frac{\operatorname{tg} \Omega}{\cos \alpha_r} \approx \frac{\operatorname{tg} \omega}{\cos \alpha_r}. \quad (9.6)$$

При стандартных значениях $\omega = 20^\circ$ и $\alpha_r = 12^\circ$ из последнего выражения получаем $\Omega_1 = 20^\circ 25'$.

Конструируя зубострогальные резцы, следует определить не только угол профиля, но и размер поперечной кромки инструмента S_a (рис. 9.2). Естественным требованием является $S_a \leq U_{fi}$, где U_{fi} – размер впадины между зубьями колеса на внутренней окружности малого торца. Однако этого условия недостаточно. Зубострогальные резцы, как уже отмечалось выше, работают комплектом из двух штук, обрабатывая поочередно каждую из сторон впадины между зубьями

колеса. Чтобы дно впадины было полностью обработано, поперечные кромки обоих резцов должны перекрывать друг друга, т. е. $S_a > 0,5U_{fe}$, где U_{fe} – размер дна впадины на внутренней окружности большого торца колеса. Следовательно, $0,5U_{fe} \leq S_a \leq U_{fi}$.

9.3. Инструмент для нарезания конических колес с криволинейным зубом

В машиностроении находят применение конические зубчатые колеса с криволинейными, в частности, с круговыми зубьями. Изготовление таких колес производится методом обкатки. Заготовка 1 (рис. 9.3, а) находится в зацеплении с виртуальным плосковершинным колесом 2, материальным представителем которого является зуборезная головка 3. Эта головка, подобная торцевой фрезе, имеет радиус R , соответствующий дуге окружности, которой очерчены зубья плосковершинного колеса. Головка вращается вокруг своей оси (на рис. 9.3, а эта ось перпендикулярна плоскости чертежа), а также совершает движение обкатки с заготовкой. Режущие зубцы головки обрабатывают одну впадину между зубьями колеса, после чего происходит деление и обрабатывается следующая впадина.

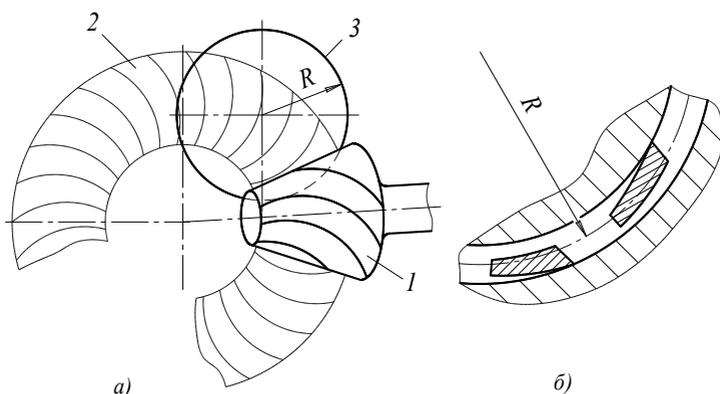


Рис. 9.3. Обкатка круговых зубьев зуборезной головкой

Головки могут быть цельными и сборными. В последнем случае в корпусе инструмента размещают резцы, показанные на рис. 9.4. Каждый из них имеет режущую часть и плоский хвостовик с отверстием для установки и закрепления в пазах корпуса инструмента.

Головки могут быть двухстороннего, одностороннего или трехстороннего резания. В головке двухстороннего резания (рис. 9.3, б) резцы установлены так, что они поочередно обрабатывают левую и правую стороны впадины колеса. Односторонние головки (в комплекте их две) обрабатывают только одну сторону впадины колеса – левую или правую.

Преимуществом двухсторонних головок является их более высокая производительность, поскольку в процессе изготовления конического колеса нет необходимости переналаживать инструмент. Однако этому типу головок свойственны два недостатка. Во-первых, впадина получается одинаковой ширины на малом и большом торце обработанного колеса. Это приводит к резкому изменению толщины зуба колеса по длине, что снижает его прочность. Во-вторых, в двухсторонних головках количество резцов, обрабатывающих каждую из сторон впадины, вдвое меньше, чем в односторонних. При одном и том же режиме резания это увеличивает толщину среза, приходящуюся на кромку резца двухсторонней головки, а с нею шероховатость и погрешности формы зуба изделия.

Головки одностороннего резания позволяют смещать центр вращения инструмента по отношению к изделию и таким путем изготавливать впадину неодинаковой ширины по длине зуба колеса. На большом торце конического колеса впадина получается шире, а на малом – уже, что придает зубу более высокую прочность, чем при впадине равной ширины. Количество резцов, обрабатывающих каждую из сторон впадины, у односторонних головок выше, чем у двухсторонних, из-за чего повышается точность формы и снижается шероховатость обработанной поверхности.

Головки трехстороннего резания кроме левых и правых зубьев имеют резцы, обрабатывающие дно впадины. Последние разгружают профилирующие зубья головки, предоставляя им обрабатывать только боковые стороны впадины изделия.

Элементы геометрии лезвий резцов, применяемых в головках для изготовления конических колес с круговыми зубьями, показаны на рис. 9.4. Переднюю поверхность резца располагают под углами γ_s и γ_r , величины которых определяют, исходя из следующих условий. Во-первых, необходимо получить нулевой угол наклона главной режущей кромки ($\lambda = 0$). Во-вторых, в главной секущей плоскости P_τ резцу должен быть придан передний угол γ , определяемый свойствами обрабатываемого материала.

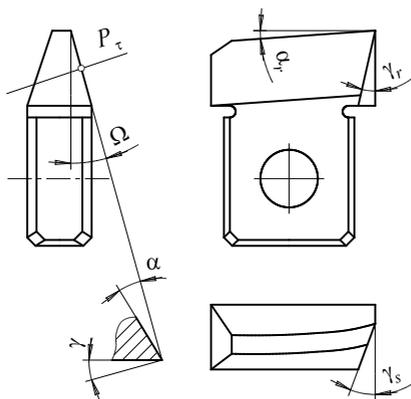


Рис. 9.4. Резец для зуборезных головок

Первое условие, как следует из формулы (1.8), выполняется при

$$\operatorname{tg} \gamma_r = \operatorname{tg} \gamma_s \operatorname{tg} \Omega. \quad (9.7)$$

Подставляя (9.7) в (1.7), после несложных преобразований получаем

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \gamma_s}{\cos \Omega},$$

откуда

$$\operatorname{tg} \gamma_s = \operatorname{tg} \gamma \cos \Omega. \quad (9.8)$$

С учетом (9.8) выражение (9.7) принимает вид

$$\operatorname{tg} \gamma_r = \operatorname{tg} \gamma \sin \Omega. \quad (9.9)$$

Не внося в расчет значимых погрешностей, в формулах (9.8) и (9.9), как показано в 9.2.1, можно положить $\Omega = \omega$.

Задняя поверхность на поперечной режущей кромке выполняется путем шлифования резца под углом α_r . Задние поверхности на боковых кромках получают затылованием, очерчивая эти поверхности участками кругового конуса, ось которого не совпадает с осью режущей головки.

Вопросы для самоконтроля

1. Какая поверхность является центроидой любого инструмента, предназначенного для нарезания конических зубчатых колес методом обкатки?
2. Верно ли утверждение, что при изготовлении конических зубчатых колес оси центроид инструмента и изделия должны скрещиваться?
3. Чем плоское зубчатое колесо отличается от плосковершинного?
4. С помощью каких инструментов изготавливают конические колеса с круговыми зубьями?
5. Какой угол наклона главной режущей кромки делают у зубострогальных резцов для обработки прямозубых конических колес?
6. Как влияет суммарное число зубьев конической пары на различие между углом профиля исходной рейки и углом зацепления?
7. В каких пределах должна находиться длина поперечной кромки зубострогального резца?
8. Какие движения должна совершать зуборезная головка при обкатке колес с круговыми зубьями?
9. Чем отличаются зуборезные головки одностороннего, двухстороннего и трехстороннего резания?
10. Каковы достоинства и недостатки двухсторонних головок для нарезания конических колес с криволинейным зубом?

10. ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ОБКАТКИ НЕЭВОЛЬВЕНТНЫХ ПРОФИЛЕЙ

В условиях массового производства для изготовления методом обкатки изделий с неэвольвентным профилем используют два вида инструмента: червячные фрезы и обкатные резцы.

С помощью червячных фрез обрабатывают профили в виде повторяющейся комбинации выступов и впадин (звездочки, прямобочные шлицевые валы и т. п.), а с помощью обкатных резцов – различные фасонные профили на телах вращения.

10.1. Червячные фрезы для обработки шлицевых валов

10.1.1. Исходные данные для проектирования фрез

Стандартом предусмотрены три способа центрирования шлицевого соединения:

- 1) по наружному диаметру;
- 2) по внутреннему диаметру;
- 3) по боковым поверхностям шлицев.

При центрировании по наружному диаметру D (рис. 10.1, *a*) гарантированный зазор Δ существует между внутренними диаметрами шлицевого вала и втулки. В этом случае боковые стороны шлицев вала могут быть прямолинейными не до дна впадины диаметром d_1 , а только до окружности диаметром $d > d_1$, значение которого лимитировано стандартом. Ниже этой окружности может начинаться переходная кривая.

При центрировании по внутреннему диаметру d (рис. 10.1, *б*) зазор Δ существует между наружными диаметрами вала и втулки. В этом случае боковые поверхности шлицев должны быть прямоли-

нейными непосредственно до посадочного диаметра d . Чтобы обеспечить это условие, у основания шлицев выполняются канавки, выдерживая размеры a и d_1 .

При центрировании по боковым поверхностям шлицев, то есть по размеру b (рис. 10.1, в), зазоры Δ_1 и Δ_2 существуют как между внутренними, так и между наружными поверхностями вала и втулки. На профиль шлицев вала в этом случае накладываются такие же ограничения, как и при центрировании по наружному диаметру.

Если у зуборезных червячных фрез рациональное использование поля допуска на окружной шаг нарезаемого колеса реализуется с помощью размещения теоретического профиля в исходном сечении (см. 7.2.2), то при проектировании шлицевых фрез, как правило, используют другой подход. Запас на изменение размеров при заточках такой фрезы закладывают в ее теоретический профиль, определяя его параметры на основе так называемых *расчетных размеров* шлицевого вала:

$$\left. \begin{aligned} d_{\text{расч}} &= d_{\text{min}} + 0,25Td; \\ b_{\text{расч}} &= b_{\text{min}} + 0,25Tb; \\ D_{\text{расч}} &= D_{\text{max}} - 2c_{\text{min}}. \end{aligned} \right\} \quad (10.1)$$

В формулах (10.1) Td и Tb – допуски на соответствующие размеры вала, а индексами «max» и «min» обозначены предельные размеры.

Логика получения первых двух формул системы (10.1) понять несложно: поскольку при заточках наружный диаметр и ширина профиля фрезы уменьшаются, новая фреза должна быть спроектирована таким образом, чтобы изготавливать внутренний диаметр шлицевого вала и ширину шлица на нижнем пределе полей допусков. В идеале

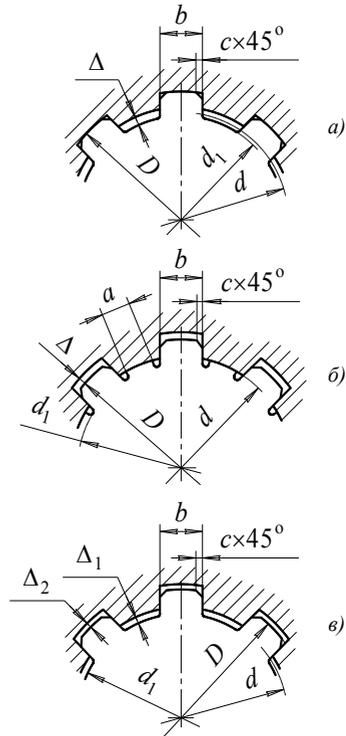


Рис. 10.1. Центрирование шлицевого соединения

следовало бы назначить $d_{\text{расч}} = d_{\text{min}}$ и $b_{\text{расч}} = b_{\text{min}}$, однако из-за возможных радиального и осевого биений фрезы величины $d_{\text{расч}}$ и $b_{\text{расч}}$ приходится несколько увеличивать.

Поскольку фреза не обрабатывает наружный диаметр вала (его получают точением), а обкатываемая боковая поверхность шлица начинается у основания фаски c , то наибольший обрабатываемый червячной фрезой диаметр шлицевого вала $D_{\text{расч}}$ определяется третьей формулой системы (10.1). Кстати сказать, фаски $c \times 45^\circ$ тоже обрабатываются червячной фрезой. Для этого вводят дополнительные участки за пределами теоретического профиля фрезы (см. 11.4.5).

При проектировании фрезы для вала с базированием по внутреннему диаметру, который фрезеруют с припуском под последующее шлифование,

$$\left. \begin{aligned} d_{\text{расч}} &= d + \delta d; \\ b_{\text{расч}} &= b + \delta b, \end{aligned} \right\} \quad (10.2)$$

где δd и δb – припуски на соответствующие размеры.

В последующем тексте главы под размерами D , d и b следует понимать размеры $D_{\text{расч}}$, $d_{\text{расч}}$ и $b_{\text{расч}}$.

10.1.2. Построение линии профилирования

Поскольку червячная фреза – это обкатной инструмент, работающий по схеме «рейка – колесо», то в процессе обработки прямолинейная центроида инструмента k обкатывается без скольжения по центроиде колеса – окружности радиусом $r_{\text{ц}}$ (рис. 10.2). Линия профилирования в общем случае представляет собой плоскую кривую, форма которой зависит от конфигурации изготавливаемых выступов. С помощью уравнения линии профилирования определяют ряд параметров профиля инструмента.

Получим это уравнение для случая обкатки прямобочных шлицев.

Пусть выступ шлицевого вала в процессе обкатки пришел в положение, показанное на рис. 10.2, т. е. боковая поверхность выступа оказалась повернутой на угол μ относительно линии, соединяющей центр O заготовки с полюсом зацепления P . Чтобы определить, какая точка боковой поверхности шлица будет обрабатываться в таком положении заготовки, используем правила обкатки (см. 6.1). В соответствии с правилом 2 обкатывающиеся профили в каждый момент вре-

мени в точке касания должны иметь общую нормаль, а в соответствии с правилом 3 эта нормаль должна проходить через полюс зацепления. Поскольку профиль боковой поверхности шлица – прямая линия, то перпендикуляр к ней, проходящий через точку P , отвечает обоим изложенным правилам. Точка M в основании этого перпендикуляра и есть точка контакта зуба фрезы с заготовкой, т. е. одна из точек линии профилирования.

