

Г. И. ГРАНОВСКИЙ, П. П. ГРУДОВ,
В. А. КРИВОУХОВ, М. Н. ЛАРИН,
А. Я. МАЛКИН

РЕЗАНИЕ МЕТАЛЛОВ

МАШГИЗ — 1954

Г. И. ГРАНОВСКИЙ, П. П. ГРУДОВ, В. А. КРИВОУХОВ,
М. Н. ЛАРИН, А. Я. МАЛКИН

РЕЗАНИЕ МЕТАЛЛОВ

*Допущено Министерством высшего образования СССР
в качестве учебника для машиностроительных вузов
и факультетов*

Под редакцией В. А. КРИВОУХОВА



ГОСУДАРСТВЕННОЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

Москва 1954

В книге изложены основные положения учения о резании металлов и значение принципа резания в технологии машиностроения; приведены данные о геометрических параметрах резцов, сверл, фрез и других инструментов, применяемых при обработке металлов резанием, о физических основах процесса резания, об усилиях, действующих на резцы, об износе резцов, о влиянии различных факторов на скорость резания и на стойкость резцов.

В книге рассматриваются процессы точения, сверления, фрезерования, строгания, протягивания, зубонарезания и шлифования, описываются методы и приводятся формулы для расчета усилий резания, скоростей резания и подач, а также методы решения задач о наиболее выгодных режимах резания.

Рецензенты: д-р техн. наук проф П. Е. Дьяченко
и канд. техн. наук доц. А. М. Каратыгин

Редакция литературы по металлообработке и станкостроению
Зав. редакцией инж. Р. Д. БЕЙЗЕЛЬМАН

Технический редактор А. Я. Тихонов

Корректоры: А. С. Новикова и Н. Г. Гончаров

Переплет художника А. В. Петрова

Сдано в производство 24/V 1954 г. Подписано к печати 12/X 1954 г. Т-07077 Тираж 25 000 экз.

Печ. л. 29,5. Уд.-лст. л. 29,5. Бум. л. 11,75. Формат 60х92 $\frac{1}{2}$. Заказ 734

М. тип. «Машинист». Ленинград. Л. М. Мосеевко, 11

ВВЕДЕНИЕ

§ 1. ЗАДАЧИ ДИСЦИПЛИНЫ «РЕЗАНИЕ МЕТАЛЛОВ»

Среди многих отраслей науки, получивших широкое развитие в наше время, имеется молодая наука, созданная в советской стране, это — наука о резании металлов. Основные положения этой науки, излагаемые в дисциплине «Резание металлов», сводятся к изучению следующих основных вопросов:

1) физических основ процесса резания, г. е. к изучению деформаций срезаемого слоя и обработанной поверхности, физических явлений, сопровождающих процесс резания, и зависимости этих явлений от различных условий резания, в том числе и от геометрических параметров режущей части инструмента;

2) сил, возникающих при резании, энергии, затрачиваемой на процесс резания, и влияния различных факторов на силы резания и затрачиваемую энергию;

3) скорости и стойкости инструментов из различных инструментальных материалов в зависимости от условий резания;

4) методов исследования обрабатываемости металлов и режущих свойств инструментов;

5) достижений передовиков производства в области резания металлов.

Указанные положения дисциплины «Резание металлов» используются при конструировании режущих инструментов и станков, при проектировании и нормировании технологических процессов механической обработки металлов резанием, а также при эксплуатации инструментов и станков, когда изучение упомянутых выше положений обеспечивает возможность сознательно управлять процессом резания для получения экономичной, производительной и высококачественной обработки деталей машин.

Основы науки о резании металлов были заложены еще в дореволюционной России, но оформление эта наука получила только после Великой Октябрьской социалистической революции, обеспечившей мощное развитие советской индустрии и планового начала социалистического хозяйства, что позволило накопить и обобщить большой практический материал в области резания металлов.

§ 2. КРАТКИЙ ИСТОРИЧЕСКИЙ ОЧЕРК РАЗВИТИЯ ОТЕЧЕСТВЕННОЙ НАУКИ О РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

Первые отечественные экспериментальные исследования процесса резания металлов были произведены проф. И. А. Тиме (в период 1865—1870 гг.), результаты которых были опубликованы в 1870 г. под названием «Сопротивление металлов и дерева резанию» [1]—[4].

Иван Августович Тиме родился 11 июля 1838 г. в Златоусте. В 1851 г. он поступил в Петербургский институт корпуса горных инженеров, который в 1866 г. был переименован в Горный институт. Получив в 1858 г. звание горного инженера, Тиме начал свою деятельность на Урале. В 1870 г. И. А. Тиме был избран профессором Петербургского горного института по кафедре прикладной и горнозаводской механики. Умер Тиме 5 ноября 1920 г.

Свои исследования по изучению процесса резания И. А. Тиме проводил на продольно-строгольном станке в Луганске (ныне Ворошиловграде). Анализируя полученные результаты исследований, Тиме пришел к заключению, что «... сопротивление резанию есть одно из самых сложных физических явлений. ...». Он впервые сформулировал, что «... сопротивление резанию есть постепенное (а не одновременное) нарушение сцепления частиц в данном сечении, вследствие взаимного удаления их». Тиме, обобщая различные операции резания, писал, что «... точение, строгание, сверление и т. п. — суть различные видоизменения резания». В результате своих исследований Тиме установил: 1) номенклатуру стружек; 2) положение плоскости скалывания (сдвига); 3) характер деформации срезаемого слоя и влияние различных факторов на эту деформацию; 4) характер завивания стружек. Используя данные своих опытов, Тиме сделал попытку вывести формулу для подсчета силы резания.

Анализируя экспериментальные исследования процесса резания, произведенные проф. Тиме, необходимо констатировать, что им впервые вообще даны научные основы процесса резания, и если формула для определения силы резания, предложенная Тиме, непригодна в настоящее время, то результаты исследования остальных вышеперечисленных факторов имеют значение и в наши дни. В последующее время проф. И. А. Афанасьев (1884 г.) и акад. А. В. Гадолин (1888 г.) предложили свои уравнения для подсчета силы резания, выведенные ими теоретическим путем [1]—[4].

Большое значение для науки о резании металлов имели теоретические и экспериментальные исследования проф. К. А. Зворыкина, опубликованные им в 1893 г. в труде «Работа и усилие, необходимые для отделения металлургических стружек».

Константин Алексеевич Зворыкин родился 25 марта 1861 г. в Муроме. Окончив в 1879 г. гимназию в Москве, он поступил в Петербургский технологический институт и окончил его в 1884 г.

Зворыкин обладал разносторонними техническими знаниями, которые он успешно использовал в различных областях техники. В 1894 г. Зворыкин был утвержден профессором Харьковского технологического института по кафедре механической технологии. С 1898 г. он работал в Киевском политехническом институте. Умер Зворыкин 7 июля 1928 г.

К. А. Зворыкин предложил схему сил, действующих на резец, с учетом трения на передней и задней поверхностях резца. С учетом дополнения, сделанного к этой схеме проф. С. С. Рудником [48], эта схема действительна и в настоящее время. Зворыкин теоретически определил положение плоскости сдвига (скалывания); при этом им сделано интересное предположение, что в плоскости сдвига действуют нормальные силы, вызывающие соответственные силы трения. К. А. Зворыкин вывел уравнение для подсчета силы резания и экспериментально установил, что удельная сила резания и мощность зависят от толщины стружки в степени, меньшей единицы. Свои экспериментальные исследования сил резания К. А. Зворыкин производил, используя гидравлический записывающий динамометр, сконструированный и изготовленный им в мастерских Харьковского технологического института.

Проф. И. А. Тиме, оценивая исследовательскую работу К. А. Зворыкина в области резания металлов, писал, что эта работа представляет собой «... драгоценный вклад в русскую техническую литературу» [5].

В 1896 г. была опубликована работа преподавателя Михайловской артиллерийской академии А. А. Брикса «Резание металлов (строгание)», в которой был произведен глубокий анализ работ отечественных и зарубежных исследователей и были сделаны первые попытки их обобщения. Давая оценку исследованиям отечественных ученых, А. А. Брикс писал: «Теория проф. Зворыкина представляет значительный шаг вперед; она построена на прочном основании и согласуется в окончательном результате с опытами; опыты его заслуживают огромного интереса». Брикс правильно указывает, что «главную роль в теории резания играют углы, из которых составлен режущий конец» и что «выбор наимыгоднейшего угла резания зависит главным образом от следующих явлений, сопровождающих резание: от притупления резца, его нагревания и иногда от так называемого заедания или дрожания, которым сопровождается резание. Величина затраченной работы играет только второстепенную роль при выборе резца, она важна главным образом при проектировании станка и частей, передающих ему должную работу». Таким образом, отечественные исследователи — И. А. Тиме, П. А. Афанасьев, А. В. Гадолин, К. А. Зворыкин и А. А. Брикс (1865—1900 гг.) — своими работами впервые положили основания механике резания металлов. Небезинтересно отметить, что в 1944—1945 гг. были опубликованы работы американского исследователя Мерчанта [6], который повторил основные положения, выдвинутые в свое время

упомянутыми отечественными исследователями, не делая при этом никаких ссылок на них.

Новое направление в области исследования процесса резания металлов было создано мастером-механиком Петербургского политехнического института — выдающимся исследователем Я. Г. Усачевым. Это направление касалось изучения физических основ процесса резания металлов. Если Тиме и Зворыкина можно назвать основоположниками механики резания металлов, то Усачева с полным основанием можно назвать основоположником физики резания металлов. Результаты своих работ Я. Г. Усачев опубликовал в статьях «Динамометр для измерения тангенциальных усилий на резец токарного станка» (журнал «Вестник Общества технологов» № 12, 1913 г.) и «Явления происходящие при резании металлов» («Известия Петербургского политехнического института» т. XXIII, 1915 г. и «Вестник инженеров» № 1 и № 2, 1916 г.).

Яков Григорьевич Усачев родился 4 октября 1873 г. в с. Никольском, Курской губернии. Окончив три класса сельской школы, Я. Г. Усачев поступил на работу в каретно-столярную мастерскую, а затем — механиком в Высшее горное училище в Екатеринославле (ныне Днепропетровск). С 1902 г. он работал сначала лаборантом на кафедре физики в Петербургском политехническом институте, затем мастером-механиком в механических мастерских того же института, где он и произвел свои выдающиеся эксперименты. Умер Усачев 28 октября 1941 г. в Ленинграде.

Я. Г. Усачев при изучении процесса резания металлов впервые применил микроскоп. Это позволило Усачеву доказать, что, кроме «плоскости скалывания», имеют место «плоскости скольжения», представляющие собой кристаллографические сдвиги. Необходимо отметить, что упомянутый выше американский исследователь Мерчант эту честь открытия незаслуженно приписывает только себе [6]. Я. Г. Усачев первый разработал методы измерения температур на поверхностях реза и экспериментально показал зависимость указанных температур от скорости резания, глубины резания и подачи. Он также экспериментально показал зависимость выделяющегося тепла от скорости резания, а также влияния скорости резания на тепло, остающееся в стружке. Зарубежные ученые (Готвейц, Герберт) к вопросу измерения температур на поверхностях инструмента подошли лишь в 1926 г. Усачев создал теорию наростообразования в процессе резания. Он также указал на имеющее место упрочнение (наклеп) стружки и обработанной поверхности. Для измерения силы резания P_z Усачев применил весьма точный, основанный на изменении упругих деформаций гнездовой державки реза, динамометр.

Работы Усачева, проложившие новые пути в области исследования процесса резания металлов, являются актуальными и в наши дни. Следует также указать, что в тот же период времени, когда Усачев проводил свои исследования в области резания металлов

(1907—1918 гг.), в печати появился ряд других работ отечественных исследователей.

Таким образом, в период 1865—1918 гг. отечественные исследователи в своих работах затронули многие вопросы процесса резания металлов. Но среди перечисленных здесь имен в указанный период времени наиболее выдающимися являются И. А. Тиме, К. А. Зворыкин и Я. Г. Усачев, работы которых представляют собой основы механики и физики резания металлов.

Начало работам советского периода времени (1918—1935 гг.) было положено безвременно погибшим выдающимся экспериментатором А. Н. Челюсткиным, который в результате своих исследований, произведенных в Ленинградском политехническом институте и Ленинградском военно-механическом институте (1922—1926 гг.), установил формулу для силы резания, которой пользуются и в настоящее время. Своими исследованиями А. Н. Челюсткин углубил формулу К. А. Зворыкина, уточнив показатель степени при значении подачи и учтя также влияние угла резания, угла в плане и пр. Дальнейшие исследования советских ученых подтвердили формулу А. Н. Челюсткина. Указанные исследования А. Н. Челюсткина были опубликованы в работе «Влияние размеров стружки на усилия резания металлов» (литографированное издание Военно-технической академии РККА. 1925 г.).

В этот же период времени советские ученые изучали процессы резания металлов при обработке резцами, сверлами, фрезами и шлифовальными кругами в целях установления основных закономерностей для этих процессов, а именно: зависимости скорости резания от стойкости инструмента, влияния различных факторов на износ инструмента, вывода экспериментальных формул для сил резания, крутящих моментов и мощностей, а также формул для скорости резания, допускаемой режущими свойствами инструментов. Кроме того, велись работы по созданию методики и средств разрешения отдельных вопросов резания металлов, как то: разработка методов исследования обрабатываемости металлов, методов исследования режущих свойств инструментов и методов эксплуатации инструментов и станков. Как обобщение этих материалов, был опубликован ряд работ [7]—[19], [21], [32], [45], [48], [58], [62], [64], [94], [95], [100], [107], [130], [133], [134], [163].

Кроме указанных, в период 1918—1935 гг. появился и ряд других работ, касающихся исследования режущих свойств твердых сплавов, качества заточки инструментов, чистоты обработанной поверхности. Одновременно в смежных отраслях науки начинают создаваться такие разделы, как «Физика металлов», «Теория пластических деформаций», «Физика твердого тела».

Период 1935—1941 гг., несмотря на то, что он охватывает весьма короткий промежуток времени, характеризуется такими научными исследованиями в области обработки металлов резанием, которые по своим результатам составляют целую эпоху. Дело в том, что

в 1935 г. развернулось стахановское движение, опрокинувшее старые нормативы, тормозившие дальнейшее развитие техники, в том числе и в области резания металлов. Декабрьский пленум ЦК ВКП(б) 1935 г. предложил, на основе развернувшегося движения передовиков производства, пересмотреть старые нормативы и технические руководящие материалы на которых базировались нормативы. Во исполнение этого решения, для руководства всеми научно-исследовательскими работами в Союзе в области резания металлов, была создана Комиссия по резанию металлов, действовавшая сначала при техническом совете НКТП, а впоследствии при Министерстве станкостроения СССР. Для выполнения своих функций Комиссией был привлечен большой коллектив научных работников Союза, работающих в области изучения процессов резания металлов, а также заводские коллективы, работающие в этой же области, и отдельные выдающиеся инженеры, мастера, рабочие и ряд научных работников смежных отраслей науки.

Под руководством Комиссии по резанию металлов в течение пяти лет были проведены экспериментальные исследования процесса резания для всех видов металлорежущего инструмента и по всем основным металлам, применяемым в машиностроении.

Исследованию подвергались инструменты из быстрорежущей стали, из сталей-заменителей, а также оснащенные твердыми сплавами. На основании произведенных экспериментов, число которых превысило 120 000, были установлены силовые и стойкостные зависимости для всех основных видов режущего инструмента и обрабатываемых металлов. Был разработан метод резания твердосплавными резцами с отрицательными передними углами, который впоследствии был назван «скоростным» резанием, а также методы эксплуатации режущего инструмента и станков при высоких скоростях резания. Намеченный Комиссией пятилетний план научно-исследовательских работ был выполнен. Эти работы явились единственными в мире как по разнообразию примененных инструментов и обрабатываемых материалов, так и по методике их проведения и целеустремленности. Результаты отдельных исследований были сопоставимы, потому что все исследования проводились по единому плану и общей методике. В этот период под руководством Комиссии по резанию металлов совместно со специалистами смежных отраслей наук изучались также физические основы процесса резания металлов. Необходимо особо отметить работы чл.-корр АН СССР В. Д. Кузнецова и акад. П. А. Ребиндера.

В результате работ Комиссии были прочно заложены основы советской школы резания металлов.

Новейший советский период (с 1941 г.) развития науки о резании металлов включает годы Великой Отечественной войны. В этот период были произведены глубокие исследования в области резания металлов и в основном завершена работа по созданию науки о резании металлов.

Можно утверждать, что наука о резании металлов создана советскими исследователями на базе богатейшего материала предыдущих периодов и тех новых исследований, которые были дополнительно произведены.

Этот период характеризуется широким применением инструмента, оснащенного твердым сплавом, и развитием скоростного резания металлов. Если в предыдущий период имело место лишь исследование процесса резания твердосплавными инструментами и разработка советскими исследователями метода скоростного резания с отрицательными передними углами, то теперь высокопроизводительное резание стало мощным рычагом повышения производительности труда. Много ценных предложений, обогативших практику скоростного резания металлов, было внесено выдающимися мастерами-скоростниками П. Б. Быковым, Г. С. Борткевичем, В. К. Семиным, В. А. Колесовым и др. Творческое содружество работников науки и практики как одна из основ развития советской передовой науки и техники дало исключительные результаты, сказавшиеся, во-первых, в том, что не только в лабораторных, но и в производственных условиях резание черных металлов осуществляется со скоростями более чем 500 м/мин, и, во-вторых, в том, что начали успешно обрабатывать и труднообрабатываемые металлы, включая и закаленные стали ($R_c = 62 \div 65$).

Приведенный выше фактический материал, касающийся развития теории и практики процессов резания металлов, дает полное право и основание утверждать, что отечественные ученые явились основоположниками и создателями науки о резании металлов. Последующее развитие промышленности и народного хозяйства поставили перед советской наукой вообще и, в частности, перед наукой о резании металлов новые жизненно важные проблемы.

§ 3. УСЛОВИЯ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ТРУДА ПРИ РАБОТЕ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Конечный практический результат, к которому направлены цели и задачи науки о резании металлов, это — наиболее эффективное использование режущего инструмента и парка металлорежущих станков.

Если обозначить:

T_c — продолжительность смены в мин. (для обычных условий $T_c = 180$ мин.);

$T_{шт}$ — норму штучного времени в мин.;

$H_{прб}$ — норму выработки за смену или производительность труда на данном рабочем месте,

то

$$H_{прб} = \frac{T_c}{T_{шт}}. \quad (1)$$

Из формулы (1) следует, что норма выработки изменяется в зависимости от штучного времени и заданной продолжительности смены.

Штучное время [20] или норма штучного времени может быть подсчитана по следующей формуле:

$$T_{шт} = t_o + t_s + t_{об} + t_n, \quad (2)$$

где t_o — основное (технологическое) время в мин.;

t_s — вспомогательное время, необходимое на установку и снятие детали, управление станком, смену инструмента и измерение в мин.;

$t_{об}$ — время на организационное и техническое обслуживание рабочего места в мин.;

t_n — время на перерывы в работе для отдыха и естественных потребностей рабочего.

Рассмотрим более подробно составляющие штучного времени для условий механической обработки резанием. Основное технологическое время t_o представляет собой то время, которое затрачивается на непосредственное осуществление технологического процесса, т. е. на изменение формы, размеров и поверхности обрабатываемой детали путем обтачивания, строгания, сверления, фрезерования и пр.

Основное технологическое время может быть подсчитано по формуле

$$t_o = \frac{L}{ns}, \quad (3)$$

где L — расчетная длина обработки, т. е. общая длина прохода инструмента в направлении подачи в мм;

n — число оборотов (двойных ходов) детали (инструмента) в мин.;

s — подача инструмента (детали) в мм за один оборот (двойной ход).

Вспомогательное время t_s представляет собой то время, которое рабочий затрачивает на выполнение действий, повторяемых или с каждой обрабатываемой деталью, или с определенным их количеством и без которого не может быть произведена основная технологическая работа. Сюда относится установка детали на станке, снятие ее со станка, пуск и остановка станка, подвод и отвод инструмента, измерение детали и пр. Вспомогательное время может быть ручным, машинно-ручным, или машинным. Сумму основного t_o и вспомогательного t_s времени называют условно оперативным временем $t_{оп}$.

Время на обслуживание рабочего места разделяется на время для технического обслуживания и организационное время. К времени на техническое обслуживание относятся затраты времени на смену режущих инструментов вследствие их притупления, на правку инструмента оселком, алмазом и пр. в процессе работы, на регулирование и подналадку станка, инструмента и приспособления.

К организационному времени обслуживания рабочего места относятся затраты рабочим времени на раскладку и уборку инструмента в начале и конце смены, смазку и чистку станка, удаление стружки, передачу смены и т. п.

В соответствии со сказанным, формула для расчета нормы штучного времени или просто формула штучного времени (2) может быть написана в следующем виде:

$$T_{шт} = (t_o + t_s) \left(1 + \frac{t_{об}}{t_o + t_s} + \frac{t_n}{t_o + t_s} \right).$$

Обозначив

$$\frac{t_{об}}{t_o + t_s} = \alpha \text{ или } \alpha = \frac{a}{100},$$

где a — процент от оперативного времени, а также

$$\frac{t_n}{t_o + t_s} = \beta \text{ или } \beta = \frac{b}{100},$$

где b — процент от оперативного времени, получим:

$$T_{шт} = (t_o + t_s) (1 + \alpha + \beta) \text{ мин.} \quad (4)$$

или

$$T_{шт} = t_{оп} (1 + \alpha + \beta) \text{ мин.} \quad (5)$$

В формулы (4) и (5) не входит подготовительно-заключительное время, которое включает время на ознакомление с работой, на чтение чертежа, на наладку оборудования, состоящую из установки инструмента, приспособлений, настройки, включая и выполнение пробной работы.

Расчет нормы времени на партию изготавливаемых деталей рассчитывается по формуле

$$T_{парт} = T_{п.з} + n T_{шт}, \quad (6)$$

где $T_{парт}$ — норма времени на партию деталей в мин.;

$T_{п.з}$ — подготовительно-заключительное время на партию в мин.;

n — число штук деталей в заданной партии;

$T_{шт}$ — норма штучного времени в мин.

Различают еще штучное калькуляционное время, необходимое для вычисления себестоимости изготовления детали:

$$T_{ш.к} = \frac{T_{п.з}}{n} + T_{шт}, \quad (7)$$

где $T_{ш.к}$ — штучное калькуляционное время в мин.

В крупносерийном и массовом производстве, т. е. когда число штук n в партии становится большим,

$$T_{ш.к} = T_{шт}.$$

Нетрудно видеть, если обратиться к слагаемым штучного времени, что оно зависит для определенной детали от режимов резания (t_o), от конструкции станка, системы управления станком, применяемых приспособлений, средств измерения (t_a), от характера производства, от организации вообще и в частности рабочего места (α ; β).

Если уменьшать величину t_o , то норма выработки увеличится, но это увеличение зависит от доли t_o в штучном времени, что видно из следующих примеров.

Пример 1. Пусть $t_o = 0,5$ мин.; $t_a = 0,5$ мин.; $(1 + \alpha + \beta) = 1,1$; $T_c = 480$ мин., тогда

$$H_{\text{нрб}} = \frac{480}{1,1} = 436 \text{ шт.},$$

так как

$$T_{\text{шт}} = (0,5 + 0,5) \cdot 1,1 \text{ мин.}$$

При $t_o = 0,25$ мин., т. е. при уменьшении основного времени за счет увеличения режимов резания в 2 раза и сохранении значений остальных величин, получим

$$T_{\text{шт}} = (0,25 + 0,5) \cdot 1,1 = 0,825 \text{ мин.};$$

$$H_{\text{нрб}} = \frac{480}{0,825} = 582 \text{ шт.}$$

Норма выработки или производительности труда на данном рабочем месте увеличится на

$$\frac{582 - 436}{436} \cdot 100\% = 34\%.$$

Пример 2. Пусть, как и в первом примере, $T_{\text{шт}} = 1,1$ мин., но при этом $t_o = 0,25$ мин.; $t_a = 0,75$ мин.; $(1 + \alpha + \beta) = 1,1$; $T_c = 480$ мин.: тогда, уменьшая t_o в 2 раза за счет увеличения режимов резания, получим

$$T_{\text{шт}} = (0,125 + 0,75) \cdot 1,1 = 0,963 \text{ мин.}$$

Выработка увеличится на $\frac{1,1 - 0,963}{1,1} \cdot 100\% = 13\%$.

Нетрудно показать, что дальнейшее увеличение режимов резания влечет незначительное увеличение нормы выработки. Таким образом, уменьшение любого из слагаемых штучного времени ведет к увеличению норм выработки, но для более эффективного повышения нормы выработки необходимо считаться с удельным весом отдельных слагаемых в штучном времени и возможностями уменьшения каждого из этих слагаемых.

Одновременно уменьшение t_o и t_a , т. е. оперативного времени в целом, весьма положительно сказывается на увеличении нормы выработки, т. е. на увеличении производительности труда на данном рабочем месте.

Пример 3. Пусть первоначальное значение $t_o = 0,5$ мин. уменьшается в 2 раза, а $t_a = 0,5$ мин. уменьшается на 25%. Тогда, оставая $(1 + \alpha + \beta) = 1,1$ и $T_c = 480$ мин., получим

$$T_{шт} = (0,25 + 0,375) \cdot 1,1 = 0,625 \text{ мин.};$$

$$H_{врб} = \frac{480}{0,625} = 768 \text{ шт. вместо } 436 \text{ (см. пример 1).}$$

Увеличение нормы выработки составит

$$\frac{768 - 436}{436} \cdot 100\% = 76\%.$$

Таким образом, уменьшая лишь одно t_o , получим повышение нормы выработки на 34%. Если же одновременно несколько уменьшить и t_a (в данном случае только на 25%), получим значительное против прежнего увеличение этой нормы. Практика обработки металла с большими скоростями резания показала, что передовики производства обычно для увеличения нормы выработки не только широко использовали увеличенные скорости резания, т. е. не только добивались уменьшения t_o , но одновременно принимали меры и к уменьшению вспомогательного времени.

Приведенный выше (в виде примеров) анализ штучного времени показывает, что наиболее эффективное использование режущих инструментов и металлорежущих станков, ведущее к уменьшению $T_{шт}$, не может быть достигнуто только путем изменения режимов резания, т. е. обособленно от других факторов технологического процесса, влияющих на штучное время и нормы выработки.

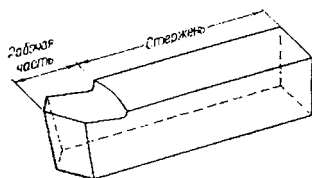
ГЛАВА I

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РЕЗЦОВ

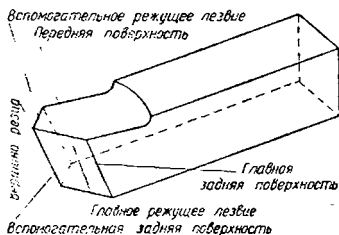
§ 4. ОСНОВНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ РЕЗЦОВ

Конструкция резцов, как это показано на фиг. 1, состоит из: а) рабочей части (головки), б) стержня (тела).

Рабочая часть образована заточкой на одном конце стержня резца трех поверхностей (фиг. 2): а) передней, б) задней главной, в) задней вспомогательной.



Фиг. 1 Составные части резца.



Фиг. 2. Элементы рабочей части токарного проходного резца.

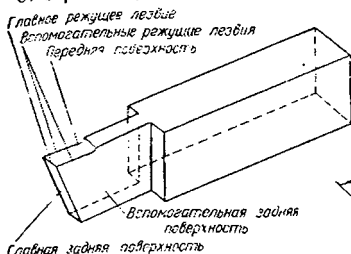
В большинстве случаев передняя, а также главная и вспомогательная задние поверхности у резца являются плоскостями.

Режущие лезвия резца образованы пересечением трех поверхностей заточки. Главное режущее лезвие, выполняющее главную работу резания, образовано пересечением передней и задней главной поверхностей. Вспомогательное режущее лезвие образовано пересечением передней и задней вспомогательных поверхностей.

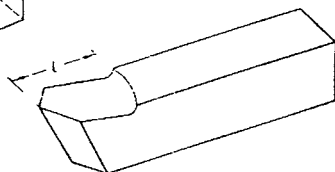
Резцы имеют одну, например проходные резцы (фиг. 2), или две, например отрезные резцы (фиг. 3), вспомогательные режущие кромки. Соответственно и задних вспомогательных поверхностей, примыкающих к вспомогательным режущим лезвиям, может быть одна или две.

Место сопряжения главной и вспомогательной режущих лезвий называется вершиной резца. Вершина резца может быть острой или закругленной по радиусу r , равному от 0,1 до 2 мм.

Длиной рабочей части l называется наибольшее расстояние от вершины резца до линии выхода поверхности заточки на боковую грань стержня, как это показано на фиг. 4.

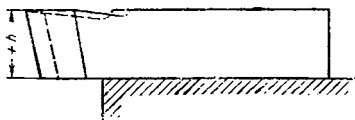


Фиг. 3. Элементы рабочей части отрезного резца.

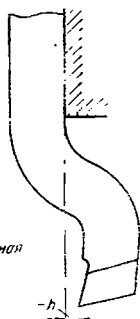


Фиг. 4. Длина рабочей части резца.

Высотой рабочей части называется расстояние h от вершины резца до опорной поверхности его стержня. Высота рабочей части может быть положительной, как показано на фиг. 5, а для случая



а) Положительная высота



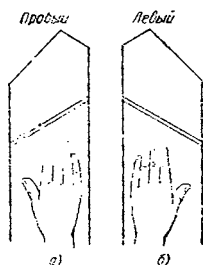
б) Отрицательная высота

Фиг. 5. Высота рабочей части резца.

проходного резца, и отрицательной, как это показано на фиг. 5, б для случая строгального резца.

Резцы могут быть правыми и левыми. Правыми называются такие резцы, у которых (как это показано на фиг. 6, а), при наложении на них сверху ладони правой руки так, чтобы пальцы были направлены к вершине, главное режущее лезвие оказывается расположенным на стороне большого пальца. На токарном станке правые резцы работают при подаче справа налево, т. е. по направ-

влению к передней бабке станка. Левыми называются такие резцы, у которых (как это показано на фиг. 6, б) при указанном выше способе наложения левой руки главное режущее лезвие оказывается расположенным на стороне большого пальца.



Фиг. 6. Определение правых и левых резцов.

Резцы могут иметь рабочую часть, отличающуюся по форме и расположению относительно оси (линии симметрии стержня) реза.

Резцы, у которых ось реза в плане и в боковом виде прямая (фиг. 7, а), называются **прямыми резцами**.

Резцы, у которых ось реза в плане изогнута, а в боковом виде прямая (фиг. 7, б), называются **отогнутыми резцами**.

Резцы, у которых ось реза в плане прямая, а в боковом виде изогнута (фиг. 7, в), называются **изогнутыми резцами**.

Отрезные или подрезные резцы, у которых, как это показано на фиг. 8, рабочая часть уже стержня, называются резцами с **оттянутой головкой**.

Оттянутая головка может быть симметричной относительно оси тела реза (фиг. 8, а), либо оттянутой вправо (фиг. 8, б), когда при наложении на резец ладони правой руки головка оказывается сдвинутой в сторону большого пальца, либо оттянутой влево (фиг. 8, в), когда при наложении ладони левой руки головка оказывается сдвинутой в сторону большого пальца.

§ 5. ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ

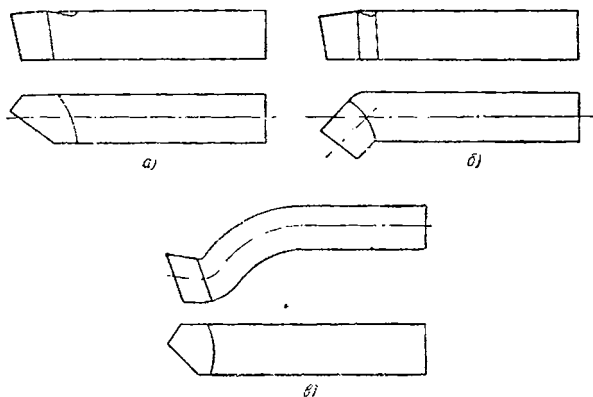
На обрабатываемой детали в процессе ее обработки режущим инструментом различают три поверхности (фиг. 9).

Обрабатываемую поверхность, с которой снимается и превращается в стружку слой металла, оставленный как припуск на обработку;

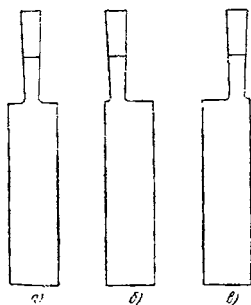
обработанную поверхность, полученную после снятия и превращения в стружку слоя металла, оставленного как припуск;

поверхность резания, образуемую на обрабатываемой детали непосредственно режущим лезвием инструмента и являющуюся переходной между обрабатываемой и обработанной поверхностями.

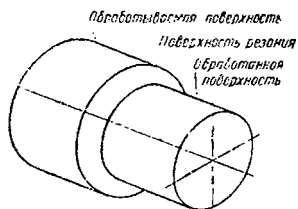
Меньшая часть поверхности резания, примыкающая к обработанной поверхности и образованная вспомогательным режущим лезвием, радиусом закругления вершины и в некоторых случаях также и главным режущим лезвием, остается на обрабатываемой детали как составная часть обработанной поверхности и в значительной мере определяет ее макро- и микрогеометрию.



Фиг. 7. Прямые, отогнутые и изогнутые резы.



Фиг. 8. Симметричные и оттянутые отрезные резы.

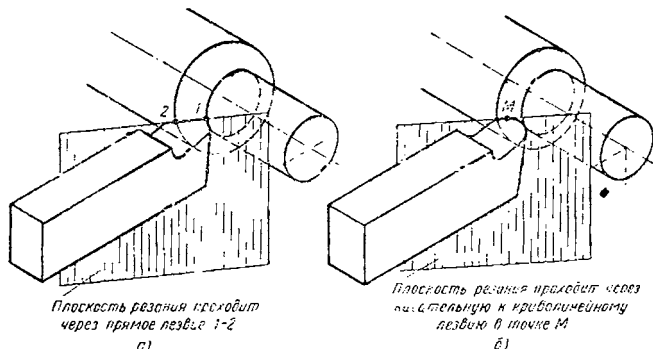


Фиг. 9. Определение поверхностей на обрабатываемой детали.

Большая часть поверхности резания, образуемая главным режущим лезвием, с поверхности обрабатываемой детали срезается за следующий оборот этой детали или рабочий ход инструмента и удаляется вместе со стружкой.

Положение на резе передней, задней главной и вспомогательной поверхностей, главного и вспомогательного режущих лезвий, в совокупности образующих его рабочую часть, определяется углами резца.

Для определения углов резца установлены следующие исходные координатные плоскости: а) плоскость резания; б) основная пло-



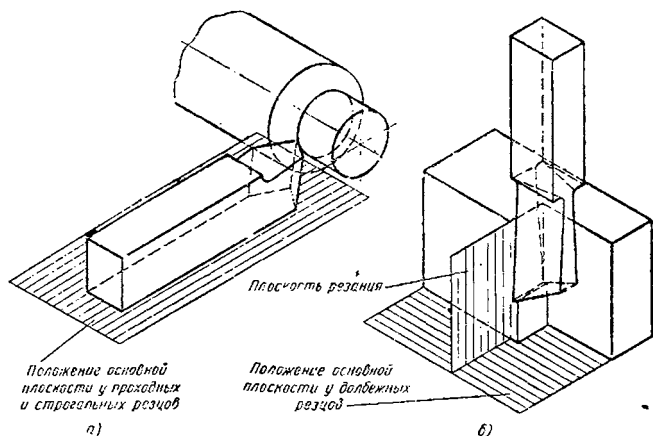
Фиг. 10. Определение плоскости резания.

скость; в) главная секущая плоскость и г) вспомогательная секущая плоскость.

Плоскостью резания называется плоскость, проходящая через прямолинейное главное режущее лезвие (фиг. 10, а), или касательная к поверхности резания в точке М криволинейного режущего лезвия (фиг. 10, б). Таким образом, у резцов с криволинейным режущим лезвием плоскость резания заменяется линейчатой поверхностью, образованной движением вдоль режущей кромки прямой линии, касательной к поверхности резания. В частных случаях, например у строгальных и долбежных резцов с прямолинейным режущим лезвием, плоскость резания совмещается с поверхностью резания.

Основной плоскостью называется плоскость, параллельная продольной и поперечной подачам. У токарных и строгальных резцов с призматическим стержнем основная плоскость совмещается с нижней опорной плоскостью стержня (фиг. 11, а). У долбежных резцов с таким же стержнем основная плоскость перпендикулярна их опорной поверхности (фиг. 11, б).

Главной секущей плоскостью называется плоскость, перпендикулярная к проекции главного режущего лезвия на основную плоскость.



Фиг. 11. Определение основной плоскости.

Вспомогательной секущей плоскостью называется плоскость, перпендикулярная к проекции вспомогательного режущего лезвия на основную плоскость.

§ 6. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЗЦОВ

Главные углы у резца измеряются в главной секущей плоскости (фиг. 12).

Главным задним углом α называется угол между следами плоскости резания и главной задней поверхностью.

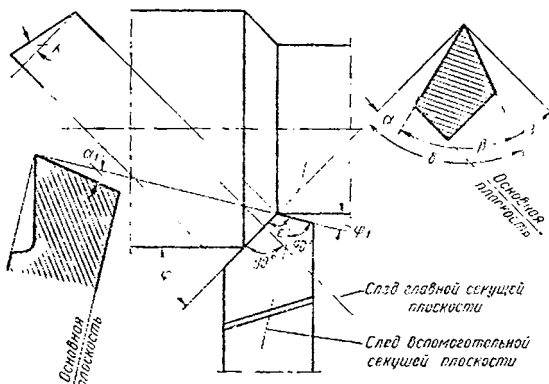
Углом заострения β называется угол между следами передней и главной задней поверхностями резца.

Передним углом γ называется угол между следом плоскости, перпендикулярной к плоскости резания, проведенной через главную режущую кромку, и следом передней поверхности резца.

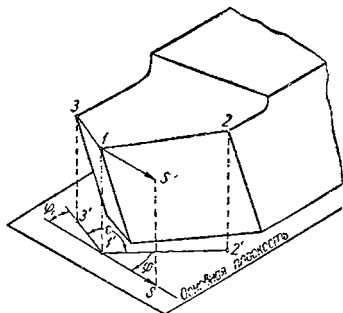
Углом резания δ называется угол между следами передней поверхности и плоскости резания.