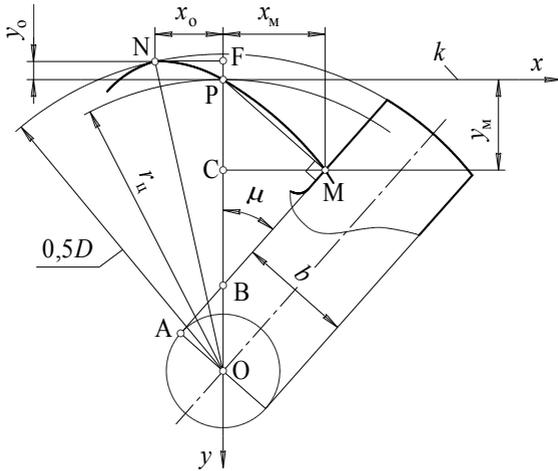


Рис. 10.2. Линия профилирования при обкатке прямобочных шлицев

Придавая шлицу различные углы поворота μ и каждый раз опуская из полюса зацепления перпендикуляр на боковую поверхность шлица, можем построить всю линию профилирования. Эта линия проходит через полюс зацепления и всегда имеет экстремум в некоторой точке N , расположенной левее и выше полюса (см. рис. 10.2).

Для вывода уравнения линии профилирования определим координаты точки M в системе координат xPy , начало которой совмещено с полюсом зацепления, а ось x направлена вдоль прямой k .

Из треугольника PMC , в котором $\angle PMC = \mu$, $x_M = \overline{PM} \cdot \cos \mu$, а из треугольника PMB $\overline{PM} = \overline{PB} \cdot \sin \mu$.

Поскольку $\overline{PB} = r_{ц} - \overline{OB}$, а из треугольника OAB $\overline{OB} = 0,5b / \sin \mu$, то

$$x_M = \left(r_{ц} - \frac{b}{2 \sin \mu} \right) \sin \mu \cos \mu$$

или

$$x_m = (r_{\text{ц}} \sin \mu - 0,5b) \cos \mu. \quad (10.3)$$

Из треугольника PMC видно, что $y_m = x_m \operatorname{tg} \mu$, т. е.

$$y_m = (r_{\text{ц}} \sin \mu - 0,5b) \sin \mu. \quad (10.4)$$

Система, состоящая из выражений (10.3) и (10.4), описывает уравнение линии профилирования в параметрической форме, где параметром является угол μ .

Определим координаты x_o, y_o экстремальной точки N линии профилирования. В точке экстремума, если уравнение задано параметрически,

$$\frac{dy}{d\mu} / \frac{dx}{d\mu} = 0.$$

Дифференцируя выражения (10.3) и (10.4), получаем

$$\frac{dx}{d\mu} = r_{\text{ц}} \cos 2\mu + 0,5b \sin \mu; \quad \frac{dy}{d\mu} = 2r_{\text{ц}} \sin \mu \cos \mu - 0,5b \cos \mu,$$

то есть

$$\frac{2r_{\text{ц}} \sin \mu_o \cos \mu_o - 0,5b \cos \mu_o}{r_{\text{ц}} \cos 2\mu_o + 0,5b \sin \mu_o} = 0, \quad (10.5)$$

где μ_o — угол, соответствующий точке экстремума.

Приравняв к нулю числитель выражения (10.5), приходим к уравнению

$$\cos \mu_o (4r_{\text{ц}} \sin \mu_o - b) = 0.$$

Поскольку, как видно из рис. 10.2, $\mu_o \neq 90^\circ$, то и $\cos \mu_o \neq 0$, а значит

$$\sin \mu_o = \frac{b}{4r_{\text{ц}}}. \quad (10.6)$$

Подставляя (10.6) в (10.3) и (10.4), получаем координаты экстремальной точки линии профилирования

$$\left. \begin{aligned} x_o &= -\frac{b}{4} \sqrt{1 - \left(\frac{b}{4r_{\text{ц}}}\right)^2}; \\ y_o &= -\frac{b^2}{16r_{\text{ц}}}. \end{aligned} \right\} \quad (10.7)$$

Отрицательные значения x_0 и y_0 дополнительно подтверждают, что точка экстремума находится левее и выше полюса зацепления.

10.1.3. Определение радиуса центроиды валика

В оба выражения системы (10.7) входит величина $r_{ц}$. Следует заметить, что, в отличие от обработки эвольвентных профилей, при которой можно в некотором диапазоне изменять расстояние между осями инструмента и заготовки (а следовательно, увеличивать или уменьшать диаметр центроиды зубчатого колеса), центроида шлицевого вала должна иметь постоянный диаметр, иначе на изделии будут изготовлены выступы неправильной формы.

От диаметра центроиды зависят не только координаты экстремальной точки линии профилирования, а и, как будет показано в 10.1.4, параметры профиля зуба шлицевой фрезы, поэтому определение величины $r_{ц}$ является одной из наиболее ответственных задач при проектировании таких фрез.

Определим диапазон, в котором должен находиться радиус центроиды прямобочного шлицевого вала при его обкатке червячной фрезой.

Согласно правилу 5 обкатки линия, проведенная через любую точку профиля изделия эквидистантно центроиде инструмента, должна иметь общую точку с линией профилирования. В нашем случае, когда линия профилирования имеет экстремум, это означает, что все точки профиля шлицевого вала, радиус которых окажется больше радиус-вектора ON (рис. 10.2), не будут обкатаны инструментом. Поскольку при любом способе центрирования шлицевого соединения профиль шлица необходимо выполнить прямолинейным вплоть до наружного диаметра, должно соблюдаться условие

$$0,5D \leq \overline{ON}. \quad (10.8)$$

Из треугольника ONF $\overline{ON} = \sqrt{x_0^2 + (r_{ц} + |y_0|)^2}$, что с учетом (10.7) дает

$$\overline{ON}^2 = r_{ц}^2 + \frac{3}{16}b^2.$$

Тогда из условия (10.8)

$$r_{ц} \geq \frac{1}{4}\sqrt{4D^2 - 3b^2}. \quad (10.9)$$

С другой стороны, диаметр центроиды не может быть больше наружного диаметра вала, т. е. должно выполняться условие $r_{ц} \leq 0,5D$.

какая точка N профиля фрезы будет при этом контактировать с заготовкой, обратимся к правилам обкатки. Во-первых, в соответствии с правилом 5 эта точка должна находиться на линии, эквидистантной центроиде инструмента, т. е. на прямой, параллельной прямой k . Во-вторых, в соответствии с правилом 1 центроида инструмента должна обкатываться по центроиде вала без скольжения, т. е. длина отрезка NM , пройденного точкой профиля фрезы, должна быть равна длине дуги PA , пройденной точкой профиля вала, лежащей на окружности радиусом r_u : $\overline{NM} = \cup PA = r_u \tau$.

Угол ACP является внешним углом треугольника AOC , поэтому

$$\mu = \tau + \varepsilon.$$

Из треугольника AOF

$$\sin \varepsilon = \frac{b}{2r_u}.$$

Тогда

$$\tau = \mu - \arcsin \frac{b}{2r_u}; \quad (10.11)$$

$$\overline{NM} = \frac{\pi r_u}{180} \left(\mu - \arcsin \frac{b}{2r_u} \right). \quad (10.12)$$

Для аналитического описания профиля инструмента выберем систему координат XPY , как показано на рис. 10.3. Пусть в этой системе точка N имеет координаты X, Y . Тогда $\overline{NM} = X + x$, где x — абсцисса точки M , принадлежащей линии профилирования, в системе координат xPy , выбранной так же, как при выводе уравнения линии профилирования (рис. 10.2).

С учетом (10.3) и (10.12), получаем

$$X = \frac{\pi r_u}{180} \left(\mu - \arcsin \frac{b}{2r_u} \right) - \left(r_u \sin \mu - \frac{b}{2} \right) \cos \mu. \quad (10.13)$$

Из рис. 10.3 видно, что

$$Y = y = \left(r_u \sin \mu - \frac{b}{2} \right) \sin \mu. \quad (10.14)$$

Выражения (10.13) и (10.14) представляют в параметрической форме (в зависимости от угла μ) уравнение профиля зуба червячной фрезы, предназначенной для обработки прямобочных шлицевых валов.

10.1.5. Особенности проектирования фрез для обработки шлицевых валов с различным центрированием

10.1.5.1. Фрезы для валов с центрированием по наружному диаметру или боковым поверхностям шлица

Для построения профиля зуба фрезы необходимо знать пределы варьирования параметра μ . Поскольку профилирование фрезы производится с использованием только одной (правой) ветви линии профилирования, то $\mu_{\min} = \mu_0$.

Для определения наибольшего значения угла μ используем изложенные в 10.1.1 требования к длине прямолинейного участка профиля. Переходная кривая начнется в той точке Q профиля (рис. 10.4), которую будет обрабатывать вершина зуба фрезы. При обработке шлицевого вала, центрируемого по наружному диаметру или боковым поверхностям шлицев, эта точка будет лежать на прямой, параллельной центру иде инструмента k и касательной к окружности диаметром $d_1 = 2r_1$.

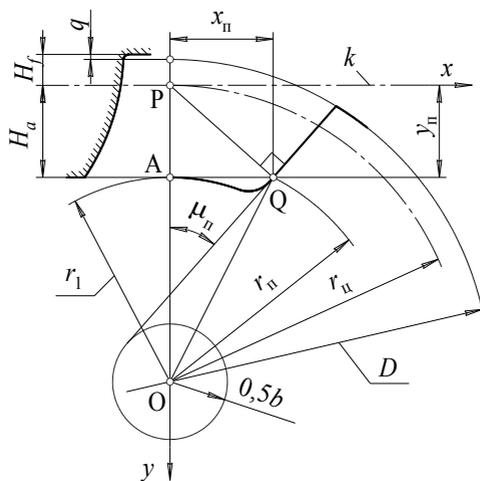


Рис. 10.4. Переходная точка профиля

Пусть положение шлица в момент обкатки точки Q характеризуется углом μ_n . Тогда в соответствии с (10.4)

$$y_n = r_n \sin^2 \mu_n - 0,5b \sin \mu_n. \quad (10.15)$$

С другой стороны,

$$y_n = \overline{AP} = r_{\text{ц}} - r_1. \quad (10.16)$$

Подставляя (10.16) в (10.15), получаем квадратное уравнение относительно $\sin \mu_n$:

$$2r_{\text{ц}} \sin^2 \mu_n - b \sin \mu_n - 2(r_{\text{ц}} - r_1) = 0,$$

решение которого имеет вид

$$\sin \mu_n = \frac{b \pm \sqrt{b^2 + 16r_{\text{ц}}(r_{\text{ц}} - r_1)}}{4r_{\text{ц}}}. \quad (10.17)$$

Поскольку угол μ_n не может быть отрицательным, в числителе выражения (10.17) следует взять знак «плюс».

Таким образом, при построении профиля зуба фрезы следует придавать параметру μ значения

$$\arcsin\left(\frac{b}{4r_{\text{ц}}}\right) \leq \mu \leq \arcsin\left(\frac{b + \sqrt{b^2 + 16r_{\text{ц}}(r_{\text{ц}} - r_1)}}{4r_{\text{ц}}}\right). \quad (10.18)$$

Определив по формуле (10.3) координату x_n переходной точки, из треугольника OAQ получаем

$$d_n = 2\sqrt{r_1^2 + x_n^2} = \sqrt{d_1^2 + (d_{\text{ц}} \sin \mu_n - b)^2 \cos^2 \mu_n}. \quad (10.19)$$

При изготовлении вала с центрированием по наружному диаметру или боковым поверхностям шлицев зависимость (10.19) используют, чтобы проверить, выполняется ли условие $d_n \leq d_{\text{мин}}$, т. е. изготавливается ли прямолинейный участок профиля шлица необходимой длины.

Из рис. 10.4 видно, что высота головки зуба фрезы для изготовления вала с центрированием по наружному диаметру или боковым поверхностям

$$H_a = r_{\text{ц}} - 0,5d_1, \quad (10.20)$$

а высота ножки зуба

$$H_f = 0,5D - r_{\text{ц}} + q, \quad (10.21)$$

где q — зазор, обеспечивающий необработку наружного диаметра вала.

10.1.5.2. Фрезы для валов с центрированием по внутреннему диаметру

При проектировании фрезы для изготовления шлицевого вала с центрированием по внутреннему диаметру прямолинейный участок шлица должен доходить до окружности диаметром d , а у осно-

вания шлица должны быть изготовлены канавки, показанные на рис. 10.1, б.

Угол μ_n при работе такой фрезы определим, поставив вал в положение, когда точка S в основании нормали PS находится на окружности диаметром d (рис. 10.5).

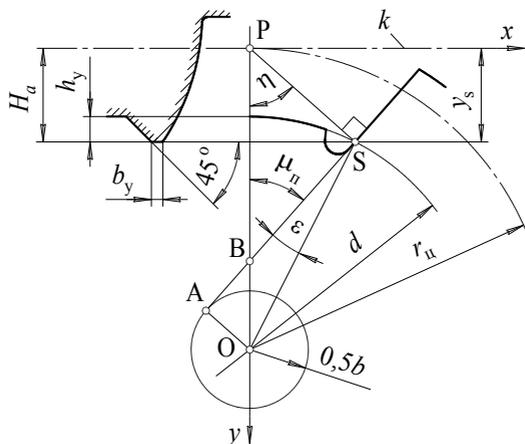


Рис. 10.5. Параметры фрезы с «усиками»

Применяя теорему синусов к треугольнику OPS , имеем

$$\frac{d}{2 \sin \eta} = \frac{r_u}{\sin(90^\circ + \epsilon)},$$

откуда $\sin \eta = \frac{d}{2r_u} \cos \epsilon$.

Из треугольника AOS $\sin \epsilon = b/d$, т. е. $\cos \epsilon = \sqrt{d^2 - b^2}/d$. Тогда

$$\eta = \arcsin \frac{\sqrt{d^2 - b^2}}{2r_u}. \quad (10.22)$$

Из треугольника BPS видно, что

$$\mu_n = 90^\circ - \eta = 90^\circ - \arcsin \left(0,5 \sqrt{d^2 - b^2} / r_u \right). \quad (10.23)$$

Подставляя (10.23) в (10.4), получаем, что высота головки зуба фрезы, предназначенной для обработки шлицевого вала с центрированием по внутреннему диаметру,

$$H_a = y_s = (r_u \sin \mu_n - 0,5b) \sin \mu_n. \quad (10.24)$$

Высота ножки зуба такой фрезы равна высоте ножки зуба фрезы для обработки вала, центрируемого по наружному диаметру, т. е. рассчитывается по формуле (10.21).

Для изготовления канавок у основания шлицев вала с центрированием по внутреннему диаметру зубья фрезы снабжают так называемыми «усиками» (рис. 10.5). Ширина усиков b_y зависит от ширины канавки (а точнее, от размера a на рис. 10.1, б), а высота усиков, как видно из рис. 10.5,

$$h_y = H_a - (r_{\text{ц}} - 0,5d). \quad (10.25)$$

В заключение следует заметить, что на практике кривую, описывающую профиль зуба шлицевой фрезы, как правило, заменяют дугой окружности. Для этого по формулам (10.13) и (10.14) рассчитывают координаты X_i и Y_i трех точек профиля фрезы, а затем через эти точки аналитически проводят дугу окружности, т. е. определяют радиус ρ этой дуги и координаты x_c и y_c ее центра, как показано в 2.3.3.

Проверку допустимости замены кривой, описывающей профиль зуба, дугой окружности проводят по двум точкам профиля, расположенным между тремя исходными. Если какая-либо из этих точек не ложится на дугу с заданной точностью (обычно порядка 50 мкм), то ее выбирают в качестве точки системы уравнений (вместо одной из взятых первоначально), пересчитывают значения ρ , x_c , y_c и вновь проверяют их по двум оставшимся точкам.

Если в результате нескольких попыток не удается «уложить» все пять точек на одну дугу окружности, описывают профиль зуба двумя сопряженными дугами окружностей разного радиуса.

10.2. Резцы для обкатки фасонных поверхностей на телах вращения

10.2.1. Общие положения

Применение фасонных резцов, работающих методом копирования и рассмотренных в гл. 2, оказывается затруднительным, если фасонный участок поверхности на изделии имеет большую длину, а само изделие — недостаточную жесткость. Практически все профили, которые изготавливаются с помощью призматических и круглых фасон-

ных резцов на деталях – телах вращения, можно выполнить резцами, работающими по методу обкатки. Более того, обкатные резцы имеют ряд достоинств по сравнению с фасонными:

- силы резания при работе обкатных резцов существенно ниже, поскольку они последовательно обрабатывают отдельные участки профиля, а не весь профиль одновременно, что важно при изготовлении длинномерных и маложестких изделий;
- точность обработки обкатными резцами, как правило, выше, поскольку снижение сил приводит к снижению уровня вибраций в процессе резания;
- при одинаковых габаритных размерах – диаметре обкатного резца и ширине фасонного – обкатные резцы позволяют обрабатывать профили в три раза большей длины (точнее, в π раз большей длины).

Недостатками обкатных резцов по сравнению с фасонными являются:

- необходимость применения специальных станков или дополнительных приспособлений к токарным станкам, обеспечивающих согласованное вращение обкатного инструмента и заготовки;
- сложность изготовления и, как следствие, высокая стоимость инструмента.

Схема работы обкатного резца показана на рис. 10.6. Резец вращается с частотой n_1 вокруг своей оси и одновременно перемещается вдоль оси заготовки со скоростью подачи v_s . При этом происходит обкатка центроиды обрабатываемого профиля (прямой, параллельной оси вращения заготовки) по центроиде инструмента (окружности с центром на оси вращения резца).

Скорость подачи должна быть связана с частотой вращения резца соотношением

$$v_s = 2\pi r_{\text{ц}} n_1, \text{ мм/мин}, \quad (10.26)$$

где $r_{\text{ц}}$ – радиус центроиды инструмента.

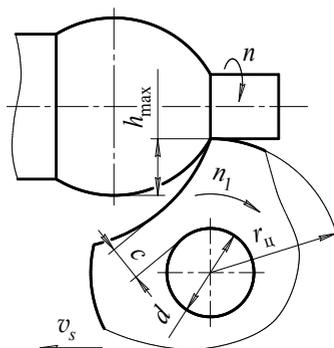


Рис. 10.6. Схема работы обкатного резца

Выражение (10.26) отражает условие качения без проскальзывания центроиды изделия по центроиде инструмента, так как в этом случае должно соблюдаться равенство скорости поступательного движения реза вдоль центроиды заготовки и линейной скорости вращения реза на диаметре его собственной центроиды.

Радиус центроиды реза рассчитывают из условия, что вся длина фасонного профиля L должна быть обработана не более чем за один оборот инструмента:

$$L \leq 2\pi r_{ц} \quad (10.27)$$

С другой стороны, из конструктивных соображений (рис. 10.6)

$$r_{ц} = h_{\max} + 0,5d + c, \quad (10.28)$$

где h_{\max} – наибольшая высота профиля изделия; d – диаметр оправки, на которой вращается резец; $c = 5 \dots 8$ мм – минимально допустимая толщина стенки реза.

Объединяя (10.27) и (10.28), получаем условие:

$$d \geq \frac{L}{\pi} - 2(h_{\max} + c). \quad (10.29)$$

Если рассчитанный с помощью (10.29) диаметр отверстия под оправку оказывается слишком большим для реза с выбранным радиусом центроиды, следует увеличить $r_{ц}$ в целое число раз, т. е. сделать длину окружности центроиды кратной длине профиля изделия.

Пример 10.1. Изделие имеет профиль длиной $L = 95$ мм и наибольшей высотой $h_{\max} = 5$ мм. Какой наименьший диаметр центроиды должен иметь обкатной резец для обработки этого профиля, если диаметр оправки необходимо выбрать из следующего нормализованного ряда: 10; 12; 14; 16; 20 и т. д.?

Из (10.27): $r_{ц \min} = L/(2\pi) = 15,12$ мм.

Из (10.29) при $c_{\min} = 5$ мм: $d_{\min} = 10,24$ мм. Выбираем оправку диаметром $d = 12$ мм.

Минимальная толщина стенки в этом случае составит

$$r_{ц \min} - h_{\max} - 0,5d = 4,12 \text{ мм},$$

а это меньше c_{\min} , что недопустимо. Назначаем радиус центроиды

$$r_{ц} = 2r_{ц \min} = 30,24 \text{ мм}.$$

Углы режущего лезвия обкатного реза рассматривают в диаметральной плоскости. Как правило, с целью уменьшения погрешностей профиля назначают передний угол $\gamma = 0$. Задний угол назначают

в пределах $\alpha = 2...5^\circ$, чтобы увеличить количество заточек, а следовательно, и срок службы инструмента.

10.2.2. Построение линии профилирования

Линия профилирования при работе обкатного резца представляет собой плоскую кривую, форма которой зависит от конфигурации изготавливаемого профиля. Как и в случае обработки шлицевого вала червячной фрезой, линию профилирования строят на основании правил обкатки. Покажем приемы построения линии профилирования на примере обкатки резцом изделия, имеющего сферическую поверхность (рис. 10.7).

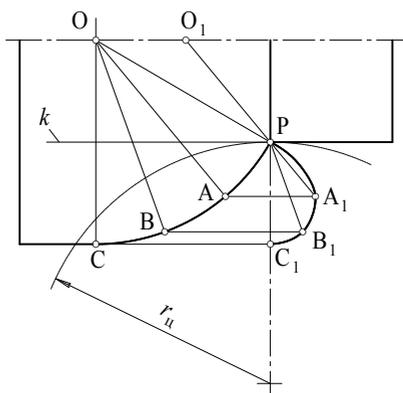


Рис. 10.7. Линия профилирования при обкатке резцом радиусного участка

В процессе обработки центроида изделия (прямая k) обкатывается по центроиду инструмента (окружности радиусом $r_{ц}$) за счет вращения и перемещения резца. При этом полюс зацепления P — в отличие от всех ранее рассмотренных схем обкатки — непрерывно перемещается влево относительно неподвижной системы координат. «Остановим» полюс зацепления, используя принцип относительности движения, т. е. зафиксируем положение оси вращения инструмента, а заготовке придадим поступательное движение слева направо со скоростью v_s .

Рассмотрим некоторую точку A на радиусном участке CP профиля, центр которого находится в точке O . Как найти точку A_1 , в которой точка A , перемещаясь по прямой, параллельной прямой k , встретится с профилем инструмента? В соответствии с правилом 2 обкатывающиеся профили в каждый момент времени в точке касания должны иметь общую нормаль, а в соответствии с правилом 3 эта нормаль должна проходить через полюс зацепления. Нормалью к профилю в точке A является радиус OA окружности. Следовательно, в момент обработки точки A эта нормаль, оставаясь параллельной самой себе, должна переместиться в такое положение O_1A_1 , при котором она будет

проходить через точку P . Итак, любую точку линии профилирования при работе обкатного резца можно найти следующим образом:

- 1) провести через полюс зацепления прямую, параллельную нормали к профилю в отдельной его точке;
- 2) провести через эту точку профиля прямую, параллельную центроиде изделия;
- 3) точка пересечения двух построенных прямых и будет являться точкой линии профилирования.

Линия профилирования при обкатке резцом радиусного участка CP профиля, показанного на рис. 10.7, имеет вид кривой C_1P .

Для вывода уравнения линии профилирования выберем систему координат xPy , ось x которой направлена по центроиде изделия, а ось y – по прямой PO , соединяющей полюс зацепления с центром резца (рис. 10.8).

Пусть в этой системе координат обкатываемый профиль описывается функцией $y = f(x)$, а некоторая точка M профиля имеет координаты x_M и y_M . Касательная к профилю в точке M имеет уравнение

$$y - y_M = (x - x_M) \operatorname{tg} \mu, \quad (10.30)$$

где μ – угол наклона касательной к оси абсцисс:

$$\operatorname{tg} \mu = f'(x_M) = \left. \frac{dy}{dx} \right|_{x=x_M}. \quad (10.31)$$

Угловые коэффициенты перпендикулярных прямых, как известно из аналитической геометрии, связаны между собой соотношением $k_1 k_2 = -1$, т. е. уравнение нормали n_M к профилю в точке M имеет вид

$$y - y_M = -(x - x_M) \operatorname{ctg} \mu. \quad (10.32)$$

Чтобы найти координаты точки N линии зацепления, проведем через точку P (начало координат) прямую, параллельную n_M . Так как у

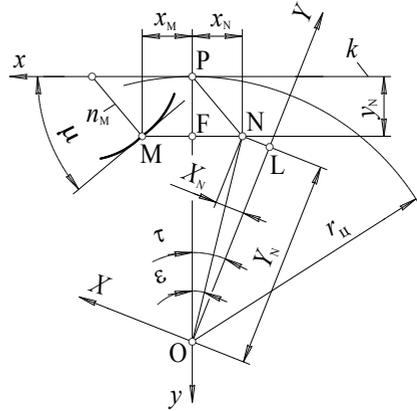


Рис. 10.8. К выводу уравнения линии профилирования

параллельных прямых угловые коэффициенты равны, а $x_p = y_p = 0$, то уравнение этой прямой

$$y = -x \operatorname{ctg} \mu. \quad (10.33)$$

В процессе обкатки точка M переходит в положение N , двигаясь параллельно центроиде k (т. е. оси абсцисс), поэтому

$$y_N = y_M = f(x_M). \quad (10.34)$$

Подставляя (10.34) в (10.33), с учетом (10.31) получаем

$$x_N = -y_M \operatorname{tg} \mu = -f(x_M) \cdot f'(x_M). \quad (10.35)$$

Выражения (10.34) и (10.35) позволяют рассчитать координаты точек линии профилирования, если известно уравнение линии, описывающей обкатываемый профиль, в системе координат xPy , показанной на рис. 10.8.

10.2.3. Построение профиля обкатного резца

В начальный момент времени профили изделия и инструмента соприкасаются в полюсе зацепления (рис. 10.9), т. е. точка P является первой точкой будущего профиля резца. Построим теперь участок профиля резца, обрабатывающий участок PA профиля изделия. Чтобы точка A пришла в положение обработки, она должна переместиться в точку A_1 , а резец за это время должен повернуться на угол τ_A . Поскольку в соответствии с правилом 1 обкатки должно соблюдаться условие $\cup PP_1 = \overline{AA_1}$, то $\tau_A = \overline{AA_1}/r_{\text{ц}}$. Повернем резец на этот угол. Ранее найденная точка профиля P окажется в положении P_1 , точка A_1 станет второй точкой искомого профиля обкатного резца, а линия P_1A_1 – первым участком полного профиля инструмента.

Повторяя описанную процедуру для точек B и C исходного профиля, т. е. поворачивая резец на углы $\tau_B = \overline{BB_1}/r_{\text{ц}}$ и $\tau_C = \overline{CC_1}/r_{\text{ц}}$ и включая в профиль последовательно участки A_2B_1 и B_2C_1 , окончательно получаем кривую $P_3A_3B_2C_1$ (рис. 10.9), по которой должен быть выполнен профиль обкатного резца, обрабатывающий участок PC профиля изделия.

Попутно отметим, что цилиндрические участки профиля изделия тоже могут быть изготовлены обкатным резцом. Обрабатывающие их участки профиля инструмента должны быть выполнены в виде дуг окружностей, концентричных центроиде резца. Радиусы этих дуг

(рис. 10.9) $r_i = r_{ц} - h_i$, где h_i – расстояние от цилиндрической поверхности до центрады изделия.

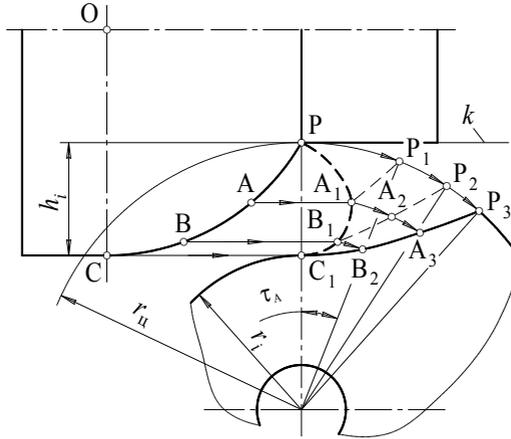


Рис. 10.9. Схема получения профиля реза

Чтобы получить уравнение профиля инструмента в аналитическом виде, вернемся к рис. 10.8. Введем систему координат XOY , ось Y которой направим таким образом, чтобы она составляла с прямой OP угол $\tau = \overline{MN}/r_{ц}$.