Вспомогательные углы резца измеряются в вспомогательной секущей плоскости (фиг. 12).

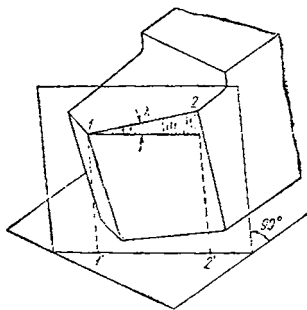
Вспомогательным задним углом α_1 называется угол между следами вспомогательной задней поверхности и плоскости, проходящей через вспомогательное режущее лезвие перпендикулярно основной плоскости.



Фиг. 12. Определение главных углов заточки α , β , γ и δ реза в главной и вспомогательной секущих плоскостях.

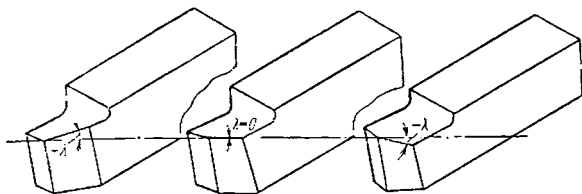


Фиг. 13. Определение углов реза φ и φ_1 в плане.

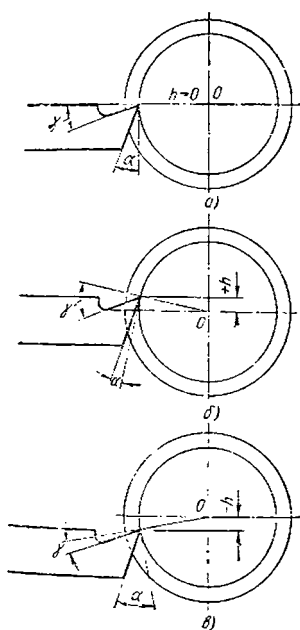


Фиг. 14. Определение угла наклона λ главного режущего лезвия.

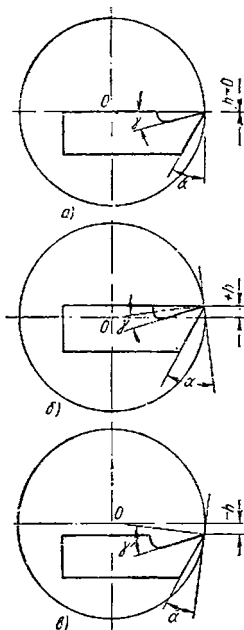
Вспомогательным передним углом γ_1 называется угол между следом плоскости, проходящей через вспомогательное режущее лезвие параллельно основной плоскости, и следом передней поверхности реза.



Фиг. 15. Определение знаков «плюс» и «минус» угла λ наклона главного режущего лезвия у резца.



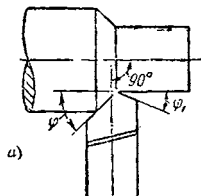
Фиг. 16. Изменение углов α и γ при установке проходного токарного резца на высоте оси, выше и ниже оси вращения обрабатываемой детали.



Фиг. 17. Изменение углов α и γ при установке расточного резца на высоте оси, выше и ниже оси вращения обрабатываемой детали.

Углы в плане измеряются в основной плоскости (фиг. 13).

Главным углом в плане φ называется угол между проекцией главного режущего лезвия на основную плоскость и направлением подачи.

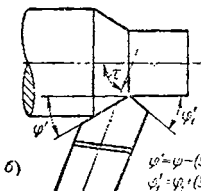


а)

Вспомогательным углом в плане φ_1 называется угол между проекцией вспомогательного режущего лезвия на основную плоскость и направлением подачи.

Углом при вершине в плане ψ называется угол между проекциями режущих лезвий на основную плоскость.

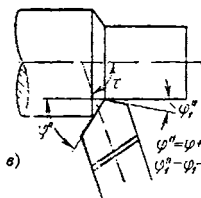
Угол наклона главного режущего лезвия λ измеряется в плоскости, проходящей через главное режущее лезвие перпендикулярно основной плоскости (фиг. 14). Углом наклона главного режущего лезвия λ называется угол, заключенный между режущим лезвием и линией, проведенной через вершину резца параллельно основной плоскости. Этот угол считается положительным, когда вершина резца является наинизшей точкой режущего лезвия, отрицательным, когда вершина резца является наивысшей точкой режущего лезвия, нулевым, когда режущее лезвие параллельно основной плоскости (фиг. 15).



б)

$$\varphi' = \varphi - (90 - \tau)$$

$$\varphi'_1 = \varphi_1 + (90 - \tau)$$



в)

$$\varphi'' = \varphi + (90 - \tau)$$

$$\varphi''_1 = \varphi_1 - (90 - \tau)$$

Фиг. 18. Изменение углов в плане φ и φ_1 в зависимости от положения оси резца относительно оси обрабатываемой детали.

Величины всех выше перечисленных углов резца устанавливаются при соблюдении следующих условий:

а) вершина резца установлена на высоте оси вращения обрабатываемой детали (фиг. 16, а);

б) геометрическая ось стержня резца установлена перпендикулярно оси вращения обрабатываемой детали (см. фиг. 18, а).

Нарушение этих двух условий приводит к изменению величины углов.

При наружной обточке установка вершины резца выше оси вращения обрабатываемой детали (фиг. 16, б) приводит к увеличению переднего угла γ и к уменьшению заднего угла α ; установка вершины резца ниже оси вращения обрабатываемой детали (фиг. 16, в) приводит к уменьшению переднего угла γ и к увеличению заднего угла α .

При внутренней расточке установка вершины резца выше или ниже оси вращения обрабатываемой детали приводит к изменениям

переднего и заднего углов, обратным тем, какие имеют место при наружной обточке (фиг. 17, а—в).

Установка резца так, чтобы геометрическая ось его стержня образовала с осью вращения обрабатываемой детали угол $\tau < 90^\circ$, приводит (как это показано на фиг. 18, а—е) к изменениям величины углов в плане φ и φ_1 на величину $\pm(90-\tau)^\circ$.

§ 7. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЗЦОВ В ДВИЖЕНИИ

В процессе резания в зависимости от положения оси стержня резца по отношению к оси обрабатываемой детали, от установки вершины резца выше или ниже линии центров токарного станка, в зависимости от величины и направления векторов скорости резания и подачи, а также от величины угла наклона главного режущего лезвия λ — углы резца изменяются как по величине, так и по направлению их измерения.

Изменения углов вызваны одновременным действием движений, сообщаемых в процессе резания резцу и обрабатываемой детали, а также переменной положения, занимаемого рабочей частью резца относительно поверхности резания и векторов скорости резания и подачи.

Одновременное действие двух или нескольких движений, сообщаемых резцу и обрабатываемой детали при определенном положении рабочей части резца, определяет перемещение задней поверхности резца относительно поверхности резания.

Направление этих относительных перемещений, в свою очередь, определяет как направление измерения, так и величину измеряемых углов резца в процессе резания.

В отличие от углов, определяемых в неподвижном состоянии резца, углы, определяемые в процессе резания и связанные по направлению измерения и по величине с относительными движениями рабочего процесса, могут быть названы кинематическими углами, или углами в движении.

В такой мере, в какой эти относительные перемещения в различных точках режущего лезвия резца могут быть различными, соответственно изменяется также направление измерения и величина измеряемых кинематических углов в этих точках.

В такой мере, в какой от переключения рукояток станка изменяются количественные соотношения одновременно действующих движений (скорости резания и подачи), соответственно изменяется также и величина кинематических углов резца.

В такой мере, в какой меняется положение рабочей части резца относительно поверхности резания и векторов скорости резания и подачи, соответственно изменяется направление измерения и величина кинематических углов резца.

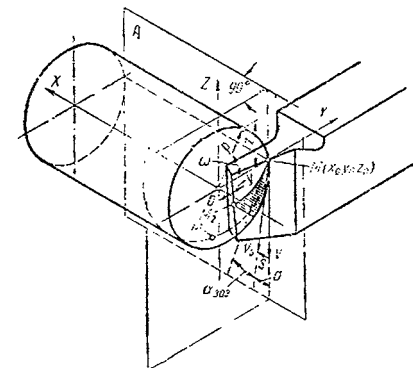
Для определения кинематических углов [21] резца необходимо исходить из:

- а) величины углов в статике;
- б) положения рабочей части резца относительно оси вращения обрабатываемой детали;
- в) направления и величины векторов скорости резания и подачи.

Геометрическая сумма векторов скорости резания v и подачи s дает вектор относительной (истинной, рабочей) скорости резания v_0 . Все три вектора v , s и v_0 лежат в одной плоскости A .

При равномерной скорости резания v и равномерной подаче s траекторией относительного перемещения каждой точки режущего лезвия резца является винтовая линия. Совокупность винтовых траекторий всех точек режущего лезвия резца образует поверхность резания, являющуюся в случае точения винтовой поверхностью.

Так как вектор относительной скорости v_0 лежит на касательной к траектории относительного перемещения точки M режущего лезвия резца (фиг. 19), то и плоскость A касательна в этой точке M к винтовой линии траектории относительного перемещения MM_1 и одновременно также к



Фиг. 19. Определение вектора относительной скорости v_0 , лежащего на касательной к траектории относительного перемещения точки M режущего лезвия резца.

соосному с обрабатываемой деталью цилиндру радиуса r , на поверхности которого лежит рассматриваемая винтовая линия — траектория относительного перемещения точки M .

В общем случае величина кинематического заднего угла α_{302} как угла между поверхностью резания и задней поверхностью резца измеряется между вектором относительной скорости v_0 и касательной к следу MM_1 на задней поверхности резца.

Параметрическое уравнение винтовой траектории MM_1 относительного движения точки M режущего лезвия резца

$$\left. \begin{aligned} x &= \frac{sw}{2\pi} \cdot \\ y &= r \cos w; \\ z &= r \sin w. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

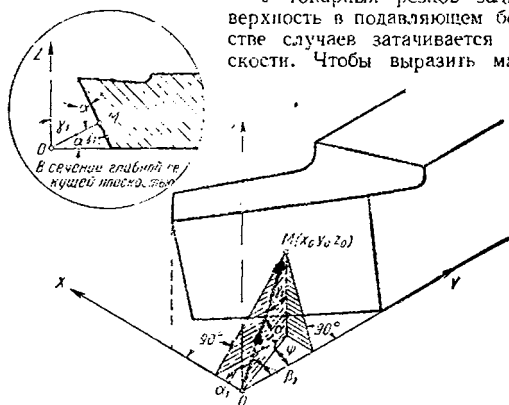
Первые производные уравнения (8)

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx}{d\omega} &= \frac{s}{2\pi}; \\ \frac{dy}{d\omega} &= -\rho \sin \omega; \\ \frac{dz}{d\omega} &= \rho \cos \omega. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Уравнения касательной к винтовой траектории MM_1 в точке M

$$\frac{x-x_0}{\frac{s}{2\pi}} = + \frac{y-y_0}{\rho \sin \omega} = \frac{z-z_0}{\rho \cos \omega}. \quad (10)$$

У токарных резцов зачняя поверхность в подавляющем большинстве случаев затачивается по плоскости. Чтобы выразить математи-



Фиг. 20. Расчетная схема для определения направляющих косинусов у перпендикуляра OM , опущенного из начала координатной оси $X/Y/Z$ на главную заднюю поверхность.

ческим уравнением плоскость главной задней поверхности (грань), отнесем резец к пространственным координатным осям XYZ (фиг. 20). Направляющие косинусы перпендикуляра OM опущенного из точки O начала координат на плоскость главной задней грани резца:

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_1 &= \cos \alpha \sin \varphi; \\ \cos \beta_1 &= \cos \alpha \cos \varphi; \\ \cos \gamma_1 &= \sin \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Тогда уравнение плоскости задней поверхности токарного резца, проходящей через точку $M(x_0, y_0, z_0)$, будет

$$\cos \alpha \sin \varphi (x - x_0) + \cos \alpha \cos \varphi (y - y_0) + \sin \alpha (z - z_0) = 0. \quad (12)$$

Винтовая траектория относительного движения точки M режущего лезвия лежит на поверхности цилиндра радиуса ρ , параметрическое уравнение которого

$$\left. \begin{aligned} x &= \rho; \\ y &= \rho \cos \omega; \\ z &= \rho \sin \omega. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Совместным решением уравнений (12) и (13) находим уравнение следа MM_2 пересечения главной задней поверхности резца с цилиндром:

$$\left. \begin{aligned} x &= x_0 + \frac{\cos \varphi (y_0 - \rho \cos \omega) - \operatorname{tg} \alpha (\rho \sin \omega + z_0)}{\sin \varphi}; \\ y &= \rho \cos \omega; \\ z &= \rho \sin \omega. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Первые производные уравнения (14)

$$\begin{aligned} \frac{dx}{d\omega} &= \frac{\rho \cos \varphi \sin \omega - \rho \operatorname{tg} \alpha \cos \omega}{\sin \varphi}; \\ \frac{dy}{d\omega} &= -\rho \sin \omega; \\ \frac{dz}{d\omega} &= \rho \cos \omega. \end{aligned}$$

Тогда уравнение касательной к следу MM_2 пересечения задней поверхности резца с цилиндром радиуса ρ в точке $M(x_0, y_0, z_0)$

$$\frac{\sin \varphi (x - x_0)}{\rho (\cos \varphi \sin \omega - \operatorname{tg} \alpha \cos \omega)} = \frac{y - y_0}{\rho \sin \omega} = \frac{z - z_0}{\rho \cos \omega}. \quad (15)$$

Угол между касательной к винтовой траектории MM_1 , на которой лежит вектор относительной скорости v_0 и касательной к следу MM_2 задней поверхности резца, при условии, что для точки M угол $\omega = \varepsilon = \arcsin \left(\frac{h}{\rho} \right)$, где h — величина смещения точки M режущего лезвия резца в миллиметрах выше или ниже центра вращения обрабатываемого предмета, выражается уравнением

$$\cos \alpha_{\text{зад}} = \frac{\frac{s}{2\pi} (\cos \varphi \sin \varepsilon - \operatorname{tg} \alpha \cos \varepsilon) + \rho \sin \varphi}{\sqrt{\sin^2 \varphi + (\cos \varphi \sin \varepsilon - \operatorname{tg} \alpha \cos \varepsilon)^2} \cdot \sqrt{\left(\frac{s}{2\pi} \right)^2 + \rho^2}}. \quad (16)$$

Кинематический задний угол $\alpha_{заз}$ по уравнению (16) в числовом выражении равен углу, образованному вектором относительной скорости v_o и касательной к следу MM_2 пересечения задней поверхности резца плоскостью A . Поэтому, наряду с изложенным выше определением кинематического заднего угла в общем случае, ему может быть дано следующее второе определение по итоговой величине $\alpha_{заз}$, равноценное первому определению.

Кинематический задний угол $\alpha_{заз}$ в точке M режущего лезвия измеряется в плоскости A между вектором относительной скорости v_o и касательной к следу MM_2 пересечения задней поверхности плоскостью A .

Угол сбега стружки λ_δ . Кинематический угол λ_δ зависит от положения, занимаемого в процессе разания главным режущим лезвием относительно вектора относительной (истинной, рабочей) скорости v_o .

В общем случае работы токарного резца в каждой точке его главного режущего лезвия вектор относительной скорости резания имеет величину и направление, отличные от величины и направления подобного же вектора v_o в других, соседних точках того же главного режущего лезвия. По этой причине в каждой точке M главного режущего лезвия токарного резца имеется своя, отличная от других смежных точек, величина кинематического угла λ_δ . Исключение составляет частный случай, когда главное режущее лезвие всеми своими точками лежит в плоскости, проходящей через ось обрабатываемого предмета; тогда векторы во всех точках этого режущего лезвия взаимно параллельны и поэтому кинематический угол λ_δ есть величина, одинаковая во всех точках главного режущего лезвия. Этому же случаю соответствует строгание и долбление, когда вследствие прямолинейного характера рабочего движения резца векторы относительной (рабочей) скорости v_o во всех точках главного режущего лезвия также параллельны и определяют постоянство величины кинематического угла λ_δ во всех точках главного режущего лезвия во время работы резцов.

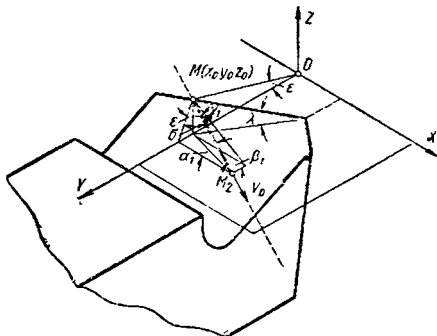
Работа металлорежущими инструментами показывает, что кинематический угол наклона главного режущего лезвия λ_δ определяет направление скольжения срезанной стружки по контактной площадке передней поверхности (в частном случае плоскости) инструмента, а также характер завивки и отклонения сбегающей стружки при ее движении в воздухе.

В общем случае направление сбега стружки по передней поверхности инструмента, в том числе и резца, не совпадает с плоскостью, нормальной к режущему лезвию, а образует с этой плоскостью угол, практически равный по величине кинематическому углу λ_δ . Только в частных случаях имеет место скольжение и сбеги срезанной стружки по нормали к режущему лезвию. Этим частным случаям сбега стружки соответствует свертывание срезанной стружки в плоскостную спираль, например при резании отрезными резцами. Исходя из этого практического значения, кинематический угол наклона главного

режущего лезвия может быть назван углом сбега стружки и ему может быть дано следующее определение:

угол сбега стружки λ_0 измеряется между главным режущим лезвием или касательной к нему в данной точке M и плоскостью, перпендикулярной к вектору относительной скорости v_0 в той же точке M .

В соответствии с этим определением в тех случаях, когда без особых затруднений могут быть найдены направляющие косинусы углов прямолинейного главного режущего лезвия или же касательной к криволинейному лезвию в данной точке M , $\cos \alpha_1$, $\cos \beta_1$, $\cos \gamma_1$



Фиг. 21. Расчетная схема для определения направляющих косинусов вектора относительной скорости резания v_0 в координатных осях XYZ .

и направляющие косинусы прямой, на которой лежит вектор относительной скорости в той же точке M , $\cos \alpha_2$, $\cos \beta_2$, $\cos \gamma_2$, угол между этими двумя прямыми может быть выражен уравнением

$$\cos \phi = \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 + \cos \beta_1 \cos \beta_2 + \cos \gamma_1 \cos \gamma_2, \quad (17)$$

а угол сбега стружки λ_0 — уравнением

$$\sin \lambda_0 = \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 + \cos \beta_1 \cos \beta_2 + \cos \gamma_1 \cos \gamma_2. \quad (18)$$

Для определения математических выражений направляющих косинусов, токарный резец с положительным углом возвышения $+\lambda > 0^\circ$ отнесен к пространственным координатным осям X , Y , Z (фиг. 21), причем ось X совпадает с осью вращения обрабатываемого предмета. Вектор относительной скорости v_0 в произвольной точке $M(x_0, y_0, z_0)$ главного режущего лезвия пересекает плоскость XY в точке M_2 и образует с осью X угол α_1 , с осью Y — угол β_1 и

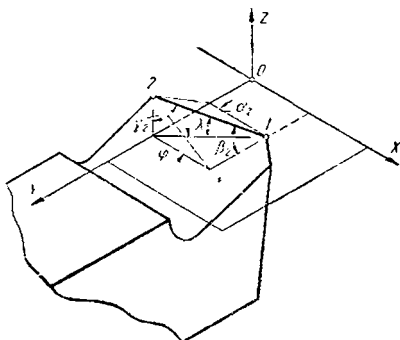
с осью Z — угол γ_1 . Величины этих углов, как это вытекает из расчетной схемы, выражаются равенствами:

$$\cos \alpha_1 = \sin \sigma;$$

$$\cos \beta_1 = \cos \sigma \sin \epsilon;$$

$$\cos \gamma_1 = \cos \sigma \cos \epsilon.$$

На фиг. 22 тот же резец отнесен к тем же пространственным координатным осям. Главное режущее лезвие $1-2$ образует с осью X угол α_2 , с осью Y — угол β_2 и с осью Z — угол γ_2 .



Фиг. 22. Расчетная схема для определения направляющих косинусов главного режущего лезвия в координатных осях XYZ .

Величины этих углов на основании расчетной схемы по фиг. 22 выражаются равенствами:

$$\cos \alpha_2 = \cos \varphi \cos \lambda;$$

$$\cos \beta_2 = \sin \varphi \cos \lambda;$$

$$\cos \gamma_2 = \cos (90 - \lambda) \sin \lambda.$$

Подставляя значения направляющих косинусов вектора относительной скорости резания v_0 и главного режущего лезвия в уравнение (18), получаем для тупого реза

$$\sin \lambda_0 = \cos \varphi \cos \lambda \sin \sigma + \sin \varphi \cos \lambda \sin \epsilon \cos \alpha + \sin \lambda \cos \sigma \cos \epsilon. \quad (19)$$

Для точки I вершины токарного резца координата $z_0 = 0$ и поэтому угол $\epsilon = 0$. Уравнение (19) принимает для точки I вид

$$\sin \lambda_0 = \cos \varphi \cos \lambda \sin \sigma + \sin \lambda \cos \sigma. \quad (20)$$

Для токарного резца со статическим углом возвышения $\lambda = 0$, установленного всеми точками по центру вращения обрабатываемой детали, уравнение (19) принимает вид

$$\sin \lambda_\partial = \cos \varphi \sin \sigma. \quad (21)$$

Для токарного резца со статическим углом возвышения $\lambda = 0$, но установленного всеми точками лезвия выше центра вращения обрабатываемой детали, уравнение (19) принимает вид

$$\sin \lambda_\partial = \cos \varphi \sin \sigma + \sin \varphi \cos \alpha \sin \epsilon. \quad (22)$$

Кинематический передний угол γ_∂ . Направление скольжения и сбега стружки по контактной площадке передней поверхности определяется углом λ_∂ . Очевидно, процесс и величина деформации срезаемой стружки, сила резания и трения, количество выделяемой теплоты находятся в непосредственной зависимости от величины переднего угла γ_∂ , измеряемого в направлении сбега стружки, т. е. в плоскости, образующей с плоскостью, перпендикулярной к режущему лезвию, угол λ_∂ .

В соответствии с этим переднему углу γ_∂ в процессе резания может быть дано следующее определение:

передний угол γ_∂ в рабочем состоянии инструмента измеряется между плоскостью, перпендикулярной к вектору относительной скорости v_∂ и касательной к передней поверхности, проведенной в направлении сбега стружки под углом λ_∂ к нормали в данной точке M режущего лезвия.

Уравнение прямой, на которой лежит вектор относительной скорости v_∂ в точке M (x_0, y_0, z_0):

$$\frac{x - x_0}{\cos \alpha_1} = \frac{y - y_0}{\cos \beta_1} = \frac{z - z_0}{\cos \gamma_1}.$$

Уравнение плоскости, перпендикулярной к вектору v_∂ в той же точке M :

$$(x - x_0) \cos \alpha_1 + (y - y_0) \cos \beta_1 + (z - z_0) \cos \gamma_1 = 0.$$

Уравнение прямой, касательной к контактной площадке на передней поверхности и проведенной под углом λ_∂ к нормали:

$$\frac{x - x_0}{\cos \alpha_3} = \frac{y - y_0}{\cos \beta_3} = \frac{z - z_0}{\cos \gamma_3}.$$

Уравнение переднего угла γ_∂ в движении, заключенного между плоскостью, перпендикулярной к вектору v_∂ и прямой, касательной к контактной площадке на передней поверхности и проведенной под углом λ_∂ к нормали:

$$\sin \gamma_\partial = \frac{\cos \alpha_1 \cos \gamma_3 + \cos \beta_1 \cos \beta_3 + \cos \gamma_1 \cos \gamma_3}{\sqrt{\cos^2 \alpha_1 + \cos^2 \beta_1 + \cos^2 \gamma_1} \cdot \sqrt{\cos^2 \alpha_3 + \cos^2 \beta_3 + \cos^2 \gamma_3}}. \quad (23)$$

ГЛАВА II

ЭЛЕМЕНТЫ РЕЗАНИЯ И СРЕЗАЕМЫЙ СЛОЙ

§ 8. ЭЛЕМЕНТЫ РЕЗАНИЯ

Резание металлов является одним из широко распространенных технологических приемов механической обработки деталей. Оно заключается в последовательном срезании в виде стружки металла заготовки с целью изменения ее формы и размеров согласно требованиям чертежа обрабатываемой конкретной детали.

Последовательное непрерывное или прерывистое срезание стружки достигается установленным и вполне определенным перемещением инструмента относительно обрабатываемой детали.

В случае продольной наружной обточки или внутренней расточки относительное рабочее перемещение инструмента и детали происходит по винтовой линии.

В случае строгания и долбления относительное рабочее перемещение происходит по прямой.

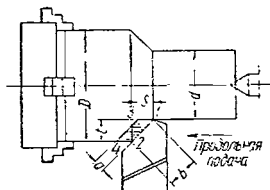
Относительное перемещение инструмента по винтовой линии достигается в подавляющем большинстве случаев сочетанием в определенном кинематическом соотношении двух движений: а) равномерного вращательного движения обрабатываемой детали вокруг ее геометрической оси и б) равномерного прямолинейного движения инструмента вдоль оси вращения детали.

Относительное перемещение инструмента по прямой достигается сообщением этого движения инструменту при неподвижном положении обрабатываемой детали (строгание на поперечно-строгальном станке и долбление) или, наоборот, сообщением этого движения обрабатываемой детали при неподвижном положении инструмента (строгание на продольно-строгальном станке).

В первом случае всегда устанавливается такое кинематическое соотношение, чтобы вращательное движение детали, измеренное в метрах в минуту как окружная скорость, было больше скорости прямолинейного движения резца, измеряемого в миллиметрах за оборот детали. В соответствии с этим скорость срезания стружки определяется окружной скоростью вращения детали, а толщина слоя металла, срезаемого с заготовки и превращаемого в стружку, — величиной прямолинейного движения резца. Во втором случае скорость резания стружки определяется скоростью прямолинейного движения резца или детали, а толщина срезаемого слоя металла —

величиной другого, прерывистого прямолинейного движения, меньшего по величине и действующего не в процессе резания, а лишь в периоды холостых циклов и направленного перпендикулярно направлению первого движения.

Скоростью резания называется путь перемещения режущей кромки относительно обрабатываемой поверхности в единицу времени. В случае точения скорость резания измеряется в плоскости вращения детали как окружная скорость обрабатываемой поверхности, наиболее отдаленной от оси вращения, а в случае строгания и долбления — как средняя линейная скорость перемещения резца. Скорость резания обозначается буквой v и измеряется в метрах в минуту, т. е.

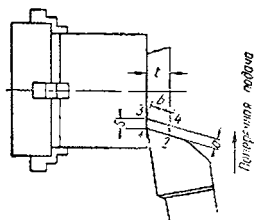


Фиг. 25. Определение продольной подачи токарных резцов.

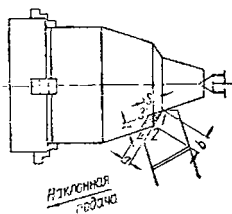
где D — диаметр обрабатываемой поверхности в мм, а n — число оборотов детали в минуту (при шлифовании скорость резания измеряется в метрах в секунду).

Подачей при точении называется перемещение резца вдоль обработанной поверхности за один оборот обтачиваемой или рас-

$$v = \frac{\pi D n}{1000} \text{ м мин.},$$



Фиг. 26. Определение поперечной подачи подрезного резца.



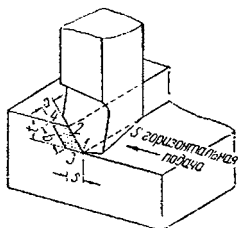
Фиг. 27. Определение наклонной подачи токарного резца.

тачиваемой детали, а при строгании и долблении — перемещение резца поперек обработанной поверхности за один рабочий ход строгального или долбежного резца.

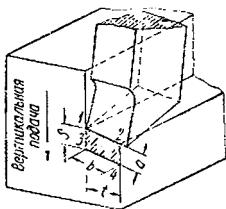
В зависимости от характера производимой обработки детали направление подачи может быть различно:

а) при точении различают продольную подачу вдоль линии центров станка (фиг. 25), поперечную подачу — перпендикулярно линии центров (фиг. 26) и наклонную подачу — под углом к линии центров (фиг. 27);

- б) при строгании различают горизонтальную (фиг. 28), вертикальную (фиг. 29) и наклонную (фиг. 30) подачи;
в) при долблении различают продольную (фиг. 31), поперечную (фиг. 32) и круговую (фиг. 33) подачи.

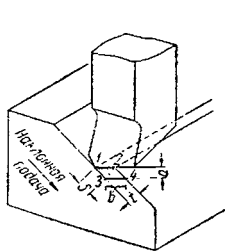


Фиг. 28. Определение горизонтальной подачи строгальных резцов.

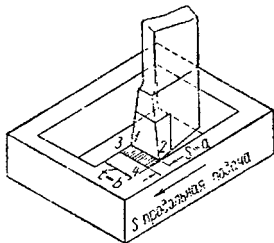


Фиг. 29. Определение вертикальной подачи строгального резца.

Подача обозначается буквой s и измеряется при обточке и расточке в миллиметрах за один оборот детали, а при строгании и долблении — в миллиметрах за один рабочий ход резца.



Фиг. 30. Определение наклонной подачи строгального резца.



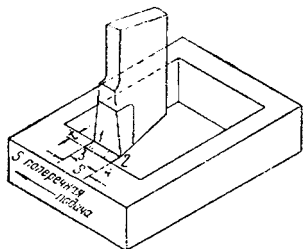
Фиг. 31. Определение продольной подачи долбежных резцов.

Глубина слоя, срезаемого с поверхности заготовки резцом за один проход, называется глубиной резания. Глубина резания обозначается буквой t и измеряется в миллиметрах, как линейное расстояние между обрабатываемой и обработанной поверхностями. При обточке и расточке глубина резания измеряется в осевой плоскости детали и равна

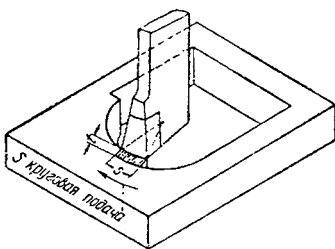
$$t = \frac{D - d}{2} \text{ мм,}$$

где D — диаметр обрабатываемой, а d — диаметр обработанной поверхностей в мм (при расгочке $t = \frac{d - D}{2}$ мм).

Величина подачи s и глубины резания t определяет размеры поперечного сечения слоя металла, срезаемого резцом с поверхности заготовки за один оборот детали при точении или за один рабочий ход резца при строгании и долблении.



Фиг. 32. Определение поперечной подачи долбежного резца.



Фиг. 33. Определение круговой подачи долбежного резца.

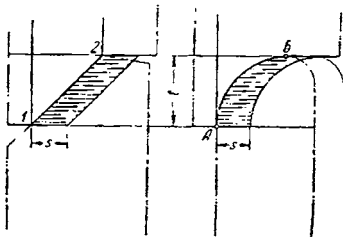
§ 9. ГЕОМЕТРИЯ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ

Поперечное сечение срезаемого слоя может иметь различную форму в зависимости от формы режущей кромки резца и ее расположения относительно вектора подачи s . В случае прямолинейного режущего лезвия, расположенного под углом φ к вектору подачи s , поперечное сечение срезаемого слоя имеет форму параллелограмма, основание которого равно подаче s , а высота — глубине резания t . Схематическое изображение поперечного сечения срезаемого слоя в случае точения показано на фиг. 25—27, в случае строгания — на фиг. 28—30, а в случае долбления — на фиг. 31—33.

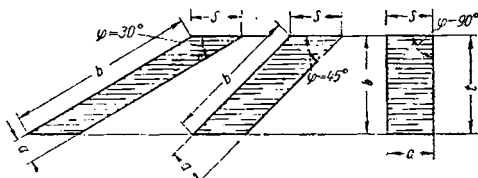
Процесс пластической и упругой деформации и сопротивление металла деформированию зависит не только от величины площади, но и от ширины и толщины поперечного сечения срезаемого слоя.

Шириной срезаемого слоя называется расстояние между обрабатываемой и обработанной поверхностями, измеренное по поверхности резания. Ширина стружки обозначается буквой b и измеряется в миллиметрах. Геометрически (фиг. 25—33) ширина срезаемого слоя равна следу 1—2 пересечения поверхности резания плоскостью, которая при точении проходит через ось вращения обрабатываемой детали, а при строгании и долблении перпендикулярна обработанной поверхности. При резании криволинейным режущим лезвием ширина срезаемого слоя равна криволинейному следу AB (фиг. 34).

Толщиной срезаемого слоя называется расстояние, измеряемое в направлении, перпендикулярном к ширине стружки, между двумя последовательными положениями поверхности резания, при точении — за один оборот детали, а при строгании и долблении — за один проход резца. Толщина стружки обозначается буквой a и измеряется в миллиметрах. Геометрически толщина стружки равна: в случае точения — линейному расстоянию между последовательными положениями следов 1—2 и 3—4 (фиг. 25—27) пересечения винтовой поверхности резания плоскостью, проходящей через ось вращения обрабатываемой детали, в случае строгания и долбления — линейному расстоянию между следами 1—2 и 3—4 (фиг. 28—33) пересечения двух последовательно расположенных поверхностей резания, образованных за два смежных прохода резца плоскостью, перпендикулярной к обработанной поверхности. При резании прямолинейным режущим лезвием толщина срезаемого



Фиг. 34. Номинальная площадь срезаемого слоя резцами с прямолинейным и криволинейным режущими лезвиями.



Фиг. 35. Изменение толщины a и ширины b срезаемого слоя в зависимости от величины главного угла в плане φ при

$$s < \frac{t}{\sin^2 \varphi}.$$

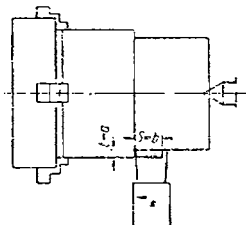
слоя постоянна вдоль всего главного режущего лезвия. При резании криволинейным режущим лезвием толщина срезаемого слоя переменна (фиг. 34) и убывает вдоль криволинейного режущего лезвия от точки A к точке B .

Ширина срезаемого слоя зависит от глубины резания t и главного угла в плане φ . Толщина срезаемого слоя зависит от величины подачи s и главного угла в плане φ .

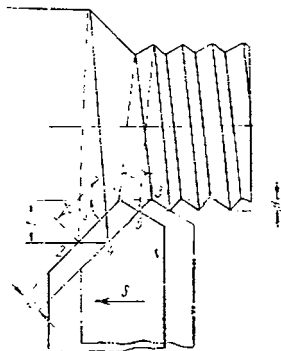
На основании геометрических соображений, вытекающих из схемы на фиг. 35, эти зависимости имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} a &= s \sin \varphi; \\ b &= \frac{t}{\sin \varphi}. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

Математические выражения по формуле (25) справедливы для всех случаев, когда $a < b$, т. е. когда $s < \frac{t}{\sin^2 \varphi}$, так как при $a = b$ подача $s = \frac{t}{\sin^2 \varphi}$. Когда же $s > \frac{t}{\sin^2 \varphi}$, то эта зависимость нарушается и, согласно схеме на фиг. 36, этим случаям соответствует равенство $a = t$ и $b = s$.



Фиг. 36. Зависимость толщины a и ширины b срезаемого слоя от подачи и глубины резания при $s > \frac{t}{\sin^2 \varphi}$.



Фиг. 37. Остаточное сечение срезаемого слоя.

Площадь поперечного сечения срезаемого слоя резцами с прямой, а также с криволинейным режущим лезвием (фиг. 34) обозначается буквой f и измеряется в квадратных миллиметрах.

Согласно схеме на фиг. 34 и 35, номинальная величина площади срезаемого слоя

$$f = ab = st \text{ мм}^2. \quad (26)$$

В действительности, как это видно из фиг. 37, резец, вследствие наличия у него главного и вспомогательного углов в плане φ и φ_1 , радиуса закругления вершины r и перемещения вдоль оси обрабатываемой детали на величину подачи s за каждый оборот, срезает слой металла меньшей площади, а именно

$$f_{\phi} = f - \Delta f \text{ мм}^2,$$

где Δf — заштрихованная на фиг. 37 площадь поперечного сечения ребешка, оставшегося не срезанным на обработанной поверхности.

Величина Δf по сравнению с величиной f в обычных условиях резания очень мала и вследствие этого при вычислении площади поперечного сечения срезаемого слоя в расчет не принимается. Поэтому в практических условиях под площадью срезаемого слоя понимается номинальная его величина f , выраженная формулой (26).

Высота H остающихся на обработанной поверхности гребешков имеет большое практическое значение для получения ровных и гладких обработанных поверхностей. Степень гладкости и ровности этой поверхности, оцениваемая еще как шероховатость, входит как составная часть в применяемое в технике понятие о качестве обработанной поверхности. Мерой количественного выражения чистоты поверхности является высота имеющихся на ней неровностей, чередующихся в виде впадин и выступов. Графическое представление о малейших неровностях или шероховатости и их величине называется микрогеометрией поверхности. Микрогеометрия обработанной поверхности зависит от многих факторов. Непосредственное влияние на итоговую качественную оценку микрогеометрии имеет высота H гребешков. Как это видно из фиг. 37, высота гребешков остаточного сечения срезаемого слоя является функцией ряда переменных:

$$H = f(\varphi, \varphi_1, r, s).$$

С увеличением углов в плане φ и φ_1 , а также подачи s высота гребешков H увеличивается, а с увеличением радиуса закругления вершины r высота H , наоборот, уменьшается. Поэтому для получения более чисто обработанных поверхностей необходимо, кроме прочих мероприятий, вести обработку резцами, имеющими возможно малые (для данных конкретных условий) углы φ и φ_1 в плане и больший радиус r закругления вершины; при этом обработку необходимо вести с малыми подачами s . Этим условиям удовлетворяют конструкции чистовых и автоматных резцов при чистовых режимах резания.

При работе с большими подачами надлежащая чистота обработанной поверхности может быть достигнута при полном снятии остаточного сечения срезаемого слоя, что может быть достигнуто по схеме фиг. 36 при условии, что режущее лезвие равно примерно 1,2s. Необходимо отметить, что в значительной части случаев вследствие пластических и упругих деформаций металла, образующего граничный слой поверхности резания, и вызванных этими деформациями местных поверхностных разрушений высота неровностей на обработанной поверхности в несколько раз больше расчетной высоты H гребешков остаточного сечения срезаемого слоя.

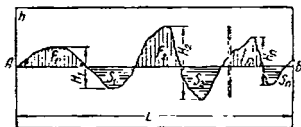
Измерение чистоты обработанной поверхности ведется при помощи профилометра, отклонение стрелки которого показывает среднюю квадратическую величину имеющихся на этой поверхности неровностей, выраженную в микронах и микродюймах (1 мк равен 40 микродюймам), или же при помощи профилографа, записывающего на движущейся ленте профилограмму, отображающую в сильно

увеличенном масштабе (от 1:1 до 80 000:1) те неровности, которые имеются на измеряемой обработанной поверхности.

Среднее квадратическое отклонение микронеровностей по ГОСТ 2789-51 определяется как квадратный корень из среднего квадрата расстояний h точек профиля поверхности, записанной на профилограмме, до его средней линии AB (фиг. 38), делящей профиль таким образом, что площади по обеим сторонам от этой линии до контура профиля равны между собой, т. е. так, чтобы

$$F_1 + F_2 + \dots + F_n = S_1 + S_2 + \dots + S_n.$$

Измеряя при помощи линейки последовательный ряд отклонений записанной профильной кривой от средней линии AB и подставив полученные измерения и выраженные в микронах числовые значения $h_1, h_2, h_3, \dots, h_n$ в формулу



Фиг. 38. Профилограмма поверхности, обработанной резцом.

$$H_{ck} = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L h^2 dl}, \quad (27)$$

получаем по ней среднюю квадратическую величину H_{ck} неровностей как количественную меру оценки чистоты обработанной поверхности.

Средняя высота микронеровностей по ГОСТ 2789-51 определяется как среднее арифметическое высот микронеровностей H от гребня до дна впадины (фиг. 38). Измеряя при помощи линейки последовательный ряд высот $H_1, H_2, H_3, \dots, H_n$ профилограммы и подставив выраженные в микронах значения измеряемого ряда высот в формулу

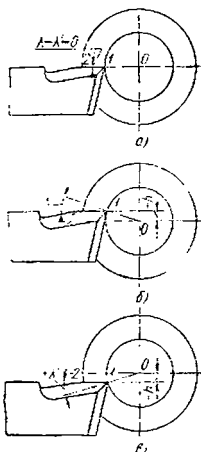
$$H_{cp} = \frac{1}{n} (H_1 + H_2 + \dots + H_n), \quad (28)$$

получаем по ней среднюю арифметическую высоту микронеровностей обработанной поверхности.

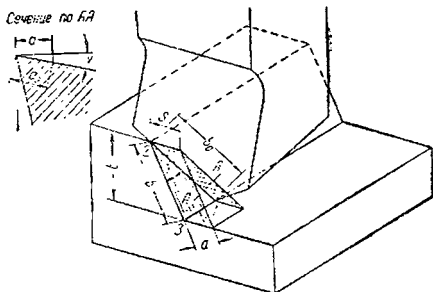
Чистота одной и той же поверхности, измеренная в одном случае вдоль, а в другом случае поперек рабочего хода резца, может иметь различное количественное выражение H_{cp} и H_{ck} , поэтому при измерении чистоты поверхностей, обработанных резцами, оговаривается направление измерения.

Расположение передней поверхности резца относительно срезаемого им слоя металла только в частном случае совпадает с осевой плоскостью (в случае точения) или с плоскостью, перпендикулярной к поверхности резания (в случае строгания и долбления), в которых измеряется величина площади поперечного сечения срезаемого слоя. Как правило, в результате заточки передних углов γ , наличия угла повышения λ и установки резца выше или ниже оси вращения детали,

передняя поверхность резца образует с осевой плоскостью детали или с плоскостью, перпендикулярной к поверхности резания, некоторый угол больше 0° . Вследствие этого площадь f_0 сечения срезаемого слоя плоскостью передней поверхности резца больше площади f этого слоя, измеренной в осевой плоскости или в плоскости, перпендикулярной к поверхности резания и выраженной формулой (26). Площадь f_0 может быть названа номинальной площадью контакта передней поверхности резца и срезаемого слоя в отличие от реальной контактной площадки f_k , на которую опирается и по которой скользит, изнашивая ее, срезаемая стружка, представляющая собой тот же срезаемый слой, но уже подвергнутый деформированию силами резания. По этой причине номинальная контактная площадь f_0 по своей величине всегда меньше реальной



Фиг. 39. Изменение угла λ' в зависимости от установки резца по оси, выше и ниже оси обрабатываемой детали.



Фиг. 40. Изменение ширины b_0 контакта срезаемого слоя с передней поверхностью резца в зависимости от величины угла λ .

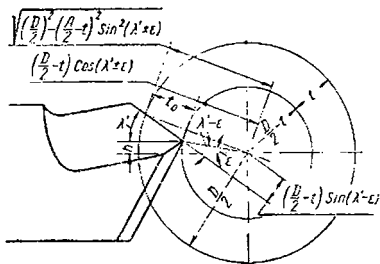
контактной площади f_k . Номинальная контактная площадь представляет собой расчетную величину, не меняющуюся во время резания. Реальная контактная площадь f_k определяется размерами непосредственного контакта передней поверхности резца и сбегающей по ней срезаемой стружки. Величина реальной контактной площади f_k зависит от степени деформации стружки. По мере износа передней поверхности резца величина реальной контактной площади в процессе резания увеличивается.

От установки резца выше и ниже оси вращения детали, как это видно из фиг. 39, меняется величина угла λ' . Поэтому с изменением угла λ' , независимо от того, происходит ли это изменение в результате заточки или установки резца выше или ниже оси детали,

ширина b_0 номинальной контактной площади f_0 увеличивается; равным образом с изменением величины переднего угла γ увеличивается также и толщина a_0 номинальной контактной площади f_0 . В простейшем случае, относясь к строгальным и долбежным резцам [21], как это видно из фиг. 40, ширина $b_0 = \frac{b}{\cos \lambda}$, а толщина $a_0 = \frac{a}{\cos \gamma}$.

Тогда величина номинальной контактной площади

$$f_0 = a_0 b_0 = \frac{ab}{\cos \lambda \cos \gamma} = \frac{st}{\cos \lambda \cos \gamma}. \quad (29)$$



Фиг. 41. Расчетная схема определения ширины b_0 номинальной контактной площади резца и срезаемого слоя металла при точении.

Кулярную к оси детали, выражается формулой

$$\operatorname{tg} \lambda' = \frac{\operatorname{tg} \lambda}{\sin \varphi}. \quad (30)$$

Заменяя линейную величину h через угол ϵ , получим

$$\sin \epsilon = \pm \frac{h}{r}, \quad (31)$$

где r может иметь любое значение в пределах между радиусом обрабатываемой поверхности $\frac{D}{2}$ и радиусом обработанной поверхности $\frac{D}{2} - t$.

Знак «плюс» берется при установке резца выше оси, а знак «минус» — при установке ниже оси.

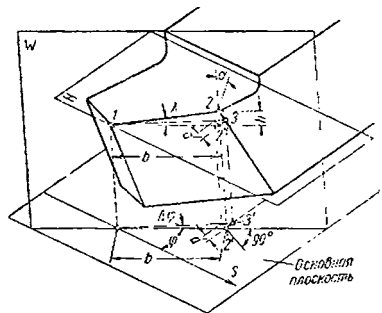
Согласно расчетной схеме на фиг. 41, расстояние

$$t_0 = \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - t\right)^2 \sin^2 (\lambda' \pm \epsilon)} - \left(\frac{D}{2} - t\right) \cos (\lambda' \pm \epsilon). \quad (32)$$

Расстояние t_0 является проекцией ширины b_0 контактной площади f_0 на плоскость, перпендикулярную к оси детали, и поэтому

$$b_0 = \frac{t_0}{\sin(\varphi \pm \Delta\varphi)}. \quad (33)$$

Величина $\Delta\varphi$ определяется по фиг. 42. Через точку I вершины резца проведена плоскость H , параллельная основной плоскости. Плоскость H образует с главной задней поверхностью резца след пересечения $1-3$. Режущее лезвие $1-2$ вследствие наличия угла λ располагается в зависимости от знака угла λ , выше или ниже плоскости H и совмещается со следом $1-3$ только в частном случае, когда $\lambda = 0$. Угол λ , согласно определению, измеряется в плоскости W , проходящей через режущее лезвие $1-2$ перпендикулярно основной плоскости и, следовательно, также к плоскости H . Из фиг. 42 видно, что положительное и отрицательное возвышения режущего лезвия $1-2$ приводит к изменению главного угла в плане φ на величину в первом случае $+\Delta\varphi$, а во втором случае на $-\Delta\varphi$. Из этой схемы следует, что



Фиг. 42. Изменение главного угла в плане с изменением величины положительного и отрицательного углов наклона главного режущего лезвия λ .

$$h_0 = b \operatorname{tg} \lambda = \frac{a}{\operatorname{tg} \alpha} \quad \text{и} \quad \frac{a}{b} = \operatorname{tg} \Delta\varphi,$$

откуда

$$\operatorname{tg} \Delta\varphi = \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \lambda. \quad (34)$$

При малых величинах угла λ величиной $\Delta\varphi$ изменения главного угла в плане ввиду ее малости можно пренебречь и принять

$$b_0 = \frac{t}{\sin \varphi}. \quad (35)$$

Заменяя в формуле (33) величину t_0 ее значением из формулы (32), получим для случая точения выражение ширины номинальной контактной площади:

$$b_0 = \frac{\sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - t\right)^2 \sin^2(\lambda' \pm \epsilon)} - \left(\frac{D}{2} - t\right) \cos(\lambda' \pm \epsilon)}{\sin(\varphi \pm \Delta\varphi)}. \quad (36)$$

С изменением главного угла в плане φ на величину $\Delta\varphi$ толщина срезаемого слоя

$$a = s \sin(\varphi \pm \Delta\varphi)$$

и соответственно

$$a_0 = \frac{a}{\cos \gamma} = \frac{s \sin(\varphi \pm \Delta\varphi)}{\cos \gamma}. \quad (37)$$

Величина номинальной контактной площади f_0 в случае точения в общем виде выражается формулой

$$f_0 = a_0 b_0 = \frac{s \left[\sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - t\right)^2 \sin^2(\lambda' \pm \epsilon)} - \left(\frac{D}{2} - t\right) \cos(\lambda' \pm \epsilon) \right]}{\cos \gamma}. \quad (38)$$

Если передний угол $\gamma = 0$, угол $\lambda = 0$ и резец установлен на высоте центра детали, т. е. если $h = 0$ и $\epsilon = 0$, то плоскость средней поверхности резца совмещается с осевой плоскостью обрабатываемой детали и величина номинальной контактной площади f_0 становится равной величине площади срезаемого слоя f ; тогда

$$f_0 = f = st.$$

С изменением размеров ширины b_0 и толщины a_0 номинальной контактной площади f_0 изменяются размеры реальной контактной площадки f_k ; при этом изменяется и распределение как силовой нагрузки на переднюю и заднюю поверхности резца, так и тепловой напряженности в температурном поле тела резца и стружки; соответственно с последним изменяется влияние теплоты на процесс трения и износа; изменяется также и стойкость резца.

ГЛАВА III

ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

§ 10. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Современные инструменты цельных конструкций, режущие части сварных конструкций, вставные зубья (пластинки, ножи и гребенки) в сборных конструкциях инструментов изготавливаются из инструментальных сталей, твердых сплавов и минералокерамики. Для обработки металлов шлифованием применяются корундовые и карборундовые шлифовальные круги различной зернистости, твердости, упругости, формы и размеров¹.

Инструментальные материалы независимо от их химического состава и способа производства, приведенные в состояние, годное для использования в качестве режущих и направляющих элементов металлорежущих инструментов, должны обладать:

- а) твердостью, превышающей твердость металлов, для обработки которых они предназначены;
- б) возможно меньшей хрупкостью и большей вязкостью;
- в) большой износостойкостью;
- г) высокой красностойкостью;
- д) высокой механической прочностью.

Все перечисленные качества, вместе рассматриваемые, определяют физико-механические свойства инструментальных материалов. Не все инструментальные материалы обладают одинаково высокими физико-механическими свойствами. Эти свойства меняются в зависимости от химического состава, структурного состояния, устойчивости этого структурного состояния при повышающихся температурах, от условия взаимодействия инструментального материала с металлом обрабатываемой детали в процессе трения и износа.

Сообразно с химическим составом и его физико-механическими свойствами инструментальные материалы делятся на:

- а) углеродистые инструментальные стали;
- б) легированные инструментальные стали;
- в) быстрорежущие инструментальные стали;
- г) твердые сплавы;
- д) минералокерамику.

¹ Подробное рассмотрение шлифовальных кругов изложено в главе «Шлифование».

§ 11. УГЛЕРОДИСТЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ СТАЛИ

Основным химическим элементом, определяющим твердость и физико-механические свойства закаленной углеродистой инструментальной стали является углерод. В соответствии с процентом содержания углерода стали делятся на марки. Маркировка углеродистых инструментальных сталей и их химический состав приведены в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав высококачественной углеродистой инструментальной стали (по ГОСТ В 1435-42)

Марка стали	Химический состав в %						
	C	Mn	Si	Cr	Ni	S	P
			не более				
У7А	0,60—0,74	0,25—0,35	} 0,3	} 0,2	} 0,25	} 0,03	} 0,03
У8А	0,75—0,85	0,25—0,35					
У8ГА	0,80—0,90	0,35—0,60	} 0,35	} 0,3			
У9А	0,86—0,94	0,20—0,30					
У10А	0,95—1,09	0,15—0,25	} 0,3	} 0,2			
У10ГА	0,95—1,09	0,15—0,40					
У12А	1,10—1,25	0,15—0,25	} 0,35	} 0,3			
У13А	1,26—1,40	0,25—0,35					

Маркировка углеродистых инструментальных сталей расшифровывается так: буква «У» означает «углеродистая»; следующие за буквой «У» цифры указывают на содержание в стали углерода в десятых долях процента; буква «А» означает «высококачественная».

Инструменты из углеродистой стали закаляются в воде или через воду в масле. Нагрев инструментов производится в свинцовых или соляных ваннах или же в электропечах [22]. Инструменты сложной формы и крупного размера следует перед опусканием в ванну или помещением в печь предварительно подогреть до температуры 350—450°. Продолжительность нагрева инструментов из углеродистой стали зависит от размера инструмента и среды нагрева. Для получения сплошного прогрева инструмента на каждый миллиметр его диаметра или толщины требуется время при нагреве: а) в свинцовых ваннах 6—8 сек.; б) в соляных ваннах 12—14 сек.; в) в электропечах 50—80 сек. Температура заковки, охлаждающая среда и твердость после заковки для углеродистых инструментальных сталей приведены в табл. 2. После заковки инструменты подвергают отпуску для снятия возникающих при закалке внутренних напряжений. Отпуск углеродистых инструментальных сталей ведут при температуре 160—180° с выдержкой 1—2 часа. Проведенный в этих условиях отпуск снимает до 70% остаточных напряжений, снижает хрупкость и сообщает стали вязкость. Твердость отпущен-

Таблица 2

Режимы термической обработки углеродистой инструментальной стали

Марка стали	Температура закалки, °C	Охлаждающая среда	Твердость после закалки H_{RC}	Отпуск, температура и выдержка	Твердость после отпуска H_{RC}
У7А	800—830	Вода	61—63	160—180° C с выдержкой	60—63
У8ГА	800—830	Через воду в масло	61—63		
У8А	790—820	Вода	61—63		
У9А	780—810	Через воду в масло	62—64		
У10ГА	760—810	Масло	61—63		
У10А	770—790	Через воду в масло	62—64		
У12А	760—780	То же	62—65		

ных углеродистых инструментов колеблется в пределах $H_{RC} = 60 \div 63$. Отпуск на более высокую вязкость и твердость $H_{RC} = 58 \div 59$ ведется при температуре 230—275° с выдержкой до 1 часа.

Закаленная углеродистая инструментальная сталь обладает твердостью, достаточно высокой, чтобы обрабатывать все основные марки конструкционных сталей и чугунов в отожженном, нормализованном или улучшенном состояниях. Однако вследствие относительно низкой износостойкости и красностойкости углеродистая сталь быстро изнашивается при всех скоростях резания и при температурах порядка 200°, в результате структурных изменений, теряет свою твердость, приобретенную при закалке. Поэтому инструменты из углеродистой стали могут работать только с малыми скоростями резания. Углеродистые инструментальные стали не дают сквозной закалки, и твердость с $H_{RC} = 60 \div 63$ на поверхности понижается до $H_{RC} \approx 40$ в срединных слоях инструмента. Кроме того, углеродистые стали в процессе термической обработки склонны к поводке и образованию трещин. По всем этим причинам из углеродистых инструментальных сталей изготавливают инструменты малых габаритных размеров для работы по мягким металлам с малой скоростью резания преимущественно для индивидуального и мелкосерийного производства.

Из углеродистых сталей марок У7А, У7, У8А, У8, У8ГА, У9А и У9 изготавливают различные слесарные и кузнечные инструменты, инструменты для обработки дерева, кожи и другого назначения, подвергающиеся ударам во время работы и требующие большой вязкости при умеренной твердости. Из этих же марок углеродистых инструментальных сталей изготавливают державки и корпуса инструментов, оснащенных пластинками твердого сплава. Из сталей марок У13А и У13 изготавливают шаберы, волоочильные и другие инструменты, не подвергающиеся во время работы ударам, но требующие большой твердости. Металлорежущие инструменты, за очень редким

исключением, из вышеперечисленных марок углеродистых сталей не изготавлиют. На изготовление режущих инструментов идут высокоуглеродистые стали с содержанием углерода более 1,0%. Из углеродистых сталей марок У10А и У12А изготавливают токарные и строгальные резцы, сверла, метчики, развертки, планки, фрезы различного назначения, ножовочные полотна, а из марок У10ГА — ленточные пилы по металлу и дереву.

§ 12. ЛЕГИРОВАННЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ СТАЛИ

Легированные инструментальные стали отличаются от высокоуглеродистой присадкой легирующих элементов — вольфрама, ванадия, хрома, кобальта и марганца.

Вольфрамистые стали марок В1 и В2 отличаются от углеродистых сталей У10А и У12А присадкой вольфрама — в первой марке в количестве около 1%, а во второй марке около 2%.

Ванадиевая сталь марки Ф отличается от углеродистой стали У10А присадкой ванадия в количестве около 0,3%.

Такое незначительное количество присадки вольфрама и ванадия не способно существенно изменить физико-механические свойства и режим термической обработки сталей марок В1, В2 и Ф, оставляя их примерно такими же, как у углеродистых сталей с равным процентом содержания углерода, уменьшая лишь чувствительность сталей этих марок к перегреву во время закалки и несколько повышая вязкость в закаленном состоянии.

Вольфрамистая сталь марки В1 и ванадиевая сталь марки Ф применяются для изготовления сверл и метчиков преимущественно малых размеров, разверток, круглых плашек и других инструментов, работающих с малыми скоростями резания, но требующих несколько повышенной вязкости и пониженной хрупкости.

Вольфрамистая сталь марки В2 применяется для изготовления ножовочных полотен высокой производительности к ножовочным разрезным станкам.

Хромистые инструментальные стали марок Х05, 9Х и Х отличаются от углеродистых присадкой хрома в количестве от 0,5 до 1,5%. Присадка хрома снижает критическую скорость охлаждения при закалке, вследствие чего хромистые инструментальные стали отличаются от углеродистых с равным содержанием углерода более глубокой прокаливаемостью и дают меньшую поводку закаляемых инструментов. Присадка хрома несколько повышает износостойкость, твердость и чувствительность стали к отпуску.

Все эти изменения, вносимые присадкой хрома в физико-механические свойства сталей, облегчают условия термической обработки инструментов, изготавливаемых из сталей марок Х05, 9Х и Х. По стойкости и режимам резания инструменты, изготовленные из хромистых легированных сталей, практически равноценны инструментам, изготовленным из углеродистых инструментальных сталей.

Этим и определяется, что из сталей марок Х05, 9Х и Х изготавливают ту же номенклатуру инструментов, что из сталей марок У10А и У12А.

Хромокремнистая сталь марки 9ХС отличается от хромистой стали марки 9Х увеличенным содержанием кремния — до 1,4%. Увеличение присадки кремния повышает склонность стали к закалке, но одновременно требует повышения температуры нагрева под закалку, что связано с более интенсивным обезуглероживанием поверхностного слоя закаливаемого инструмента.

Хромокремнистая сталь обладает повышенной износостойкостью и вязкостью по сравнению с углеродистой сталью с равным процентом содержания углерода. Вследствие этого инструменты, изготовленные из стали марки 9ХС, более стойки, чем такие же инструменты из углеродистой стали.

Из хромокремниевой стали 9ХС изготавливаются инструменты всех основных видов и размеров: сверла, развертки, фрезы, метчики, плашки, гребенки и др.

Хромомарганцовистая инструментальная сталь марки ХГ и хромовольфрамомарганцовистая сталь марки ХВГ отличаются от углеродистой стали присадкой хрома (1,3—1,6% в стали марки ХГ и 0,9—1,2% в стали марки ХВГ), вольфрама (1,2—1,6% в стали марки ХВГ) и марганца (0,45—0,7% в стали марки ХГ и 0,8—1,1% в стали марки ХВГ).

Эти присадки сообщают стали свойство мало деформироваться в процессе закалки, что имеет большое практическое значение при изготовлении длинных и тонких инструментов сложной формы. Стали марок ХГ и ХВГ в закаленном состоянии обладают высокой твердостью, очень большой вязкостью и хорошими механическими свойствами. Износостойкость этих сталей не превышает износостойкости углеродистых сталей марок У10А и У12А. По этой причине инструменты, изготовленные из сталей марок ХГ и ХВГ, работают с такими же режимами резания и обладают примерно такой же стойкостью, как инструменты из углеродистых сталей У10А и У12А.

Из хромомарганцовистой стали марки ХГ и хромовольфрамомарганцовистой стали марки ХВГ изготавливают преимущественно длинный стержневой инструмент: протяжки, специальные сверла, развертки и др.

Хромовольфрамовая сталь марки ХВ5 содержит повышенный процент углерода (1,25—1,5%), а также присадки хрома (0,4—0,7%) и вольфрама (4,5—5,5%). После закалки хромовольфрамовая сталь ХВ5 обладает чрезвычайно высокой твердостью (до $H_{RC} = 70$) и высокой износостойкостью. Высокая твердость и износостойкость хромовольфрамовой стали марки ХВ5 сохраняется до температуры 150°, что предопределяет возможность ее использования для изготовления инструментов, предназначенных для обработки с малой скоростью резания металлов большой твердости или же предназначенных для выполнения чистовых операций с малыми сечениями срезаемого слоя.

Из хромовольфрамовой стали марки ХВ5 изготавливают для указанных выше целей токарные и строгальные резцы, фрезы, резцы для насечки напильников и другие инструменты для чистовой обработки металлов.

Высокохромистые инструментальные стали марок Х12 и Х12М отличаются от других марок легированных инструментальных сталей высоким процентом содержания углерода (1,45—2,3%), а также присадок хрома (11,0—13,0%) и молибдена (0,5—0,8%); последний имеется в стали марки Х12М.

Высокохромистые стали марок Х12 и Х12М, закаленные на первичную твердость, после отпуска имеют твердость $H_{RC} = 62 + 65$ и обладают такими же режущими способностями, как инструменты из углеродистой стали. Эти же марки сталей, обработанные на вторичную твердость, до отпуска имеют твердость $H_{RC} = 40 + 45$, а после трехкратного отпуска при температуре 500—540°С выдержкой по 1 часу имеют твердость $H_{RC} = 62 + 65$, но при этом обладают значительно более высокими режущими способностями и красностойкостью, чем углеродистые стали. Некоторые инструменты, изготовленные из стали марки Х12А и подвергнутые закалке на вторичную твердость, по стойкости приближаются к стойкости подобных им инструментов из быстрорежущей стали.

Высокохромистые стали марок Х12 и Х12М предназначены в основном для изготовления кузнечно-прессового инструмента (штампов, матриц, пуансонов), но, подвергнутые закалке на вторичную твердость, они могут быть использованы также и для изготовления таких режущих инструментов, как фрезы, развертки, сверла, протяжки и др., условия работы которых приближаются к условиям работы инструментов, изготовленных из быстрорежущих сталей.

§ 13. БЫСТРОРЕЖУЩИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ СТАЛИ

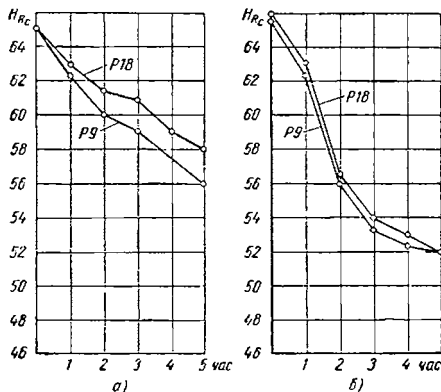
Быстрорежущие инструментальные стали отличаются от углеродистых и легированных инструментальных сталей высоким процентом присадок вольфрама, молибдена, ванадия и хрома.

Высокий процент легирующих присадок, в особенности вольфрама и молибдена, резко повышает такие основные свойства быстрорежущей стали, как износостойкость и красностойкость.

Износостойкость не является определенным свойством металла, а лишь количественным выражением процесса трения и интенсивности износа контактных площадок инструмента. Количественное выражение износостойкости изменяется с изменением скорости трения, давления на трущихся поверхностях, температуры трущихся металлов на поверхности трения, состояния трущихся поверхностей, химического и структурного состояния трущейся пары металлов и ряда других факторов. Износостойкость быстрорежущих сталей выражается в повышенном ее сопротивлении исти-

рающему действию сил трения, возникающих на контактных площадках передней и задней поверхностей инструментов, подвергающихся износу во время резания.

Благодаря высокой износостойкости быстрорежущие стали с успехом применяют для изготовления точных инструментов сложной формы, по эксплуатационным условиям работающих с малыми скоростями резания. В этих режимных условиях стойкость быстрорежущих инструментов в среднем в 4—8 раз выше стойкости аналогичных инструментов из углеродистой стали.



Фиг. 43.

Красностойкость выражает способность металлов и их сплавов сопротивляться размягчению при температурах нагрева 500—600° и выше [22]. Количественно красностойкость измеряется снижением твердости металла, нагретого до определенных температур (свыше 500°) и выдержанного при этих температурах определенное время. Например, при температуре 600° (фиг. 43, а) за 5 час. выдержки твердость стали марки P18 снижается до $H_{RC} = 58 \div 60$, при 650° — до $H_{RC} = 52 \div 54$. Красностойкость быстрорежущих сталей марок P18 и P9 при температуре нагрева 600 и 650° (фиг. 43, б).

Благодаря высокой красностойкости быстрорежущие стали применяют для изготовления всех видов инструментов, работающих с большими скоростями резания. Инструменты из быстрорежущей стали могут работать со скоростями резания, в среднем в 3 раза большими, чем углеродистые стали, при равной стойкости. Это свойство послужило основанием дать этим сталям название «быстрорежущих».

Твердость быстрорежущих сталей всех марок, подвергнутых правильным режимам термической обработки, одинакова и колеблется в пределах $H_{RC} = 62+65$. Низкотемпературная обработка этих сталей (охлаждение после закалки до температуры -80° с последующим отпуском) не изменяет их твердость, износостойкость и красностойкость, но способствует повышению вязкости и механической прочности. Быстрорежущие стали обладают хорошей прокаливаемостью и мало деформируются во время закалки. Закалываются быстрорежущие стали в масле или солях, нагретых до $450-550^{\circ}$.

Быстрорежущая сталь марки P18 содержит большое количество легирующих элементов (вольфрам, хром, ванадий). В закаленном состоянии ее режущие свойства достаточно стабильны. В зоне малых скоростей резания сталь P18 обладает самой высокой и устойчивой износостойкостью. В зоне высоких скоростей резания сталь P18 и P9 равноценны. Закаленная быстрорежущая сталь P18 сохраняет повышенную вязкость, что имеет большое значение для инструментов, работающих с ударной нагрузкой. Закаленная и отпущенная сталь P18 хорошо шлифуется, что делает ее весьма удобным материалом для изготовления сложных фасонных инструментов с тонкими, острыми, выступающими фигурными участками. Из быстрорежущей стали марки P18 можно изготавливать все инструменты, режущие и направляющие элементы которых после термической обработки без особой сложности могут быть окончательно обработаны шлифованием. Однако, учитывая дефицитность некоторых легирующих элементов, из быстрорежущей стали марки P18 изготавливают ограниченную номенклатуру трудоемких, сложной конфигурации и предназначенных для точной работы инструментов. В эту номенклатуру входят протяжки, зуборезные инструменты, фасонные резцы и другие виды специальных инструментов.

Быстрорежущая сталь марки P9 содержит несколько повышенный процент углерода (0,85—0,96) и пониженный процент вольфрама (8,5—10). Несмотря на такое изменение химического состава, сталь P9 обладает хорошей износостойкостью и красностойкостью. В зоне малых скоростей резания сталь P9 изнашивается быстрее и поэтому обеспечивает меньшую стойкость инструментов, чем у инструментов, изготовленных из стали P18. В зоне больших скоростей, наоборот, сталь P9 изнашивается примерно так же и даже несколько медленнее и поэтому при одинаковой стойкости инструменты из стали P9 работают со скоростью, на 10% превышающей скорость резания инструментов, изготовленных из стали марки P18.

Быстрорежущая сталь P9 хотя и закаливается при более низкой температуре ($1240-1260^{\circ}$), чем сталь P18 ($1280-1300^{\circ}$), но условия ее качественной термической обработки более затруднительны, так как она требует более точного соблюдения установленного 20-градусного интервала закалочных температур, чем сталь P18. Закаленная быстрорежущая сталь P9 имеет несколько меньшую вязкость и худшую шлифуемость, чем сталь P18. Как высокостойкая быстро-

режущая сталь, содержащая наименьшее количество вольфрама, сталь Р9 является наиболее распространенной и употребляется для изготовления всех видов режущих инструментов цельных, сварных и сборных конструкций. Исключения составляют круглые плашки и инструменты малых размеров, режущие элементы которых из-за сложности обработки не могут быть окончательно отшлифованы после термической обработки и поэтому должны быть изготовлены из углеродистых или легированных сталей, закаливаемых при значительно более низких температурах.

§ 14. ТВЕРДЫЕ СПЛАВЫ

В отличие от углеродистых, легированных и быстрорежущих сталей, производимых методом выплавки в электроплавильных печах с последующей прокаткой, современные твердые сплавы изготавливают металллокерамическим методом, и поэтому по своей структуре и физико-механическим свойствам твердые сплавы отличаются от быстрорежущей стали. Твердые металллокерамические сплавы состоят из титано-вольфрамовых или вольфрамовых карбидов, сцепленных кобальтом. Вязкость и прочность твердого сплава сильно зависят от процента содержания кобальта: чем меньше кобальта содержится в твердом сплаве, тем ниже его вязкость и механическая прочность и тем выше хрупкость [23]. Современные твердые сплавы, применяемые для оснащения режущих инструментов, содержат от 3 до 10% кобальта. Дальнейшее увеличение процента содержания кобальта нецелесообразно, так как это приводит к изменениям строения карбидной решетки и к понижению режущих способностей твердых сплавов.

Основными элементами современных твердых сплавов являются вольфрам и титан. В зависимости от того, один или оба эти элемента участвуют в карбидообразовании, твердые сплавы разделяются на две группы: а) на титано-вольфрамовую группу, обозначаемую ТК, и б) на вольфрамовую группу, обозначаемую ВК.

Сплавы этих двух групп далее подразделяются на марки, отличающиеся между собой процентным содержанием входящих в них химических элементов и основными физико-механическими свойствами.

Марки, химический состав и физико-механические свойства современных твердых сплавов приведены в табл. 3 [24].

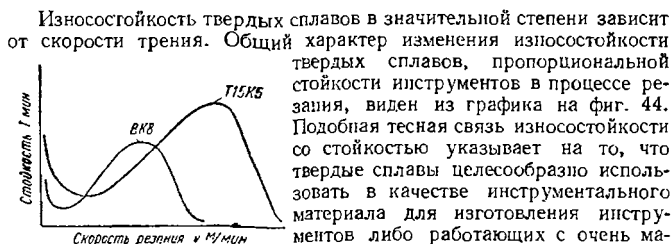
Твердые сплавы титано-вольфрамовой группы предназначаются для обработки всех конструкционных сталей. Они обладают более высокими износостойкостью и красностойкостью, но более хрупки, чем твердые сплавы вольфрамовой группы.

Твердые сплавы вольфрамовой группы предназначаются для обработки хрупких металлов — чугуна, бронзы, закаленной стали и хрупких неметаллических материалов.

Таблица 3

Химический состав и физико-механические свойства твердых сплавов

Марка	Примерный химический состав в %			Физико-механические свойства					
	WC	Co	TiC	Прочность на изгиб $\sigma_{изг}$ в кг/мм ²	Удельный вес γ	Твердость HRA	Вязкость в кг-см/мм ²	Теплопроводность λ в кал/м-сек °C	Температура плавления $t_{пл}$ в градусах °C
ВК3	97	3	—	100	14,7	90	90	0,169	0,044
ВК6	94	6	—	120	15,5	89	120	0,145	0,042
ВК8	92	8	—	130	14,4	88	130	0,141	0,040
T5K10	85	9	6	115	12,4	88,5	115	0,083	0,049
T15K6	79	6	15	110	11,1	90	100	0,065	0,059
T30K4	66	4	30	90	9,5	91	95	—	—
T60K6	31	6	60	55	6,7	92	—	—	—



Фиг. 44. Общая закономерность изменения стойкости твердосплавных резцов от скорости резания.

имеет место в общем машиностроении. Использование же твердых сплавов для оснащения инструментов, работающих со скоростями резания порядка 10—50 м/мин, целесообразно лишь при обработке очень твердых металлов с $H_B > 400$.

Сравнительно низкая износостойкость и низкая скорость резания, при которой сплавы группы ВК обладают наибольшей износостойкостью при работе по стали, делают их мало пригодными для оснащения режущих инструментов, предназначенных для обработки стальных деталей. Значительно более высокая износостойкость и более высокая скорость резания, при которой сплавы группы ТК обладают наибольшей износостойкостью, обуславливают их при-

годность для оснащения инструментов для скоростной обработки стальных деталей. Сравнительно высокая вязкость и механическая прочность сплавов группы ВК обуславливают их пригодность для оснащения инструментов, обрабатывающих чугуны и бронзовые детали и в процессе резания воспринимающих всю силу резания на узкой контактной площадке, растянутой вдоль режущего лезвия, не обнаруживая при этом склонности к растрескиванию и к выкрашиванию лезвия под действием этой силы.

Значительно меньшая вязкость, а следовательно большая хрупкость, а также более низкая механическая прочность сплавов группы ТК обуславливают их непригодность, несмотря на более высокую износостойкость, для изготовления инструментов, предназначенных для обработки чугунных деталей, так как сила резания, сосредоточенная на режущих лезвиях, сильно разрушает лезвия, вызывая местное растрескивание и выкрашивание. Пластические деформации стружки, срезаемой с поверхности стальной заготовки, приводят к распределению силы резания на более широкую контактную площадку передней поверхности инструмента, отстоящую дальше от режущего лезвия, и благодаря этому — к уменьшению напряжения в той части твердого сплава инструмента, которая непосредственно образует режущее лезвие. Это свойство стальной стружки образовывать большую по размерам контактную площадку позволяет производить обработку стальных деталей более хрупкими, но зато более износостойкими сплавами группы ТК, избегая при этом растрескивания режущих лезвий.

Все твердые сплавы относительно плохо сопротивляются напряжениям изгиба и хорошо сопротивляются напряжениям сжатия. Предел прочности твердых сплавов на изгиб неустойчив для разных пластинок одной и той же марки. Предел прочности твердых сплавов на сжатие более устойчив и имеет величину порядка $\sigma_{сж} = 400 \text{ кг/мм}^2$. Эти характерные особенности механической прочности твердых сплавов обуславливают применение для скоростного резания сталей инструментов с отрицательными передними углами или с отрицательными фасками на режущих кромках. При положительных углах тело твердого сплава, образующего режущее лезвие, работает на изгиб, а при отрицательных передних углах оно работает на сжатие. Желанием укрепить тело твердого сплава, образующего режущее лезвие, вызвана заточка на твердосплавных инструментах отрицательных передних углов. При обработке мягких сталей, когда возникающие силы резания не могут вызвать в теле резца, прилегающем к режущему лезвию, напряжений, опасных для его целостности, отпадает надобность в заточке отрицательных передних углов, и твердосплавные инструменты для скоростного резания в таких случаях затачиваются с положительными передними углами.

Твердый сплав Т5К10 обладает наибольшей вязкостью среди сплавов группы ТК и хорошо выдерживает ударную нагрузку. Поэтому сплав Т5К10 применяется для черновой обдирочной обработки стали

с прерывистым резанием и неравномерным припуском под обработку, а также для обработки по корке кованных заготовок токарными и строгальными резцами.

Твердый сплав Т15К6 более стоек и применяется для полуобдирочной и чистовой обработки сталей с равномерным припуском со скоростями резания 400—500 м/мин резцами, фрезами, фрезерными головками, резьбовыми и фасонными резцами, развертками, сверлами, зенкерами.

Твердые сплавы Т30К4 и Т60К6, еще более стойкие и хрупкие, применяются для чистовой обработки сталей при малых сечениях стружек со скоростями резания до 1000 м/мин и выше токарными резцами и торцевыми фрезерными головками.

Твердый сплав ВК8 обладает наибольшей вязкостью среди сплавов группы ВК, хорошо выдерживает ударную нагрузку и вибрация. Этот сплав применяется для обдирочной обработки чугуна, обточки закаленных сталей и отбеленного чугуна, для обработки чугунных деталей по корке резцами, фрезами, сверлами, зенкерами, развертками.

Твердый сплав ВК6, менее вязкий, чем сплав ВК8, но более износостойкий, применяется для полуобдирочной обработки чугуна точением и фрезерованием, а также для обработки различных неметаллических материалов и цветных металлов.

Твердый сплав ВК3 обладает высокой твердостью и износостойкостью, пониженной вязкостью и повышенной хрупкостью. Он применяется для оснащения инструментов, предназначенных для чистовой обработки чугуна и неметаллических материалов с большой скоростью резания.