Из рис. 10.8 видно, что $\overline{MN} = x_m + |x_n|$. Тогда с учетом (10.35)

$$\tau = \frac{x_m + y_m \operatorname{tg} \mu}{r_{ц}}. \quad (10.36)$$

В системе координат XOY точка N профиля имеет координаты

$$X_N = \overline{NL} = \overline{ON} \cdot \sin(\tau - \varepsilon); \quad (10.37)$$

$$Y_N = \overline{OL} = \overline{ON} \cdot \cos(\tau - \varepsilon). \quad (10.38)$$

Из треугольника OFN :

$$\overline{ON} = \sqrt{(r_{ц} - y_m)^2 + x_n^2} = \sqrt{(r_{ц} - y_m)^2 + y_m^2 \operatorname{tg}^2 \mu}; \quad (10.39)$$

$$\sin \varepsilon = \frac{|x_n|}{\overline{ON}} = \frac{y_m \operatorname{tg} \mu}{\sqrt{(r_{ц} - y_m)^2 + y_m^2 \operatorname{tg}^2 \mu}}. \quad (10.40)$$

Подставляя (10.39) в (10.37) и (10.38), окончательно получаем

$$X_N = \sin(\tau - \varepsilon) \sqrt{(r_{ц} - y_m)^2 + y_m^2 \operatorname{tg}^2 \mu}; \quad (10.41)$$

$$Y_N = \cos(\tau - \varepsilon) \sqrt{(r_{\text{ц}} - y_{\text{м}})^2 + y_{\text{м}}^2 \operatorname{tg}^2 \mu}. \quad (10.42)$$

Пример 10.2. Обкатной резец с диаметром центроиды 20 мм предназначен для изготовления профиля, описываемого функцией $y = x^2$. Каковы координаты точки профиля инструмента, обрабатывающей точку $M(1, 1)$ профиля изделия?

$$f'(x) = 2x; \operatorname{tg} \mu = f'(x_{\text{м}}) = 2.$$

$$\text{Из (10.36): } \tau = 0,15 \text{ рад.} \approx 8,6^\circ.$$

$$\text{Из (10.40): } \sin \varepsilon = 0,105 \Rightarrow \varepsilon = 6^\circ.$$

$$\text{Из (10.41) и (10.42): } X_N = 0,867; Y_N = 19,085.$$

Вопросы для самоконтроля

1. Из каких соображений определяют расчетные размеры шлицевого вала при проектировании червячной фрезы для обработки этого вала?
2. Как относительно полюса зацепления располагается экстремальная точка линии профилирования фрезы для обкатки прямобочных шлицев?
3. В каком диапазоне должен находиться радиус центроиды при обкатке шлицевого вала?
4. Верно ли утверждение, что координаты любой точки линии профилирования не зависят от числа зубьев шлицевого вала?
5. Каковы особенности проектирования фрез для обработки валов с центрированием по наружному диаметру или боковым поверхностям шлица?
6. Какой параметр при проектировании фрез для обработки валов с центрированием по наружному диаметру рассчитывают, исходя из требования к длине прямолинейного участка профиля шлица?
7. Каковы особенности проектирования фрез для обработки шлицевых валов с центрированием по внутреннему диаметру?
8. Для чего зубья фрез для обработки шлицевых валов с центрированием по внутреннему диаметру снабжают «усиками»?
9. Каковы достоинства обкатных резцов по сравнению с фасонными?
10. Из какого условия рассчитывают радиус центроиды обкатного резца?

11. АЛГОРИТМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОТДЕЛЬНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И ПРИМЕРЫ ИХ РЕАЛИЗАЦИИ

11.1. Фасонный резец

11.1.1. Исходные данные

Пример 11.1.1.1. Материал заготовки, его твердость НВ (МПа) или предел прочности σ_B (МПа).

В рассматриваемом далее примере обрабатываемый материал – сталь А30Г с пределом прочности $\sigma_B = 550$ МПа.

Пример 11.1.1.2. Чертеж профиля изделия, для которого проектируется резец.

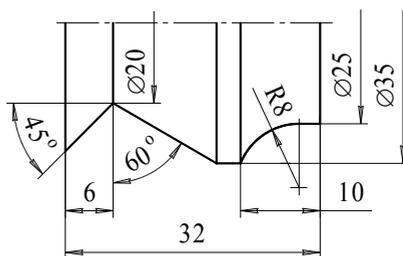


Рис. 11.1. Пример чертежа профиля

В примере рассматривается профиль, показанный на рис. 11.1.

11.1.2. Определение координат точек профиля изделия

Пример 11.1.2.1. Определяют основные точки профиля изделия, по которым будет вестись расчет профиля инструмента (рис. 11.2). Основными являются крайние правая и левая точки профиля, а также все точки, в которых одна поверхность изделия переходит в другую. Радиусные участки профиля разбивают на квадранты и в каждом квадранте выбирают три точки: начальную, конечную и промежуточную. Обычно в качестве промежуточной выбирают точку, лежащую на биссектрисе угла, который соответствует дуге данного квадранта (см. точку 5 на рис. 11.2).

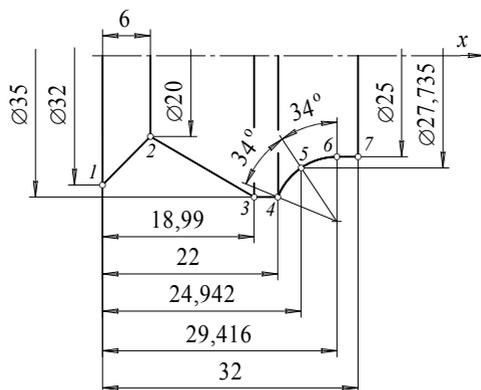


Рис. 11.2. Основные точки профиля

Из геометрических соображений для всех выбранных точек профиля определяют диаметральные размеры и координату x , отсчитываемую вдоль оси изделия от одной из крайних точек профиля (на рис. 11.2 за начало отсчета принята точка 1 на левом торце изделия).

Результаты расчетов показаны на рис. 11.2 и занесены в табл. 11.1.

Пример 11.1.2.2. Определяют наименьший обрабатываемый фасонным резцом диаметр изделия и принимают его в качестве базового диаметра d_0 .

В рассматриваемом примере $d_0 = 20$ мм.

11.1.3. Анализ передних и задних углов в различных точках профиля инструмента

Пример 11.1.3.1. Назначают передний и задний углы резца в радиальной секущей плоскости на базовом диаметре. Задний угол α_{γ_0} выбирают в диапазоне $10...12^\circ$ для круглых резцов и в диапазоне $12...15^\circ$ для призматических. Передний угол γ_{γ_0} назначают из практического опыта или рассчитывают по формулам (1.28) и (1.29) в зависимости от прочности или твердости обрабатываемого материала.

При $\sigma_b = 550$ МПа и быстрорежущей стали в качестве инструментального материала расчетом получаем $\gamma_{\gamma_0} = 20^\circ$. В рассматриваемом далее примере будет спроектирован круглый фасонный резец с углами $\gamma_{\gamma_0} = 20^\circ$ и $\alpha_{\gamma_0} = 12^\circ$.

Пример 11.1.3.2. Рассчитывают передние и задние углы реза в радиальной секущей плоскости для основных точек профиля по формулам (2.1) и (2.2).

Пример 11.1.3.3. Рассчитывают передние и задние углы реза в главной секущей плоскости для тех же точек профиля по формулам (2.4) и (2.5), учитывая скачкообразное изменение угла φ_i в отдельных точках профиля.

Результаты расчета углов фасонного реза для обработки профиля, показанного на рис. 11.2, приведены табл. 11.1 и на рис. 11.3.

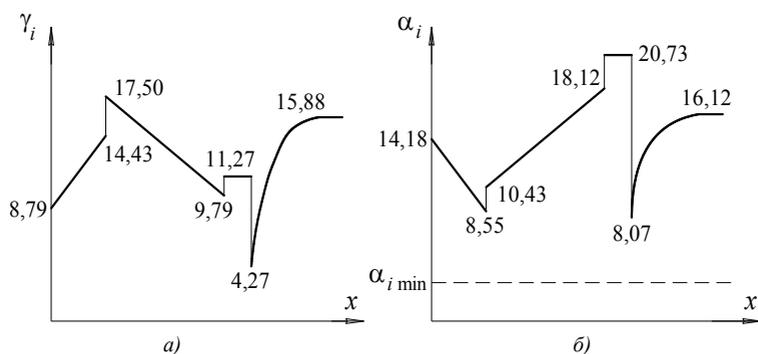


Рис. 11.3. Изменение переднего (а) и заднего (б) углов реза вдоль профиля

Для нормальной работы инструмента необходимо, чтобы выполнялось условие $\alpha_{i \min} > 2^\circ$. Если это условие не выполняется, следует увеличить значение α_n в рамках диапазона, указанного в 11.1.3.1. Если величина $\alpha_{i \min}$ и после этого остается ниже допустимой, необходимо перейти к проектированию фасонного реза с неортогональным врезанием.

Таблица 11.1

Передний и задний углы на профиле резца, град.

i	x_i , мм	d_i , мм	φ_i°	γ_{ri}	γ_i	α_{ri}	α_i
1	0	32	45	12,34	8,79	19,66	14,18
2	6	20		20	14,43	12	8,55
			30	17,50			10,43
3	18,990	34	0	11,27	9,79	20,73	18,12
					11,27		20,73
3	22				68		4,27
5	24,942	27,735	34	14,28	11,92	17,72	14,84
6	29,416	25	0	15,88	15,88	16,12	16,12
7	32						

11.1.4. Профилирование инструмента

Пример 11.1.4.1. Рассчитывают высоты исходного профиля по формуле (2.6) и промежуточного профиля резца по формулам (2.10) или (2.11).

Пример 11.1.4.2. Для призматических фасонных резцов рассчитывают высоты шлифуемого профиля по формуле (2.12). Для круглых резцов до расчета значений h_{1i} необходимо определить наружный диаметр D резца.

Величину D выбирают по табл. 1 приложения в зависимости от диаметра d посадочного отверстия, наименьшее значение которого определяют из необходимой прочности и жесткости оправки с помощью эмпирических соотношений, например, полученной нами зависимости

$$d = \begin{cases} (3,5...5)L^{0,7} & \text{при } L < 30; \\ (2,5...3)L^{0,6} & \text{при } L \geq 30, \end{cases} \quad (11.1)$$

где L – ширина обрабатываемого профиля, мм.

В рассматриваемом примере $L = 32$ мм. Расчет показывает, что в этом случае $d = 20...24$ мм. Тогда в соответствии с табл. 1 приложения $d = 22$ мм и $D = 62$ мм.

Пример 11.1.4.3. По формуле (2.14) с учетом (2.13) рассчитывают высоты шлифуемого профиля резца. Результаты расчета сводят в таблицу (табл. 11.2).

Таблица 11.2

Высоты профилей круглого фасонного резца, мм

i	x_i	d_i	γ_{ri}°	h_{oi}	h_{li}
1	0	32	12,34	6,236	5,077
2	6	20	20	0	0
3	18,990	35	11,27	7,766	6,242
4	22				
5	24,942	27,735	14,28	4,041	3,344
6	29,416	25	15,88	2,626	2,193
7	32				

Пример 11.1.4.4. По формуле (2.16) определяют углы φ_{1i} , которые наклонные прямолинейные участки шлифуемого профиля составляют с базовой линией.

Расчет показывает, что на участке 1–2 рассматриваемого профиля, для которого $\varphi_1 = 45^\circ$, $\Delta h_1 = 6$ (рис. 11.2) и $\Delta h_{11} = 5,077$ (табл. 11.2), $\varphi_{11} = 40,24^\circ = 40^\circ 14'$, а на участке 2–3, для которого $\varphi_2 = 30^\circ$, $\Delta h_2 = 7,5$ и $\Delta h_{12} = 6,242$, $\varphi_{12} = 25,66^\circ = 25^\circ 40'$.

Пример 11.1.4.5. Рассчитывают радиусы ρ_1 участков профиля резца, которые обрабатывают радиусные участки профиля изделия (см. 2.3.3).

Расчет по формуле (2.33) показывает, что для обработки на изделии участка радиусом R8 на профиле резца должен быть выполнен участок радиусом $\rho_1 = 8,816$ мм.

Пример 11.1.4.6. Выполняют технологические дополнения к профилю резца.

Поскольку существует биение торцов заготовки, крайние участки профиля увеличивают на $l_1 = 1...2$ мм по сравнению с их номинальным размером.

Если крайний участок профиля образует с торцом инструмента острый угол, во избежание сколов этого угла профиль дополняют участком длиной $l_2 = 2...3$ мм, перпендикулярным торцу.

Пример 11.1.4.7. При необходимости выполняют коррекцию высот шлифуемого профиля, связанную с технологическими дополнениями.

В нашем примере, увеличив на $l_1 = 1$ мм горизонтальный размер участка 1–2, следует увеличить высоту шлифуемого профиля в точке 1 на $l_1 \operatorname{tg} \varphi_{11} = 0,846$, т. е. проставить на чертеже резца высоту профиля в этой точке 5,923 мм (рис. 11.4).

11.1.5. Конструктивные элементы фасонных резцов

Пример 11.1.5.1. Круглые резцы

По формуле (2.45) рассчитывают необходимую для создания заднего угла α_n величину K .

В нашем случае $K = 6,445$ мм.

Исходя из прочности резца, назначают толщину стенки между посадочным отверстием и плоскостью выреза в интервале $p = (0,25 \dots 0,4)d$.

В нашем примере $p = 5,5 \dots 8,8$ мм. Назначим $p = 8$ мм.

Выполняют проверку на наличие достаточного пространства для размещения стружки в процессе резания с помощью условия (2.46).

В рассматриваемом примере при $h_{\max} = 7,5$ (рис. 11.2) получаем, что $q \approx 3,8$, т. е. условие выполняется.

Выбирают конфигурацию и размеры посадочного отверстия по справочной литературе [1].

С правой стороны резца предусматривают буртик шириной 3...5 мм и диаметром $(1,5 \dots 1,7)d$, на торце которого должны быть выполнены радиальные рифления для предохранения резца от проворачивания под действием сил резания. Число зубчиков рифлений $32 \div 34$, угол их профиля в нормальном сечении 90° .

Рассчитывают радиус заточки резца по формуле (2.47). Значение R_3 указывают на рабочем чертеже резца (рис. 11.4) в технических требованиях и маркируют на инструменте.

В нашем примере $R_3 = 16,427$ мм.

Пример 11.1.5.2. Призматические резцы

Длину и высоту призматического резца и размеры его хвостовика назначают в зависимости от наибольшей высоты профиля изделия h_{\max} по табл. 2 приложения.

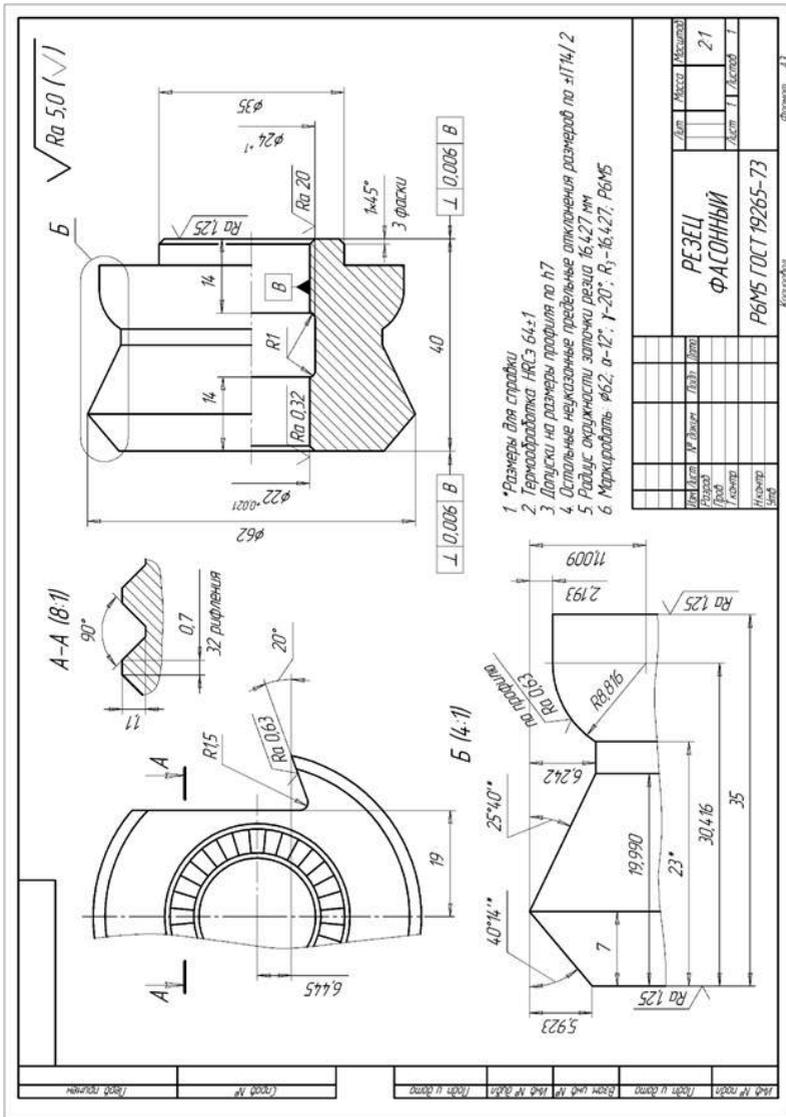


Рис. 11.4. Рабочий чертеж круглого фасонного резца

11.1.6. Термообработка, шероховатость и точность поверхностей

Пример 11.1.6.1. Фасонные резцы изготавливают из быстрорежущей стали (ГОСТ 19265–73) с термообработкой до твердости HRC₂ 62...66.

Пример 11.1.6.2. Шероховатость поверхностей резцов (рис. 11.4):

- посадочных поверхностей – Ra 0,32;
- профиля и передней поверхности инструмента – Ra 0,63;
- торцовых поверхностей – Ra 1,25;
- остальных поверхностей – Ra 5,0.

Пример 11.1.6.3. Точность конструктивных элементов резцов.

На посадочные размеры назначают допуск по H7; на размеры профиля – на 2–3 качества меньше, чем на соответствующие размеры профиля изделия, с расположением поля допуска по *h*; на остальные размеры – по ±IT14/2.

У круглых резцов допускаемая неперпендикулярность торцов посадочному отверстию 0,006...0,010 мм.

11.2. Круглая протяжка

11.2.1. Исходные данные

Пример 11.2.1.1. Материал заготовки, его предел прочности σ_b (МПа) или твердость HB (МПа).

Пример 11.2.1.2. Параметры протягиваемого отверстия (мм): диаметр *D* с полем допуска (предельными отклонениями) и длина *L₀*.

Пример 11.2.1.3. Диаметр отверстия под протягивание *D₀* (мм) с полем допуска (предельными отклонениями).

В рассмотренном далее примере материал заготовки – сталь 65Г ($\sigma_b = 780$ МПа); диаметр протягиваемого отверстия $D = 42H8^{(+0,039)}_0$; длина протягивания $L_0 = 70$; диаметр отверстия под протягивание $D_0 = 40,5H10^{(+0,1)}_0$.

11.2.2. Расчет геометрических параметров режущей части

Пример 11.2.2.1. Назначают передний и задний углы протяжки. В соответствии с рекомендациями, изложенными в гл. 4, задний угол режущих зубьев $\alpha_r = 2...3^\circ$.

Передний угол γ_r назначают в зависимости от обрабатываемого материала по табл. 11.3.

В примере будет спроектирована круглая протяжка с углами $\gamma_r = 12^\circ$ и $\alpha_r = 3^\circ$.

Таблица 11.3

Рекомендуемые передние углы протяжек [15]

Обрабатываемый материал	σ_b , МПа	γ_r°
Алюминий, медь		12...15
Сталь	До 600	15...18
	Свыше 600 до 800	12...15
	Свыше 800	10...12
Чугун	До 250	8...10
	Свыше 250	5...8
Бронза, латунь		0...5

11.2.2.2. Определяют припуск под протягивание по формуле (4.1).

Так как в нашем примере $D_{\max} = 42,039$ и $D_{\min} = 40,5$, то $A = 0,7695$.

Значение A не округляют.

Пример 11.2.2.3. Рассчитывают шаг режущих зубьев по формуле (4.8). Из табл. 3 приложения выбирают шаг t , соответствующий найденному диапазону.

Проектируется протяжка с одинарной схемой снятия припуска ($\xi = 1,25...1,5$), поэтому $t = 10,46...12,55$ мм. В этот диапазон попадает только шаг $t = 12$ мм.

Пример 11.2.2.4. Исходя из величины t , по табл. 3 приложения назначают размеры стружечных канавок. При $t \geq 6$ мм каждому шагу в этой таблице соответствует больше одного значения глубины канавки h . В качестве начального варианта выбирают наибольшее значение h , чтобы обеспечить максимальную с точки зрения размещения стружки в канавке толщину среза при протягивании. В дальнейшем значение h может быть скорректировано в сторону уменьшения после проверки режущей части протяжки на прочность.

Выберем канавку $h = 4$ мм с площадью сечения $F_k = 12,57$ мм².

Пример 11.2.2.5. Рассчитывают наибольшую толщину среза, приходящегося на один зуб протяжки, из условия (4.12) помещаемости стружки в канавке:

$$a_z = \frac{F_k}{KL_0}. \quad (11.2)$$

Полученную величину a_z округляют с точностью до 0,001 мм.

При обработке стальных заготовок $K = 3,5 \dots 4$. Положив $K = 3,5$, для рассматриваемого примера получаем $a_z = 0,0513 \approx 0,051$ мм. Последнее значение будет использовано в дальнейших расчетах.

Пример 11.2.2.6. Определяют число одновременно работающих режущих зубьев протяжки по формуле (4.16).

В нашем примере $q = [6,833] = 6$.

Пример 11.2.2.7. Рассчитывают силу, приходящуюся на 1 мм длины обрабатываемого контура, по формуле (4.18).

Для углеродистых сталей $C_p = 3,3$ (см. табл. 4.2). При $\gamma_r = 12^\circ$ $K_\gamma = 1,04$. Тогда $p_z = 213,34$ Н/мм.

Пример 11.2.2.8. Рассчитывают усилие протягивания по формуле (4.21) и напряжения σ_1 в канавке перед первым зубом режущей части протяжки по формуле (4.23) с учетом (4.24).

Должно выполняться условие (4.23). Если это условие не выполняется, по табл. 3 приложения выбирают меньшее значение глубины стружечной канавки и повторяют расчет, начиная с п. 11.2.2.5.

$P_t = 168,9$ кН; $F_1 = 829,58$ мм²; $\sigma_1 \approx 204$ МПа, т. е. условие (4.23) выполняется.

Пример 11.2.2.9. По табл. 4 приложения выбирают наибольший диаметр хвостовика d_1 , проходящий с зазором в отверстие диаметром D_0 .

В нашем примере $d_1 = 36$ мм.

Пример 11.2.2.10. Рассчитывают напряжения в опасном сечении хвостовика, возникающие под действием силы P_t , по формуле (4.25). Значение площади опасного сечения берут в табл. 4 приложения.

Должно выполняться условие (4.25). Если это условие не выполняется, уменьшают толщину среза на черновых зубьях до значения (4.27).

$F_x = 615,7$ мм²; $\sigma_x \approx 274$ МПа $> [\sigma_x]$. Условие (4.25) не выполняется.

По формуле (4.27) при $B = \pi D$ и $[\sigma_x] = 250$ получаем $a_z \leq 0,0458$. Для дальнейших расчетов принимаем $a_z = 0,045$.

Пример 11.2.2.11. Рассчитывают число черновых режущих зубьев протяжки по формуле (4.4), подбирая число чистовых режущих зубьев $z' = 1+4$ и толщину среза на чистовом зубе $a_z' < 0,5a_z$ таким образом, чтобы z без какого-либо округления оказалось целым числом.

Максимально возможное число черновых зубьев, снимающих припуск (без учета первого зуба): $\zeta - 1 = [A/a_z] = 17 \Rightarrow z = 18$. На чистовые режущие зубья остался припуск $A' = A - a_z(z - 1) = 0,0045$. Поскольку $A' < 0,5a_z$, весь этот припуск может быть снят одним чистовым зубом, т. е. $z' = 1$ и $a_z' = 0,0045$ мм.

11.2.2.12. Рассчитывают номинальные диаметры режущих зубьев, как изложено в 4.2.

Результаты расчета см. в таблице диаметров на рис. 11.6.

11.2.2.13. Определяют длину режущей части протяжки по формуле (4.9).

В нашем примере $l_p = 228$ мм.

11.2.3. Расчет параметров калибрующей части протяжки

Пример 11.2.3.1. Передний угол калибрующих зубьев назначают таким же, как у режущих, а задний угол выбирают в диапазоне $\alpha_{рк} = 0,5...1^\circ$.

Назначим $\alpha_{рк} = 1^\circ$.

Пример 11.2.3.2. Выбирают число калибрующих зубьев z_k по табл. 4.1.

Для 8-го квалитета точности $z_k = 6$.

Пример 11.2.3.3. Рассчитывают шаг калибрующих зубьев $t_k \approx (2/3)t$, который согласуют с шагами, приведенными в табл. 3 приложения.

По расчету $t_k = 8$ мм. Это стандартный шаг, не требующий корректировки.

Пример 11.2.3.4. Номинальный диаметр всех калибрующих зубьев одинаков и равен D_{\max} . На зубьях предусматривают ленточку шириной $f = 0,2...0,3$ мм (рис. 11.5).

В нашем примере $D_k = 42,039$ мм.

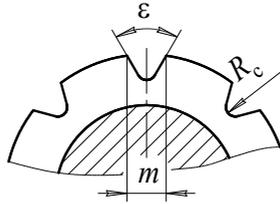


Рис. 11.5. Канавки для разделения стружки

Пример 11.2.3.5. Определяют длину калибрующей части по формуле (4.10).

В рассматриваемом примере $l_k = 48$ мм.

11.2.4. Конструктивные элементы протяжки

Пример 11.2.4.1. Геометрию и размеры хвостовика протяжки назначают по табл. 4 приложения.

Пример 11.2.4.2. Выбирают длину передней направляющей инструмента в диапазоне $l_{пн} = (0,8...1,0)L_o$, длину задней направляющей $l_{зн} = (0,6...0,8)L_o$ и рассчитывают расстояние до первого зуба $L_1 = 280 + l_{пн}$.

По расчету $l_{пн} = 56...70$; $l_{зн} = 42...56$. Назначим $l_{пн} = 70$; $l_{зн} = 54$. Тогда $L_1 = 350$ мм.

Пример 11.2.4.3. Определяют общую длину протяжки

$$L = L_1 + l_p + l_k + l_{зн}.$$

Чтобы протяжка имела достаточную жесткость, должно выполняться условие $L \leq 40D$. Если это условие не выполняется, следует перейти к проектированию протяжки с групповой схемой срезания припуска или комплекта из нескольких протяжек.

$L = 680 < 40D = 1680$ мм – условие жесткости протяжки выполняется.

Пример 11.2.4.4. Для улучшения условий резания на режущих зубьях протяжки выполняют стружкоразделительные канавки, конфигурация которых показана на рис. 11.5 ($\epsilon = 60...90^\circ$; $m = 0,6...1$ мм; $R_c = 0,3...0,5$ мм).

Количество канавок рассчитывают по эмпирической формуле $n_c = 180\sqrt{D}$, округляя n_c до ближайшего четного числа. На зубьях, сле-

дующих друг за другом, канавки выполняют в шахматном порядке со смещением на угол $180^\circ/n_c$.

В рассматриваемом примере $n_c = 12$.

Пример 11.2.4.5. Для изготовления, контроля и заточки круглых протяжек их выполняют с центровыми отверстиями формы *B* по ГОСТ 14034–74.

11.2.5. Термообработка, шероховатость и точность поверхностей

Пример 11.2.5.1. Протяжки изготавливают сварными, соединяя с помощью контактной стыковой электросварки соплавлением режущую часть из быстрорежущей стали (ГОСТ 19265–73) с хвостовой частью из углеродистой качественной (ГОСТ 1050–74) или легированной конструкционной стали (ГОСТ 4543–71), как показано на примере рабочего чертежа протяжки (рис. 11.6).

Твердость после термообработки: режущей части HRC₃ 62...66, хвостовой части HRC₃ 44...50.

Пример 11.2.5.2. Шероховатость поверхностей протяжки (рис. 11.6):

- профиля стружечной канавки, задней поверхности зуба, передней и задней направляющих – $Ra\ 0,63$;
- поверхностей хвостовика, контактирующих с замком патрона протяжного станка, – $Ra\ 1,25$;
- остальных поверхностей – $Ra\ 2,5$.

Пример 11.2.5.3. Точность конструктивных элементов протяжки назначают в соответствии с подразделом 4.4.

11.3. Долбяк для обработки прямоугольных колес внешнего зацепления

11.3.1. Исходные данные

Пример 11.3.1.1. Модуль m (мм) и число зубьев нарезаемого колеса z .

Пример 11.3.1.2. Угол профиля исходного контура ω (град.).

В рассматриваемом далее примере будет спроектирован долбяк для изготовления зубчатого колеса со следующими параметрами: $m = 5,5$ мм; $z = 48$; $\omega = 20^\circ$.