Помимо перечисленных марок твердых сплавов, металлостойкая промышленность выпускает ряд других марок как по группе ТК, так и по группе ВК, представляющих собой модификацию перечисленных выше, например Т15К6, Т14К8 и т. д., предназначенных примерно для тех же целей, что и основные марки.

Твердые сплавы выпускаются в виде пластинок различных форм и размеров согласно ГОСТ 2209-49. Кроме того, из твердых сплавов могут быть изготовлены по специальным заказам мелкие фрезы цилиндрического типа, рабочие части концевых фрез, сверл и тому подобных инструментов. Крепление твердосплавных пластинок к державкам и корпусам инструментов осуществляется либо припайкой, либо механическим способом.

Заточка твердых сплавов всех марок производится экстракарборундовыми шлифовальными кругами средней мягкости и зернистостью 40—60. Абразивная заточка экстракарборундовыми кругами может быть заменена электроэрозионной заточкой. Электроэрозионная заточка твердых сплавов разделяется на электроискровую и на анодно-механическую. После всех видов заточки твердые сплавы должны быть подвергнуты доводке на чугунном диске с нанесенной притирочной пастой карбида бора или ГОИ.

§ 15. МИНЕРАЛОКЕРАМИЧЕСКИЕ ПЛАСТИНКИ

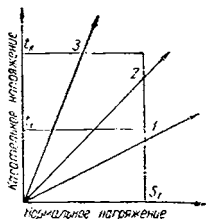
За последние годы советскими учеными изобретен новый инструментальный материал — минералокерамика. Основой минералокерамики является окись алюминия. Минералокерамические пластинки, подобно твердым сплавам, затачиваются экстракарбундовыми кругами. Крепление заточенных минералокерамических пластинок к державкам осуществляется механическими средствами или пайкой. Минералокерамические пластинки марки ЦМ-332 обладают износостойкостью, не уступающей износостойкости твердых сплавов группы ТК. Современной минералокерамике присуща повышенная хрупкость и низкий предел прочности на изгиб, поэтому минералокерамическими пластинками можно вести только чистовую и полубдирочную обточку сталей. Надо полагать, что в дальнейшем, с повышением механических свойств минералокерамики, область их применения расширится. Токарные резцы, оснащенные минералокерамическими пластинками, в некоторых случаях обтачивают конструкционные стали со скоростями, несколько превышающими (при равной стойкости) скорость резания твердыми сплавами марки Т15К6.

ГЛАВА IV

ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

§ 16. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

В процессе резания снимается слой материала, являющийся припуском на обработку, и заготовка принимает форму и размеры согласно заданным техническим условиям. Срезание этого слоя материала всегда сопровождается пластической деформацией; в ряде случаев



Фиг. 45. Диаграмма механического состояния.

происходит и разрушение его. Очевидно, характер этой деформации и разрушения будет зависеть от основных факторов, участвующих в этом процессе, а именно: от физико-механических свойств обрабатываемого материала, параметров резания и геометрических параметров инструмента. Указанные факторы, таким образом, будут влиять и на ту работу, которая затрачивается на этот процесс. Следовательно, в процессе резания в срезаемом слое материала должны иметь место физические явления, аналогичные тем, которые происходят при пластической деформации и разрушении материала под дей-

ствием определенной нагрузки. Характер деформации и качество обработанной поверхности позволяют судить о целесообразности примененных при заданных условиях и обрабатываемом материале параметров резания и геометрических параметров инструмента.

Если под воздействием нагрузки имеет место пластическая деформация и разрушение образца, то, как показывают исследования, имеют место упругие (или обратимые) деформации, пластические (или необратимые) деформации и, наконец, разрушение (разделение материала). При этом различают два типа разрушения: 1) путем отрыва, осуществляемое растягивающими напряжениями, и 2) путем среза, осуществляемое касательными напряжениями. В первом случае (путем отрыва) разрушение может произойти в ряде случаев и без пластической деформации, при малом значении касательных напряжений; такое разрушение условно называют хрупким. Во втором случае (путем среза) имеют место пластические деформации.

На фиг. 45 представлена схема, показывающая, что в зависимости от характера нагружения и от количественного соотношения сопро-

тивлений срезу и отрыву может иметь место хрупкое или пластическое состояние деформируемого материала [25]. На этой фигуре t_k — сопротивление срезу, s_T — сопротивление отрыву и t_1 — предел текучести, при котором возникают первые пластические деформации.

Если нагружение таково, что отношение нормальных напряжений к касательным равно 2, то поведение деформируемого материала изобразится лучом 1, и разрушение произойдет путем отрыва, без пластической деформации, так как значение t_1 не будет еще достигнуто. Если выбрать другие соотношения между нормальными и касательными напряжениями так, что поведение деформируемого материала изобразится лучом 2, то разрушение хотя и произойдет путем отрыва, но будет сопровождаться предварительной пластической деформацией. Если же поведение деформируемого материала изобразится лучом 3, то разрушение произойдет путем среза после предварительной пластической деформации.

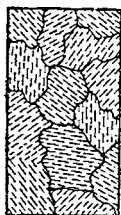
Процесс резания представляет собой две, а в некоторых случаях и три стадии деформации: упругую, пластическую и разрушения. Экспериментальные исследования процесса резания показывают, что, во-первых, деформированный и срезанный слой материала, который носит название стружки, претерпел пластическую деформацию, и слой материала под обработанной поверхностью также на некоторую глубину претерпел пластическую деформацию, и, во-вторых, то, что все металлы при резании претерпевают в большей или меньшей степени пластическую деформацию и, таким образом, хрупкость, приписываемая ранее некоторым металлам, например серому чугуно, является не свойством этого металла, а лишь его состоянием [26]. Установить границу между хрупкими и пластичными материалами, как было показано выше, невозможно, так как одно и то же тело в зависимости от приложенной силы может проявить себя и как хрупкое, и как пластичное [15]. Пластическая деформация изменяет свойства металла, следовательно, после обработки резанием свойства обработанных поверхностей будут иными, чем в исходном материале. Несмотря на то, что за последние годы изучение пластической деформации и пластичности металлов значительно продвинулось вперед [27], механизм пластической деформации остается еще далеко не выясненным [16]. Промышленный металл представляет собой поликристалл, т. е. конгломерат кристаллитов, прочно соединенных между собой таким образом, что зубчики одного кристаллита прочно зацеплены во впадинах других (фиг. 46).

Кристаллит (или отдельное зерно поликристалла), в свою очередь, состоит из отдельных атомных ячеек. Под влиянием действующих на зерно (кристаллит) сил могут произойти смещения одних частей кристаллита относительно других; эти направления смещений (кристаллографические плоскости) одних частей кристаллита относительно других называются *плоскостями скольжения* (фиг. 47).

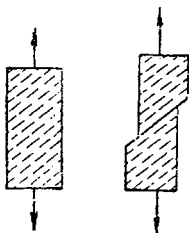
Механизм пластической деформации приближенно можно представить следующим образом: при напряженном состоянии тела имеют место сдвигающие напряжения между отдельными кристаллитами и по плоскостям скольжения в самих кристаллитах. Указанные сдвигающие напряжения или могут вызвать сдвиги в самом кристаллите по плоскостям скольжения, или могут преодолевать сопротивление у границ кристаллитов.

В первом случае, когда имеют место сдвиги по плоскостям скольжения, деформация носит название внутрикристаллической. Во втором случае, когда нарушаются границы между кристаллитами, деформация носит название межкристаллитной.

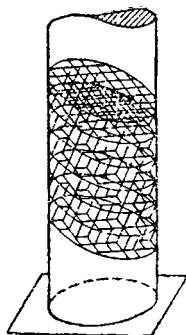
Прочность плоскостей скольжения зависит от решетки кристаллитов и их химического



Фиг. 46. Схема механического соединения кристаллов.



Фиг. 47. Направление плоскостей скольжения.



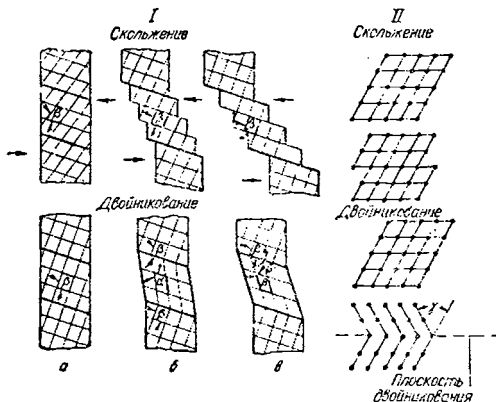
Фиг. 48. Модель монокристалла.

состава. Если преобладает межкристаллическая деформация или если она является преобладающей, то разрушение металла произойдет раньше, чем создастся сколько-нибудь значительное изменение формы деформируемого тела. Если преобладает внутрикристаллическая деформация, то в результате будет иметь место значительное изменение формы деформированного тела. Так как пластическая деформация является необратимой, то и вызываемые ею изменения механических свойств деформируемого тела будут необратимыми.

Как показывают экспериментальные исследования, механизм процесса пластической деформации отдельного кристаллита поликристалла аналогичен процессу, совершающемуся при пластическом деформировании монокристалла. Монокристалл, подобно отдельному зерну поликристалла, состоит из правильно уложенных атомных ячеек (фиг. 48), которые бывают гексагональными, тетрагональными, центрированным кубом и пр. Необратимое изменение формы монокристалла может произойти или путем смещения отдельных частей

монокристалла относительно друг друга по определенным кристаллографическим плоскостям, что носит название трансляции (скольжения), или путем поворота решетки относительно оси (фиг. 49), что называется двойникованием.

Условия деформации отдельных зерен поликристалла отличны от условий деформации монокристалла вследствие взаимного действия соседних зерен друг на друга (фиг. 50). Это создает неоднородность напряженного состояния в поликристалле.



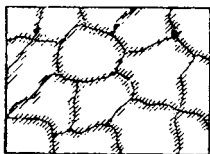
Фиг. 49. Схематическое изображение скольжения и двойникования.

Таким образом, можно утверждать, что процесс пластического изменения формы поликристалла сопровождается изменением формы зерен, изменением ориентировки зерен и образованием текстуры, появлением остаточных деформаций, развитием внутрикристаллитных и межкристаллитных нарушений. Если квадрат деформировать в прямоугольник (фиг. 51), то угол между осями квадрата неизменно стремится к минимуму.

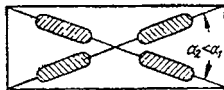
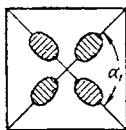
Конгломерат зерен поликристалла под действием деформации может занять упорядоченное положение (фиг. 52), что носит название текстуры.

Изменение формы поликристаллического тела при пластической деформации, сопровождающейся наклепом (упрочнением) и напряженным состоянием тела, усложнено явлением отжига (или возврата или разупрочнения) и рекристаллизации. Как явление отжига (разупрочнение), так и явление рекристаллизации появляются, начиная с определенной для каждого металла температуры. Отдых не изменяет форму зерен и их ориентировку, созданную деформацией;

отдых не восстанавливает межкристаллитных и внутрикристаллитных изменений; он только снимает часть остаточных напряжений и уменьшает наклеп (упрочнение). Таким образом, в процессе пластической деформации действуют два фактора: упрочнение и разупрочнение. Явление рекристаллизации заключается в том, что измененные в процессе пластической деформации зерна подвергаются дальнейшему изменению, и в то же время происходит дальнейшее снятие

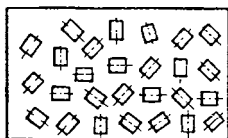


Фиг. 50. Области затрудненных деформаций в зернах поликристалла.

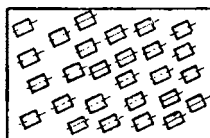


Фиг. 51. Изменение направления осей кристаллов под действием нагрузки.

остаточных напряжений. Изменение формы при рекристаллизации заключается в том, что, например, вытянутые зерна стремятся принять сфероидальную форму.



а)



б)

Фиг. 52.

Пластическая деформация сопровождается тепловыделением. Отношение количества энергии, превратившейся в тепло при пластической деформации, ко всей энергии, сообщенной телу, носит название выхода тепла [28]:

$$\tau = \frac{A_m}{A},$$

где A_m — энергия, превратившаяся в тепло;
 A — вся затраченная энергия.

В этом случае часть затраченной энергии переходит в потенциальную. Для различных металлов и сплавов выход тепла различен. Под действием развивающегося тепла может повышаться температура деформируемого тела. На процесс пластической деформации, а следовательно на явление, сопровождающее этот процесс, большое влияние оказывает скорость деформации. Под скоростью деформации

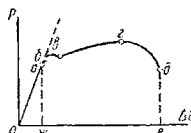
понимается отношение величины максимальной главной деформации к времени, в течение которого эта деформация совершается, т. е.

$$\sigma = \frac{\delta_{\max}}{\tau} \text{ 1/сек.},$$

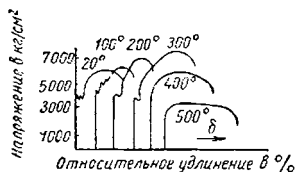
где $\delta_{\max}$ — максимальное значение главной деформации;
 τ — время в сек.

Скорость деформации оказывает большое влияние на температуру деформируемого тела. С повышением скорости деформации температура деформируемого тела повышается, так как меньшее количество тепла рассеивается в окружающую среду. Скорость деформации, влияя на увеличение температуры деформируемого тела, может тем самым в ряде случаев на увеличение пластичности этого тела.

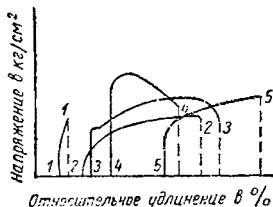
Не только различные металлы обладают различными свойствами пластичности, т. е. способностью получать остаточные деформации, но и один и тот же металл в зависимости от его состояния будет обладать различной пластичностью. На фиг. 53 показаны деформации при растяжении мягкой (доэвтектоидной) отожженной стали [29].



Фиг. 53.



Фиг. 54.



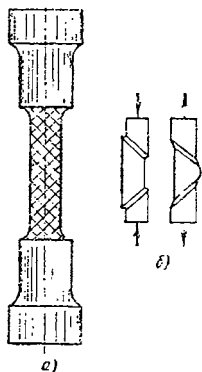
Фиг. 55.

На этой фигуре точка *a* соответствует пределу пропорциональности, *b* — пределу упругости, *c* — пределу текучести, *d* — пределу прочности, *e* — разрывающей силе. Площадь *abcde* представляет собой полную работу деформаций, причем площадь *Oabc* определяет работу упругих деформаций, являющуюся только небольшой частью общей работы.

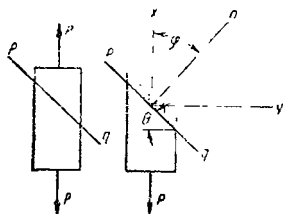
Если одну и ту же сталь (доэвтектоидную) подвергать нагреванию, то в зависимости от температуры нагрева будут изменяться механические свойства металла, характеризующиеся, например, сначала повышением, а затем понижением предела прочности (фиг. 54). Одновременно с этим изменяется и соотношение работы упругих и пластических деформаций. Сопоставляя деформации при растяжении разнородных металлов (фиг. 55), легко убедиться в том, что все эти металлы в зависимости от своих свойств обладают различной пластич-

ностью и, следовательно, различным соотношением работы упругих и пластических деформаций [16]. Считается, что при пластическом деформировании объем тела изменяется настолько мало, что величиной этого изменения практически возможно пренебречь. Вследствие этого можно принять следующее положение: объем тела при его пластической деформации остается постоянным.

Если хорошо отполированный образец подвергать растяжению или сжатию, то после достижения напряжения, соответствующего пределу текучести, на поверхности образца появляется узор линий, образующих с направлением действия силы угол примерно 45° . Эти линии являются следами перемещений кристаллитов относительно друг друга, и их направ-



Фиг. 56.



Фиг. 57.

вление совпадает с траекторией наибольших сдвигающих напряжений (фиг. 56, а и б).

В курсах сопротивления материалов [30] доказывается, что наибольшие касательные или скалывающие напряжения действуют в плоскости, расположенной под углом $\theta = 45^\circ$ (фиг. 57). В самом деле, если площадь сечения в плоскости, перпендикулярной к оси, равна F , то в сечении pq площадь равна $\frac{F}{\cos \theta}$, и напряжение в этом сечении будет

$$\sigma_0 = \frac{P \cos \theta}{F};$$

но, так как $\sigma = \frac{P}{F}$, то $\sigma_0 = \sigma \cos \theta$.

Нормальное напряжение

$$\sigma_n = \sigma_0 \cos \theta = \sigma \cos^2 \theta = \sigma \left(\frac{1 + \cos 2\theta}{2} \right),$$

* Указанное явление было замечено еще Л. К. Черновым.

а касательное напряжение

$$\tau = \sigma_0 \sin \theta = \sigma \sin \theta \cos \theta = \frac{\sigma \sin 2\theta}{2}.$$

Если $\theta = 45^\circ$, то $\tau_{\max} = 0,5 \sigma$.

Для пластической деформации получаются следующие закономерности: если, например, образец цилиндрической формы (фиг. 58) сжимать нарастающей силой P и при этом измерять остающуюся высоту h , то, согласно исследованиям проф. М. А. Большаниной [16], процесс пластического сжатия подчиняется закономерности, которая называется политропической:

$$P_0 h_0^m = P h^m = \text{const},$$

где m — показатель политропы сжатия.

Выражая силы через напряжения, получим

$$\sigma_0 f_0 h_0^m = \sigma f h^m.$$

Так как объем тела при пластической деформации не изменяется, то

$$f h = f_0 h_0 = V_0 = \text{const},$$

откуда

$$f = \frac{V_0}{h};$$

вследствие этого

$$\sigma_0 V_0 h_0^{m-1} = \sigma V_0 h^{m-1}.$$

Проводя преобразование, получим

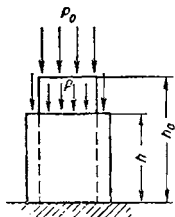
$$\sigma = \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h} \right)^{m-1},$$

или, обозначив $m - 1 = n$,

$$\sigma = \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h} \right)^n,$$

где σ_0 — условный предел текучести.

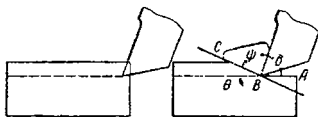
Другими словами, σ_0 есть то напряжение, начиная с которого при сжатии появляются первые остаточные деформации при условии, что политропическая зависимость имеет место с самого начала пластической деформации. Величина σ_0 и показатель m не зависят от геометрических размеров образца. Как следует из работ проф. В. Д. Кузнецова [16], при сжатии более сложных, чем показанный на фиг. 58, образцов имеет место та же закономерность. При сжатии малопластичных материалов, например серого чугуна, имеют место аналогичные закономерности. Указанные выше основные положения о пластической деформации в дальнейшем будут применены к анализу деформации при резании металлов.



Фиг. 58. Пластическое сжатие.

§ 17. СХЕМА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ РЕЗАНИИ И ТИПЫ ПОЛУЧАЮЩИХСЯ СТРУЖЕК

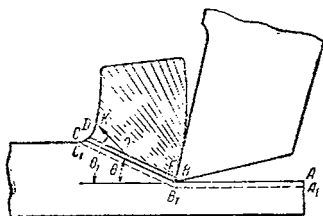
Какой бы вид деформации ни производился, деформируемое тело получает сложное напряженное состояние. В процессе резания имеет место также сложное напряженное состояние. Если обратиться к внешней картине процесса резания (фиг. 59), то очевидно, что резец,



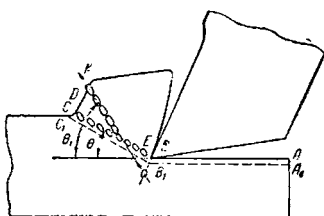
Фиг. 59. Схема резания.

действуя передней поверхностью на срезаемый слой, деформирует его, вследствие чего возникают упругие и затем пластические деформации, после чего при определенных условиях может иметь место отделение деформированного элемента слоя от остальной массы металла. При дальнейшем движении резца описанный процесс будет последовательно повторяться, т. е. деформированные элементы срезаемого слоя будут постепенно скалываться. Поверхность BC (фиг. 59), по которой элемент отде-

ляется от остальной массы металла. При дальнейшем движении резца описанный процесс будет последовательно повторяться, т. е. деформированные элементы срезаемого слоя будут постепенно скалываться. Поверхность BC (фиг. 59), по которой элемент отде-



Фиг. 60. Схема деформации и стружкообразования.



Фиг. 61. Ориентировка зерен в процессе деформации при резании.

ляется от остальной массы металла, проф. Тиме назвал «плоскостью скалывания». Углы ψ , определяющие собой положение «плоскости скалывания», проф. Тиме назвал «углами действия», которые зависят при прочих равных условиях от угла резания. Проф. Тиме пишет: «... что каждому углу δ соответствует определенный угол и что сумма $\delta + \phi$ для всевозможных случаев изменяется в весьма тесных пределах. Тщательные измерения в натуре нам дают постоянно один и тот же средний результат, ...» (см. таблицу).

δ°	45	55	65	75	40
ψ°	100	90	85	75	65
$\delta^\circ + \psi^\circ$	145	145	150	150	150

А. А. Брикс предложил угол θ назвать углом скалывания. Позднейшие исследования показали, что угол θ зависит также от толщины стружки, скорости резания и физико-механических свойств обрабатываемого металла.

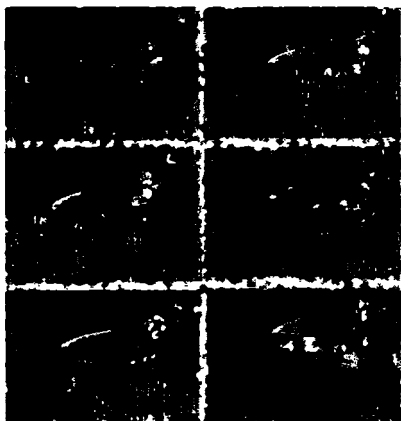
Исследования Я. Г. Усачева дали новое направление в толковании механизма деформации при резании и механизма образования стружки.

Эти исследования, дополненные экспериментами последних лет, позволяют предложить следующую схему деформации и стружкообразования в процессе резания.

Деформации подвергается слой $BCDE$ (фиг. 60), причем зерна металла в этом слое под воздействием деформирующей силы принимают ориентировку в направлении OK под углом θ_1 к направлению движения резца. Если условно, до действия деформирующей силы, зерна изобразить круглыми, то под действием деформирующей силы они изменят свою форму, что условно изображено эллипсами, у которых наибольшие оси имеют направление OK (фиг. 61).

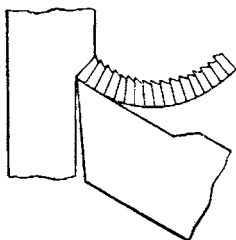
Направление BC , названное плоскостью сдвига, представляет собой границу между сильно деформированным слоем и остальной массой металла. В направлении BC действуют и наибольшие касательные напряжения. Но пластическая деформация распространяется затухающим порядком, поэтому слои металла, прилегающего к границе ABC , будут пластически деформироваться на некоторую глубину, что схематически показано в виде ограничивающей линии $A_1B_1C_1$ (фиг. 60 и 61).

Выше была представлена упрощенная схема механизма деформации и стружкообразования. В дальнейшем отдельные положения, показанные здесь, будут описаны более подробно. Если обратиться к данным, касающимся процесса снятия стружки при малой скорости резания, зафиксированного на киноплёнке (фиг. 62), то искажения сетки, предварительно нанесенной на испытываемые образцы,

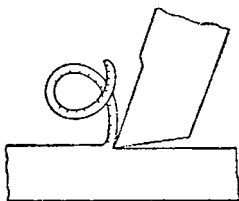


Фиг. 62. Процесс резания стали 45, снятый высокочастотной кинокамерой.

с достаточной очевидностью показывают деформацию сжатия, претерпевшую срезаемым элементом, а также распространение пластической деформации в обрабатываемом металле [17]. Одновременно с этим обращает на себя внимание и то обстоятельство, что при заданных условиях резания (сталь марки 15; $a = 4$ мм; $v = 5$ мм; $v = 0,625$ м/мин) в момент отделения элемента имеет место трещина. С повышением скорости резания это явление отсутствует. Кроме того, из этого следует, что поверхность ВС (фиг. 61) с известным допущением может быть названа плоскостью, на что обратил вни-



Фиг. 63. Суставчатая стружка (скалывания).



Фиг. 64. Сливная стружка.

мание еще проф. Зворыкин, а затем и Брикс. Если срезаемые элементы слоя остаются разделенными, т. е. не связанными между собой, то стружку в случае обработки пластичных металлов можно назвать элементной стружкой. Образование такой стружки может происходить, как указывалось выше, при малых скоростях резания. Если элементы срезаемого слоя остаются все же соединенными между собой, образуя сплошную ленту с гладкой внутренней стороной, примыкающей к передней поверхности резца, и с внешней стороной, имеющей ярко выраженные зазубрины или суставы, то такая стружка, по номенклатуре проф. Тиме, называется стружкой скалывания или суставчатой (фиг. 63). Если же стружка не имеет заметных зазубрин (суставов), то ее называют, согласно той же номенклатуре проф. Тиме, сливной стружкой (фиг. 64).

При обработке малопластичных металлов, например чугуна, могут получиться отдельные элементы, не связанные между собой, имеющие шероховатую поверхность, примыкающую к передней поверхности резца. Этот тип стружки Тиме назвал стружкой надлома. На фиг. 65 показано последовательное образование подобных стружек.

Необходимо указать, что на характер получающихся стружек влияет качество обрабатываемого металла, параметры резания,

геометрические параметры инструмента и свойства смазочно-охлаждающей жидкости. При обработке одного и того же металла можно получить все виды стружек, т. е. элементные, скалывания (суставчатые) и сливные. Даже при обработке малопластичных металлов, например чугуна, можно получить стружку, в которой элементы не разделены и которая имеет гладкую сторону, прилегающую к резцу (фиг. 66).

Вид образовавшейся стружки, т. е. ее форма и цвет, дает представление о тех деформациях, которые имели место при резании металлов, и позволяет судить о качественной стороне протекания процесса резания. В этом отношении при резании пластичных металлов наличие сливной стружки вместо элементной и скалывания свидетельствует о правильности назначенных параметров резания



Фиг. 65. Процесс резания серого чугуна, снятый высокочастотной кинокамерой.

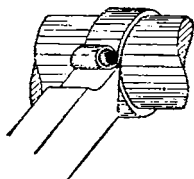


Фиг. 66. Один из видов стружки при обработке чугуна.

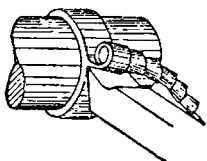
и геометрии инструмента, так как при сливной стружке, согласно исследованиям, получается более чистая обработанная поверхность. При сходе по передней поверхности резца сливная и суставчатая стружки завиваются в спираль, причем эта спираль будет плоскостной, если угол λ наклона главной режущей кромки равен нулю и

направление схода перпендикулярно главной режущей кромке (фиг. 67). Если же это условие не соблюдено, то стружка завивается в винтовую спираль (фиг. 68).

Радиус кривизны стружки зависит от пластической деформации и условий деформирования срезаемого слоя. На завивание сходящей стружки обратил внимание еще проф. И. А. Тиме, объясняя это явление тем, что в результате сжатия элемент стружки принимает



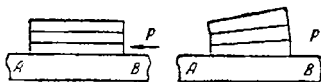
Фиг. 67. Завивание стружки в архимедову спираль.



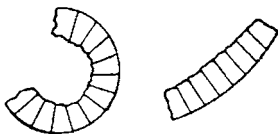
Фиг. 68. Завивание стружки в винтовую спираль.

трапециoidalную форму. А. А. Брикс, рассматривая процесс стружкообразования, в конечном итоге пришел к тем же выводам.

К таким же выводам пришел и проф. В. Д. Кузнецов, объясняя это явление следующим образом. Если прикрепить пластинки из



Фиг. 69. Явления при завивании стружки.



Фиг. 70. Завивание стружки.

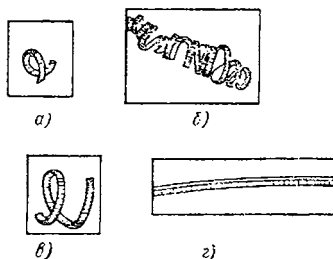
пластического материала к основанию AB (фиг. 69) и произвести давление с одной стороны силой P , то произойдет утолщение материала у места приложения силы. Так как в элементе стружки имеется плоскость скольжения, то слои скольжения представляют собой не плоско-параллельные, а клинообразные пластинки с утолщением в подрезцовую сторону, т. е. к месту приложения нагрузки (фиг. 70). Следовательно, большее завивание стружки, т. е. меньшее значение радиуса витка, будет соответствовать большей пластической деформации. Поэтому на величину радиуса витка стружки влияют те же факторы, что и на пластическую деформацию.

С увеличением скорости резания, как будет показано в дальнейшем, величина пластической деформации уменьшается, следовательно, радиус витка стружки будет увеличиваться. Это подтверждается

видами стружек (фиг. 71), полученных при экспериментальных исследованиях [19]

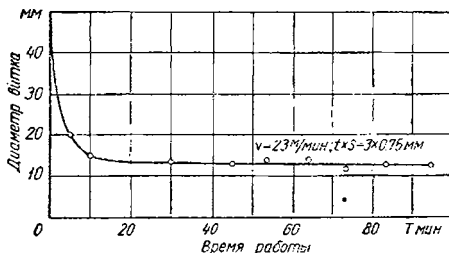
Большое влияние на радиус витка стружки оказывает состояние передней поверхности резца. Так, увеличение трения на этой поверхности, зависящее от ее состояния, приводит к увеличению радиуса витка. Поэтому влияние смазочно-охлаждающей жидкости на величину радиуса витка сказывается постольку, поскольку эти жидкости влияют на силы трения и пластическую деформацию. Одновременно на завивание стружки большое влияние оказывают выкружки на передней поверхности резца. Кривизна этих выкружек оказывает прямое влияние на кривизну витков стружек. По мере износа передней поверхности резца и образования на ней лунки кривизна витков стружки будет также изменяться (фиг. 72)

Факторы, влияющие на характер завивания и схода стружек в процессе резания, играют роль при конструировании инструмента,



Фиг. 71. Виды стружек при различных скоростях резания:

а — при $v = 2,5$ м/мин; б — при $v = 15$ м/мин;
в — при $v = 20$ м/мин; г — при $v = 65$ м/мин.



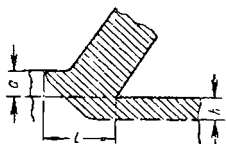
Фиг. 72. Диаметр витка стружки в зависимости от продолжительности работы резца.

когда формой его передней поверхности стремятся создать такие условия образования внешней формы стружек, при которой может осуществляться наиболее удобный ее сход и дальнейшая транспортировка. Конструирование впадин или канавок между зубьями многолезвийного инструмента, например у фрез, зенкеров, протяжек и пр., связано с объемом помешающих в них стружек, а следова-

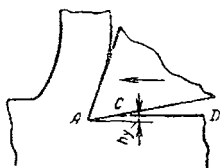
тельно, с характером завивания последних. С величиной радиуса витка и дроблением (размельчением) стружек связаны и процессы удаления (или вымывания) их в случаях обработки, например, глубоких отверстий.

§ 18. ПОЛОЖЕНИЕ ПЛОСКОСТИ СДВИГА И ПЛОСКОСТЕЙ СКОЛЬЖЕНИЯ

Как уже указывалось, под действием режущих элементов инструмента в срезаемом слое происходят упругие и пластические деформации. Обработанная поверхность также претерпевает упругие и пластические деформации. Экспериментальные исследования показывают, что срезанный слой пластически деформируется на всю толщину, причем величина этих деформаций больше в слоях, распо-



Фиг. 73. Распространение пластической деформации при резании.



Фиг. 74. Упругое последствие.

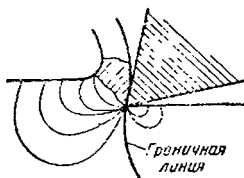
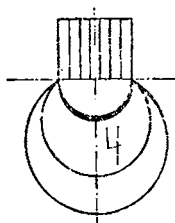
ложенных ближе к передней поверхности инструмента. Кроме того, в зависимости от свойств обрабатываемого металла, геометрии инструмента и параметров резания имеет место большее или меньшее проникновение пластической деформации вглубь обрабатываемого материала (фиг. 73). Что же касается упругой деформации, то эта деформация, как обратимая, восстанавливается; слой h , займет положение ACD (фиг. 74). Напряженное состояние (плоское) может быть исследовано оптическим методом, широко применяемым в технике. Как известно, прозрачные изотропные тела, например целлулоид, в напряженном состоянии становятся двоякопреломляющими, и, если лучок поляризованного света проходит через прозрачную модель, находящуюся в напряженном состоянии, то получается окрашенное изображение, указывающее на характер распределения напряжений. На фиг. 75 показаны упругие деформации при сжатии в зависимости от формы и периметра сжимающего тела, а на фиг. 76 — упругие деформации при резании.

На фиг. 77 показаны пластические деформации при строгании свинца резцом с углом $\delta = 75^\circ$, характеризующиеся искажением сетки, нанесенной на образец [31].

Так как срезание слоя металла сопровождается пластическим разрушением, то, согласно теории пластических деформаций, отделение элементов стружки от остального слоя металла происходит

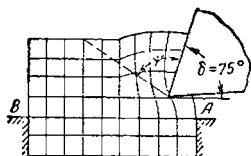


Фиг. 75. Упругие напряжения в зависимости от периметра сжимающего тела.

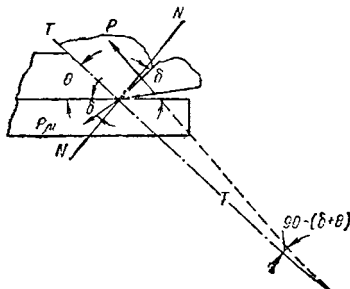


Фиг. 76. Схема напряжений при резании.

под действием касательных напряжений. Следовательно, в плоскости (или на поверхности) сдвига действуют наибольшие касательные напряжения. При изложении основных положений пластической деформации было показано (теоретически, без учета условий резания), что наибольшие касательные напряжения действуют примерно под углом 45° к направлению приложенной силы. В этом направлении и происходит сдвиг одной части деформируемого тела относительно другой его части. Таким образом, плоскость «скалывания», по которой, как впервые установил проф. И. А. Тиме, происходит отделение элементов срезаемого слоя от остальной массы металла, представляет собой плоскость сдвига. Математическое обоснование положения плоскости сдвига при резании металлов (фиг. 78) впервые дано проф. К. А. Зворыкиным.



Фиг. 77.



Фиг. 78.

При выводе уравнения, определяющего направление плоскости сдвига, проф. Зворыкиным сделано весьма ценное предположение, что в плоскости сдвига имеют место силы трения, зависящие от нормального к этой плоскости давления и увеличивающие общее сопротивление сдвигу. Принимая во внимание сказанное, можно написать:

$$\tau = \tau_s + \mu_1 \sigma_n,$$

где τ — общее напряжение;

τ_s — касательные напряжения;

σ_n — нормальные напряжения;

μ_1 — коэффициент трения в плоскости сдвига.

Так как на элемент срезаемого слоя со стороны резца действуют силы пластического сжатия P и сила трения μP , где μ — коэффициент внешнего трения, то, проектируя силы на плоскость сдвига TT и на перпендикулярную к ней плоскость NN , получим¹:

$$(P)_{TT} + (\mu P)_{TT} = (F)_{TT} \tau_s + \mu_1 [(P)_{NN} + (\mu P)_{NN}].$$

¹ В приводимых ниже уравнениях $(P)_{TT}$, $(\mu P)_{TT}$, $(F)_{TT}$, $(P)_{NN}$ и $(\mu P)_{NN}$ обозначают проекции сил соответственно на плоскости TT и NN .

Обозначив

$$P_T = (P)_{TT} + (\mu P)_{TT}$$

и

$$P_N = (P)_{NN} + (\nu P)_{NN},$$

получим

$$\begin{aligned} P_T &= P \cos [90 - (\delta + \theta)] + P\mu \cos (\delta + \theta) = \\ &= P [\sin (\delta + \theta) + \mu \cos (\delta + \theta)]; \\ P_N &= P\mu \sin (\delta + \theta) - P \cos (\delta + \theta) = \\ &= P [\mu \sin (\delta + \theta) - \cos (\delta + \theta)]. \end{aligned}$$

Учитывая, что

$$(F)_{TT} = \frac{ab}{\sin \theta},$$

где a — толщина срезаемого слоя, а b — ширина, получим

$$\begin{aligned} \tau_s \frac{ab}{\sin \theta} + \mu_1 P [\mu \sin (\delta + \theta) - \cos (\delta + \theta)] = \\ = P [\sin (\delta + \theta) + \mu \cos (\delta + \theta)]. \end{aligned}$$

Разделив обе части равенства на $\frac{ab}{\sin \theta}$, получим

$$\tau_s = \frac{\sin \theta P}{ab} [\sin (\delta + \theta) + \mu \cos (\delta + \theta) - \mu\mu_1 \sin (\delta + \theta) + \mu_1 \cos (\delta + \theta)]$$

или

$$\tau_s = \frac{\sin \theta P}{ab} [(1 - \mu\mu_1) \sin (\delta + \theta) + (\mu + \mu_1) \cos (\delta + \theta)]. \quad (39)$$

Дифференцируя уравнение (39), находим наибольшее значение касательных напряжений. В результате получим

$$\begin{aligned} (1 - \mu\mu_1) \cos \theta \sin (\delta + \theta) + (\mu + \mu_1) \cos (\delta + \theta) \cos \theta + \\ + (1 - \mu\mu_1) \sin \theta \cos (\delta + \theta) - (\mu + \mu_1) \sin \theta \sin (\delta + \theta) = 0, \end{aligned}$$

откуда

$$(1 - \mu\mu_1) \sin (\delta + 2\theta) = -(\mu + \mu_1) \cos (\delta + 2\theta),$$

или

$$\operatorname{tg} (\delta + 2\theta) = -\frac{\mu + \mu_1}{1 - \mu\mu_1}.$$

Но, так как $\mu = \operatorname{tg} \varphi$ и $\mu_1 = \operatorname{tg} \varphi_1$, где φ и φ_1 — соответствующие углы трения, то

$$\operatorname{tg} (\delta + 2\theta) = -\frac{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1}{1 - \operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \varphi_1} \text{ или } \operatorname{tg} (\delta + 2\theta) = -\operatorname{tg} (\varphi + \varphi_1),$$

следовательно,

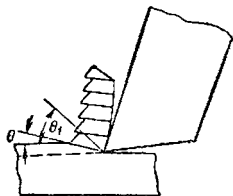
$$\delta + 2\theta = 180 - (\varphi + \varphi_1),$$

откуда

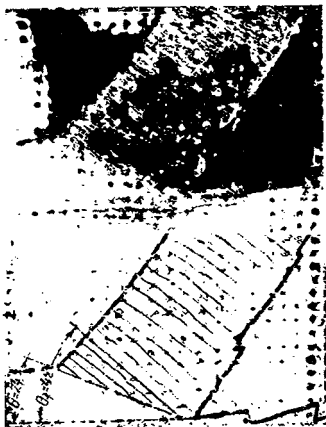
$$\theta = 90 - \frac{\varphi + \varphi_1 + \delta}{2}. \quad (40)$$

Таким образом, при заданных параметрах резания и обрабатываемом материале положение плоскости сдвига зависит от угла резания, трения по передней поверхности инструмента и трения в направлении плоскости сдвига, создаваемого нормальной к этой плоскости силой.