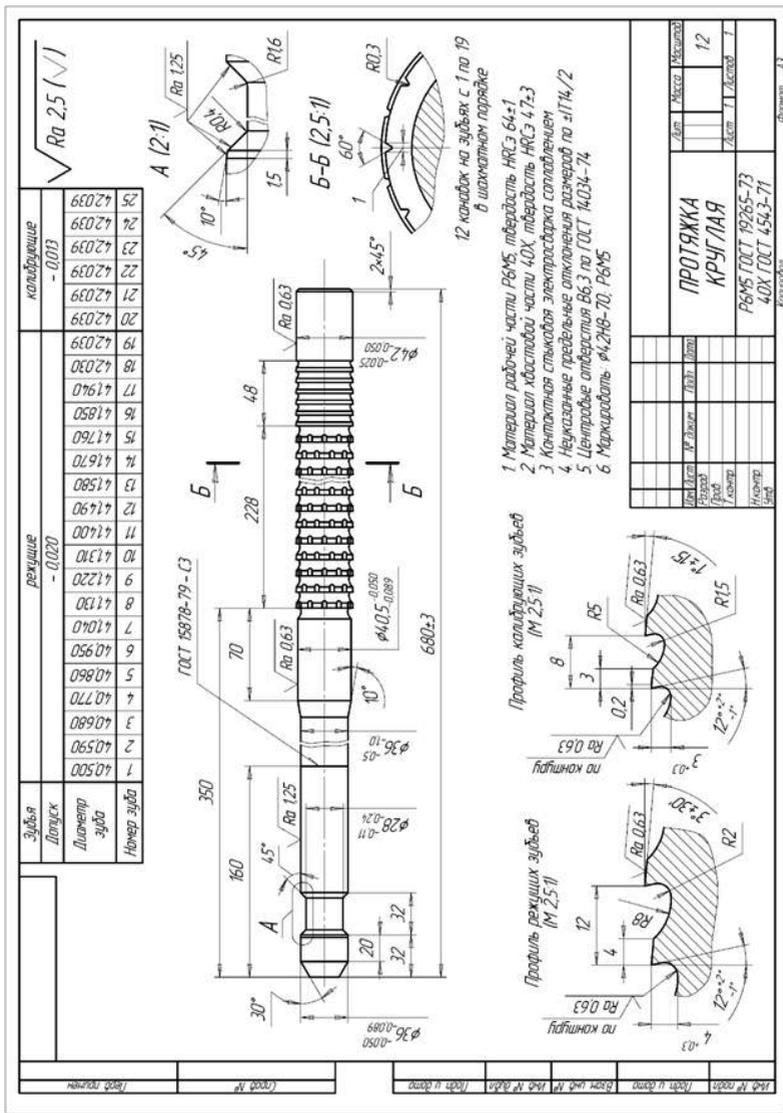


Рис. 11.6. Рабочий чертеж круглой протяжки

11.3.2. Расчет геометрических параметров долбяка

Пример 11.3.2.1. Выбирают предварительное число зубьев долбяка из диапазона $Z_0 = 15 \div 40$, который обеспечивает нарезание колес практически без ограничений по переходным кривым [15]. Величину Z_0 назначают, исходя из производственного опыта и паспортных данных имеющегося в наличии зуборезного оборудования.

В нашем учебном примере выберем предварительное число зубьев минимально возможным ($Z_0 = 15$) из соображений, что долбяк с меньшей делительной окружностью менее металлоемок и трудоемок в изготовлении, т. е. имеет меньшую стоимость.

Пример 11.3.2.2. Определяют ориентировочный диаметр делительной окружности долбяка $D_0 = mz_0$ и находят ближайшее значение нормализованного делительного диаметра D_n из стандартного ряда [8]: 32; 40; 50; 63; 80; 100; 125 и т. д.

Определяют число зубьев долбяка

$$Z = D_n / m, \quad (11.3)$$

округляя результат расчета по формуле (11.3) в большую сторону, и окончательный диаметр его делительной окружности $D = mz$.

При $Z_0 = 15$ $D_0 = 82,5 \Rightarrow D_n = 80$; $Z = 15$; $D = 82,5$ мм.

Пример 11.3.2.3. Рассчитывают диаметры окружностей выступов и впадин долбяка в его исходном сечении:

$$D_{a\text{исх}} = D + 2H_{a\text{исх}} = D + 2,5m;$$

$$D_{f\text{исх}} = D - 2H_{f\text{исх}} = D - 2,5m.$$

В рассматриваемом примере $D_{a\text{исх}} = 96,25$ мм; $D_{f\text{исх}} = 68,75$ мм.

Пример 11.3.2.4. Рассчитывают толщину зуба долбяка по дуге делительной окружности в исходном сечении $S_{\text{исх}} = 0,5\pi m + \Delta s$, выбрав величину утолщения зуба инструментальной рейки по табл. 11.4.

Таблица 11.4

Утолщение зуба инструментальной рейки Δs , мм [14]

m	1...2	2,25...3,75	4...5,5	6	6,5...8	9...10	11...16	18	20
Δs	0,10	0,14	0,16	0,20	0,22	0,26	0,34	0,37	0,42

При $m = 5,5$ $\Delta s = 0,16$. Следовательно, $S_{\text{исх}} = 8,799$ мм.

Пример 11.3.2.5. По стандарту [8] зуб долбяка для обработки зубчатых колес с углом профиля 20° в радиальной секущей плоскости должен иметь у вершины передний угол $\gamma_o = 5^\circ$ и задний угол $\alpha_o = 6^\circ$. Исходя из этого, по формуле (8.10) рассчитывают профильный угол долбяка на делительной окружности.

$$\Omega = 20,171^\circ = 0,352 \text{ рад.}$$

Пример 11.3.2.6. По формуле (8.31) рассчитывают минимально допустимую толщину зуба долбяка на окружности выступов.

$$S_{a \min} = 1,196 \text{ мм.}$$

Пример 11.3.2.7. Определяют величину смещения исходного сечения долбяка.

Задаются двумя значениями смещения исходного сечения, выбирая первое в интервале 1...5 мм, а второе – в интервале 8...15 мм.

Примем $A_1 = 2$ мм, $A_2 = 10$ мм.

Для каждого из выбранных значений A_i рассчитывают:

- диаметр выступов нового долбяка по формуле (8.18), положив $y_i = 0$;
- угол давления эвольвенты на окружности выступов по формуле (8.29);
- толщину зуба на окружности выступов нового долбяка по формуле (8.27), положив $S_i = S_{\text{исх}}$.

Напомним, что в соответствии с (5.33) $\text{inv } u = \text{tg } u - u$ (u – в радианах).

Рассчитываем $\text{inv } \Omega = 0,015$ и получаем:

- 1) при $A_1 = 2$ мм: $D_{a1}^{\text{НОВ}} = 96,670$; $\Omega_{a1}^{\text{НОВ}} = 0,642$; $\text{inv } \Omega_{a1}^{\text{НОВ}} = 0,105$; $S_{a1}^{\text{НОВ}} = 1,592$;
- 2) при $A_2 = 10$ мм: $D_{a2}^{\text{НОВ}} = 98,352$; $\Omega_{a2}^{\text{НОВ}} = 0,664$; $\text{inv } \Omega_{a2}^{\text{НОВ}} = 0,119$;
 $S_{a2}^{\text{НОВ}} = 0,322$.

По полученным значениям $S_{a1}^{\text{НОВ}}$ и $S_{a2}^{\text{НОВ}}$ с помощью соотношения (8.40) рассчитывают с точностью до 0,001 мм величину смещения исходного сечения A , соответствующую найденной в 11.3.2.6 толщине $S_{a \min}$, и с точностью до 0,1 мм – предел стачивания долбяка $B \approx 1,5A$, который указывают в технических требованиях на чертеже инструмента (рис. 11.8).

В нашем примере $A = 4,494$ мм; $B = 6,7$ мм.

Пример 11.3.2.8. Рассчитывают:

- диаметры выступов и впадин нового долбяка с учетом смещения исходного сечения по формулам (8.20);
- толшины зуба нового долбяка по делительной окружности по формуле (8.21) и по окружности выступов по формулам (8.28) и (8.29).

В нашем примере $D_a^{\text{нов}} = 97,195$; $D_f^{\text{нов}} = 69,695$; $S_{\text{нов}} = 9,146$; $S_a^{\text{нов}} = 1,614$.

11.3.3. Проверка спроектированного долбяка

Пример 11.3.3.1. Проверка отсутствия подрезания ножки зуба изделия колеса.

Подрезания зубьев нет, если выполняется условие (8.34). Так как нарушение этого условия наиболее вероятно при работе сточенным долбяком, то (8.34) принимает вид

$$\sqrt{(2L_{\text{ст}} \sin \Omega_w^{\text{ст}})^2 + D_b^2} - D_a^{\text{ст}} \geq 0, \quad (11.4)$$

где межцентровое расстояние при работе сточенным долбяком (см. (8.24))

$$L_{\text{ст}} = \frac{m(z \pm Z)}{2} \cdot \frac{\cos \omega}{\cos \Omega_w^{\text{ст}}}, \quad (11.5)$$

а инволюта угла зацепления при работе сточенным долбяком (см. (8.25))

$$\text{inv} \Omega_w^{\text{ст}} = \text{inv} \omega + 2 \frac{(A - B)}{m(z + Z)} \text{tg} \alpha_o \text{tg} \omega. \quad (11.6)$$

Величину $\Omega_w^{\text{ст}}$ (в радианах) находят из разложения $\text{inv} \Omega_w^{\text{ст}}$ в ряд (5.41).

Диаметр основной окружности долбяка в соответствии с (5.34)

$$D_b = mZ \cos \Omega, \quad (11.7)$$

а диаметр окружности выступов сточенного долбяка рассчитывают по (8.22).

В рассматриваемом примере $\text{inv} \Omega_w^{\text{ст}} = 0,014$; $\Omega_w^{\text{ст}} = 0,345$ рад; $L_{\text{ст}} = 173,017$ мм; $D_b = 77,440$ мм; $D_a^{\text{ст}} = 95,786$ мм.

Правая часть неравенства (11.4) составляет 44,637. Условие (11.4) выполняется.

Пример 11.3.3.2. Проверка на чрезмерное занижение диаметра впадин нарезаемого колеса.

Подставляя (8.35) и (8.37) в (8.36), получаем, что чрезмерное занижение отсутствует, если

$$2L_{\text{нов}} - D_a^{\text{нов}} - m(z - 2,7) \geq 0. \quad (11.8)$$

Значения $L_{\text{нов}}$ и $\Omega_w^{\text{нов}}$ рассчитывают по формулам (11.5) и (11.6), положив $B = 0$. Диаметр окружности выступов нового долбяка берут из 11.3.2.8.

В нашем примере

$$\text{inv}\Omega_w^{\text{нов}} = 0,016; \quad \Omega_w^{\text{нов}} = 0,356 \text{ рад}; \quad L_{\text{нов}} = 173,718 \text{ мм.}$$

Правая часть неравенства (11.8) составляет 1,091. Условие (11.8) выполняется.

Пример 11.3.3.3. Проверка на срезание головки зуба колеса.

Срезание головки отсутствует, если выполняется условие (8.39). Так как нарушение этого условия наиболее вероятно при работе сточным долбяком, (8.39) принимает вид

$$\sqrt{(2L_{\text{ст}} \sin \Omega_w^{\text{ст}})^2 + d_b^2} - d_a \geq 0, \quad (11.9)$$

где $d_b = mz \cos \omega$ – диаметр основной окружности нарезаемого колеса, а $d_a = m(z + 2)$ – диаметр его окружности выступов.

В нашем случае $d_b = 248,079$; $d_a = 275$ мм.

Правая часть выражения (11.9) составляет $(-0,655)$. Условие (11.9) **не выполняется.**

Увеличим число зубьев долбяка до $Z = 16$.

Не приводя промежуточных значений, запишем основные результаты, необходимые для разработки рабочего чертежа инструмента (рис. 11.8): $D = 88$; $A = 5,232$; $B = 7,8$; $D_a^{\text{нов}} = 102,850$; $D_f^{\text{нов}} = 75,350$; $S_{\text{нов}} = 9,203$; $S_a^{\text{нов}} = 1,678$; $D_b = 82,603$ (все размеры в мм).

Кроме того, для выполнения проверок нам понадобятся значения $\Omega_w^{\text{ст}} = 0,345$ рад; $L_{\text{ст}} = 175,728$ мм; $D_a^{\text{ст}} = 101,210$ мм; $\Omega_w^{\text{нов}} = 0,357$ рад; $L_{\text{нов}} = 176,544$ мм.

Как показывает расчет, теперь все три условия (11.4), (11.8) и (11.9) выполняются.

11.3.4. Конструктивные элементы долбяка

Пример 11.3.4.1. При делительном диаметре $D > 50$ мм проектируют дисковый (рис. 11.8) или чашечный долбяк [16]. Толщину долбяка, диаметр посадочного отверстия и размеры других его конструктивных

элементов назначают в зависимости от диаметра D и модуля m (табл. 5 приложения).

Размеры канавки для выхода шлифовального круга при обработке внутреннего торца назначают по справочной литературе [1], исходя из диаметра d_1 .

Пример 11.3.4.2. При делительном диаметре $D \leq 50$ мм проектируют долбяки с хвостовиком В18 – укороченным конусом Морзе 2. Размеры, показанные на рис. 11.7, одинаковы для всех таких долбяков. Параметры режущей части рассчитывают, хвостовой – берут по справочной литературе [1].

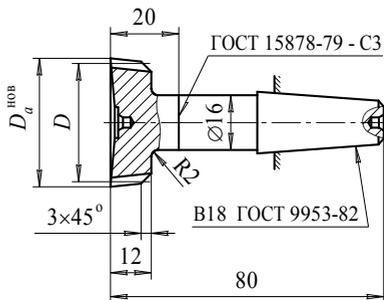


Рис. 11.7. Хвостовой долбяк

Для изготовления и заточки хвостовых долбяков их выполняют с центровыми отверстиями по ГОСТ 14034–74. На торце режущей части выполняют отверстие формы T , а в хвостовике – формы A .

11.3.5. Термообработка, шероховатость и точность поверхностей

Пример 11.3.5.1. Долбяки изготавливают из быстрорежущей стали (ГОСТ 19265–73) с термообработкой до твердости HRC₃ 62...66.

Хвостовые долбяки изготавливают сварными, соединяя стыковой электросваркой соплавлением режущую часть из быстрорежущей стали с хвостовой частью из углеродистой качественной стали (ГОСТ 1050–74) или легированной конструкционной стали (ГОСТ 4543–71) (рис. 11.7).

Пример 11.3.5.2. Шероховатость поверхностей долбяка (рис. 11.8):

- передних и задних поверхностей – Ra 0,16;
- базовой опорной поверхности – Ra 0,18;
- посадочного отверстия (хвостовика) – Ra 0,25;
- внутренней опорной поверхности – Ra 0,63;
- остальных поверхностей – Ra 2,5.

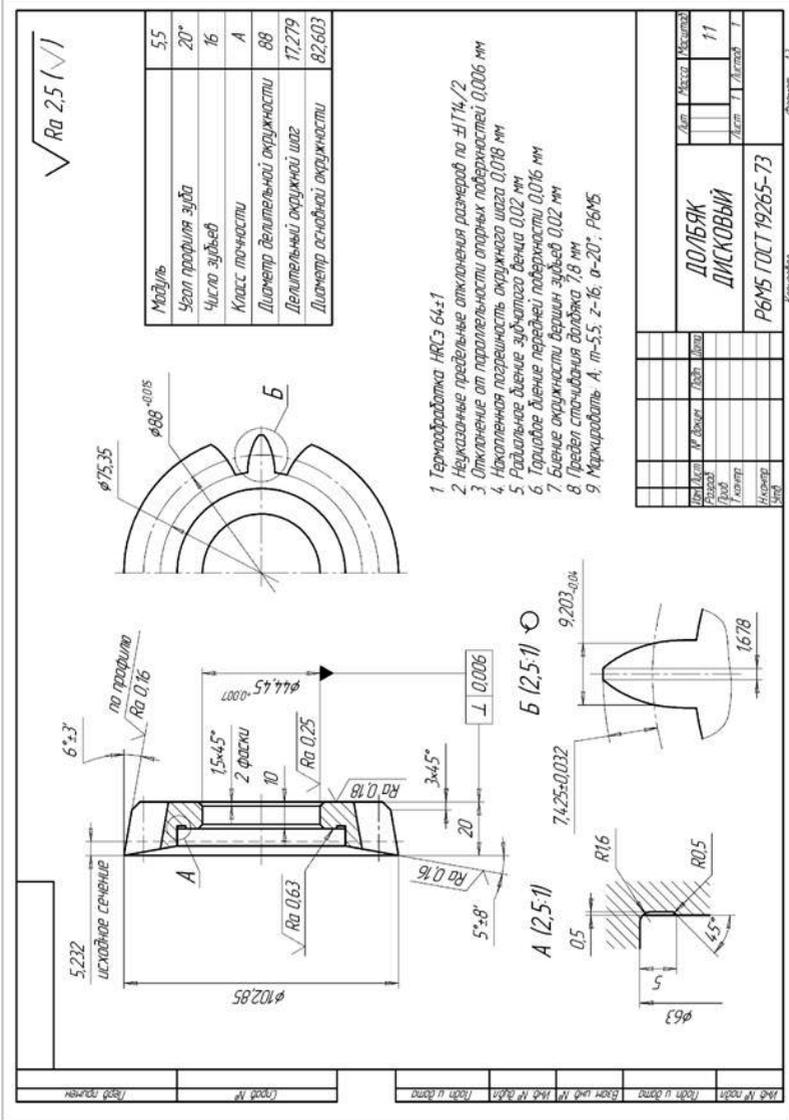


Рис. 11.8. Рабочий чертеж дискового долбяка

Пример 11.3.5.3. Точность конструктивных элементов долбяка.

Допуск на посадочную поверхность назначают по $H4$, на делительный диаметр по $H5$, на изготовление переднего угла $\pm 8'$, заднего угла $\pm 3'$. Допуск на толщину зуба назначают по табл. 11.5 (расположение поля допуска – в минус), а точность других конструктивных элементов долбяка – по табл. 11.6.

Таблица 11.5

Допуск на толщину зуба долбяка, мкм [14]

Модуль m , мм		1...2	2,25...3,75	4...6	6,5...10	11...16	18	20
Класс точности	<i>A</i>	25	32	40	50	63	80	
	<i>B</i>	32	40	50	63	80	100	

Таблица 11.6

Допуски на основные размеры зуборезных долбяков, мкм [14]

Параметр	Делительный диаметр D , мм					
	до 50	св. 50 до 80	св. 80 до 100	св. 100 до 125	св. 125 до 160	св. 160
Высота головки зуба	± 20	± 25	± 32	± 40	± 50	± 63
Неперпендикулярность опорного торца к поверхности посадочного отверстия	4	5	6	8	10	12
Непараллельность опорных поверхностей						
Накопленная погрешность окружного шага	6	12	18	24	30	36
Радиальное биение наружного диаметра	12	16	20	25	32	40
Торцовое биение передней поверхности	10	12	16	20	25	32

11.4. Червячная фреза для обработки шлицевых валов

11.4.1. Исходные данные

Пример 11.4.1.1. Способ центрирования шлицевого соединения, конфигурация и размеры шлицевого вала (рис. 11.9): число зубьев z , наружный D и внутренний d диаметры вала, ширина шлица b и др. параметры в соответствии со стандартом [3].

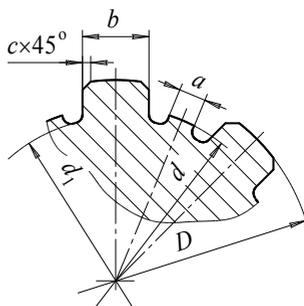


Рис. 11.9. Размеры шлицевого вала

Пример 11.4.1.2. Поля допусков (предельные отклонения) размеров d , D , b и c .

В примере будет спроектирована фреза для обкатки шлицевого вала

$d - 8 \times 52 \times 60 \times 10$: центрирование по внутреннему диаметру; число зубьев $z = 8$; $d = 52f7 \begin{pmatrix} -0,03 \\ -0,06 \end{pmatrix}$; $D = 60h11 \begin{pmatrix} 0 \\ -0,19 \end{pmatrix}$; $b = 10f9 \begin{pmatrix} 0,013 \\ -0,049 \end{pmatrix}$. Другие размеры (рис. 11.9): $d_{\min} = 48,7$; $a_{\min} = 2,44$; $c = 0,5^{+0,3}$.

11.4.2. Построение линии профилирования

Пример 11.4.2.1. По формулам (10.1) определяют расчетные размеры шлицевого вала: наружный $D_{\text{расч}}$ и внутренний $d_{\text{расч}}$ диаметры и ширину шлица $b_{\text{расч}}$.

В рассматриваемом примере $D_{\text{расч}} = 59$; $d_{\text{расч}} = 51,9475$; $b_{\text{расч}} = 9,960$.

Пример 11.4.2.2. Определяют диапазон, в котором должен находиться радиус центроиды $r_{\text{ц}}$ шлицевого вала, из условия (10.10). Для начала выбирают (с точностью до 0,1 мм) значение $r_{\text{ц}}$, максимально близкое к $0,5D_{\text{расч}}$. В дальнейшем (см. 11.4.4.2) может оказаться необходимым скорректировать величину $r_{\text{ц}}$ в сторону уменьшения.

В нашем примере $r_{\text{ц min}} = 29,183$; $r_{\text{ц max}} = 29,500$. Выберем $r_{\text{ц}} = 29,5$ мм.

Пример 11.4.2.3. Рассчитывают координаты экстремальной точки линии профилирования и угол поворота вала, соответствующий этой точке, по формулам (10.7) и (10.6).

$$x_o = -2,4811; y_o = -0,2102; \mu_o = 4,84^\circ.$$

Пример 11.4.2.4. Рассчитывают угол, соответствующий началу переходной кривой, по формуле (10.17) при центрировании шлицевого соединения по наружному диаметру или ширине шлица и по формуле (10.23) – при центрировании соединения по внутреннему диаметру.

В условиях примера (центрирование по внутреннему диаметру) $\mu_n = 30,22^\circ$.

Пример 11.4.2.5. Принимают, что углу μ_0 соответствует точка O линии профилирования, а углу μ_n – точка 4 , и задают углами μ_i с точностью до 1° три промежуточные точки. Рассчитывают координаты точек $1 \div 4$ по формулам (10.3) и (10.4). Результаты расчета сводят в таблицу (табл. 11.7).

Таблица 11.7

Координаты точек линии профилирования и профиля
зуба фрезы, мм

Номер точки i	0	1	2	3	4
μ_i°	4,84	11	17	23	30,22
x_i	-2,4811	0,6369	3,4857	6,0261	8,5258
y_i, Y_i	-0,2102	0,1238	1,0657	2,5579	4,9654
X_i	-0,0299	0,0227	0,2632	0,8119	2,0278

11.4.3. Построение профиля зуба в нормальном сечении

Пример 11.4.3.1. Для углов μ_i , внесенных в табл. 11.7, рассчитывают координаты X_i точек профиля зуба фрезы по формуле (10.13). Координаты Y_i рассчитывать не надо, так как $Y_i = y_i$.

Результаты расчета заносят в ту же таблицу (табл. 11.7).

Пример 11.4.3.2. Смещают систему координат таким образом, чтобы ее начало находилось в точке O . Тогда для всех других точек профиля $\tilde{X}_i = X_i - X_0$ и $\tilde{Y}_i = Y_i - Y_0$. Новые координаты точек профиля заносят в табл. 11.8.

Таблица 11.8

Скорректированные координаты точек профиля, мм

i	0	1	2	3	4
\tilde{X}_i	0	0,0526	0,2930	0,8418	2,0576
\tilde{Y}_i	0	0,3340	1,2759	2,7681	5,1756

11.4.3.3. Заменяют кривую, описывающую профиль зуба, дугой окружности радиуса ρ , центр которой находится в точке с координатами (x_c, y_c) . Для этого записывают условия принадлежности к этой окружности каких-либо трех точек профиля зуба (обычно точек 0, 2 и 4) в виде

$$\begin{cases} (\tilde{X}_0 - x_c)^2 + (\tilde{Y}_0 - y_c)^2 = \rho^2; \\ (\tilde{X}_2 - x_c)^2 + (\tilde{Y}_2 - y_c)^2 = \rho^2; \\ (\tilde{X}_4 - x_c)^2 + (\tilde{Y}_4 - y_c)^2 = \rho^2 \end{cases}$$

и разрешают полученную систему уравнений относительно ρ, x_c и y_c .

В рассматриваемом примере $\rho = 14,0761$; $x_c = 13,8506$; $y_c = -2,5097$.

Пример 11.4.3.4. Проверяют попадание точек 1 и 3 профиля зуба на эту же дугу окружности. Если выполняется условие

$$\left| \sqrt{(\tilde{X}_{1,3} - x_c)^2 + (\tilde{Y}_{1,3} - y_c)^2} - \rho \right| \leq 0,05, \quad (11.10)$$

все точки профиля с достаточной точностью описываются найденной дугой.

Если какая-либо точка не ложится на дугу с заданной точностью, выбирают ее в качестве точки системы уравнений (вместо одной из взятых ранее), пересчитывают значения ρ, x_c, y_c и опять проверяют их для двух точек, не вошедших в новую систему.

Если в результате нескольких попыток не удастся «уложить» все пять точек на одну дугу окружности, описывают профиль зуба двумя сопряженными дугами окружностей разного радиуса (методика такого подхода подробно изложена в 2.3.3).

Для точек 1 и 3 левая часть выражения (11.10) составляет 0,012 и 0,037 мм соответственно. Условие (11.10) выполняется для обеих промежуточных точек.

11.4.4. Расчет параметров зуба фрезы

Пример 11.4.4.1. Рассчитывают высоту ножки зуба по формуле (10.21).

Запас q , обеспечивающий необработку наружного диаметра шлифового вала червячной фрезой, может быть принят равным 0,1 мм.

В нашем примере $H_f = 0,100$ мм.

Пример 11.4.4.2. При центрировании шлицевого соединения по наружному диаметру или ширине шлица рассчитывают высоту головки зуба по формуле (10.20) и диаметр окружности, с которого начинается переходная кривая, по формуле (10.19).

Проверяют, выполняется ли условие $d_n \leq d_{\text{расч}}$, т. е. изготавливается ли прямолинейный участок профиля шлица необходимой длины.

Если это условие выполняется, переходят к 11.4.4.4. Если не выполняется – выбирают меньшее значение r_n в рамках допустимого диапазона (10.10) и повторяют расчет, начиная с 11.4.2.3.

Пример 11.4.4.3. При центрировании шлицевого соединения по внутреннему диаметру рассчитывают высоту головки зуба по формуле (10.24) и высоту «усиков» зуба фрезы по формуле (10.25).

Ширину «усиков» выбирают в диапазоне $b_y = (0,3...0,8)\Delta$, где

$$\Delta \approx 0,5 \left(\frac{\pi d}{z} - b - a_{\min} \right) \quad (11.11)$$

– ширина канавки в основании профиля вала.

В нашем примере $H_a = 4,965$ мм; $h_y = 1,439$ мм; $b_y = 1,2...3,2$ мм.

Выберем $b_y = 1,6$ мм.

Пример 11.4.4.4. Рассчитывают полную высоту зуба фрезы

$$H = H_a + H_f. \quad (11.12)$$

В нашем случае $H = 5,065$ мм.

Пример 11.4.4.5. Рассчитывают толщину зуба по линии центроиды фрезы в нормальном сечении

$$S_n = \frac{2\pi}{z} r_n - b_{\text{расч}} \quad (11.13)$$

и нормальный шаг профиля зубьев

$$t_n = \frac{2\pi r_n}{z}. \quad (11.14)$$

Все полученные в 11.4.4 размеры округляют с точностью до 1 мкм и проставляют на рабочем чертеже инструмента (рис. 11.11).

В рассматриваемом примере $S_n = 13,209$ мм; $t_n = 23,169$ мм.

11.4.5. Конструктивные элементы червячной фрезы

Пример 11.4.5.1. За последней точкой F расчетного профиля зуб фрезы оформляют в соответствии с рис. 11.10, назначая $f_1 = 2c_{\min}$; $r_1 = 1 \dots 2$ мм; $l_1 = 1,5 \dots 3$ мм. Таким образом, общая высота профиля фрезы равна

$$H_o = H + f_1 \operatorname{tg} 35^\circ + l_1. \quad (11.15)$$

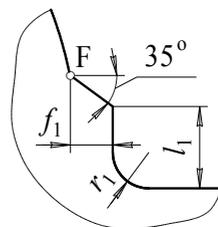


Рис. 11.10. Профиль фрезы вне расчетной части

Пример 11.4.5.2. Наружный диаметр фрезы, размеры буртиков, диаметр и конфигурацию посадочного отверстия назначают по табл. 5 приложения в зависимости от нормального шага t_n .

Все конструктивные размеры фрезы, проектируемой в качестве примера, показаны на рабочем чертеже инструмента (рис. 11.11).

Пример 11.4.5.3. Длину фрезы рассчитывают по формуле

$$L = 2\sqrt{(D_e - H)H} + (4 \dots 0,5)t_n + 2f_2, \quad (11.16)$$

принимая большие значения коэффициента при t_n для меньших диаметров D_e . Как правило, из полученного диапазона выбирают длину L , соответствующую ряду нормальных линейных размеров [7].

Пример 11.4.5.4. Чтобы не корректировать профиль фрезы, ее передний угол обычно назначают равным 0° .

Задний угол на вершине зуба выбирают в интервале $\alpha_{r_0} = 9 \dots 15^\circ$, после чего рассчитывают наименьший задний угол в главной секущей плоскости на боковой стороне профиля

$$\alpha_{\min} = \operatorname{arctg} \left(\frac{|y_c|}{\rho} \operatorname{tg} \alpha_{r_0} \right). \quad (11.17)$$

Должно выполняться условие $\alpha_{\min} \geq 1,5^\circ$. Если оно не выполняется, следует увеличить значение α_{r_0} .