Если элементы срезаемого слоя, как указывалось выше, отделяются от остальной массы по плоскости сдвига (скалывания), то пла-



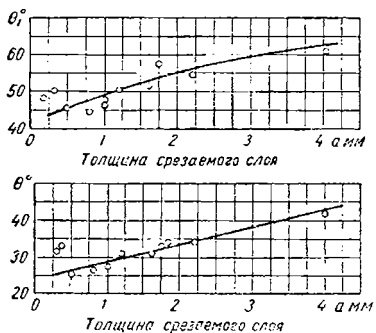
Фиг. 79.



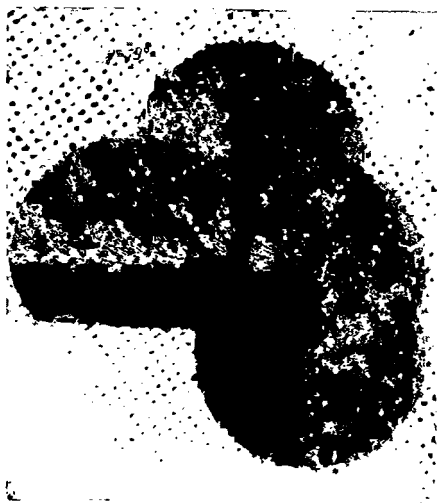
Фиг. 80. Структура стружки.

стическая деформация материала внутри самого элемента сопровождается скольжением отдельных слоев пластически деформированного материала под некоторым углом θ_1 (фиг. 79). Это явление впервые было обнаружено Я. Г. Усачевым. На основании исследований стружкообразования, произведенных проф. А. М. Розенбергом и другими советскими экспериментаторами, подтвердившими данные Я. Г. Усачева, можно утверждать, что углы θ и θ_1 изменяются с изменением переднего угла, физико-механических свойств обрабатываемого металла, скорости резания и толщины стружки (фиг. 80 и 81). Линии скольжения вблизи передней поверхности резца в зависимости от условий обработки принимают направления, параллельные передней поверхности резца (фиг. 82); слой материала, прилегающий к передней поверхности, оказывается сильно деформированным [32], [33].

Таким образом, в деформированном при резании слое металла линии текстуры располагаются под углом θ_1 ; вблизи передней поверх-



Фиг. 81. Зависимость углов θ и θ_1 от толщины срезаемого слоя.



Фиг. 82.

ности реза линии текстуры располагаются в направлении, параллельном передней поверхности, и, наконец, тонкий слой, непосредственно прилегающий к передней поверхности реза, имеет слабо ориентированную структуру. Этот слой является граничным между передней поверхностью реза и материалом стружки. Все это дает основание утверждать, что стружка состоит как бы из трех переходящих один в другой слоев.

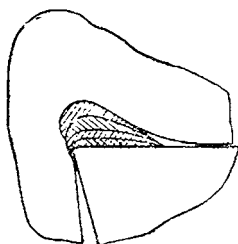
§ 19. НАРОСТООБРАЗОВАНИЕ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

Под влиянием образующегося в процессе резания тепла, являющегося результатом работы деформации и сил трения, изменяется состояние трущихся поверхностей, и слой срезаемого материала, непосредственно прилегающий к передней поверхности реза, может быть настолько разогрет, что становится весьма пластичным. В зависимости от температуры этого слоя и условий резания, влияющих на скольжение этого слоя по передней поверхности реза, может иметь место процесс наростообразования. Этот процесс заключается в том, что на передней поверхности реза задерживается слой металла, непосредственно прилегающий к передней поверхности, причем этот слой увеличивается по объему (фиг. 83, а), принимая различную форму и размеры в зависимости от условий деформации (фиг. 83, б—г). В дальнейшем процесс деформации срезаемого слоя производится уже наростом. Это наложение металла, названное наростом, сильно уплотнено, поэтому имеет значительную твердость и вследствие этого по своей структуре отличается от структуры обрабатываемого металла и стружки. Нарост изменяет условия резания, так как при наличии нароста изменяется форма передней поверхности инструмента, изменяется состояние трущейся поверхности, а также условия теплопередачи, что, в свою очередь, оказывает влияние на процесс износа инструмента. Нарост ухудшает чистоту обработанной поверхности, т. е. увеличивает шероховатость вследствие образования задиrow на обработанной поверхности и впрессовывания в нее частиц нароста. При обдирочной обработке, когда чистота поверхности не имеет значения, нарост как бы прикрывает поверхность режущего инструмента от истирания стружкой и действия тепла, увеличивая тем самым его стойкость. Когда же задан вполне определенный класс чистоты обработанной поверхности, наростообразование является вредным, потому что при этих условиях невозможно достигнуть заданной чистоты.

Вследствие этого различными исследователями были произведены многочисленные эксперименты, посвященные изучению механизма и природы наростообразования. В результате этих исследований были получены разноречивые данные относительно природы нароста, например:

1) нарост — мелкие частицы металла, спрессованные сходящей стружкой и приварившиеся к передней поверхности реза [34];

2) нарост — часть стружки, задерживаемая трением на передней поверхности резца и спрессованная самой стружкой в твердый слой [35];



а)



б)



в)



г)

Фиг. 83. Различные виды образования нароста.

3) нарост — деформированная зона металла, прилипшая к передней поверхности резца; при некоторой геометрии резца ($\delta = 60^\circ$) нарост вообще не образуется [36];

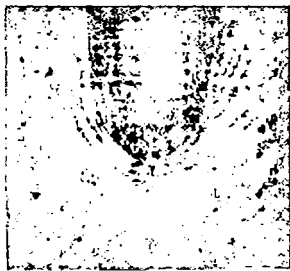
4) наросты образуются периодически, стекая при этом по передней и задней поверхностям резца; при малой скорости резания наросты не образуются, и существует область скоростей резания, при которых

имеет место интенсивный процесс наростообразования; начиная с некоторой скорости резания наросты не образуются, и поэтому поверхность делается чистой [37];

5) пластически деформированный и прилегающий к передней поверхности резца слой материала, представляющий собой как бы сжатое листовидное тело, под влиянием действующих на него сил разделяется на две части; большая из них движется по передней поверхности, меньшая — по задней. Этот процесс протекает периодически, причем развивающееся на поверхностях инструмента трение стремится удержать листовидное тело на инструменте [38].



а)



б)

Фиг. 84. Застой металла в зависимости от формы пуансона.

Приведенные результаты исследований по существу не вскрывают природу наростообразования, а следовательно, не дают возможности заранее предпринять необходимые меры для борьбы с наростообразованием там, где оно нежелательно. В самом деле, объяснения процесса наростообразования как явления «приварившихся частиц» или «части стружки, задерживаемой на резце» и т. д., не позволяют найти в необходимых случаях действенные методы борьбы с наростообразованием.

Наиболее правильное объяснение явления наростообразования дано еще в 1915 г. Я. Г. Усачевым, который, применив впервые металломикроскоп к исследованию структурного состояния зоны деформации при резании металлов, обнаружил, что структура материала нароста отлична от структуры исходного материала и стружки и что наростообразование происходит сейчас же после начала резания. В конечном итоге Я. Г. Усачев пришел к выводу, что нарост — это застой металла во время его деформации. Я. Г. Усачев приводит данные о застое деформированного металла при вдавливании пуансона с «незакругленным концом» (фиг. 84, а) и с «закругленным концом» (фиг. 84, б), из которых видно, что в последнем случае

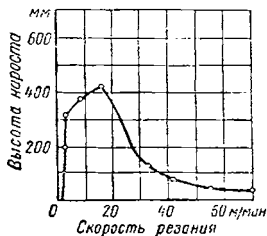
(когда конец пуансона закруглен) застой не образуется. Явление застоя имеет место и в других областях техники, например: в аэродинамике, гидродинамике и пр. Указанные случаи застоя материала свидетельствуют о том, что Я. Г. Усачев подошел к процессу резания



Фиг. 85. Микроструктура нароста.

металла с позиций физики. Он показал, что нарост может образовываться периодически, а также, что нарост не удерживается на резце при резании малопластичных металлов (чугун и др.), при прерывистых стружках (например при строгании) и при больших скоростях резания, вследствие размягчения металла.

Исследования, проведенные А. И. Исаевым [32], подтверждают принципиальную позицию Я. Г. Усачева, а именно: А. И. Исаев трактует нарост как заторможенный на поверхности инструмента граничный слой деформированного при резании металла. На фиг. 85 показана микроструктура нароста и его положение в зоне деформации, а на фиг. 86 — высота нароста в зависимости от скорости резания [32].

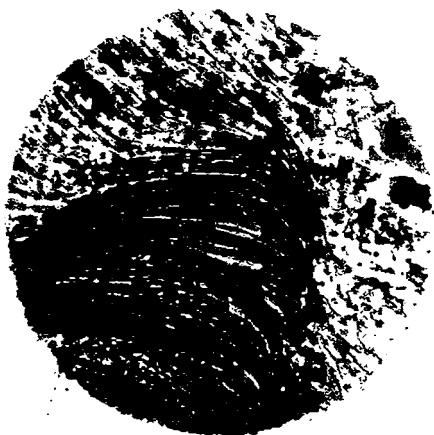


Фиг. 86. Зависимость высоты нароста от скорости резания.

Представленная на фиг. 87 микроструктура вершины нароста показывает, что в верхней стороне носовой части нарост не отделен от основной массы деформируемого металла [32] и что нарост сохраняет некоторую свою геометрическую форму и размеры при условии непрерывного его питания новым материалом из зоны деформации.

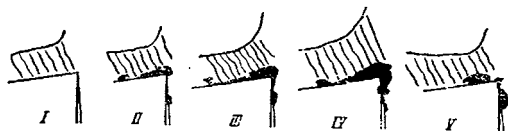
На основании отечественных исследований [32], [39], процесс наростообразования можно представить упрощенно следующей

схемой (фиг. 88): в позиции *I*, соответствующей первому мгновенному положению резца при резании, нароста еще нет; в позиции *II* уже имеется нарост, который в позиции *III* показан значительно увели-



Фиг. 87. Микроструктура вершины нароста.

чившимся в размерах, вследствие чего стал частично внедряться в обработанную поверхность и частично сходиться со стружкой; в позиции *IV*



Фиг. 88. Схема наростообразования.

нарост, достигший наибольших размеров, начинает разрушаться, и в позиции *V* он показан сходящим со стружкой и с обработанной поверхностью. Но нарост может сходиться и иначе, только со стружкой (по передней поверхности резца); поэтому описанный выше процесс наростообразования совершается так, как показано до позиции *IV*, а далее или разламывается (см. позицию *V*), или сходит только

со стружкой. После этого процесс образования нароста начинает снова повторяться. Но вновь образующиеся наросты не являются строго подобными предыдущим, их форма достаточно хаотична и произвольна.

Образуюсь, нарост сильно изменяет форму передней поверхности инструмента, и дальнейшая пластическая деформация срезаемого слоя происходит в условиях, отличных от тех, когда нарост отсутствовал. В большинстве случаев при наличии нароста деформирование происходит как бы клином с закругленной вершиной и напоминает скорее работу пуансона, чем резца «с большим передним углом». При больших скоростях резания нарост не будет возникать и разрушаться так, как показано было выше; под действием тепла он становится весьма пластичным, образуя тонкий надрезовый слой.

В зависимости от физико-механических свойств обрабатываемого металла и условий резания, имеется зона скоростей, при которой получается наибольшее наростообразование (см. фиг. 86).

Отечественные исследования процесса наростообразования дают основание предложить и меры борьбы с ним, как то: изменение геометрии режущего инструмента (например, увеличение переднего угла), применение смазывающе-охлаждающей жидкости, применение высоких скоростей резания, а также более тщательная доводка передней поверхности инструмента.

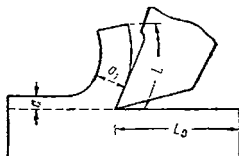
§ 20. ОЦЕНКА ВЕЛИЧИНЫ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ В СРЕЗАЕМОМ СЛОЕ

Пластическая деформация, происшедшая в стружке, внешне обнаруживается в том, что длина стружки L (фиг. 89) получается короче пути L_0 , пройденного резцом по обработанной поверхности, а толщина стружки a_1 больше толщины срезаемого слоя a . Вместе с тем опыты показывают, что ширина стружки b_1 мало отличается от ширины срезаемого слоя b . Так как объем деформируемого тела остается неизменным, то

$$abL_0 = a_1b_1L,$$

откуда

$$\frac{L_0}{L} = \frac{a_1b_1}{ab} = \frac{a_1}{a}.$$



Фиг. 89. Продольная усадка стружки.

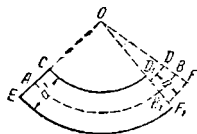
Этими отношениями и принято в области резания металлов характеризовать среднее значение величины пластической деформации стружки. Обозначив эту величину, называемую также коэффициентом усадки стружки, через ζ_l , а также $ab = f$ и $a_1b_1 = f_0$, получим

$$\zeta_l = \frac{L_0}{L} = \frac{f_0}{f}. \quad (41)$$

Следовательно, измерив L_0 и L , можно определить величину ζ_l , характеризующую усадку стружки и вместе с тем величину пластической деформации. В ряде случаев не представляется возможным измерить величину L . Тогда усадку стружки находят «весовым методом»¹, сводящимся к следующему: взяв небольшую длину стружки (примерно 3—10 мм) и определив вес этого куса g , находят значение $f_0 = \frac{g}{\rho l}$, где ρ — удельный вес, а l — длина взвешиваемой стружки. Следовательно,

$$\zeta_l = \frac{f_0}{f} = \frac{g}{\rho l a b}.$$

Проф. В. Д. Кузнецов [19] предлагает измерять усадку как отношение



Фиг. 90. Определение продольной усадки стружки.

или

$$\zeta_l = \frac{l_0}{l} = \frac{AB}{\frac{EF_1 + CD_1}{2}} \quad (42)$$

$$\zeta_l = \frac{l_0}{l} = \frac{l_0}{l_0 - \Delta l}, \quad (43)$$

где Δl — уменьшение длины нейтральной линии AB вследствие усадки (фиг. 90).

Каждый из упомянутых трех способов определения усадки стружки может иметь свое применение. Например, при обработке с малой толщиной стружки и при нормальном завитии этой стружки, когда измерение длины L не представляет затруднений, усадку стружки можно рассчитывать по первому способу. При обработке малопластичных металлов и в случаях невозможности производить измерение длины стружки L необходимо рекомендовать второй, «весовой» способ расчета усадки стружки. Когда же стружка имеет значительную толщину, следует пользоваться третьим способом.

Хотя с некоторой степенью приближения принимают, что срезаемый слой почти не деформируется в направлении ширины, однако в действительности эта деформация, т. е. уширение стружки, имеет место. Поэтому, так же как и в теории пластических деформаций [28], можно воспользоваться уравнением «сравнимой деформации», а именно:

$$\zeta_c = \sqrt{0.67 (\zeta_l^2 + \zeta_a^2 + \zeta_b^2)}, \quad (44)$$

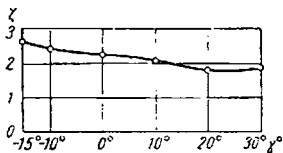
где ζ_l — деформация в направлении длины, вычисляемая по формуле $\zeta_l = \ln \frac{L_0}{L}$;

¹ «Весовой метод» был предложен А. М. Розенбергом и позднее — А. Я. Малкиным.

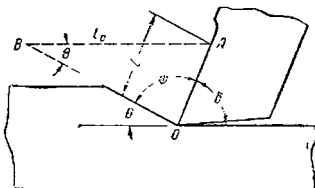
ζ_a — деформация в направлении толщины, вычисляемая по формуле $\zeta_a = \ln \frac{a_1}{a}$;

ζ_b — деформация в направлении ширины, вычисляемая по формуле $\zeta_b = \ln \frac{b_1}{b}$.

Если учесть, что усадка стружки в той или иной степени характеризует пластическую деформацию, то величина усадки будет зависеть от тех же факторов, что и пластическая деформация, а именно: от физико-механических свойств обрабатываемого металла, параметров резания, геометрических параметров инструмента и



Фиг. 91. Зависимость продольной усадки стружки от переднего угла.



Фиг. 92. Усадка стружки.

охлаждающе-смазывающих жидкостей. Так, изменение переднего угла влечет изменение и усадки (фиг. 91).

Проф. Тиме объяснял зависимость усадки от угла резания, т. е. $\zeta_l = f(\delta)$ чисто геометрическим путем (фиг. 92).

Обозначив длину элемента стружки через $AO = l$, длину пути реза на один элемент через $AB = l_0$, получим, что:

$$\zeta_l = \frac{l_0}{l} = \frac{\sin \psi}{\sin \delta}.$$

Но, так как

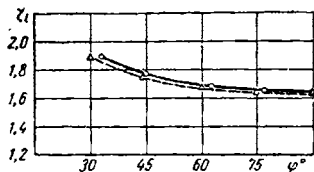
$$\theta = 180 - (\delta + \psi),$$

то

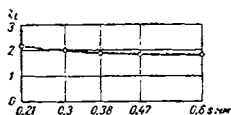
$$\zeta_l = \frac{l_0}{l} = \frac{\sin \psi}{\sin [180 - (\delta + \psi)]}, \quad (45)$$

т. е. с увеличением угла резания δ продольная усадка стружки увеличивается. Экспериментальные данные проф. Тиме достаточно хорошо согласуются с результатами, получающимися по этой формуле (остальные указанные выше факторы оставались постоянными). Влияние главного угла в плане при обработке резцом, у которого $\gamma = 0$, представлено на фиг. 93, из которой следует, что в тонких стружках происходит большая деформация. Это подтверждается экспериментами, результаты которых приведены на фиг. 94. Объяснение этому явлению надо искать в том, что пластическая деформация, в отличие от упругой, не совершается в одинаковой степени

во всем объеме деформируемого тела и большие ее значения имеют место в слоях, расположенных ближе к месту приложения силы. Если же производить обработку резцом, у которого $r \neq 0$, то зависимость усадки стружки от главного угла в плане будет иметь более сложный вид (фиг. 95). Перегиб в точке B и подъем ветви BC указывают

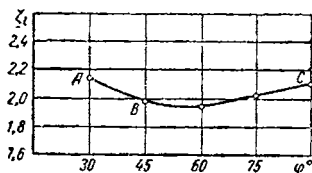


Фиг. 93. Зависимость продольной усадки стружки от главного угла в плане при $r = 0$.

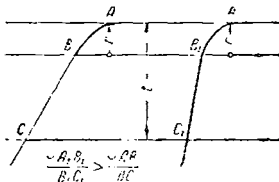


Фиг. 94. Зависимость продольной усадки стружки от величины подачи (толщины среза).

на увеличение усадки при дальнейшем увеличении главного угла в плане. Объясняется это тем, что, начиная примерно с $\varphi = 60-70^\circ$, роль криволинейной части реза увеличивается, а наличие криволинейной части лезвия приводит к усложненной дефор-



Фиг. 95. Зависимость продольной усадки стружки от главного угла в плане при $r \neq 0$.



Фиг. 96. Объяснение влияния главного угла в плане на деформации при резании.

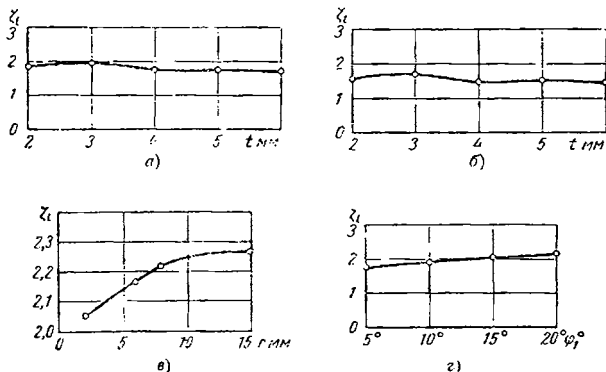
мации (фиг. 96). Но если глубина резания имеет большее значение, так что $\frac{r}{t}$ принимает малое значение, то перегиба в точке B (фиг. 95) может не быть. Что же касается глубины резания, то, согласно предыдущему, при больших глубинах резания, когда $\frac{r}{t}$ весьма малая величина или когда значение радиуса округления при вершине также мало, изменение ее не вызывает изменения усадки стружки (фиг. 97, а и б).

На фиг. 97, в приведены экспериментальные данные, показывающие влияние радиуса округления при вершине на усадку стружки и подтверждающие высказанные выше положения. Задний угол α не должен оказывать влияния на деформацию срезаемого слоя,

что подтверждается имеющимися экспериментальными исследованиями. Что же касается вспомогательного угла в плане φ_1 , то опыты показывают незначительное увеличение продольной усадки стружки с увеличением вспомогательного угла в плане (фиг. 97, *г*), которое можно отнести за счет некоторого увеличения вспомогательного переднего угла, что следует из уравнения [40]:

$$\operatorname{tg} \eta_1 = \operatorname{tg} \gamma \cos(\varphi + \varphi_1) - \operatorname{tg} \lambda \sin(\varphi + \varphi_1). \quad (46)$$

Скорость резания оказывает большое влияние на усадку. На фиг. 98, *а* показано изменение усадки от скорости резания при обра-



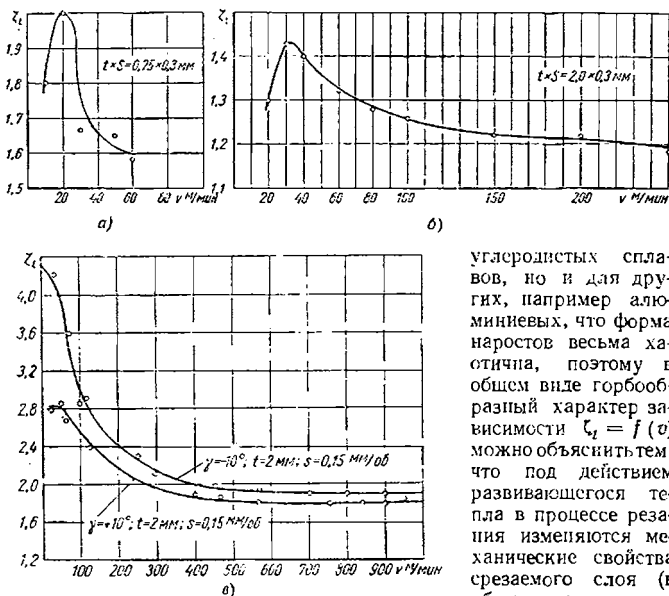
Фиг. 97. Продольная усадка стружки при обработке стали 45:

а — и зависимости от глубины резания при $v = 12$ м/мин, $s = 0,47$ мм/об; *б* — то же при $v = 223$ м/мин, $s = 0,47$ мм/об; *в* — от радиуса закругления при шероховатости; *г* — от вспомогательного угла в плане φ_1 .

ботке стали 45 резцом, оснащенным твердым сплавом Т5К10, с передним углом $\gamma = 44^\circ$, на фиг. 98, *б* — при обработке силумина резцом, оснащенным сплавом Т5К10, с передним углом $\gamma = 43^\circ 20'$ и, наконец, на фиг. 98, *в* — при обработке стали 50 таким же резцом при $\gamma = -10^\circ$ и $\gamma = -10^\circ$ [33].

Как видно из фиг. 98, при увеличении скорости резания усадка стружки сначала возрастает, достигая при некоторой скорости v_1 наибольшего значения, после чего усадка начинает уменьшаться. Но, начиная с некоторой скорости v_2 , например 500 м/мин (см. фиг. 98, *в*), усадка стружки стабилизируется и становится не зависящей от скорости резания. Скорости резания v_1 и v_2 являются характерными для каждого обрабатываемого металла и условий резания. Горбообразный характер кривой усадки показывает, что имеется зона как бы неустойчивого резания. В этой зоне имеет место и наибольшее наростобразование и, как будет следовать из дальнейшего

изложения, в этой же зоне получают и наибольшие вибрации системы станок — резец — деталь. Горбообразный характер зависимости $\zeta_t = f(v)$ в определенной зоне скоростей резания объясняют по-разному, в частности образованием наростов, изменяющих «геометрию» инструмента, «синеломкостью» железоуглеродистых сплавов и пр. [41]. Упомянутые выше исследования показывают, что зависимость $\zeta_t = f(v)$ имеет горбообразный характер не только для железо-



Фиг. 98. Продольная усадка стружки в зависимости от скорости резания:

а — при обработке стали 45 резцом, у которого $\gamma = 44^\circ$; б — при обработке чугуна; в — при обработке стали 30.

по указанным причинам, изменяются и условия трения при резании. Таким образом, в зоне определенных скоростей резания, величина которых зависит от физико-механических свойств обрабатываемого металла и условий резания, происходит неустойчивое резание. При дальнейшем увеличении скорости резания имеет место переходная зона, и далее, начиная с какой-то скорости v_2 , величина усадки стружки становится как бы постоянной, т. е. процесс деформации стабилизируется. Дело в том, что, несмотря на возрастание с увели-

углеродистых сплавов, но и для других, например алюминиевых, что форма наростов весьма хаотична, поэтому в общем виде горбообразный характер зависимости $\zeta_t = f(v)$ можно объяснить тем, что под действием развивающегося тепла в процессе резания изменяются механические свойства срезаемого слоя (в объеме распространения пластической деформации, см. фиг. 54, 55 и 73), а также

чением скорости резания общего количества выделяющегося при резании тепла, температура надрезово́й части стружки, как это будет показано в дальнейшем, начинает медленно расти вследствие быстрого протекания процесса. Температура на передней поверхности реза, по тем же причинам, также растет медленней, чем в «неустойчивой» и «переходной» зонах, а поэтому условия трения при резании начинают становиться как бы постоянными. Кроме того, при быстром протекании процесса не приходится ожидать достаточно заметного влияния тепла на изменение механических свойств срезаемого слоя. Вследствие этого среднее значение деформации, характеризующее усадку стружки, существенно не изменяется. Выше указывалось относи-

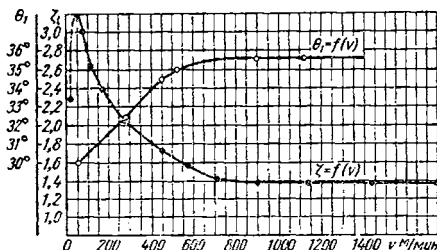
тельно изменения величины усадки в зависимости от угла резания. Представленная на фиг. 98, в зависимости усадки при отрицательном переднем угле подтверждает это положение для широкого диапазона скоростей резания. Также необходимо отметить, что при больших скоростях резания раз-

ница в усадке стружки при обработке с положительными и отрицательными передними углами ($\gamma = +10^\circ$ и $\gamma = -10^\circ$) заметно уменьшается. Небезинтересно отметить, что углы θ_1 изменяются с изменением скорости резания и, начиная с некоторой скорости v_2 , при которой продольная усадка стремится к стабильному состоянию, значения θ_1 также стабилизируются (фиг. 99).

Прежде считалось, что такие металлы, как, например, серый чугун, являются «хрупкими» и пластически недеформируются. Однако, как уже указывалось выше, хрупкость является не свойством материала, а лишь его состоянием. Исследования¹ последнего времени отчетливо показали, что чугун может пластически деформироваться, особенно при сжатии. В этом случае, так же как и при обработке стали, имеет место политропическая закономерность, а именно:

$$P_0 h_0^m = P h^m = \text{const};$$

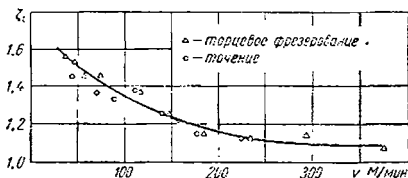
при этом: для чугуна $H_B = 220$ значение $m = 1.60$;
 » » $H_B = 190$ » $m = 2.00$;
 » » $H_B = 120$ » $m = 2.40$.



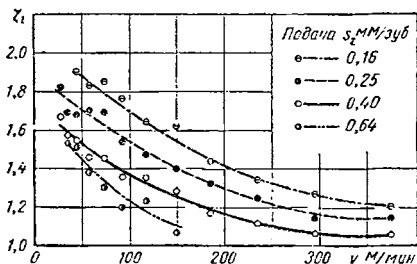
Фиг. 99. Продольная усадка и угол скольжения θ_1 в зависимости от скорости резания.

¹ Исследования Н. Ф. Киселева под руководством В. А. Кривошова.

Вследствие указанного в процессе резания как при фрезеровании, так и при точении чугуна была обнаружена усадка стружки (фиг. 100 и 101).



Фиг. 100. Зависимость продольной усадки стружки от скорости резания при обработке торцевой фрезой и резцом серого чугуна $H_B = 193$. Геометрия зуба в обоих случаях: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; $\lambda = +15^\circ$; $\varphi = 60^\circ$; $\varphi_1 = 5^\circ$; $r = 0,1$ мм.



Фиг. 101. Зависимость продольной усадки стружки от скорости резания при торцевом фрезеровании серого чугуна, $H_B = 223$ при $t = 8$ мм. Геометрия зуба: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; $\lambda = +15^\circ$; $\varphi = 60^\circ$; $\varphi_1 = 5^\circ$; $r = 0,1$ мм.

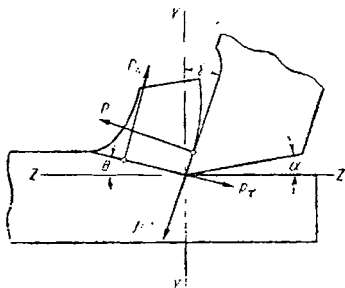
§ 21. СИЛА, ПОТРЕБНАЯ НА ДЕФОРМАЦИЮ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ

Выше указывалось, что проф. К. А. Зворыкиным было установлено, что в плоскости сдвига возникают касательные и нормальные напряжения, следовательно, в этой плоскости действуют сдвигающие и нормальные силы. Небезинтересно также напомнить о том, что, согласно ранее приводившейся схеме напряженного состояния, определенные соотношения между касательными и нормальными напряжениями определяют характер разрушения материала. Для определения силы P составим условие равновесия действующих сил в системе координатных осей YU и ZZ , как показано на фиг. 102.

Тогда

$$-P \cos \gamma - \mu P \sin \gamma + P_N \sin \theta + P_z \cos \theta = 0;$$

$$-P \sin \gamma - \mu P \cos \gamma - P_N \cos \theta + P_z \sin \theta = 0.$$



Фиг. 102. Схема сил.

Решая совместно данные уравнения, получим

$$P = \frac{P_z (\cos \theta + \sin \theta \operatorname{tg} \theta)}{\operatorname{tg} \theta (\sin \gamma - \mu \cos \gamma) + \cos \gamma + \mu \sin \gamma}. \quad (47)$$

Но

$$P_T = \frac{\tau_s ab}{\sin \theta},$$

где a — толщина среза в мм;

b — ширина среза в мм;

τ_s — напряжение среза в кг/мм².

Поэтому

$$P = \frac{\tau_s \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \theta} + \operatorname{tg} \theta \right)}{\operatorname{tg} \theta (\sin \gamma - \mu \cos \gamma) + \cos \gamma + \mu \sin \gamma}. \quad (48)$$

Согласно предыдущему,

$$\zeta_l = \frac{\sin \psi}{\sin \theta}$$

или, преобразовывая, получим

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{\cos \gamma}{\zeta_l - \sin \gamma},$$

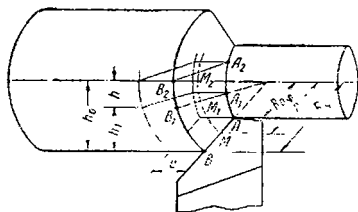
Тогда уравнение (48) примет вид

$$P = \frac{\tau_s a b \left(\frac{\zeta_l - \sin \gamma}{\cos \gamma} + \frac{\cos \gamma}{\zeta_l - \sin \gamma} \right)}{\frac{\cos \gamma}{\zeta_l - \sin \gamma} (\sin \gamma - \mu \cos \gamma) + \cos \gamma + \mu \sin \gamma},$$

или

$$P = \frac{\tau_s a b [(\zeta_l - \sin \gamma)^2 + \cos^2 \gamma]}{\cos^2 \gamma (\sin \gamma - \mu \cos \gamma) + (\cos \gamma + \mu \sin \gamma) \cos \gamma (\zeta_l - \sin \gamma)}. \quad (49)$$

Уравнение (49) показывает, что сила P , представляющая собой сопротивление деформируемого слоя, прилегающего к передней



Фиг. 103. Схема пластического сжатия под действием инструмента.

поверхности инструмента, зависит от переднего угла, коэффициента усадки ζ_l (на которую, в свою очередь, влияет, как это было показано выше, ряд факторов), величины напряжения срез (сдвиг), коэффициента трения, толщины и ширины срезаемого слоя. Так как при определенном виде инструмента и заданном срезаемом слое величины ζ_l , τ_s и μ зависят от скорости резания,

то и сила P также зависит от скорости резания. Таким образом, используя отправные данные проф. Зворыкина, можно получить уравнение для расчета силы, необходимой на деформацию срезаемого слоя [42].

Как будет показано ниже, к этому вопросу можно подойти и иными методами.

Выше указывалось, что в процессе резания имеет место сложное напряженное состояние; тем не менее экспериментальные исследования убедительно показывают, что наибольшие деформации происходят от сжатия срезаемого слоя. Вследствие этого, с известной степенью допущения, проф. В. Д. Кузнецов предложил рассматривать процесс резания как процесс пластического сжатия [16], что имеет большое значение для построения физической теории резания металлов. Развивая и конкретизируя это предложение, проф. В. А. Кривоухов предложил уравнение для подсчета силы пластического сжатия срезаемого слоя [17], вывод которого помещается ниже.

При возрастании сжимающего действия реза глубина распространения пластической деформации также возрастает. Обозначим подобную текущую глубину через h_m . Сила пластической деформации,

действующей на элементарную площадку толщиной a (фиг. 103) и шириной dr , может быть подсчитана по формуле

$$dP_0 = \sigma_0 a dr, \quad (50)$$

где σ_0 — условный предел текучести в кг/мм².

Глубина распространения пластической деформации вдоль длины будущей стружки должна бы быть одинаковой и, таким образом, длина AA_2 должна бы равняться длине BB_2 ; но текущая высота h_m при одном и том же значении h_0 должна зависеть от расстояния r , поэтому

$$h_m = h_0 - h_1 \frac{r}{R_\varphi}.$$

Так как пластическое сжатие подчиняется политропической закономерности, т. е.

$$P_0 h_0^m = P h_m^m = \text{const},$$

то можно написать

$$dP = dP_0 \left(\frac{h_0}{h_m} \right)^m.$$

Подставляя вместо h_m его значение, получим

$$dP = dP_0 \left(\frac{h_0}{h_0 - h_1 \frac{r}{R_\varphi}} \right)^m$$

или

$$dP = dP_0 \left(\frac{h_0 R_\varphi}{h_0 R_\varphi - h_1 r} \right)^m = \sigma_0 a \left(\frac{h_0 R_\varphi}{h_0 R_\varphi - h_1 r} \right)^m dr.$$

Наибольшая сила, сжимающая весь слой от поверхности до R_φ , будет

$$P = \sigma_0 a \int_{R_{0\varphi}}^{R_\varphi} \left(\frac{h_0 R_\varphi}{h_0 R_\varphi - h_1 r} \right)^m dr = \sigma_0 a h_0^m R_\varphi^m \int_{R_{0\varphi}}^{R_\varphi} \left(\frac{R_\varphi}{h_0 R_\varphi - h_1 r} \right)^m dr.$$

или

$$P = -\sigma_0 a h_0^m R_\varphi^m \left| \frac{(h_0 R_\varphi - h_1 r)^{1-m}}{(1-m) h_1} \right|_{R_{0\varphi}}^{R_\varphi}. \quad (51)$$

Подставляя в выражение, стоящее в скобках, пределы $R_{0\varphi}$ и R_φ и замечая, что $R_\varphi - R_{0\varphi} = b$ и $h_1 = h_0 - h$, получим

$$\left| \frac{(h_0 R_\varphi - h_1 r)^{1-m}}{(1-m) h_1} \right|_{R_{0\varphi}}^{R_\varphi} = \frac{(h_0 R_\varphi - h_1 R_\varphi)^{1-m}}{(1-m) h_1} - \frac{(h_0 R_\varphi - h_1 R_{0\varphi})^{1-m}}{(1-m) h_1},$$

следовательно,

$$P = + \frac{\sigma_0 a h_0^m R_\varphi^m}{(m-1)(h_0-h)} \left[\frac{1}{h^{m-1} R_\varphi^{m-1}} - \frac{1}{(h_0 b + h R_{0\varphi})^{m-1}} \right]. \quad (52)$$

Но так как

$$(h_0 b + h R_{0\varphi})^{m-1} = h^{m-1} \left(\frac{h_0}{h} b + R_{0\varphi} \right)^{m-1} = h^{m-1} (\zeta_l b + R_{0\varphi})^{m-1},$$

где $\zeta_l = \frac{h_0}{h}$ — величина продольной усадки.

то

$$P = \frac{\sigma_0 a \zeta_l^m R_\varphi^m}{(\zeta_l - 1)(m-1)} \left[\frac{1}{R_\varphi^{m-1}} - \frac{1}{(\zeta_l b + R_{0\varphi})^{m-1}} \right]. \quad (53)$$

Замечая, что

$$R_\varphi = \frac{R}{\sin \varphi} \quad \text{и} \quad R_{0\varphi} = \frac{R_0}{\sin \varphi},$$

а также, что

$$b \sin \varphi = t \quad \text{и} \quad a = s \sin \varphi,$$

получим

$$\begin{aligned} P &= \frac{\sigma_0 a \zeta_l^m R^m}{(\zeta_l - 1)(m-1) \sin^m \varphi} \left[\frac{(\sin \varphi)^{m-1}}{R^{m-1}} - \frac{1}{\left(\zeta_l b + \frac{R_0}{\sin \varphi} \right)^{m-1}} \right] = \\ &= \frac{\sigma_0 s \zeta_l^m R}{(\zeta_l - 1)(m-1)} \left[1 - \frac{1}{\left(\frac{\zeta_l t + R_0}{R} \right)^{m-1}} \right]. \end{aligned} \quad (54)$$

Но так как

$$\frac{\zeta_l t + R_0}{R} = 1 + \frac{t(\zeta_l - 1)}{R},$$

то окончательно получим

$$P = \frac{\sigma_0 s \zeta_l^m R}{(\zeta_l - 1)(m-1)} \left\{ 1 - \frac{1}{\left[\frac{t(\zeta_l - 1)}{R} + 1 \right]^{m-1}} \right\}. \quad (55)$$

здесь σ_0 — условный предел текучести в кг/мм²;

s — подача в мм/об;

ζ_l — коэффициент продольной усадки стружки;

R — внешний радиус обрабатываемой поверхности в мм;

t — глубина резания в мм;

m — показатель полинома сжатия.

Уравнение для пластического сжатия при обработке плоскости получится из уравнения (55), если в последнем принять $R = \infty$. Но тогда уравнение (55) принимает неопределенный вид. Раскрывая эту неопределенность по правилу Лопиталя, получим

$$\lim_{R \rightarrow \infty} R \left\{ 1 - \left[\frac{t(\xi_t - 1)}{R} + 1 \right]^{\frac{1}{m-1}} \right\} = \frac{\left\{ 1 - \left[\frac{t(\xi_t - 1)}{R} + 1 \right]^{\frac{1}{m-1}} \right\}'}{\left(\frac{1}{R} \right)'}$$

Производя дифференцирование и соответственные преобразования, получим

$$P = \varepsilon_0 t \xi_t^m. \quad (56)$$

Если $\frac{t}{R} \ll 1$, то вместо уравнения (55) можно пользоваться уравнением (56).

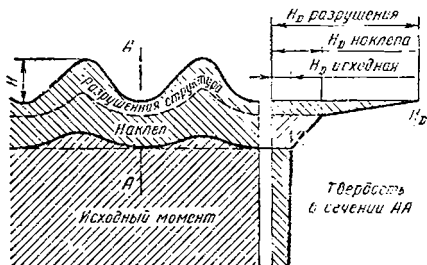
Эти уравнения, как следует из предыдущего, получены на основе современных данных физики твердого тела и показывают, что силы пластического сжатия не остаются постоянными, а изменяются с изменением условного предела текучести σ_0 и величины пластической деформации. То и другое, как следует из предыдущего, зависит не только от исходных параметров, характеризующих деформируемый материал, но и от его состояния и условия деформирования. С другой стороны, согласно исследованиям проф. В. Д. Кузнецова и проф. М. А. Большаковой [16], между пластической деформацией и сдвигающим («скалывающим») напряжением существует определенная зависимость, которая показывает, что срезаемый слой претерпевает пластическую деформацию тем большую, чем больше сдвигающие («скалывающие») напряжения. Следовательно, должна существовать определенная зависимость между сдвигающей («скалывающей») силой и силой пластического сжатия.

§ 22. ДЕФОРМАЦИЯ В МАТЕРИАЛЕ ПОД ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Пластическая деформация проникает (см. фиг. 73) в глубь материала, под обработанную поверхность.

Как уже указывалось (см. гл. IV, § 16), изменение формы тела при пластической деформации сопровождается наклепом (упрочнением) и явлениями отжига или разупрочнения и рекристаллизации. Следовательно, в процессе резания действуют два конкурирующих фактора — упрочнение и разупрочнение, совершающиеся под действием возникающего тепла. Явление рекристаллизации сопровождается снятием остаточных напряжений. На фиг. 104 (по данным проф. П. Е. Дьяченко) [43] представлена схема распространения наклепа под обработанной поверхностью (показана волнистой

линией — гребешками после обработки). Твердость по сечению уменьшается по мере удаления от поверхности, причем особенно резко — в верхнем тонком слое. Этот слой характеризуется измельчением зерен под действием давления и температуры резания. Явление наклепа



Фиг. 104. Схема наклепного слоя под обработанной поверхностью.

или упрочнения впервые было замечено Я. Г. Усачевым.

Экспериментальные исследования показали, что глубина проникновения пластической деформации при обработке одного и того же материала зависит от глубины резания, подачи, скорости резания и геометрии инструмента. Подача в большей степени, чем глубина, оказывает это влияние. С уве-

личением скорости резания глубина проникновения уменьшается. В табл. 4 приведены исследования рентгенографическим методом глубины проникновения пластической деформации при обработке латуни марки ЛС 69 [44]. Эти исследования показывают, что подача в большей степени, чем глубина резания, влияет на величину проникновения пластической деформации h . С увеличением скорости резания величина h уменьшается. Особенно сильное влияние оказывает затупленный инструмент.

Влияние угла резания при обработке мягкой стали [8] представлено в табл. 5

Величины h и h_1 получены методом травления (фиг. 73).

Из данных табл. 5 следует, что с увеличением угла резания δ глубина h_1 проникновения пластической деформации увеличивается. Так как величина пластической деформации зависит от физико-механических свойств деформируемого материала, то и воспринимаемое упрочнение будет зависеть от тех же факторов. В общем можно утверждать, что материалы, обладающие большей пластичностью, будут после обработки резанием воспринимать и относительно большее упрочнение.

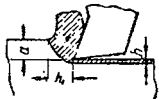
Исследования показывают, что чугун воспринимает также и упрочнение, поскольку при обработке резанием он пластически деформируется.

Распределение твердости, определенной прибором для измерения микротвердости, при свободном резании [45] показано на фиг. 105.

Таблица 4

Глубина резания в мм	Подача в мм/об	Глубина проникновения в мм		Скорость резания в м/мин	Глубина проникновения в мм	
		Острый резец	Затупленный резец		Острый резец	Затупленный резец
0,5	0,10	86	—	10,00	174	496
0,5	0,25	115	—	45,81	160	433
0,5	0,50	160	—	72,53	138	385
0,5	0,72	230	—	100,22	118	311
0,5	0,90	260	—	145,06	97	260
1,00	0,50	180	—	197,80	60	159
5,00	0,50	220	—	253,20	55	144
Опыты производились при $v = 6,06$ м/мин				Опыты производились при $t = 2$ мм и $s = 0,5$ мм/об		

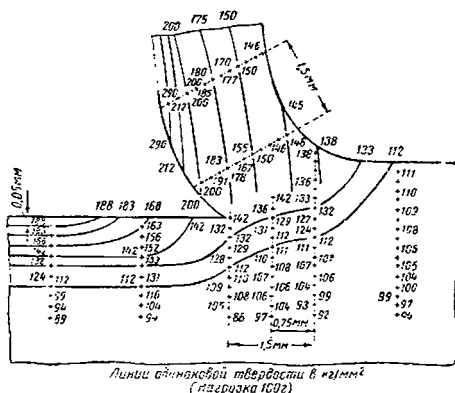
Таблица 5

Угол резания ϕ°	a в мм	h в мм	h_1 в мм	
65	1,85	1,70	7,00	
85	1,60	1,90	11,5	

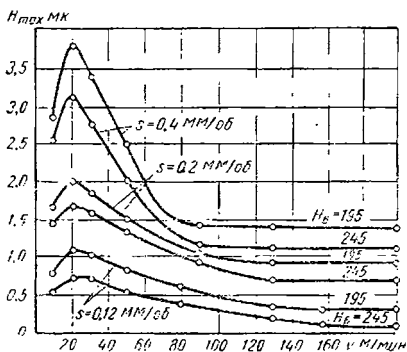
Так как наибольшей пластической деформации подвергаются слои металла, расположенные ближе к месту приложения деформирующей силы, то и наибольшая твердость этого металла располагается таким же порядком. В табл. 6 помещена, по данным проф. В. Д. Кузнецова [16], зависимость глубины наклепа от скорости резания при обработке алюминия, из которой следует, что с увели-

Таблица 6

№ образца	Скорость резания v в м/мин	Определение рентгеновским методом		Определение методом рекристаллизации	
		Глубина резания t в мм	Глубина наклепа h в мм	Глубина резания t в мм	Глубина наклепа h в мм
1	50	1,04	2,58	0,98	1,6
2	100	0,91	1,88	0,82	1,15
3	300	0,86	1,00	0,91	0,9
4	600	0,83	0,73	0,88	0,6
5	800	0,95	0,52	0,85	0,5
6	1090	1,00	0,35	1,09	0,0



Фиг. 105. Распределение твердости в стружке и изделии при свободном резании стали У10А (отожженной).



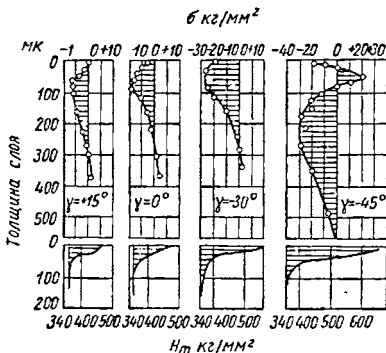
Фиг. 106. Зависимость микронеровностей от резания различной твердости стали У8, полученной термической обработкой.

чением скорости резания глубина проникновения пластической деформации уменьшается, что следует отнести за счет действия разупрочняющих факторов. Таким образом, физико-механические свойства обработанной поверхности могут быть в большей или меньшей степени отличными от исходного материала. Экспериментальные исследования показывают, что высота неровностей, получающихся на обработанной поверхности, зависит и от пластической деформации. Поэтому в этих случаях факторы, влияющие на пластическую деформацию, тем самым влияют и на высоту неровностей обработанной поверхности. В частности, скорость резания может влиять на высоту неровностей аналогично влиянию на пластическую деформацию (фиг. 106) [43]. Из сказанного следует, что пластическая деформация, величина наклепа и величина неровностей обработанной поверхности имеют физическую связь.

Пластическая деформация вызывает напряжения, носящие название напряжений второго и третьего рода и распространяющиеся примерно на глубину распространения упрочнения [16]. Само собой разумеется, что величина и знак этих напряжений (т. е. растяжения или сжатия) могут оказывать определенное влияние на прочность детали.

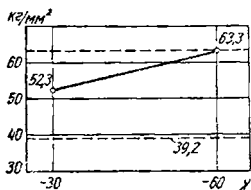
На фиг. 107 показаны значения остаточных напряжений, знак и глубина их залегания, а также твердость слоя металла под обработанной поверхностью закаленной стали 45ХНМФА в зависимости от величины переднего угла резца. Увеличение угла резания создает большой наклеп по величине и глубине проникновения; в то же время и остаточные напряжения становятся большими по величине и глубине их залегания.

Насколько влияет процесс обработки резцом при $\gamma = -30^\circ$ и $\gamma = -60^\circ$ на выносливость образцов из стали 45ХНМФА (на усталостную прочность) по сравнению с процессом шлифования и наклепа чугуной дробью, показано на фиг. 108, из которой следует, что предел усталости шлифованных образцов равен $39,2 \text{ кг/мм}^2$, наклепанных дробью $63,3 \text{ кг/мм}^2$ и обточенных резцами с $\gamma = -30^\circ$ и $\gamma = -60^\circ$ соответственно $52,3$ и $63,3 \text{ кг/мм}^2$. Таким образом



Фиг. 107. Остаточные напряжения и глубина наклепанного слоя при различных передних углах резцов.

процесс резания металлов может в то же время являться как бы и упрочняющей операцией [46], [47]. Но если обработанная поверхность имеет задиры, рваные места и другие недостатки, то предел

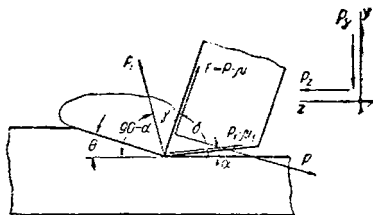


Фиг. 108. Влияние резания с большими отрицательными передними углами на усталостную прочность.

усталостной прочности детали, наоборот, будет понижен и, таким образом, недоброкачественно обработанная деталь может преждевременно разрушиться. Следовательно, обработка резанием в зависимости от физико-механических свойств обрабатываемого материала, параметров резания, геометрии инструмента и условий обработки (охлаждение, жесткость системы станок — инструмент — изделие) создает не только микрогеометрию обработанной поверхности, но и качество поверхностного слоя; то и другое имеет

§ 23. СИСТЕМА СИЛ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

Если выбрать наиболее простой случай — свободное резание, то на переднюю поверхность реза будет действовать сила, необходимая для деформирования срезаемого слоя (сила пластического сжатия) и сила трения сходящей стружки о переднюю поверхность. На заднюю поверхность действует сила, производящая деформацию обработанной поверхности, и сила трения об обработанную поверхность. Обозначим через:



Фиг. 109. Система сил при свободном резании.

- P — силу, потребную на деформацию срезаемого слоя (пластическое сжатие);
- P_1 — силу, потребную на деформацию обработанной поверхности;
- μ — коэффициент трения на передней поверхности резца;
- μ_1 — коэффициент трения на задней поверхности резца.

На фиг. 109 изображена система сил, действующих в процессе резания, предложенная еще проф. Зворыкиным. Уточнение этой системы произведено проф. С. С. Рудником [48], который показал, что для равновесия системы необходимо, кроме силы P_2 , ввести в эту систему еще и силу P_y .

Согласно фиг. 109, имеем

$$\begin{aligned} P_z &= P \sin \delta + \mu P \cos \delta - P_1 \sin \alpha + \mu_1 P_1 \cos \alpha = \\ &= P (\sin \delta + \mu \cos \delta) - P_1 (\sin \alpha - \mu_1 \cos \alpha). \end{aligned}$$

Если оценить силу P_1 как часть P , а именно $P_1 = kP$, то получим

$$P_z = P [(\sin \delta + \mu \cos \delta) - k (\sin \alpha - \mu_1 \cos \alpha)]. \quad (57)$$

Если в уравнение (57) вместо силы P подставить ее значение, например, из формулы (49), или из формулы (56), то получим в общем виде такое уравнение, которое если и не дает возможности с достаточной точностью теоретическим путем рассчитывать силу P_z , потребную на совершение процесса резания, то с качественной стороны позволяет с достаточной глубиной производить анализ факторов, влияющих на силу P_z .

Итак, подставляя в уравнение (57) значение силы P , например, из формулы (56), получим

$$P_z = \sigma_0 t s_i^m [(\sin \delta + \mu \cos \delta) - k (\sin \alpha - \mu_1 \cos \alpha)], \quad (58)$$

где σ_0 — условный предел текучести в кг/мм²;

t — глубина резания в мм;

s — подача в мм/об;

ζ_i — коэффициент продольной усадки стружки;

m — показатель политропы сжатия;

δ — угол резания;

μ и μ_1 — коэффициенты внешнего трения на передней и задней поверхностях реза;

α — задний угол

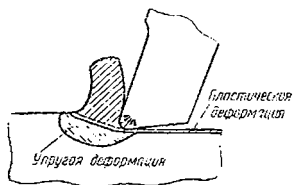
k — отношение силы деформации материала под обработанной поверхностью к силе деформации срезаемого слоя.

Проектируя силы на оси YU , получим

$$P_y = \sigma_0 t s_i^m [k (\cos \alpha + \mu_1 \sin \alpha) - (\cos \delta - \mu \sin \delta)]. \quad (59)$$

Уравнения (58) и (59) показывают, что горизонтальная сила P_z , производящая работу резания, и сила P_y , «отжимающая» резец от обработанной поверхности, зависят от физико-механических свойств обрабатываемого металла, глубины резания, подачи, величины пластической деформации, геометрии инструмента, сил трения на передней и задней поверхностях инструмента. Так как все перечисленные факторы, за исключением глубины резания, подачи и геометрии инструмента, изменяются в зависимости от скорости резания, то, следовательно, и силы P_z и P_y также должны изменяться в зависимости от скорости резания. Коэффициенты трения и силы трения в процессе резания — это трение внешнее кинетическое, или трение

при движении. Физическая сторона механизма внешнего трения в настоящее время еще мало выяснена; также мало выясненным остается и результат работы сил трения — износ. Это объясняется тем, что трение представляет собой сложную совокупность физико-химических явлений, сопровождающихся упругими и пластическими деформациями, диспергированием, образованием тепла и пр. На трение и износ большое влияние оказывает промежуточная среда — смазка. Так как при резании удельная сила (удельное давление) значительна, то следует считать, что трение получается или сухое, когда смазка отсутствует, или полужидкостное, когда смазка покрывает трущиеся поверхности очень тонким слоем (граничная смазка).



Фиг. 110. Схема деформации и реактивных сил на заднюю поверхность.

риала за линией среза. Так как режущая кромка инструмента фактически не является прямой линией, а закруглена по тому или иному радиусу (что зависит от материала инструмента и метода заточки и доводки режущего инструмента), то силы, действующие на заднюю поверхность инструмента, будут расположены так, как это представлено на фиг. 110.

Таким образом, природа возникающих при резании сил, указанных на схеме проф. Зворыкина, является весьма сложной.

Уравнения (58) и (59) для сил P_z и P_y , позволяющие, как указано выше, с качественной стороны оценивать факторы, влияющие на эти силы, получены путем использования формулы (56), так как она проще, чем формула (49). В настоящее время имеются и другие предложения по вычислению этих сил [51], [52].

Согласно предложению проф. В. Д. Кузнецова [16], работа, затрачиваемая на процесс резания, может быть представлена следующим уравнением:

$$A = A_{\text{эл}} + A_{\text{упр}} + A_{\text{тр}} + A_{\text{дисп}}, \quad (60)$$

где A — работа резания, которая в результате может быть вычислена как произведение силы на путь, т. е.

$$A = P_z l; \quad (61)$$

Вопрос о влиянии скорости скольжения на внешнее трение еще недостаточно выяснен [16]; тем не менее ряд исследований показывает, что коэффициент трения, а следовательно и сила трения, будут изменяться с изменением скорости скольжения [49], [50].

В уравнения (58) и (59) входит сила P_1 , представляющая собой сумму сил, действующих на заднюю поверхность инструмента в результате упругой и пластической деформации обрабатываемого мате-

- $A_{пл}$ — работа, затрачиваемая на пластическую деформацию;
 $A_{упр}$ — работа, затрачиваемая на упругую деформацию;
 $A_{тр}$ — работа, затрачиваемая на трение по передней и задней поверхностям инструмента
 $A_{дисп}$ — работа, затрачиваемая на диспергирование, т. е. работа, связанная с образованием новой поверхности.

При резании весьма хрупких материалов может иметь место размельчение или диспергирование материала. Тогда $A_{дисп} = \sigma S$, где σ — поверхностная энергия, а S — общая поверхность мелких частиц, образовавшихся в результате резания.

Основная работа при резании материалов затрачивается на работу, связанную с образованием пластических деформаций $A_{пл}$, и на работу, связанную с трением по передней и задней поверхностям $A_{тр}$. Что же касается работы, затрачиваемой на упругие деформации $A_{упр}$, то эта работа незначительна при резании пластичных металлов и ее величиной можно поэтому пренебречь. При резании малопластичных металлов значение $A_{упр}$ возрастет. Это легко увидеть из ранее приводившихся данных, полученных при растяжении различных металлов (см. фиг. 55). Работа, связанная с диспергированием $A_{дисп}$, настолько мала, что ею возможно пренебречь. Так, например, проф. В. Д. Кузнецов [16], производя резание кристаллов каменной соли, установил, что $A_{дисп}$ в 16—800 раз меньше работы резания A . Следовательно, уравнение (60) может быть написано в следующем виде:

$$A = A_{пл} + A_{упр} + A_{тр} \quad (62)$$

Работа $A_{пл}$ в конечном итоге почти полностью переходит в тепло. Работа $A_{упр}$ также переходит в тепло. Дело в том, что упругие деформации вследствие внутреннего трения преобразуются в затухающие, превращаясь, таким образом, в тепло. Работа трения $A_{тр}$ на передней и задней поверхностях инструмента играет большую роль при резании металлов:

$$A_{тр} = A_{н.н} + A_{з.н} = \frac{\mu P v}{\zeta_1} + \mu_1 P_1 v, \quad (63)$$

где $A_{н.н}$ и $A_{з.н}$ — работа внешнего трения на передней и задней поверхностях инструмента;

μ и μ_1 — коэффициенты внешнего трения на передней и задней поверхностях инструмента;

P и P_1 — силы, действующие на переднюю и заднюю поверхности инструмента;

v — скорость резания в м/мин;

ζ_1 — коэффициент резания продольной усадки стружки.

Работа $A_{тр}$, вызывая износ инструмента, переходит в тепло. Таким образом, основным источником тепла, как упоминалось ранее, является работа пластических деформаций и работа трения на передней и задней гранях инструмента.

§ 24. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВА ТЕПЛА, ВЫДЕЛЯЮЩЕГОСЯ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

В процессе резания металлов обрабатываемая деталь, режущий инструмент и отделяемая стружка нагреваются.

При увеличении скорости резания, особенно во время снятия тонких стружек, температура их поднимается выше 600° ; при дальнейшем повышении скорости в ряде случаев можно наблюдать сходящую стружку, нагретую до яркокрасного каления (900°). На обработанной поверхности стальной детали при этом могут быть заметны оттенки всех цветов побежалости, также свидетельствующие о высокой температуре тончайшего слоя поверхности детали в момент соприкосновения ее с задней поверхностью инструмента.

Повышение температуры происходит, как указывалось выше, в результате превращения затрачиваемой на процесс резания механической энергии в тепловую.

Количество выделившегося тепла, согласно первому закону термодинамики, эквивалентно затраченной работе.

Работу, затрачиваемую в 1 мин. непосредственно на срезание стружки, и все связанные с этим процессы изменения структуры в обрабатываемом материале, подсчитывают

[см. также формулу (61)] как произведение силы резания P_z * на скорость резания v :

$$A = P_z v \text{ кгм/мин.} \quad (64)$$

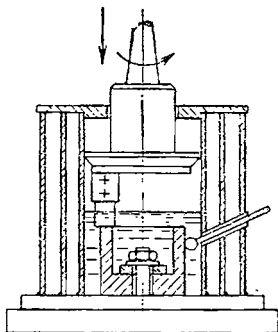
В первом приближении можно найти общее количество теплоты, выделившейся при этом в единицу времени (минуту), следующим образом:

$$Q_0 = \frac{P_z v}{427} \text{ ккал/мин.} \quad (65)$$

Здесь $\frac{1}{427}$ — тепловой эквивалент работы, имеющий размерность ккал/кгм.

Практически измерить общее количество выделившегося тепла можно с помощью калориметра. На фиг. 111 дается схема одного из таких калориметров [53], с помощью которого определяется

* Составляющая P_v не учитывается, так как скорость ее приложения равна нулю. Скорость подачи также ничтожна по сравнению со скоростью резания.



Фиг. 111. Схема калориметра.

количество тепла, а следовательно, и количество работы, затрачиваемой на процесс резания в единицу времени.

Расчет выделившегося тепла ведется по следующей схеме.

1. Начальная температура θ_0 калориметра и помещенных в нем обрабатываемой детали, инструмента и приспособления до опыта выравнивается. Общая масса калориметра выражается как:

$$\Sigma M_0 = M_1 + M_2 + \dots,$$

где $M_1, M_2, \dots$ — массы всех находящихся в калориметре деталей.

2. Осуществляется процесс резания в течение определенного, строго фиксируемого времени τ мин.

3. После резания фиксируется выравненная температура θ_k всех находящихся в калориметре деталей.

4. По начальной и конечной температурам всех находящихся в калориметре деталей, их удельной теплоемкости и массе определяют, какое количество калорий Q_0 выделено в процессе резания за 1 мин.:

$$Q_0 = \frac{\Sigma M_0 \Sigma C (\theta_k - \theta_0)}{\tau} \text{ ккал./мин.} \quad (66)$$

где ΣC — среднее значение (в интервале температур от θ_0 до θ_k) теплоемкости материалов, массы которых учтены в ΣM_0 .

Так как потери тепла в калориметре незначительны, результаты расчета общего количества тепла, выделившегося в процессе резания по формулам (65) и (66), могут расходиться в пределах до 15% за счет потерь на изменения в кристаллической решетке обрабатываемого металла.

§ 25. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛА МЕЖДУ РЕЖУЩИМ ИНСТРУМЕНТОМ, ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛЬЮ И СХОДЯЩЕЙ СТРУЖКОЙ

Для правильного выбора режима резания и материала режущих элементов инструмента при обработке металлов недостаточно определения общего количества тепла, выделяющегося в процессе резания. Необходимо знать также, где и сколько тепла образовалось и при каких условиях это произошло, т. е. какие температуры возникли на внутренних и внешних рабочих поверхностях в зоне резания.

В обрабатываемой детали аккумулируется незначительное количество тепла. Принимают, что в режущий инструмент отходит тепло, вычисляемое как разность между общим количеством тепла, выделяющегося при резании, и теплом, уходящим со стружкой.

В такой постановке задача решается известным уже нам методом (с помощью калориметра). Впервые эту задачу решил Я. Г. Усачев, который с помощью калориметра определил количество тепла в отходящей стружке при токарной обработке конструкционной стали

Позднее Я. Г. Усачев развил и проверил результаты своих исследований с помощью специальных термпар, созданных им применительно к токарным резцам.

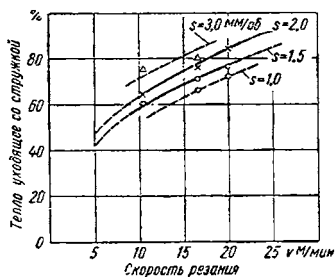
В итоге Я. Г. Усачев установил, что в зависимости от скорости резания, подачи на оборот заготовки и глубины резания в стружке содержится от 60 до 86% тепла, выделяющегося в процессе резания.

В табл. 7 приводятся краткие итоги опытов А. Г. Усачева.

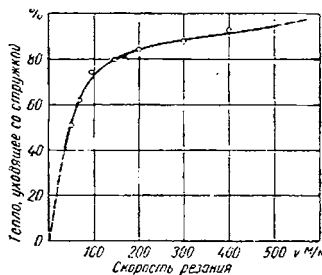
Таблица 7

Подача s в мм/об	Глубина резания t в мм	% тепла в стружке при скорости резания v м/мин		
		10—11	16—17	20
1,0	0,5	—	65—67	74—74,5
1,5	0,75	60—63	70—72	77
2,0	1,0	63	77—78	84—86
3,0	1,5	76	79—82	—

На фиг. 112 результаты исследований Я. Г. Усачева представлены графически. На основании этих исследований видно, что с уве-



Фиг. 112.



Фиг. 113.

личением скорости резания относительное количество тепла, уходящего со стружкой, повышается.

Как показали более поздние исследования [54], при дальнейшем увеличении скорости (фиг. 113) в стружку может отходить более 90% всего тепла, выделяющегося в процессе резания.

Вопросами исследования и распределения тепла при резании занимались многие советские ученые. Суммируя результаты их работ, можно прийти к выводу, что в зависимости от скорости резания и толщины стружки тепло распределяется следующим образом:

А. При токарной обработке

- а) 50—86% уходит со стружкой;
- б) 40—10% переходит в резец;
- в) 9—3% остается в детали;
- г) около 1% уходит в окружающую среду путем излучения.

Б. При сверлильной обработке

- а) 28% уходит со стружкой;
- б) 14,5% переходит в сверло;
- в) 52,5% остается в детали;
- г) 5% уходит в окружающую среду, и работа не переходит в тепло.

На основании всего сказанного можно сделать, однако, только такой общий вывод: с увеличением скорости резания, при всех прочих равных условиях, количество тепла, отходящего со стружкой, увеличивается и может превысить 90% от всего выделившегося в процессе резания тепла.

Этот вывод, однако, не решает вопроса о температуре на поверхностях трения режущего лезвия и обрабатываемого материала, а следовательно, не дает возможности правильно решить задачу выбора материала инструмента и рационального управления процессом резания.

§ 26. РАСПОЛОЖЕНИЕ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛА В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ, ИХ РОЛЬ И ЗНАЧЕНИЕ

Тепло образуется в зоне резания металлов в результате превращения механической работы; следовательно, источники тепла должны быть расположены там, где эта работа затрачивается.

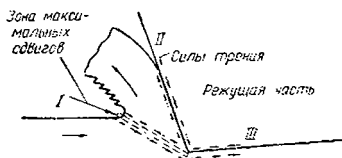
Если учитывать только главные источники тепла, можно утверждать, что они расположены на трех поверхностях (фиг. 114).

Первым источником является зона максимальных сдвигов, или зона наибольших деформаций.

Вторым источником тепла является поверхность, по которой осуществляется трение стружки о переднюю поверхность режущего инструмента.

Третьим источником тепла является контактная площадка задней поверхности инструмента, трущаяся о вновь формируемую обработанную поверхность.

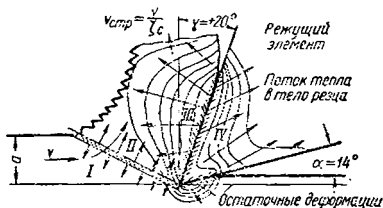
На фиг. 115 и 116 представлены схемы направлений тепловых потоков от всех трех главных источников образования тепла при



Фиг. 114.

резании металла инструментами с положительным и отрицательным передними углами.

В зависимости от качества режущего инструмента, физико-механических свойств обрабатываемого металла, режима резания и сечения снимаемой стружки, каждый из трех указанных источников тепла будет обладать различной мощностью. Сообразно с этим будет меняться возможный эффект



Фиг. 115.

воздействия этих источников на процесс резания, в том числе на силы резания, на чистоту обрабатываемой поверхности, на толщину среза, степень наклепа и знак напряжения в поверхностном слое вновь формируемой поверхности и, наконец, на деформацию стружки (продольную ее усадку).

От мощности этих источников будет зависеть:

1) температура поверхности сдвига и материальных точек металла, расположенных в непосредственной близости от этой поверхности; эта температура может оказать влияние на изменение состояния металла и он может оказаться даже более пластичным, чем был ранее;

2) температура контактной поверхности трения передней поверхности, что оказывает влияние на быстроту износа ее (образование лунки);

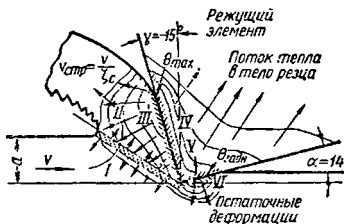
3) температура контактной площадки трения задней поверхности, что, в свою очередь,

может вызвать интенсивный износ этой поверхности, и, наконец,

4) средняя температура сходящей стружки, по которой можно судить о тепловом балансе в зоне резания и, в отдельных частных случаях, о температуре поверхности трения передней поверхности инструмента.

Определение всех перечисленных температур необходимо при исследовании процесса резания металлов для того, чтобы правильно судить о выборе материала режущей части инструмента, ее геометрии и рационально управлять явлениями, происходящими в зоне формирования новой поверхности.

Но задачи определения температур в зоне наибольших сдвигов металла, превращаемого в стружку, и на поверхностях трения режу-



Фиг. 116.

шей части инструмента, осложняются тем, что, во-первых, в процессе выделения тепла отдельные источники (его образующие) оказывают влияние друг на друга и, во-вторых, температура на поверхностях трения будет непостоянна.

Это станет понятным, если проследить за движением отдельных материальных точек¹ обрабатываемого металла по передней и задней поверхностям режущего инструмента.

Как это видно на фиг. 114, материальные точки обрабатываемого металла движутся от вершины режущего угла и, продвигаясь таким образом под большим давлением, к концу своего пути должны будут нагреваться за счет тепла, образовавшегося в результате работы трения, в которой они непосредственно участвуют.

Так, например, зона наибольших температур стружки на подрезной стороне находится у схода ее с передней поверхности.

С другой стороны, так как деталь в процессе обработки нагревается мало, металл подходит к резцу холодный и нагревание его в зоне стружкообразования может длиться весьма короткое время.

Резец же (через контактные площадки передней и задней поверхностей) все время нагревается. Его вершина находится в наименее благоприятных условиях теплоотвода и, вполне естественно, нагревается быстрее, хотя, как было отмечено выше, температура на поверхности трения здесь ниже, чем у места схода стружки.

Для более реального представления о продолжительности пребывания и контакте материальной точки обрабатываемого металла в зоне резания разберем следующий пример.

Пусть скорость резания $v = 100$ м/мин, коэффициент продольной усадки стружки $\zeta_1 = 2,5$, длина контакта с передней поверхностью (по сходу стружки) $l_n = 2$ мм, длина контакта с задней поверхностью $l_s = 0,1$ мм.

Считая скорость движения стружки по передней поверхности равной средней скорости схода стружки $v_{сгр}$, имеем:

$$v_{сгр} = \frac{v}{\zeta_1} = \frac{100}{2,5} = 40 \text{ м/мин.}$$

Время контакта материальной точки с передней поверхностью

$$T_n = \frac{l_n \cdot 60}{1000 \cdot v_{сгр}} = \frac{2 \cdot 60}{40 \cdot 1000} = 0,003 \text{ сек.}$$

Время контакта материальной точки с задней поверхностью

$$T_s = \frac{l_s \cdot 60}{1000v} = \frac{0,1 \cdot 60}{100 \cdot 1000} = 0,00006 \text{ сек.}$$

Однако даже за такое непродолжительное время на поверхности стружки и обработанной поверхности температура может достичь

¹ Под материальной точкой подразумевается минимальный объем металла размером 5—6 мк³.

700—800°, а в отдельных случаях — и значительно более высоких значений. На поверхности же режущего инструмента эти температуры будут поддерживаться в течение всего времени резания.

Таким образом, поток тепла, который пойдет от поверхности контакта режущего инструмента с обрабатываемым металлом, будет как бы постоянным в теле резца и будет распределяться по относительно очень большой обработанной поверхности детали и сходящей стружки, действуя, как это видно из только что разобранных примера, на контактную площадку детали только в течение тысячных и сотых долей секунды.

Как видно, решение задачи об определении температуры в зоне резания не однозначно и даже приближенное решение в самом простейшем виде должно отвечать на следующие вопросы:

1) Какова максимальная температура стружки на ее подрезочной стороне $\Theta_{\max}$ (фиг. 116)?

2) Какова температура на поверхности задней грани $\Theta_{\text{задн}}$?

3) Какова средняя температура стружки $\Theta_{\text{стр}}$?

Только зная эти температуры, можно правильно подобрать материал для режущей части инструмента, который отвечал бы заданным условиям производительности труда и стойкости.

§ 27. ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ О ПОТОКЕ ТЕПЛА И ТЕМПЕРАТУРНОМ ПОЛЕ. УРАВНЕНИЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ

Для правильного представления о тепловых явлениях, которые могут оказать большое влияние на процесс резания, особенно принимая во внимание наличие температур в зоне стружкообразования порядка 800—900°, необходимо ознакомиться с основами учения об обмене тепла применительно к данному случаю.

Как было указано выше, в зоне резания имеются три основных источника, от которых тепло распространяется по всем возможным направлениям, образуя тепловые потоки и температурные поля.

Вообще термин «поле величин» в математической физике характеризует состояние в данный момент времени, например, плотности материала, температуры, скорости. Понятие «температурное поле» характеризует распределение температур во всех точках рассматриваемого участка металла (плоскости или объема) в данный момент времени.

Математически пространственное или трехмерное температурное поле выражается уравнением

$$\Theta = \varphi(x, y, z, t),$$

где Θ — температура; x, y, z — координаты; t — время.

Так как температура Θ является скаляром¹, температурное поле называется с к а л я р н ы м.

¹ Скаляр — величина, не имеющая направления.

Если температура в любой точке поля с течением времени не изменяется, т. е. $\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0$, температурный режим считается *у с т а н о в и в ш и м с я* или *с т а ц и о н а р н ы м*, и уравнение температурного поля в этом случае будет

$$\theta = f_1(x, y, z).$$

При постоянстве температур вдоль одной или двух координатных осей поле будет называться *д в у х м е р н ы м*, или *о д н о м е р н ы м*. Соответственно $\theta = F(x, y)$ или $\theta = F(x)$.

Тепловой поток в какой-либо точке поля может быть выражен вектором, направление которого совпадает с направлением движения тепла, а абсолютная величина выражает интенсивность движения тепла. Интенсивность теплового потока измеряется количеством тепла, проходящим в единицу времени через единицу поверхности, перпендикулярной в рассматриваемой точке к направлению движения тепла. Тепловой поток Q имеет размерность в физической системе единиц $\text{кал/см}^2 \text{сек}$ и обозначается $Q_{\text{физ}}$. В технической системе единиц $Q_{\text{техн}}$ имеет размерность $\text{ккал/м}^2\text{-ч}$.

Связь между величиной теплового потока в физической системе $Q_{\text{физ}}$ и в технической $Q_{\text{техн}}$ выражается уравнением

$$Q_{\text{физ}} = 36\,000 Q_{\text{техн}}.$$

Итак, рассматривая тепловой поток в каком-то сечении реального тела, в данный момент времени имеем температурное поле, в котором должны существовать материальные точки с равными температурами. Воображаемые линии, соединяющие эти точки, называют изотермами, а поверхности — изотермическими поверхностями. Разберем конкретный пример.

На фиг. 117 схематически дан разрез поверхности контактных площадок двух металлических тел. Одно из них (I) имеет меньшую теплопроводность, чем другое.

Процесс трения на контактных площадках является источником получения тепла. Пусть поверхность имеет постоянную среднюю температуру, например 1000° . От этой поверхности тепло пойдет наиболее интенсивно по направлениям, перпендикулярным к следу контактных площадок в оба трущиеся металла одновременно, но с разной интенсивностью. Характеризовать эту интенсивность элементарно можно с помощью сопоставления двух температур в точках, находящихся на одной нормали и равном расстоянии



Фиг. 117.

от следа контактной площадки, но в различных трущихся материалах (*I* и *II*).

Абсолютная величина вектора, характеризующего изменение температуры, отнесенной к единице длины пути теплового потока, называется *градиентом температуры* к данной точке температурного поля. Направление этого вектора совпадает с направлением наибольшего изменения температуры. В рассматриваемом случае это направление перпендикулярно следу плоскости контакта.