Примем $\alpha_{r_0} = 11^\circ$. Тогда $\alpha_{\min} \approx 2^\circ$. Условие выполняется.

Пример 11.4.5.5. Число зубьев фрезы принимают равным $Z = 12$ при наружном диаметре фрезы $D_e \leq 85$ мм и $Z = 14$ при $D_e > 85$ мм.

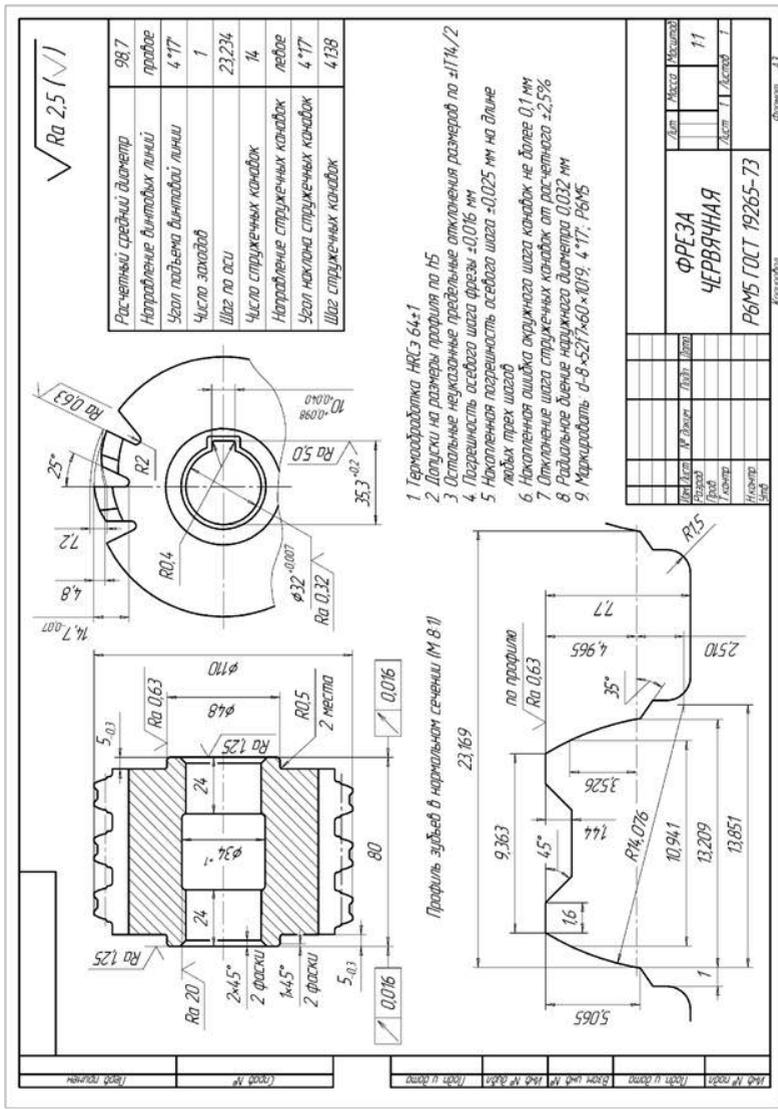


Рис. 11.1.1. Рабочий чертёж червячной фрезы для обработки шлицевого вала

Пример 11.4.5.6. Поскольку профиль фрезы должен быть отшлифован, на ее зубьях выполняют двойное затылование (см. 5.3). Величину падения первого затылка рассчитывают по формуле (5.12), в которую подставляют $d_t = D_e$. Величину падения второго выбирают из соотношения $K_1 = (1,2...1,5) K$.

Пример 11.4.5.7. Глубину стружечных канавок фрезы рассчитывают с точностью до 0,1 мм по формуле

$$h_k = H_o + 0,5(K + K_1) + 1. \quad (11.18)$$

Пример 11.4.5.8. Средний расчетный диаметр фрезы определяют с точностью до 0,1 мм с помощью соотношения

$$D_t = D_e - 2H - (0,2...0,3) K. \quad (11.19)$$

Пример 11.4.5.9. Угол наклона и шаг винтовой линии стружечных канавок рассчитывают по формулам:

$$\omega = \arcsin \frac{t_n}{\pi D_t}; \quad (11.20)$$

$$T = \pi D_t \operatorname{ctg} \omega. \quad (11.21)$$

11.4.6. Термообработка, шероховатость и точность поверхностей

Пример 11.4.6.1. Червячные фрезы изготавливают из быстрорежущей стали (ГОСТ 19265–73) с термообработкой до твердости HRC₃ 62...66.

Пример 11.4.6.2. Шероховатость поверхностей фрезы (рис. 11.11):

- посадочного отверстия – Ra 0,32;
- посадочных поверхностей буртиков, профилей зубьев и стружечных канавок – Ra 0,63;
- торцовых поверхностей буртиков – Ra 1,25;
- остальных поверхностей – Ra 2,5.

Пример 11.4.6.3. Точность конструктивных элементов фрезы.

На посадочный диаметр назначают допуск по H4; на размеры профиля – на 2 квалитета меньше, чем на самый точный размер изделия, с расположением поля допуска по h ; на ширину буртиков – по $h14$; на остальные размеры (кроме указанных в табл. 11.9) – по $\pm IT14/2$.

Таблица 11.9

Допуски на червячные шлицевые фрезы, мм [14]

Параметр	Нормальный шаг профиля t_n , мм			
	до 10	св. 10 до 16	св. 16 до 25	св. 25
Погрешность осевого шага	$\pm 0,010$	$\pm 0,012$	$\pm 0,016$	$\pm 0,020$
Накопленная погрешность осевого шага на длине любых трех шагов	$\pm 0,016$	$\pm 0,020$	$\pm 0,025$	$\pm 0,032$
Накопленная ошибка окружного шага стружечных канавок	0,063	0,080	0,100	0,125
Отклонение шага стружечных канавок от расчетного, %	± 3	$\pm 2,5$	$\pm 2,5$	± 2
Радиальное биение наружного диаметра	0,020	0,025	0,032	0,040
Радиальное биение буртиков	0,016		0,020	
Торцовое биение буртиков	0,010	0,012	0,016	0,020

Библиографический список

1. Анурьев, В.И. Справочник конструктора-машиностроителя : в 3 т. / В.И. Анурьев ; под ред. И.Н. Жестковой. — 8-е изд., перераб. и доп. — М. : Машиностроение, 2001. — Т. 1. — 920 с.
2. Анурьев, В.И. Справочник конструктора-машиностроителя : в 3 т. / В.И. Анурьев ; под ред. И.Н. Жестковой. — 8-е изд., перераб. и доп. — М. : Машиностроение, 2001. — Т. 2. — 912 с.
3. ГОСТ 1139–80. Основные нормы взаимозаменяемости. Соединения шлицевые прямобочные. Размеры и допуски. — Введ. 1982–01–01. — М. : Изд-во стандартов, 2003. — 11 с.
4. ГОСТ 13755–81. Основные нормы взаимозаменяемости. Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные. Исходный контур. — Введ. 1981–02–27. — М. : Изд-во стандартов, 1981. — 8 с.
5. ГОСТ 16530–83. Передачи зубчатые. Общие термины, определения и обозначения. — Введ. 1984–01–01. — М. : Изд-во стандартов, 2004. — 52 с.
6. ГОСТ 4044–70. Хвостовики круглые для протяжек. Типы и основные размеры. — Введ. 1971–07–01. — М. : Изд-во стандартов, 1991. — 6 с.
7. ГОСТ 6636–69. Основные нормы взаимозаменяемости. Нормальные линейные размеры. — Введ. 1970–01–01. — М. : Изд-во стандартов, 2004. — 7 с.
8. ГОСТ 9323–79. Долбяки зуборезные чистовые. Технические условия. — Введ. 1981–01–01. — М. : Изд-во стандартов, 1987. — 73 с.
9. Иноземцев, Г.Г. Проектирование металлорежущих инструментов : учеб. пособие / Г.Г. Иноземцев. — М. : Машиностроение, 1984. — 272 с.
10. Киреев, Г.И. Проектирование метчиков и круглых плашек : учеб. пособие / Г.И. Киреев. — Ульяновск : УлГТУ, 2008. — 107 с.
11. Металлорежущие инструменты : учеб. для вузов / Г.Н. Сахаров [и др.]. — М. : Машиностроение, 1989. — 328 с.
12. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов : справочник / В.И. Баранчиков [и др.] ; под общ. ред. В.И. Баранчикова. — М. : Машиностроение, 1990. — 400 с.

13. Резников, А.Н. Режущий инструмент для изготовления сложных поверхностей и инструментальное обеспечение автоматизированного производства : конспект лекций / А.Н. Резников. — Тольятти : ТолПИ, 1991. — 218 с.
14. Руководство по курсовому проектированию металлорежущих инструментов : учеб. пособие / Г.Н. Кирсанов [и др.] ; под ред. Г.Н. Кирсанова. — М. : Машиностроение, 1986. — 288 с.
15. Семенченко, И.И. Проектирование металлорежущих инструментов : учеб. пособие для вузов / И.И. Семенченко, В.М. Матюшин, Г.Н. Сахаров ; под ред. И.И. Семенченко. — М. : Машгиз, 1963. — 952 с.
16. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев [и др.] ; под общ. ред. И.А. Ординарцева. — Л. : Машиностроение, 1987. — 846 с.
17. Справочник инструментальщика-конструктора / В.И. Климов [и др.]. — М. : Свердловск : Машгиз, 1958. — 606 с.

Таблица 1

Выбор наружного диаметра круглого фасонного резца [17]

Диаметр посадочного отверстия, мм	16	22	27	32	40
Наружный диаметр резца, мм	50	62	80	100	125

Таблица 2

Конструктивные размеры призматических фасонных резцов, мм [14]

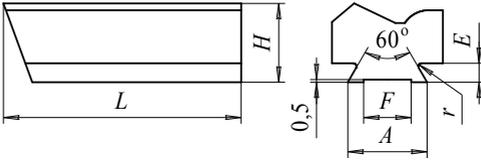
						
h_{max}	H	L	E	A	F	r
менее 4	13	75	4	15	7	0,5
4...6	20		6	20	10	
6...10	25			25	15	
10...14	35	90	10	30	20	1,0
14...20	45			40	25	

Таблица 3

Размеры стружечных канавок внутренних протяжек, мм [14]

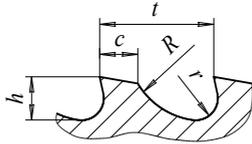
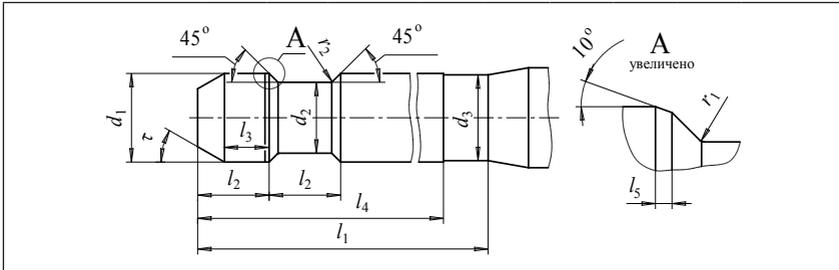
											
t	h	c	r	R	$F_k, \text{мм}^2$	t	h	c	r	R	$F_k, \text{мм}^2$
4,5	2	1,5	1	2,5	3,14	14	4	4	2	10	12,57
6		2,5		2			1,25		4		5
	6		3		28,27						
8	3	3	1,5	5	4,91	16	5	4,5	2,5	12	19,63
				7	7,07		6		3		28,27
10	4	3	2	7	12,57	18	5	6	3,5	12	38,48
					7,07		6		2,5		19,63
12	4	4	2	8	12,57	18	6	6	3	12	28,27
					7,07		7		3,5		38,48

Таблица 4

Хвостовики круглых протяжек (исполнение I), мм [6]



d_1	d_2	d_3	l_1	l_2	l_3	l_4	r_1	r_2	l_5	τ°	$F_x, \text{мм}^2$
12	8	12	120	20	12	100	0,2	0,6	0,5	20	50,3
14	9,5	14					70,9				
16	11	16					95,0				
18	13	18					132,7				
20	15	20	140	25	16	120	0,3	1,0	1,0	30	176,7
22	17	22					227,0				
25	19	25					283,5				
28	22	28					380,1				
32	25	32	160	32	20	140	0,4	1,6	1,5	30	490,9
36	28	36					615,7				
40	32	40					804,2				
45	34	45					907,9				
50	38	50	180	32	20	160	0,5	2,5	1,5	30	1134,1
56	42	56					1385,4				
63	48	63					1809,6				
70	53	70					2206,2				
80	60	80	210	40	25	190	0,6	4,0	2,0	30	2827,4
90	70	90					3848,4				
80	60	80					2827,4				
90	70	90					3848,4				
100	75	100	240	50	32	220	0,8	6,0	2,0	30	4417,9

Таблица 5

Конструктивные размеры дисковых дольбяков, мм [14]

D	m	d	d_1	B	B_1
80	1...1,5	31,75	50	12	8
	1,75...2,5			15	
	2,75...4,5			17	
100	1...1,75	44,45	70	20	10
	2...5			22	12
	5,5...8			80	24
3,75...4,5	28	14			
125	2...3,5	44,45	80	24	10
	5...10			28	14
160	6...7	88,9	120	30	16
	8...10			32	20
200	8...12	101,6	140	40	25

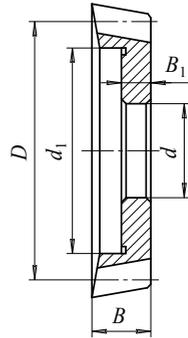
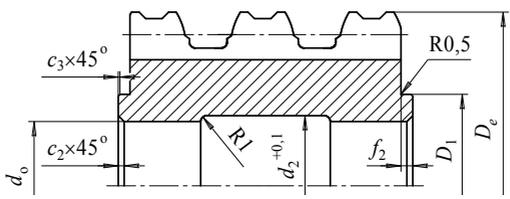


Таблица 6

Конструктивные размеры червячных шлицевых фрез, мм [17]



t_n	D_e	D_1	d_o	d_2	$f_2 \text{ min}$	c_2	c_3
До 3	40	26	16	18	2,5	0,1	0,7
Свыше 3 до 4	50	35	22	24			
Свыше 4 до 6,5	55						
Свыше 6,5 до 9	60						
Свыше 9 до 11	70	40	27	29	3,0	1,5	1,0
Свыше 11 до 13	75						
Свыше 13 до 15	80						
Свыше 15 до 16	85						
Свыше 16 до 18,5	95	48	32	34	3,5	2,0	1,5
Свыше 18,5 до 21	100						
Свыше 21 до 25	110						
Свыше 25 до 27	120						
Свыше 27 до 30	130						