Размерность градиента температуры $^{\circ}\text{C}/\text{см}$.

Если обозначить температуру через Θ° , а направление, нормальное к изотермической поверхности, через n , то градиент температуры представляет собой предел отношения $\frac{\Delta\Theta}{\Delta n}$ при безграничном уменьшении Δn .

Градиент обозначается символом $\text{grad } \Theta$ и выражается

$$\text{grad } \Theta = \lim_{\Delta n \rightarrow 0} \frac{\Delta\Theta}{\Delta n} = \frac{\partial\Theta}{\partial n}.$$

Знак вектора считается положительным в направлении возрастания температуры. Отрицательное значение этого вектора — $\text{grad } \Theta$ называется *перепадом температуры* [55]. Движение тепла всегда происходит в направлении перепада температуры. Отсюда вытекает, что вектор градиента температуры и вектор теплового потока имеют противоположные направления. Естественно, что интенсивность теплового потока с возрастанием перепада температуры всегда растет. Опыт показывает, что вектор теплового потока Q пропорционален первой степени перепада температуры, т. е.

$$Q = -\lambda \text{grad } \Theta \text{ кал/см}^2\text{сек}.$$

Это выражение, устанавливающее связь между полем теплового потока и температурным полем, является основным уравнением теплопроводности.

Математически связь между количеством тепла dq , проходящим через элементарную площадку dF , лежащую на изотермической поверхности, за время dt , и температурным градиентом установлена гипотезой Фурье в начале прошлого столетия и выражается так:

$$dq = -\lambda \frac{\partial\Theta}{\partial n} F dt \text{ кал}.$$

Здесь λ — коэффициент теплопроводности, зависящий от природы и состояния тела, в котором действует рассматриваемое поле. Коэффициент λ имеет размерность $\text{кал/см} \cdot \text{сек}^{\circ}\text{C}$. Этот коэффициент, как и все другие физические постоянные, зависит также от температуры и давления.

В приведенном выше примере (фиг. 117) расстояния от следа контактной плоскости до изотерм (например 700°) будут пропорциональны коэффициентам внутренних теплопроводностей металлов *I* и *II*.

Для первого материала уравнение теплового потока на одной и той же изотерме будет

$$Q_1 = -\lambda_1 \text{grad } \Theta,$$

и для второго

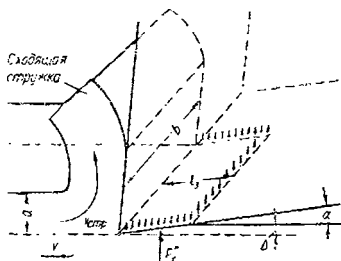
$$Q_2 = -\lambda_2 \text{grad } \Theta.$$

На фиг. 118 для произвольно выбранной точки, взятой на следе изотермической поверхности с температурой 800° , представлена схема расположения градиента температуры $\text{grad } \Theta$ и вектора теплового потока Q . Здесь тепловой поток направляется в сторону убывания температуры, а вектор градиента температуры — в сторону ее повышения.

Если взять поверхность конечных размеров F , то



Фиг. 118.



Фиг. 119.

при установившемся режиме количество тепла, проходящее через эту поверхность за промежуток времени от $t = 0$ до $t = t_1$, будет

$$Q = -\lambda \int_0^{t_1} dt \int_F \text{grad } \Theta df. \quad (67)$$

С помощью этого уравнения все вопросы распространения тепла в теле сводятся к вопросам о свойствах температурного поля.

Воспользуемся уравнением (67) для решения конкретного примера.

Решим задачу о тепловом потоке и температуре на поверхности трения конкретной площадки задней поверхности инструмента. Предположим, что температура на всей площадке во время процесса резания остается постоянной, а поток тепла от нее в тело резца — стационарным (если размеры площадки не изменяются).

На фиг. 119 представлена схема расположения контактной площадки трения задней поверхности резца. Размеры площадки

$$F = b l_3,$$

здесь l_3 — длина пути (контакта) материальной точки обработанной поверхности по задней поверхности резца, b — ширина стружки,

равная ширине контакта обработанной поверхности с задней поверхностью.

Для приведенных выше условий в теории теплопередачи [56] имеется готовое решение задачи о количестве тепла q , поглощаемого телом за отрезок времени T с площадки размером F . В этом случае после интегрирования соответственно преобразованного уравнения (67) при $t = T$ получим

$$q = 1,13 \sqrt{\lambda C_p \gamma} \sqrt{T \Theta F} \text{ кал}, \quad (68)$$

где λ — коэффициент теплопроводности в $\text{кал/кг}^\circ\text{C}$;
 C_p — средняя удельная теплоемкость при постоянном давлении p в $\text{кал/кг}^\circ\text{C}$;
 γ — удельный вес в г/см^3 ;
 T — продолжительность контакта материальной точки с задней поверхностью в процессе резания в сек.;
 Θ — средняя температура поверхности трения в $^\circ\text{C}$;
 $F = b l_z$ — площадка контакта в см^2 .

Выражение $\sqrt{\lambda C_p \gamma}$ называют константой B или коэффициентом аккумуляции тепла. Эта величина характеризует физическое состояние тела.

Уравнение (68) показывает, что количество тепла, которое может перейти в резец через контактную площадку F , зависит от физических свойств материала резца, от времени контакта T , температуры и размера площадки трения.

В свою очередь, $T = \frac{l_z \cdot 60}{1000 \cdot v}$ зависит от скорости резания и величины заднего угла α (см. фиг. 119), так как при выбранном значении v величина упругого восстановления поверхности Δ есть величина постоянная.

Температура Θ также зависит от величин l_z и при прочих равных условиях тем выше, чем больше l_z .

Тепло, получаемое на контактной поверхности F , образуется за счет работы трения задней поверхности. Эта работа A_z разна

$$A_z = P_y'' \mu_z v \text{ кгм/мин},$$

где P_y'' — равнодействующая усилий, действующих на контактную площадку F со стороны вновь формируемой поверхности;
 μ_z — коэффициент внешнего трения.

Если предположить, что вся затрачиваемая на преодоление внешнего трения работа превращается в тепло, то за время T его выделится:

$$q_0 = A_z P_y'' \mu_z v T \psi \text{ кал}, \quad (69)$$

где v — скорость резания в см/сек ;
 T — время контакта точки в сек.;
 ψ — коэффициент, характеризующий долю тепла, образовавшегося из работы трения.

Примем без доказательства, что температура на стыке трения резца и обрабатываемого материала одинакова вне зависимости от предварительного нагрева этих трущихся поверхностей.

Это условие будет равносильно утверждению, что температурное поле на стыке поверхностей трения разрыва не имеет¹.

Полученное от трения тепло, однако, будет распределяться между двумя телами, участвующими в этом процессе. В результате через контактную площадку F пройдет какая-то часть тепла αq_0 , которая будет зависеть от коэффициента теплопроводности, материала резца, температуры его и давления на стыке. Опыт показывает, что $\alpha < 0,5$.

Таким образом, тепло, перешедшее в резец, $q = q_0 \alpha$ кал. После подстановки значения q_0 из уравнения (69) получим:

$$q = A_e P_y'' \mu_3 T v \lambda \text{ кал.} \quad (70)$$

Тогда, приравняв уравнения (68) и (70), определяем температуру на стыке трения; она равна

$$\Theta_s = \frac{2,07 P_y'' \mu_3 v \sqrt{T_{\text{ср}}}^*}{\sqrt{\lambda C_p F}}$$

Заменяя T и F через l_s и v , в окончательном виде получим

$$\Theta_s = \frac{2,07 P_y'' \mu_3 \sqrt{v \alpha \psi}}{\sqrt{\lambda C_p} \sqrt{l_s b}} \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (71)$$

где b — ширина контакта трения (стружки).

Это выражение дает возможность определить, от каких факторов зависит в процессе резания металлов температура на контактной площадке задней поверхности резца и в какой зависимости между собой эти факторы находятся.

Согласно имеющимся данным, для твердого сплава значения λ , C_p и γ представлены в табл. 8.

Таблица 8

Наименование физических констант	Обозначение	Цифровое значение констант для сплава		Размерность
		РК8	Т15К6	
Коэффициент теплопроводности	λ	0,169	0,065	кал/см·сек $^\circ\text{C}$
Удельная теплоемкость при постоянном давлении	C_p	40,0	53,0	кал/кг $^\circ\text{C}$
Удельный вес	γ	$14,410^{-3}$	$11,1 \cdot 10^{-3}$	кг/см ³

¹ Эта гипотеза принимается в теории теплопередачи при выводе всех основных зависимостей.

* Эта формула впервые в 1916 г. была опубликована проф. А. Я. Малкиным.

§ 28. ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ

При изучении сложного температурного поля зоны резания металла необходимо знание пространственно-временного распределения температуры. Для этого изучаемое явление рассматривается в произвольно выделенной «материальной точке» в течение дифференциала времени. Например, в зоне стружкообразования требуется найти точку с максимальной температурой на передней поверхности резца. В этом случае используется известный закон сохранения энергии, который для данной задачи формулируется следующим образом: «разность между количеством тепла, вошедшего и вышедшего из элементарного объема металла за время dt , расходуется на изменение теплосодержания данного объема».

Математическая зависимость, устанавливающая связь между физическими величинами, характеризующими происходящее явление, и координатами данной материальной точки, может быть выражена дифференциальным уравнением.

Дифференциальные уравнения математической физики описывают протекание физического явления в любой материальной точке температурного поля и в любой момент времени. При выводе дифференциального уравнения теплопроводности считают, что физические параметры λ , C_p , γ (теплопроводность, теплоемкость и удельный вес) не зависят от координат x , y , z и времени t в пределах всего температурного поля.

Вывод уравнения теплопроводности основан на том, что за время dt в элементарный объем $dV = dx \cdot dy \cdot dz$ при определенных условиях войдет количество тепла dQ (равное разности количеств вошедшего и ушедшего тепла) [55], т. е.

$$dQ = \lambda \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) dV dt. \quad (72)$$

Но, согласно закону сохранения энергии, это количество тепла dQ должно пойти на изменение теплосодержания объема dV за время dt . В этом случае приращение температуры, очевидно, равно $\frac{\partial \theta}{\partial t} dt$.

Следовательно, для dQ можно написать другое уравнение, в котором учитывается изменение температуры в материальном объеме dV :

$$dQ = C_p \gamma dV \frac{\partial \theta}{\partial t} dt. \quad (73)$$

Приравняв правые части уравнений (73) и (72) и производя необходимые сокращения, получим

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\lambda}{C_p \gamma} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right). \quad (74)$$

Это линейное дифференциальное уравнение второго порядка в частных производных называется дифференциальным уравнением

теплопроводности (уравнение Фурье). Оно устанавливает связь между пространственным изменением температуры в любой момент времени и в любой точке поля.

Обычно обозначают

$$\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial z^2} = \nabla^2 \Theta.$$

Индекс $\nabla^2 \Theta$ называется оператором Лапласа, он имеет размерность $^\circ\text{C}/\text{см}^2$ и является дифференциальным параметром второго порядка.

Выражение $\frac{\lambda}{C_p \Gamma} = a_0$ называется коэффициентом температуропроводности и имеет размерность $\text{см}^2/\text{сек}$.

a_0 — есть мера быстроты выравнивания температуры различных точек поля и зависит от температуры и давления, так же как и составляющие ее величины.

После подстановки в уравнение (74) указанных величин получим

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = a_0 \nabla^2 \Theta. \quad (75)$$

Левая часть уравнения (75) характеризует изменение температуры во времени, правая часть — пространственное изменение перепада температуры.

Если рассмотреть температурное поле, зависящее только от одной координаты x (одномерный тепловой поток), то уравнение (75) примет вид

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = a_0 \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2}. \quad (76)$$

В таком виде уравнение было использовано для определения максимальной температуры на передней поверхности инструмента и на поверхности стружки в месте ее отрыва.

§ 29. ЗАДАЧА О ТЕМПЕРАТУРНОМ ПОЛЕ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА В ГЛАВНОЙ СЕКУЩЕЙ ПЛОСКОСТИ

При решении практических задач по резанию металлов в основу теоретических расчетов принимают допущение, что температура поверхностей на стыке двух трущихся твердых тел (в нашем случае — одной из поверхностей режущего лезвия и обрабатываемого металла) одинакова.

Кроме того, определяя температуры в различных точках металла, превращаемого в стружку, на передней и отдельно на задней поверхности трения режущего лезвия, по истечении нескольких минут работы резца температуру с известной долей приближения можно считать постоянной.

Как было указано выше, дифференциальное уравнение теплопроводности (76) дает возможность для заданного момента времени T

определить температуру Θ_x произвольно выделенной точки, находящейся на расстоянии x от источника тепла. Предполагается, что на отрезке x никаких дополнительных изменений температуры не будет.

Выражение, позволяющее вычислить величину Θ , является частным интегралом уравнения (76) [56].

В общем виде это выражение имеет вид

$$\Theta_x = \Theta_{cm} F\left(\frac{a_0 t}{x^2}\right) \quad (77)$$

и позволяет решать задачу при условии $\Theta_x > \Theta_{cm}$. Нас же интересует обратная задача, когда $\Theta_x < \Theta_{cm}$.

Для этого случая определение температуры точки поля, отстоящей от плоской стенки с постоянной температурой Θ_{cm} (в нашем случае — от передней поверхности инструмента) на величину x , необходимо производить по уравнению

$$\Theta_x = \Theta_{cm} \left[1 - F\left(\frac{a_0 t}{x^2}\right) \right], \quad (78)$$

где Θ_x — температура в точке поля, отстоящей от стенки на величину x , в °C;

Θ_{cm} — температура стенки (передней поверхности) в °C;

a_0 — температуропроводность обрабатываемого материала в $\text{см}^2/\text{сек}$;

t — время в сек., в течение которого тепло могло переходить по пути x от начального момента, в который условно $\Theta_x = 0$, а $\Theta_{cm} = \text{const}$. Будем называть t «временем выравнивания температуры».

Для решения вопроса о скорости выравнивания температуры решим уравнение (78) относительно $\frac{a_0 t}{x^2}$; тогда

$$\frac{a_0 t}{x^2} = \Phi \left(1 - \frac{\Theta_x}{\Theta_{cm}} \right).$$

Отсюда время t , необходимое для выравнивания температуры при заданном соотношении $\frac{\Theta_x}{\Theta_{cm}}$, будет равно

$$t = \frac{x^2}{a_0} \Phi \left(1 - \frac{\Theta_x}{\Theta_{cm}} \right). \quad (79)$$

Связь между $\frac{\Theta_x}{\Theta_{cm}}$ и $\Phi \left(1 - \frac{\Theta_x}{\Theta_{cm}} \right)$ дается в табл. 9, пересчитанной для этих условий [56].

Воспользовавшись этой таблицей, определим время, необходимое для выравнивания температуры в стальной детали для частного случая, когда температура в искомой точке, находящейся от поверхности трения на расстоянии x , будет в 2 раза ниже температуры поверхности трения Θ_{cm} , т. е. $\Theta_x = 0,5 \Theta_{cm}$.

$$\Phi\left(1 - \frac{\theta_x}{\theta_{cm}}\right) = 1.14.$$
$$t = \frac{x^2}{a_0} \Phi \left(1 - \frac{\theta_x}{\theta_{cr}} \right) = \frac{0,012 \cdot 1,14}{0,161} = 0,000708 \text{ сек.}$$

Таблица 9 талла.

Разберем следующий конкретный пример обработки стали при точении на про-

$\frac{\theta_x}{\theta_{cm}}$	$\Phi\left(1 - \frac{\theta_x}{\theta_{cm}}\right)$	$\frac{\theta_x}{\theta_{cm}}$	$\Phi\left(1 - \frac{\theta_x}{\theta_{cm}}\right)$
1,0	∞	0,4	0,7
0,9	26,7	0,3	0,47
0,8	7,5	0,2	0,3
0,7	3,5	0,1	0,18
0,6	1,8	0,0	0
0,5	1,14		

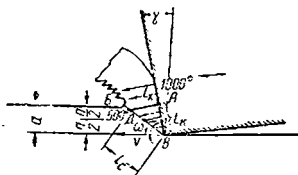


Fig. 120.

На фиг. 120 для данного случая представлена схема сечения режущего лезвия и обрабатываемого материала главной секущей плоскостью.

Проведем под углом $\omega_1 = 34^\circ 36'$ к направлению вектора скорости резания прямую и примем условно, что на всей передней поверхности лезвия в результате трения установилась температура 1000° . Проведенную прямую BB будем считать следом поверхности наибольших сдвигов (деформаций). Слева, перед этой поверхностью, имеем место только упругие деформации; справа, за этой поверхностью, стружка движется по передней поверхности вверх. Тогда длина отрезка $BB = l_c = \frac{a}{\sin \omega_1}$.

Определим теперь кратчайшее расстояние l_x от точки B до передней поверхности реза. Решаем прямоугольный треугольник ABB , в котором известна гипотенуза l_c , а угол BBA равен $90^\circ - (\omega_1 + \gamma)$.

$$\text{Катет } AB = l_x = l_c \sin [90 - (\omega_1 + \gamma)]$$

или

$$l_x = \frac{a \cos (\omega_1 + \gamma)}{\sin \omega_1} = 0,147 \text{ мм.}$$

Длина отрезка l_x дает нам представление о наибольшем пути следования тепла и выравнивания температуры, достигнутой на передней поверхности инструмента (в сторону обрабатываемого материала).

В процессе резания сходящая стружка скользит по передней поверхности. Расстояние l_x от точки B до точки A будет пройдено за время

$$\tau = \frac{l_x \cdot 60}{v_{cm} \cdot 10^3} \text{ сек.};$$

здесь

$$l_x = \frac{a \sin (\omega_1 + \gamma)}{\sin \omega_1};$$

$$v_{cm} = \frac{v}{z_l}.$$

После подстановки известных по условию значений

$$\tau = \frac{60 \cdot a \sin (\omega_1 + \gamma) z_l}{10^3 \cdot v \sin \omega_1} = 0,00094 \text{ сек.}$$

Теперь определим, на сколько градусов в течение этого времени τ температура на поверхности обрабатываемого материала в точке B сможет подняться только за счет передачи тепла от передней поверхности, если максимальное расстояние (от A до B на фиг. 120) $l_x = 0,147$ мм, а температура на передней поверхности будет 1000° .

Согласно уравнению (78), температура Θ_B в точке B , отстоящей от передней поверхности на расстоянии l_x , равна

$$\Theta_B = \Theta_{cm} \left[1 - F \left(\frac{a_0 \tau}{l_x^2} \right) \right];$$

здесь a_0 — температуропроводность стали, принимаемая равной $0,161 \text{ см}^2/\text{сек}$; время $\tau = 0,00094 \text{ сек.}$; $l_x = 0,147 \text{ мм} = 0,0147 \text{ см}$. Тогда

$$\frac{a_0 \tau}{l_x^2} = \frac{0,061 \cdot 0,00094}{0,0147^2} = 0,70.$$

По табл. 10, в которой даны значения $\frac{a_0 \tau}{l_x^2}$ для случая $\Theta_{cm} > \Theta_B$, находим

$$\Theta_B = \Theta_{cm} 0,4 = 400,$$

Таблица 10

Температурное поле тела, нагреваемого плоской стенкой с постоянной температурой

$\frac{a\tau}{l_x^2}$	$\frac{\theta_B}{\theta_{cm}}$	$\frac{a\tau}{l_x^2}$	$\frac{\theta_B}{\theta_{cm}}$	$\frac{a\tau}{l_x^2}$	$\frac{\theta_B}{\theta_{cm}}$
0	0,0	0,7	0,4	7,5	0,8
0,18	0,1	1,14	0,5	26,7	0,9
0,3	0,2	1,4	0,51	∞	1,0
0,47	0,3	1,8	0,6		
		3,5	0,7		

т. е. температура в точке B при выбранных условиях резания поднимется на 400° только за счет тепла, развиваемого от трения стружки с передней поверхностью.

Вычислим теперь, насколько поднимется от того же источника тепла температура в точке, лежащей на «поверхности наибольших сдвигов» и находящейся между точками B и B . Пусть это будет некоторая точка D , для которой $l_x^2 = 0,5$, $l_x = 0,074$ мм, соответственно $\tau_D = 0,00047$ сек., тогда

$$\frac{a\tau}{(l_x^2)^2} = \frac{0,00047 \cdot 0,161}{0,0074^2} = 1,4.$$

Из табл. 10 видно, что при $\frac{a\tau}{(l_x^2)^2} = 1,4$; $\frac{\theta_D}{\theta_{cm}} = 0,54$, откуда

$$\theta_D = \theta_{cm} 0,54.$$

Если считать, что на площадке трения передней поверхности температура θ_{cm} постоянна, т. е. для нашего случая равна 1000° , то в точке D температура повысится только за счет того же фактора (подогрева от нагретой передней поверхности) на 540° .

Таким же образом легко доказать, что по мере приближения к вершине режущего лезвия температура на поверхности сдвигов будет повышаться, приближаясь к температуре режущей кромки. Это становится вполне ясным, если учесть, что расстояние точки l_x^D до нагретой стенки входит в формулу (78) в квадрате.

Если принять во внимание, что на второй источник тепловыделения (плоскость наибольших сдвигов) затрачивается также достаточная механическая работа и притом температуры здесь можно ожидать в размере до 50% от приобретенной за счет внешнего трения, то общее приращение температуры (в зоне наибольших сдвигов) получится не менее чем на $700-800^\circ$.

§ 30. ПОНЯТИЕ О ПРИЛОЖЕНИИ ТЕОРИИ ТЕПЛООБМЕНА К РЕШЕНИЮ ПРАКТИЧЕСКИХ ЗАДАЧ ПО РЕЗАНИЮ МЕТАЛЛОВ

Как было сказано выше, при решении задач о передаче тепла в обрабатываемом металле и режущем лезвии исходят из основной предпосылки, что все выделившееся количество тепла в процессе резания распределяется между стружкой, обрабатываемой деталью и режущим инструментом.

Но условия температурного состояния у этих трех основных материальных составляющих процесс резания различны. Отрезок времени, в течение которого нас может интересовать температурное поле в обрабатываемом металле (в зоне образования стружки), равен времени прохода какой-то точкой пути от момента начала пластических деформаций до схода стружки с режущего лезвия. Практически это время исчисляется от 0,05 до 0,0002 сек.

В режущем инструменте при непрерывной его работе устанавливается постоянство теплообмена, как правило, в течение нескольких минут, а при большой массе инструмента — и десятков минут. Наконец, при исследовании температурного поля обрабатываемой детали необходимо учитывать два момента. Первый — это исследование температурного поля в момент формирования новой поверхности под задней поверхностью инструмента. Отрезок времени, за который какая-либо точка на вновь формируемой обработанной поверхности пройдет от режущей кромки по задней поверхности до момента отрыва ее от задней поверхности, исчисляется временем от 0,0001 до 0,01 сек. За этот отрезок времени тепло может проходить вглубь детали со стороны задней поверхности. После прохода задней поверхности (т. е. в следующий за отрывом точки от задней поверхности момент) температура на обработанной поверхности станет резко снижаться, пока не дойдет до температуры всей массы тела.

Практически выравнивание температуры в обрабатываемой детали заканчивается уже после ее обработки. На фиг. 115 и 116 схематически представлена возможная картина тепловых потоков и температурных полей в зоне стружкообразования при работе режущего лезвия с отрицательным и положительным передним углом.

Как видно, здесь имеет место весьма сложная картина взаимодействия тепловых потоков, различных по своей напряженности, расположению, продолжительности действия и изменчивости в процессе резания.

Так, учитывая только основные источники тепла, можно насчитать шесть тепловых потоков, обозначенных на фиг. 116 римскими цифрами. Среди них только потоки IV и V относительно постоянно передают тепло в режущее лезвие. Но температура на поверхности трения режущего лезвия неодинакова. Можно предполагать, что трущиеся материальные точки, движущиеся от режущей

кромки, нагреваются больше к концу своего пути. На стыке двух металлов (лезвия и обрабатываемого материала) в каждой точке по длине стыка температуры будут одинаковы, однако потоки IV и V, идущие в лезвие, с самого начала резания начнут как-то взаимодействовать друг с другом, и у вершины режущего угла тепло будет задерживаться дольше. Это обстоятельство на практике всегда приводит к более интенсивному нагреву вершины режущего лезвия, несмотря на то, что на поверхности трения температура в момент резания будет выше несколько отступя от вершины.

Итак, решая вопрос о распределении тепла и температурном поле в зоне стружкообразования для каких-то постоянных условий резания, можно поставить следующие основные задачи.

1. Определить характер температурного поля на передней и задней поверхностях режущего лезвия с учетом продолжительности его работы (от начала резания).

2. Определить характер температурного поля в различных сечениях режущего лезвия (объемное, температурное поле) с учетом продолжительности его работы.

3. Определить характер температурного поля в обрабатываемом металле в плоскости, перпендикулярной к главной режущей кромке (действие источников тепла I, II и III на фиг. 115 и 116).

4. Определить характер температурного поля в материале вновь формируемой поверхности в сечении, перпендикулярном к главной режущей кромке (действие потока VI).

5. Определить температурное поле в обрабатываемом материале и режущем лезвии в сечении, перпендикулярном к вспомогательной режущей кромке (для случая несвободного резания).

Все эти задачи придется решать для различных условий с учетом выбираемого режима резания, качества обрабатываемого материала, геометрии и качества материала режущего лезвия, охлаждения, а также всех других условий обработки, включая и условия жесткости системы станок—инструмент—деталь.

Несмотря на все эти трудности, знание температуры на поверхности и в сечении режущего лезвия за весь период резания необходимо для правильного выбора материала режущего лезвия. Определение же температурных полей в обрабатываемом материале необходимо для правильного назначения производительного режима резания и получения заданного качества поверхности, а также получения точных размеров обрабатываемой детали.

В настоящее время теоретически точное решение всех поставленных здесь задач невозможно, однако приближенное решение их вполне доступно.

Ниже дается несколько методов приближенных вычислений количества тепла, выделяющегося в процессе резания, и температур на поверхности и в объеме режущего лезвия, средней температуры стружки и температуры в зоне начала стружкообразования.

§ 31. МЕТОДЫ ПРИБЛИЖЕННЫХ РЕШЕНИЙ ЗАДАЧ О ТЕМПЕРАТУРНОМ ПОЛЕ ЗОНЫ РЕЗАНИЯ

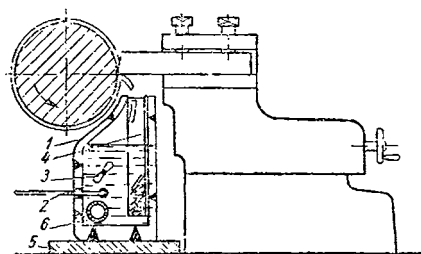
Калориметрический метод определения средней температуры стружки при токарной обточке

Для определения средней температуры сходящей в процессе резания стружки применяется калориметр вместимостью 2,5 л (фиг. 121). Корпус калориметра 1 изготовлен из листовой латуни с расстоянием между стенками 10—12 мм. Во внутренней полости калориметра помещается электронагреватель 6, термометр 2 и мешалка 3. В калориметр вливается 2,2 кг воды. Перед началом работы опускают сетку 4, в которой собирается попадающая в кало-

риметр стружка. Калориметр устанавливается на деревянной подставке 5.

Температура воды в калориметре выравнивается с температурой окружающей среды. Водяное число калориметра определяется по формуле

$$K = \frac{0,86W}{\Delta\theta} - G_s \cdot C_s = 0,3385 \text{ ккал/}^\circ\text{C},$$



Фиг. 121.

где W — количество электроэнергии в *вт-ч*;

$\Delta\theta$ — температурный напор калориметра [разность температур θ_k (воды + стружки) и θ_0 (начальной температуры)] в $^\circ\text{C}$;

G_s — вес воды в калориметре в кг; $G_s = 2,2$ кг;

C_s — теплоемкость воды в $\text{ккал/кг } ^\circ\text{C}$; $C_s = 0,999$.

Средняя температура попавшей в калориметр стружки определяется по формуле

$$\theta_{стр} = \theta_k + \frac{(K + G_s C_s)}{G_c C_c}, \quad (80)$$

где G_c — вес стружки в кг;

C_c — теплоемкость стружки в $\text{ккал/кг } ^\circ\text{C}$; для стали C_c в среднем равно 0,114—0,116 $\text{ккал/кг } ^\circ\text{C}$.

Схема установки и работы калориметра видна на фиг. 121.

После определения конечной температуры калориметра θ_k сетка со стружкой вынимается и взвешивается для вычисления G_c .

Так как в формуле величины K , G_s , C_a и C_c могут быть приняты для определенных условий постоянными, вид формулы упрощается¹

$$\Theta_{стр} = \Theta_k + \frac{22,25\Delta\Theta}{G_c}. \quad (81)$$

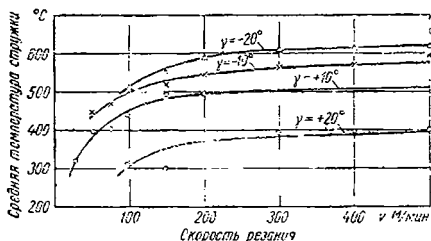
Этим выражением обычно и пользуются для вычислений величины $\Theta_{стр}$.

В табл. 11 приведены получаемые таким образом примерные значения средней температуры стружки при обработке стали 9ХС твердостью $R_c = 20$.

Таблица 11

v в м/мин	Θ_c	Θ_k	$\Delta\Theta$	G_c	$\Theta_{стр}$
60	20	21,7	1,7	0,1	400
125	19,7	22,3	2,6	0,1097	550
320	29,9	22,1	2,2	0,076	665
448	20,0	22,1	2,4	0,0783	702

На фиг. 122 представлены результаты опытов по определению зависимости температуры стружки от величин скорости резания и



Фиг. 122.

переднего угла резца. Температуры стружки определены с помощью калориметра [54].

Экспериментальные работы, проведенные в период 1945—1950 гг., показали², что калориметрический метод определения средней температуры стружки дает стабильные показатели и вполне применим для исследований процесса скоростного резания. С помощью этого метода можно быстро составить себе представление об обрабатываемости новых марок стали.

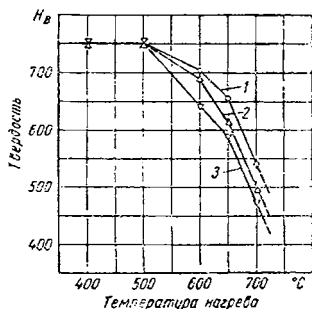
¹ Здесь C_c принято равной 0,114 ккал/кг °С.

² Работы произведены под руководством проф. А. Я. Малкина.

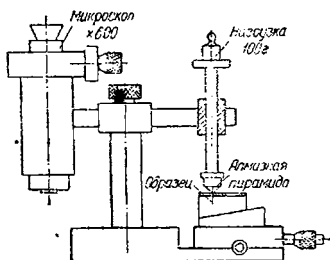
Метод определения трехмерного температурного поля в режущем инструменте по изменениям микроструктуры¹

Принципиальной основой этого метода [57], [45] является определение остаточных изменений микроструктуры и твердости материала режущей части инструмента, которые имеют место под влиянием тепловых потоков, проходящих во время процесса резания.

Металлографические исследования показывают, что нагрев выше 250° оказывает остаточное воздействие на микроструктуру и твердость инструментальной стали типа 9ХС, X, ШХ15, ХГ, У10, У12 и др. Нагрев выше 550° изменяет микротвердость быстрорежущей стали (Р18, Р9 и др.) и, наконец, нагрев выше 900° может оказать воздействие на микроструктуру твердого сплава.



Фиг. 123.



Фиг. 124.

На фиг. 123 даны зависимости между продолжительностью нагрева, температурой и изменением твердости быстрорежущей стали.

Результаты этих исследований показывают, что при нагреве быстрорежущей стали до 600° в течение 15 мин. твердость ее снижается с 750 единиц Бринеля до 700, а после нагревания в течение 120 мин. — до 650 единиц. При нагревании той же стали до 700° твердость соответственно снижается до 540 и 485 единиц Бринеля.

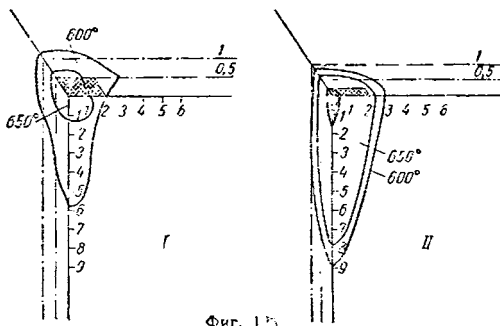
Решая теперь обратную задачу, можно сказать, что, зная начальную твердость инструмента и время, в течение которого им производилась работа резания, можно по изменениям твердости его материала определить температуру, при которой за тот же период могло произойти это изменение твердости.

Определения твердости во время этих исследований производятся с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду 100—200 г.

На фиг. 124 представлена схема работы прибора ПМТ-3. Алмазная пирамида под действием нагрузки оставляет отпечаток, размер

¹ Метод А. П. Гуляева и Б. И. Костецкого.

которого (по диагонали) характеризует твердость тончайшего поверхностного слоя (5—8 мк). Благодаря незначительной величине нагрузки (100 г), алмаз не может продавить даже весьма тонкие твердые



Фиг. 125.

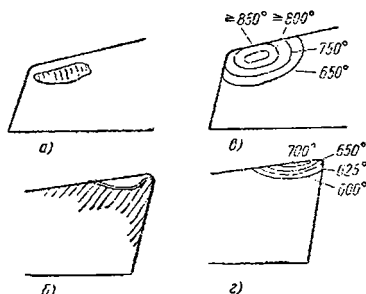
слои металла, если они отличаются по твердости от нижележащих. Это позволяет, постепенно стравливая поверхность испытуемого инструмента, определять микротвердость на различной глубине режущей части инструмента и по этим показателям определить температуры, которые могли бы быть зафиксированы в отдельных точках объема металла в момент работы инструмента.

На фиг. 125 представлены режущие части двух токарных резцов с нанесенными на их поверхностях изотермами объемного температурного поля, полученными вышеописанным методом. Этими резцами, изготовленными из

стали Р9, обрабатывали сталь марки 18ХГСА ($\sigma_b = 95 \text{ кг/мм}^2$) при $t = 2 \text{ мм}$. Подача для резца I—0,47 мм/об, для резца II—0,23 мм/об. Скорость резания: для резца I—30 м/мин, для резца II—40 м/мин.

По всем кромкам режущей части нанесен масштаб в миллиметрах, позволяющий составить полное представление о распределении температур на передней и задней поверхностях.

На фиг. 126 представлены поверхности и разрезы резцов с нанесенными на них изотермами. Резцы были металлографически исследованы.



Фиг. 126.

дованы после обработки стали марки 50H ($\sigma_b = 60 + 80 \text{ кг/мм}^2$) с подачей $s = 3,2 \text{ мм/об}$ и глубиной резания $t = 15 \text{ мм}$ при скорости резания $4,5\text{--}8,5 \text{ м/мин}$.

Как видно из фиг. 126, *а* и *б* на передней поверхности образовалась лунка, на дне которой зафиксирована наибольшая температура (на фиг. 126 дан вид передней поверхности после удаления с нее травлением тонкой поверхностной пленки). У выхода из лунки (фиг. 126, *в* и *г*) образовался белый нетравящийся слой, также свидетельствующий о наличии высоких температур на поверхности лунки.

Приведенные здесь данные позволяют сделать следующие выводы:

1. На рабочей поверхности резцов, изготовленных из быстрорежущей стали, имеют место температуры порядка $700\text{--}850^\circ$.
2. При обработке стали 50H с подачей $s = 3,2 \text{ мм/об}$ и скоростью резания до $8,5 \text{ м/мин}$ температура достигает 850° на передней поверхности и 650° на задней поверхности.
3. Расположение температурного поля на поверхности резца зависит от режима резания и степени износа задней поверхности.
4. На поверхности трения резца температуры достигают максимальных значений и быстро падают по мере углубления в тело резца.
5. Во время работы резца температурное поле в нем существенно не меняется и нарушается только в момент, непосредственно предшествующий затуплению (посадке).

Метод наблюдений за тепловым режимом резца с помощью специальной термопары

В 1912 г. Я. Г. Усачев впервые для исследования температуры в зоне резания предложил использовать термопару железо—константан.

В резце просверливалось отверстие диаметром $1\text{--}3 \text{ мм}$, которое не доводилось до передней или задней поверхности на $0,2\text{--}0,4 \text{ мм}$ (фиг. 127, *а*).

В отверстии монтировалась изолированная железо-константановая термопара с диаметром проволок $0,15 \text{ мм}$.

Спай термопары прижимался к телу резца.

Другой вариант конструкции термопары представлен на фиг. 127, *б*. Здесь изолированная константановая проволока вводилась в отверстие и конец ее припаивался непосредственно к резцу. Усачев проводил опыты так же, выводя конец проволочки непосредственно на переднюю или заднюю поверхности.

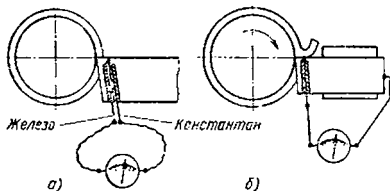
В процессе резания тело резца нагревается и термопара константан — железо или константан — быстрорежущая сталь, соединенная с гальванометром, показывает наличие электрического тока, вызванное изменением температуры в точке спаивания. Если предварительно перед началом работы произвести тарировку такой

термопары, можно в процессе резания регистрировать непосредственно температуру и ее изменение при различных условиях обработки.

Показания такой термопары могут быть также использованы для сопоставления величин различных факторов, влияющих на резание, и определения наиболее благоприятных условий обработки. Очевидно, сочетание факторов, обеспечивших наименьшую температуру (скорость резания, геометрия инструмента и др.), будет наиболее выгодным для выбранных норм производительности. Истинные значения температуры на передней и задней поверхностях инструмента с помощью этого метода определить нельзя, так как неизвестен характер температурного поля в теле резца, а следовательно и метод пересчета температуры.

В 1935—1938 гг. метод Усачева был более подробно развит советскими исследователями [19], [58].

В опытном резе одновременно устанавливалось несколько термопар, которые позволили определить температуры не в одной, а в трех и более точках. Это давало возможность установить контрольные наблюдения за температурным полем в теле резца, начиная с 0,2 мм и глубже от его рабочей поверхности, но все же не позволяло найти истинные температуры на поверхности контакта резца с обрабатываемым материалом.



Фиг. 127.

Метод определения средней температуры на поверхности контактных площадок режущего инструмента с помощью термопары
деталь — инструмент («естественной термопары»)

Желание найти истинное значение температуры на рабочих поверхностях режущей части инструмента привело исследователей к новым конструкциям приборов. Наиболее распространенными в последнее время приборами, регистрирующими температуру в зоне резания металлов, были так называемые термопары деталь — инструмент [59], [60].

На фиг. 128 дана схема одного из возможных решений данного устройства.

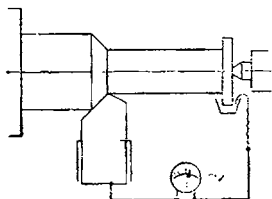
Деталь и резец изолированы от массы станка, чтобы снизить влияние посторонних помех. Спаем термопары являются контактные поверхности режущего инструмента с обрабатываемой деталью.

Включенный в цепь милливольтметр регистрирует наличие электрического потенциала, появившегося благодаря нагреванию спая этой термопары в процессе резания.

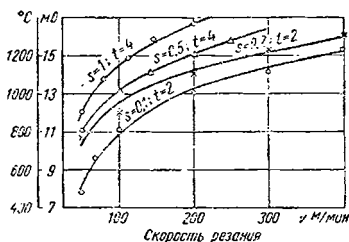
Описываемое устройство при правильной его эксплуатации хорошо реагирует на изменение условий резания и может служить для сравнительных испытаний, целью которых является выяснение оптимальных условий резания.

Так, на фиг. 129 приведены зависимости $m\theta = f(v)$ при различных значениях s , полученные при токарной обработке стали марки 40 резцом, оснащенным твердым сплавом Т15К6. Геометрия режущей части: $\varphi = 45^\circ$; $\alpha = 10^\circ$; $\gamma = -10^\circ$; $\lambda = 0$.

Результаты опытов ясно показывают, что термоэлектродвижущая сила, отражающая изменение средней температуры на контакт-



Фиг. 128.



Фиг. 129.

ных площадках резца (с деталью), увеличивается с повышением подачи в пределах от $s = 0,1$ мм/об до $s = 1,03$ мм/об и скорости резания от $v = 50$ м/мин до $v = 400$ м/мин. Характер кривых аналогичен кривым, полученным с помощью калориметрических измерений, определяющих среднюю температуру стружки при увеличении скорости резания.

В настоящее время ряд советских исследователей тарирует термопару твердосплавный резец — деталь в пределах от 50 до 1100 $^\circ$, давая пересчетные таблицы температур по показаниям милливольтметра.

Эмпирические формулы, которые были получены на основании экспериментальных исследований [58], [62] процесса резания металлов с помощью термопары быстрорежущая сталь — деталь, устанавливают связь температуры с элементами режима резания и имеют следующий вид для токарной обработки:

мягкой стали ($\sigma_b = 40$ кг/мм²)

$$\theta_p^\circ = 138\sigma^{0,4}s^{0,16}t^{0,07};$$

хромистого чугуна ($\sigma_b = 70 \div 85$ кг/мм²)

$$\theta_p^\circ = 210\sigma^{0,44}s^{0,28}t^{0,11};$$

чугуну ($H_B = 190$)

$$\theta_p^0 = 120v^{0,5}s^{0,22}t^{0,01}.$$

Однако при использовании термопары резец — деталь всегда следует помнить следующее.

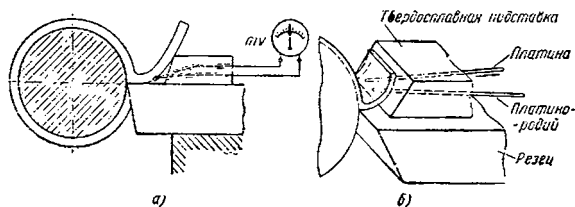
1. Поверхности контактных площадок пары резец—деталь в процессе резания изменяются как по качеству, так и по размерам, и этим данная термопара существенно отличается от спая обычной термопары.

2. Термопара дает среднее значение электродвижущей силы, возбужденной на трех контактных площадках резца с деталью. Площадки эти на передней поверхности и на двух задних поверхностях (главной и вспомогательной) различны по своим размерам как в начале работы резания, так и после появления износа режущих кромок. Действительные температуры на этих поверхностях различны, и в зависимости от качества обрабатываемого материала и скорости резания соотношение между этими температурами также изменяется.

3. Кроме основного спая, на площадках контакта резец — деталь имеется еще несколько вспомогательных спаяв в местах соединения проводов с пластинкой и пластинки с державкой, которые при нагревании в процессе резания дадут дополнительные токи, силу и направление которых учесть трудно. Эти токи могут изменить показания милливольтметра и в результате дать неверное представление о температуре на поверхности резца.

Метод определения температуры стружки с помощью скользящей термопары и оптического пирометра с нитью накала

Температуру на подрезцово́й стороне стружки в момент схода ее с передней поверхности¹ можно измерять также с помощью скользящей термопары хромель — алюмель и платина — платинородий [33].



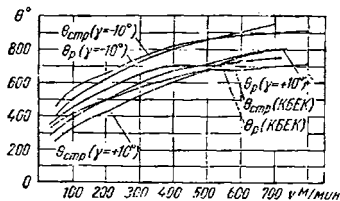
Фиг. 130.

На фиг. 130, а дана схема такой термопары. Спай термопары на специальной подставке подводится до касания со стружкой, сколь-

¹ Метод предложен проф. В. А. Кривоуховым.

зующей по передней поверхности резца (к месту схода стружки). Таким способом можно измерить температуру на подрезочной стороне стружки непосредственно у места ее схода с передней поверхности. На фиг. 130, б дано аналогичное устройство, у которого подставка изготовлена из твердого сплава, а проволочки термопары припаяны к ней каждая в отдельности¹.

Как показали наблюдения (фиг. 131), температура, измеренная такой термопарой, превышает показания, получаемые с помощью термопары резец — деталь [33].



Фиг. 131.

Среднюю температуру сходящей стружки можно измерить также с помощью оптического пирометра с нитью накала, если эта температура превышает 560—600°. В этом случае работа должна производиться в затемненном помещении.

Экспериментальные исследования² показали, что средняя температура стружки, определенная оптическим пирометром, на 6—7% выше температуры, определенной для тех же условий с помощью калориметра. Расчеты потерь тепла на излучение, которое имеет место при работе с калориметром, подтверждают этот вывод для вполне конкретных условий.

Метод термокрасок для определения средней температуры стружки

Для определения максимальных значений средней температуры сходящей стружки и обрабатываемой детали можно использовать специальные термокраски, которыми покрывается деталь до начала ее обработки.

Краски, о которых идет речь, обладают свойством под действием тепла приобретать вполне определенный оттенок, не изменяющийся после остывания. Температуры, которые могут быть зафиксированы таким образом, лежат в диапазоне от 150 до 700°.

Однако следует иметь в виду, что в данном случае определяется: а) достигнутое в процессе образования стружки максимальное значение температуры на ее поверхности, не соприкасающейся с резцом;

б) максимальная достигнутая в процессе резания температура детали на поверхности, не подвергавшейся обработке.

¹ Конструкция А. А. Авакова.

² Исследования произведены канд. техн. наук В. М. Павловской под руководством проф. А. Я. Малкина.

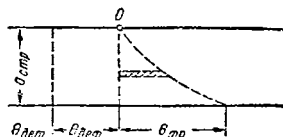
При расчете температуры $\Theta_{\max}$ предполагается, что:

1) все тепло в процессе резания Q приобретает стружка за счет деформации металла и за счет трения стружки о переднюю поверхность, т. е. $Q = Q_{\text{деф}} + Q_{\text{тр}}$;

2) тепло, полученное от работы деформации $Q_{\text{деф}}$ за 1 м пройденного резцом пути, будет эквивалентно силе P'_z , передающейся передней поверхностью, умноженной на величину укорочения снятой стружки $L_{\text{рез}} - L_{\text{стр}} = 1 - \frac{1}{\zeta_1}$ (так как $\frac{L_{\text{рез}}}{L_{\text{стр}}} = \zeta_1$) и на термический эквивалент работы A_0 , т. е.

$$Q_{\text{деф}} = A_0 P'_z \frac{\zeta_1 - 1}{\zeta_1} \text{ кал};$$

3) приращение средней температуры стружки за счет работы деформации при $L_{\text{рез}} = 1$ м может быть получено из выражения



Фиг. 133.

$$Q_{\text{деф}} = A_0 P'_z \frac{\zeta_1 - 1}{\zeta_1} = t s_1 C_p \Theta_{\text{деф}},$$

откуда

$$\Theta_{\text{деф}} = \frac{A_0 P'_z (\zeta_1 - 1) \phi}{t s_1 C_p \zeta_1},$$

где ϕ — коэффициент, учитывающий невозвратимые потери тепла

на изменение кристаллической решетки;

4) приращение температуры за счет трения будет неравномерным по толщине стружки $a_{\text{стр}}$. Максимальное значение температуры будет на поверхности трения, минимальное — на противоположной стороне (фиг. 133).

Для простоты расчета примем, что по всей ширине стружки b температура $\Theta_{\text{тр}}$ будет изменяться по одному закону. Тогда можно будет считать тепловой поток одномерным (см. стр. 111) и применить для его расчета дифференциальное уравнение (76):

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = a_0 \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2}.$$

Условиями при решении этой задачи выбираем:

а) в момент начала движения элементарного объема (положение AII на фиг. 132) время $t = 0$ и $\Theta_{\text{тр}} = 0$;

б) в момент окончания движения элементарного объема по передней поверхности (положение AIII на фиг. 132) время $t = \tau$ и $\Theta = \Theta_{\text{тр}}$.

Начало координат выбираем в точке O (фиг. 133). Ось X пройдет перпендикулярно контуру сечения стружки, тогда при $x = a_{\text{стр}}$ значение $\Theta = \Theta_{\text{тр}}$.

Если длину пути трения элементарного объема по передней поверхности обозначить через $L_{\text{тр}}$, то

$$\tau = \frac{L_{\text{тр}} t}{v}.$$

Частное решение дифференциального уравнения (76) при назначенных условиях дает значение для Θ_{mp} в следующем виде [63]:

$$\Theta_{mp} = \frac{A_0 P'_z \gamma_1}{C_p \gamma s \gamma_{\tau l} (0,5 - 0,4 l^k \frac{\pi \eta L_{mp}}{C_p \gamma s^2 \sin^2 \varphi \gamma_{\tau l}})},$$

где γ — удельный вес материала стружки;

λ — коэффициент теплопроводности;

C_p — удельная теплоемкость;

φ — главный угол резца в плане;

η — коэффициент, учитывающий потери тепла, отходящего при трении в материал резца.

Общий вид выражения, позволяющего судить о температуре стружки на подрезцово-й стороне в момент ее отрыва от передней поверхности, будет

$$\Theta_{max} = \Theta_{det} + \Theta_{det\phi} + \Theta_{mp} = \Theta_{det} + \frac{A_0 P'_z}{C_p \gamma s \gamma_{\tau l}} \left[(\gamma_1 - 1) \gamma + \frac{\gamma_1}{0,5 - 0,4 l^k} \right],$$

где

$$k = - \frac{\pi \lambda L_{mp}}{C_p \gamma s^2 \sin^2 \varphi \gamma_{\tau l}}.$$

Как видно, температура на подрезцово-й стороне сходящей стружки зависит, помимо размеров снимаемого среза $s \times l$, от физических констант обрабатываемого материала λ , C_p , γ и силы, передаваемой передней поверхностью при резании P'_z , которая, в свою очередь, зависит:

а) от материала и геометрии режущей части инструмента (в первую очередь от переднего угла) с учетом его затупления;

б) от скорости резания v , которая в первую очередь влияет и на коэффициент продольной усадки $\gamma_{\tau l}$;

в) от коэффициентов внешнего и внутреннего трения, влияющих на $\gamma_{\tau l}$ и зависящих от скорости резания, смазывающей среды или специально создаваемых условий на поверхности трения.

Произведенный анализ тепловых явлений, наблюдаемых в процессе резания металлов, позволяет прийти к следующим выводам.

1. Механическая работа, затрачиваемая в процессе резания, превращается в теплоту, распределением которой между обрабатываемым металлом, снимаемой стружкой и режущим инструментом можно управлять.

2. На характер протекания процесса резания при выбранных условиях влияют температуры контактных поверхностей режущего инструмента и обрабатываемого материала, а также температура поверхности наибольших сдвигов.

3. С увеличением скорости резания температура на поверхностях трения растет и ее значение может быть более 1000° .

4. На поверхностях трения режущего инструмента температура возникает одновременно с началом резания, и величина ее зависит от назначенных условий резания и в первую очередь от качества обрабатываемого материала и инструмента, скорости резания, толщины среза и геометрии режущей части.

§ 33. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ. ИМЕЮЩИЕ МЕСТО ПРИ СКОРОСТНОМ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

Под скоростным резанием понимают процесс, при котором наиболее эффективно используется твердосплавный инструмент, обеспечивается повышение производительности труда на данном рабочем месте главным образом за счет повышения скорости резания и подачи. В отечественном машиностроении инструменты, оснащенные твердым сплавом, начали применять с 1929 г.; с этого же времени начались и исследования режущих свойств этих сплавов, но вопросы скоростного резания труднообрабатываемых металлов были исследованы впервые в 1936 г. в работах советских исследователей в период 1936—1941 гг. [16], [65], [66]. Эти исследования показали полную возможность обрабатывать, например, закаленную сталь, применяя отрицательные передние углы ($-\gamma$). В дальнейшем эти работы были возглавлены Комиссией по резанию металлов. Большую роль в развитии практики скоростного резания металлов сыграли выдающиеся мастера-скоростники — П. Б. Быков, Г. С. Борткевич, В. К. Семицкий, В. С. Колесов и др.

Согласно имеющимся данным по выбору геометрических параметров резцов, рекомендуется для материалов, у которых $\sigma_b < 80 \text{ кг/мм}^2$, применять положительный передний угол ($+\gamma$), а для материалов, у которых $\sigma_b > 80 \text{ кг/мм}^2$, применять отрицательные передние углы ($-\gamma$), что обеспечивает большую прочность пластинки твердого сплава, вследствие того, что эта пластинка при отрицательном переднем угле работает не на изгиб, а на сжатие.

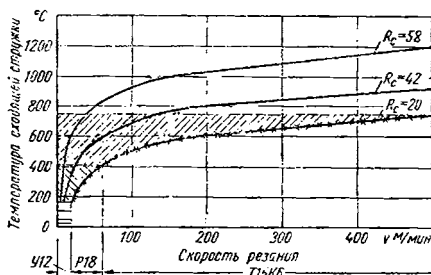
Обычные конструкционные стали в настоящее время можно обрабатывать с весьма высокой скоростью резания; так, например, при чистой обработке стали марки 45 резцами, оснащенными твердым сплавом, скорость резания доходит до 2200 м/мин , а при использовании минералоксрамических резцов, изготовленных отечественной промышленностью, — до 3000 м/мин и выше.

Одним из обязательных условий, которые предъявляются к материалам режущих инструментов в настоящее время, является сохранение ими высокой твердости и других механических свойств при высоких температурах. Это требование вызвано тем, что с повышением скорости резания, при прочих равных условиях (качество и твердость обрабатываемых металлов), температура в зоне резания повышается.

На фиг. 134 представлена зависимость температуры сходящей стружки от выбранной скорости резания при обработке стали 9ХС ($s = 0,15$ мм/об, $t = 2$ мм) с различной твердостью ($H_{RC} = 20 \div 58$). Здесь же указаны пределы возможного использования различных материалов, применяемых для изготовления режущей части инструмента.

Так, инструментальная сталь марки У12 при стойкости резца 60 мин. позволяет работать при обточке стали марки 9ХС, имеющей твердость $R_C = 20$, со скоростью, не превышающей 16 м/мин. Быстрорежущая сталь марки Р18 при тех же условиях позволит увеличить скорость резания до 60 м/мин, а твердый сплав марки Т15К6 — до 600 м/мин.

При твердости стали марки 9ХС $R_C = 58$, диапазон возможных скоростей резания значительно сужается, хотя температура сходящей стружки, характеризующая в известной мере явления, происходящие при реза-



Фиг. 134.

нии, остается и в том и в другом случае постоянной.

В этом конкретном случае твердый сплав марки Р15К6 позволяет (при $s = 0,15$ мм/об, $t = 2$ мм и стойкости резца 60 мин.) работать со скоростью около 40 м/мин, а быстрорежущая сталь — не более 8—10 м/мин.

Из предыдущего следует, что критерием оценки процесса резания металлов до некоторой степени является температурное и силовое напряжения, достигаемые во время работы на поверхностях трения режущей части инструмента.

Высказанное положение принципиально не расходится с общим направлением, принятым в современной технике высоких температур и давлений.

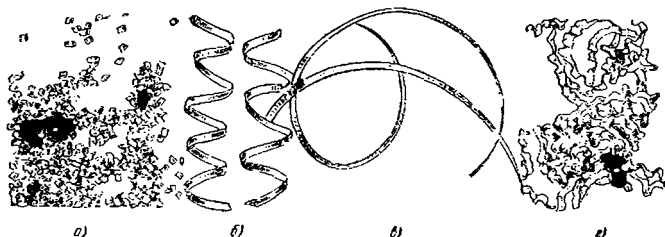
На основании сказанного можно прийти к выводу, что:

1) физический смысл перехода на «скоростное резание» металлов связан с повышением напряженности процесса резания за счет увеличения скорости резания и подачи;

2) относительным критерием оценки напряженности процесса скоростного резания металлов могут служить: а) температура на поверхностях трения режущего лезвия и б) нагрузки на единицу длины режущей кромки.

Повышая напряженность процесса при скоростном резании, всегда можно достичь такого положения, когда в местах наибольшего тепловыделения будут достигнуты температуры, превышающие «критические точки», характеризующие переход обрабатываемого металла из одного состояния в другое. Так, при обработке стали с помощью твердосплавного инструмента получить температуру на поверхностях трения режущего лезвия до 1000° в настоящее время не представляет больших трудностей.

Вполне естественно, что наличие таких температур не может не оказать влияния на свойства обрабатываемой стали. Однако могут возникнуть сомнения в том, что благодаря «кратковременности пребывания» слоя металла перед режущим лезвием (0,001—0,0006 сек.)



Фиг. 135.

тепло не успевает даже распространиться за пределы тончайшего слоя, находящегося непосредственно у поверхности трения. Еще большее сомнение вызывает возможность понижения механических свойств обрабатываемой стали в зоне непосредственного стружкообразования или формирования новой поверхности.

Ожидать изменения микроструктуры или перехода металла из одного состояния в другое за такой короткий отрезок времени, как 0,0001 сек., мы не имеем основания, но, наблюдая процесс резания закаленной стали 9ХС ($R_c = 60$), у которой $\sigma_b = \sigma_s = \sigma_p$ в условиях обычных металлографических испытаний, видим, что:

1) сходящая стружка в зависимости от выбранной скорости резания может получиться любой формы, в том числе и лентообразной, т. е. такой же, как и у хорошо пластически деформируемых металлов (фиг. 135);

2) на обработанной поверхности имеет место наклеп и появление тесктуры, по своему характеру такой же, как и при обработке вязких материалов.

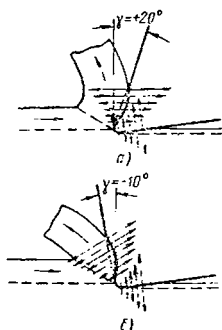
Изложенные ранее данные, касающиеся физических основ процесса резания, позволяют сделать следующие выводы.

1. При обработке с высокой скоростью резания срезаемый слой разогревается за счет тепла пластической деформации, что сказывается на изменении физико-механических свойств этого слоя.

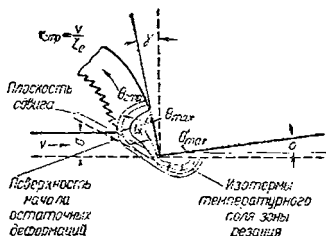
2. Вследствие большой температуры, развивающейся от трения на поверхностях резания инструмента, изменяется состояние трущихся поверхностей, особенно на передней поверхности, вследствие того, что подрезцовый слой стружки бывает сильно нагрет. Все это сказывается на изменении сил трения на поверхностях резания инструмента.

3. Нагретая до высокой температуры стружка принимает пластичное состояние, что сильно изменяет внешнюю деформацию этой стружки при сходе ее по передней поверхности.

На основании исследований и приведенных выше соображений видно, что управлять процессом скоростного резания можно путем изменения: а) скорости резания v ; б) толщины среза a и в) переднего угла γ режущего лезвия.



Фиг. 136.



Фиг. 137.

От скорости резания в первую очередь зависит температура в зоне стружкообразования и образования новой обработанной поверхности.

Толщина среза ($a = s \sin \varphi$) окажет влияние на быстроту передачи тепла и выравнивание температуры в срезаемом слое, а следовательно и на величину пластических деформаций в зоне резания, что может быть определено по изменению коэффициента продольной усадки стружки.

Передний угол γ (фиг. 136) изменяет: а) направление потока, идущего от поверхности трения, б) объем обрабатываемого металла, находящегося перед передней поверхностью и прогреваемого этим тепловым потоком. Этим самым передний угол оказывает непосредственное влияние на длину пути, по которому проходит выравнивание температуры (фиг. 137).

В настоящее время нет теоретических данных о том, как изменяются механические свойства материалов в условиях: а) скорости приложения нагрузки, равной 100—2000 *мл/мин*; б) температур 600—1000°, действующих в течение весьма коротких промежутков времени.

Однако экспериментальные исследования процесса резания доказывают, что при изменении скорости резания v , толщины среза a и переднего угла γ режущего лезвия изменяются:

- а) усилие резания;
- б) стойкость режущего лезвия (износ передней и задней поверхностей);
- в) глубина, степень наклепа и знак напряжения на обработанной поверхности;
- г) чистота (микрогеометрия) поверхности.

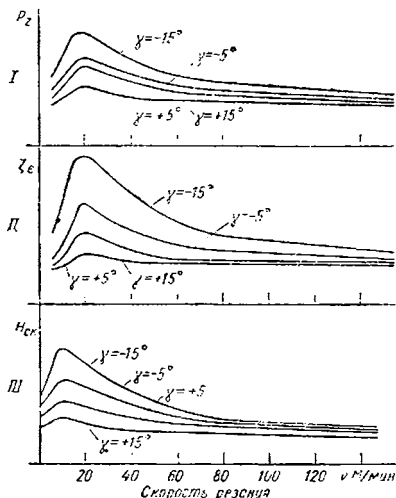
Об изменении этих факторов, имеющих большое практическое значение, можно судить по изменению:

а) формы сходящей стружки;

б) температуры сходящей стружки;

в) коэффициента продольной усадки стружки.

На фиг. 138 схематически представлены изменения силы резания, чистоты обработанной поверхности и продольной усадки стружки в зависимости от скорости резания и переднего угла режущего лезвия. Все эти зависимости имеют «особые точки», т. е. не представляют собой монотонно меняющихся функций. Так, например, из практики обработки стали марки 20Х ($H_B = 140 \div 160$) давно известно, что чистую обра-



Фиг. 138.

ботанную поверхность можно получить, работая на малых скоростях резания (2—4 м/мин) или на больших скоростях (выше 80 м/мин).

Многочисленные исследования советских ученых, которые приводились ранее, свидетельствуют, что в определенном диапазоне значений скорости резания имеет место повышение значений P_z , $H_{сх}$ и ζ_ϵ . При обработке стали это особенно заметно в диапазоне скоростей резания от 5 до 100 м/мин и тем в большей степени, чем меньше передний угол. Все это указывает на то, что процесс стружкообразования при этом претерпевает серьезные изменения. Так, в этом интервале скоростей увеличение силы резания P_z может

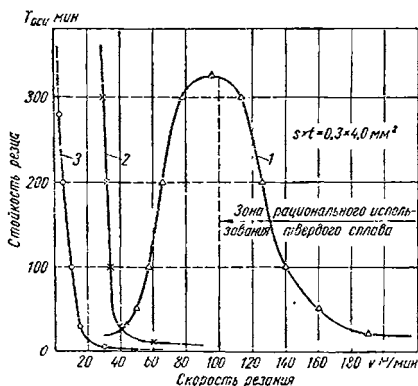
достигать 50% и даже более, а увеличение продольной усадки стружки и глубины наклепа на обработанной поверхности наблюдается при тех же условиях в несколько раз ($\epsilon_t = 1,1 + 12,5$, а глубина наклепа от 5 мк до 0,5 мм).

На фиг. 139 показан принципиальный характер зависимости стойкости режущего инструмента от выбранной скорости резания для различных материалов рабочей части инструмента. Эта зависимость получена в результате суммирования многих экспериментальных исследований советской школы резания металлов и опыта новаторов производства. Эти данные показывают, что при работе режущим инструментом, оснащенным инструментальной сталью У12 или быстрорежущей сталью Р18 (кривая 3), с увеличением скорости резания в практически целесообразных пределах стойкость уменьшается (кривая 2). При работе инструментом, оснащенным твердым сплавом Т15К6, такая простая зависимость не наблюдается (кривая 1).

На практике, особенно в первые годы внедрения скоростного резания, нередко можно было услышать заявления передовиков производства, которые утверждали, что с увеличением скорости резания стойкость инструмента увеличивалась.

Такое положение, характеризуемое фиг. 139, вполне возможно. Таким образом, при работе инструментом, оснащенным твердым сплавом, всегда существует такая скорость резания, ниже которой использование твердого сплава будет нецелесообразным.

Вместе с тем для режущего инструмента, оснащенного твердым сплавом, всегда существует такая скорость резания, выше которой изменения сил резания, усадки стружки и чистоты обработанной поверхности происходят весьма незначительно (см. фиг. 138), причем величины сил резания и усадки стружки (при всех прочих равных условиях) стремятся к минимуму, а чистота поверхности — к постоянному значению, соответствующему минимальной величине микронеровностей. На фиг. 138 это значение скорости при обработке стали марки 9ХС ($H_B = 180$) выше 150 м/мин. Однако, начиная

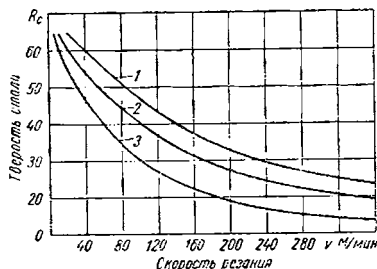


Фиг. 139.

со скорости 70 м/мин, изменение усилий резания, чистоты поверхности и усадки стружки будет незначительным; с этой скорости и выше для данных условий и начинаются режимы резания, которые можно считать «скоростными».

§ 34. ХАРАКТЕРИСТИКА НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛОВ

Ранее было сказано, что, рассматривая процесс резания металлов как физическое явление, можно судить о степени напряженности этого процесса по температуре на поверхностях трения и давлению деформируемого металла на те же поверхности режущего элемента.



Фиг. 140.

ности трения составляет (по исследованиям проф. А. Я. Малкина) от 10 до 20%, поэтому в частных случаях эта замена практически не понижает точности исследования.

В такой постановке задача была решена для инструментов, оснащенных твердым сплавом при резании термически обработанной стали 9ХС ($R_c = 28 \div 64$).

Установлено, что при снятии тонких стружек при обработке углеродистых и легированных (нежаропрочных) сталей:

а) средняя температура стружки (как выразитель затрачиваемой механической работы) при $a = 0,04 \div 0,12$ мм может характеризовать стойкость режущего лезвия;

б) определенным средним температурам стружки соответствуют определенные стойкости режущего лезвия, а также характерные и вполне определенные форма стружки и коэффициент ее усадки;

в) при определенных и постоянных толщине среза (до 0,12 мм), средней температуре стружки и стойкости режущего лезвия существует монотонная зависимость между твердостью обрабатываемой стали и скоростью резания. Несколько таких зависимостей представлено на фиг. 140.

Ввиду сложности определения температур на поверхностях трения, о напряженности процесса резания для стружек не толще 0,15 мм приближенно можно судить по средней температуре сходящей стружки.

При достаточно тонких стружках ($a < 0,15$ мм) и высоких скоростях резания разница между средней температурой стружки и температурой поверхности

Как видно, для диапазона твердости стали $R_C = 65 \div 20$ скорости резания меняются очень резко, между тем как средняя температура стружки и стойкость лезвия остаются постоянными.

Это обстоятельство позволяет выбрать среднюю температуру стружки (при $a < 0,12$ мм) как показатель, характеризующий напряженность процесса резания. Этот показатель в то же время помогает правильно выбрать и материал режущего элемента. При сокращенных исследованиях этот показатель может характеризовать и стойкость инструмента.

Приведенные на фиг. 140 кривые $v = f(H_{RC})$ характеризуют различную степень напряженности процесса резания. Эти характеристические зависимости с достаточной степенью точности верны для всех марок стали мартенситного класса (кроме жаропрочных).

Стойкость режущего лезвия во всех случаях будет зависеть от марки твердого сплава и его способности сопротивляться высоким температурам на поверхностях трения с обрабатываемым материалом. В частности при обработке стали твердым сплавом Т15К6 при $a = 0,1$ мм и средней температуре стружки $\theta_{стр} = 600^\circ$ (кривая 3) при точении на проход стойкость T составляет 90 мин., при температуре $\theta_{стр} = 700^\circ$ (кривая 2) стойкость равна 60 мин. и при температуре $\theta_{стр} = 800^\circ$ (кривая 1) стойкость равна 20 мин. Замена сплава Т15К6 сплавом Т30К4 дает повышение стойкости в несколько раз, но температура стружки останется неизменной.

Как видно из приведенных зависимостей, при обработке стали различной твердости скорость резания уже не может служить единственным показателем напряженности процесса. Так, при обработке стали марки 40Х твердостью $R_C = 55 \div 28$ со скоростью резания в пределах 40—180 м/мин напряженность процесса, а следовательно и стойкость лезвия, остается без изменений (фиг. 110, кривая 2).

В то же время, перейдя на повышенную температурную напряженность процесса ($\theta_{стр} = 800^\circ$), получим возможность обрабатывать ту же сталь со скоростью резания 60—250 м/мин. Сталь меньшей твердости ($H_B = 160 \div 180$) при той же напряженности процесса и стойкости лезвия можно обработать уже со скоростью в первом случае до 400 м/мин и во втором — до 600 м/мин.

Переход на обработку с более высокой температурой сходящей стружки позволил бы достичь скоростей резания 2000 м/мин и более. В этом случае для оснащения режущих инструментов потребовались бы специальные температуростойкие материалы, которые выдержали бы во время работы температуры порядка 1200° и выше, не снижая заметно своих механических и физических констант.

Увеличение толщины среза a в пределах 0,03—0,12 мм/об влияет на напряженность процесса незначительно.

Дальнейшее увеличение толщины среза оказывает влияние на точность суждений о температуре поверхности трения по измеренной средней температуре сходящей стружки.

Резюмируя вышесказанное, можно прийти к следующим выводам.

1. Фактором, характеризующим правильный выбор марки твердого сплава или минералокерамики и рациональное его использование при скоростном резании, служит работа лезвия без поломок и выкрашиваний с производительностью, значительно превышающей производительность инструмента из быстрорежущей стали.

2. Рационализация формы твердосплавного инструмента при скоростном резании в основном состоит в выборе таких геометрических параметров, которые обеспечивают при выбранных условиях и размере стружки наибольшую прочность и уменьшение термодинамической нагруженности единицы длины режущей кромки инструмента.

3. Повышение скорости резания при переходе с инструмента из быстрорежущей стали на инструмент, оснащенный твердым сплавом, становится возможным за счет допускаемого повышения температурного напряжения в зоне резания (с $600-700^\circ$ при инструменте из быстрорежущей стали до 1000° и выше при инструменте с твердосплавными и минералокерамическими пластинками).

4. Дальнейшее увеличение эффективности самого процесса образования новой поверхности при скоростном резании возможно за счет применения новых качественных твердых сплавов или других материалов, сохраняющих свои механические или физические свойства при более высоких температурах и давлениях.

5. Правильное использование твердых сплавов отечественных марок позволяет вести скоростную обработку стали с твердостью до $R_c = 67$.

6. Необходимо принять принципиально правильную гипотезу, которую в свое время выдвинули советские исследователи, а именно о необходимости управления теплом, выделяющимся при резании, с тем чтобы оно было использовано для изменения процесса деформации; кроме того, необходимо создавать такую конструкцию и геометрию режущего инструмента, при которой пластинки твердого сплава имели бы наибольшую прочность и меньшую термодинамическую нагруженность единицы длины режущих кромок [54]. Приведенные выше данные позволяют более подробно трактовать и уточнять эту гипотезу.

§ 35. СУЩНОСТЬ ДЕЙСТВИЯ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ НА ПРОЦЕСС РЕЗАНИЯ

При черновой и чистовой обработке металлов резанием в широком масштабе применяются смазочно-охлаждающие жидкости, которые способствуют увеличению скорости резания, а следовательно и норм выработки, и улучшению качества обработанной поверхности. Работы академика П. А. Ребиндера и других советских исследователей, изучавших смазочно-охлаждающие жидкости с точки зрения современной физической химии, а также сущность действия этих жидкостей в процессе резания показали, что:

1. Жидкость оказывает смазочное действие, попадая на трущиеся рабочие и направляющие поверхности инструмента, понижая тем самым внешнее трение.

2. Поверхностно активные вещества уменьшают пластичность металла, а следовательно и работу, затрачиваемую на пластическую деформацию. Этому способствует также проникновение в микротрещины верхних слоев обрабатываемого металла внешней среды.

3. Жидкость отводит тепло от места его образования, охлаждая таким образом инструмент, деформированный слой металла и обработанную поверхность.

4. Жидкость, препятствуя образованию наливов на рабочих инструментах, улучшает качество обработанных поверхностей.

Перечисленные выше факторы в конечном итоге приводят к уменьшению силы резания, улучшению качества обработанной поверхности и увеличению стойкости инструмента. Суммируя все сказанное, можно сделать следующий практический вывод: при обдирочных операциях роль смазочно-охлаждающих жидкостей — охлаждать режущий инструмент, способствуя увеличению его стойкости или повышению скорости резания; при отделочных операциях — способствовать улучшению чистоты обработанной поверхности и частично — увеличению стойкости режущего инструмента. В зависимости от состава смазочно-охлаждающих жидкостей может превалировать то или иное качество, следовательно, жидкость может быть более или менее эффективной для той или иной операции. Знание физико-химических свойств смазочно-охлаждающих жидкостей позволяет правильно выбрать наиболее эффективные и наиболее экономичные из них для различных операций при резании металлов.

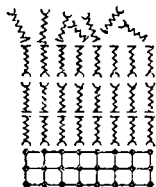
Кроме указанных основных свойств, смазочно-охлаждающие жидкости обладают и другими, например свойством защитного действия, сводящимся к тому, что поверхность, покрытая подобной жидкостью, предохраняет от действия корродирующих агентов.

Для ряда операций (например, для шлифования) жидкость должна обладать смывающими свойствами, обеспечивающими борьбу с засаливанием круга.

Смазочно-охлаждающие жидкости должны обладать антикоррозионными свойствами, быть достаточно устойчивыми как при хранении, так и при эксплуатации, и не должны вызывать раздражение слизистых оболочек и кожного покрова у работающих.

Исследования показывают, что на поверхности твердого тела, находящегося в воздушной атмосфере, адсорбируются молекулы воздуха, образуя таким образом как бы переходную зону. Эта пограничная зона, состоящая из молекул окружающей среды, прикрепленных к твердому телу — адсорбированный слой, резко отличается по плотности от окружающей среды. Толщина этого слоя представляет собой толщину нескольких наслоений молекул и составляет от 10^{-7} до 10^{-6} мм.

Исследования показали, что эти молекулы представляют собой как бы кристаллическую решетку [16]. Твердое тело, помещенное в атмосферу, всегда имеет этот слой. Если обработать, например, резанием твердое тело и оставить его на воздухе, то это тело лишь некоторое мгновение будет сохранять чистыми свои поверхности [49], так как поверхности такого тела весьма быстро покроются адсорбированным слоем. Эти пограничные слои имеют существенное значение при трении твердых тел, играя до некоторой степени роль смазки. Трение увеличится, если удалить адсорбированный слой. Путем очистки можно получить адсорбированный слой до 10^{-6} мм, так как мономолекулярный слой прикреплен настолько прочно, что для его удаления или необходимо удалить часть твердого тела, или применять активированный уголь в высокодисперсном состоянии, который обладает высокой степенью сорбирования (способность снятия).



Фиг. 141. Активные молекулы на поверхности кристалла.

Примерно такая же картина имеет место при поливе смазочно-охлаждающей жидкостью поверхности металла.

Адсорбированный слой образуется тем интенсивней, чем большим сродством с металлом обладают молекулы жидкости или, как говорят, большей металлофильностью обладает жидкость. Чтобы жидкость обладала большей смачиваемостью, к смазочно-охлаждающим жидкостям добавляют поверхностно активные вещества, т. е. такие, которые уменьшают поверхностное натяжение жидкости, вследствие чего улучшается смачиваемость. Смазочно-охлаждающие жидкости должны обладать свойством маслянистости, под которой подразумевается способность жидкости образовывать прочную пленку смазочного материала, вызывающую понижение коэффициента трения и предохраняющего от износа трущиеся поверхности. При поливе смазочно-охлаждающей жидкостью поверхности металла поверхностно активные вещества располагаются в виде шетки, причем активные концы этих молекул прикреплены к поверхности, а инертные концы направлены наружу.

Над этим молекулярным слоем располагается второй, затем третий и т. д. (фиг. 141).

Применяемые в настоящее время смазочно-охлаждающие жидкости могут быть разделены на следующие группы:

1. Жидкости, обладающие лишь охлаждающим свойством — растворы электролитов, содержащие воду и ингибитор коррозии (антикоррозионные вещества).

2. Жидкости, обладающие охлаждающим и частично смазывающим свойством — водные растворы поверхностно активных веществ (мыл), состоящие из воды, поверхностно активных веществ и ингибитора коррозии.

3. Эмульсии и прозрачные растворы водорастворимых масел, состоящие из воды, поверхностно активных веществ эмульгированного минерального масла и ингибитора коррозии¹. Эти жидкости обладают охлаждающим и частично смазывающим свойством.

4. Активированные эмульсии, состоящие из воды и эмульгированного масла. Указанные жидкости, содержащие поверхностно активные вещества, обладают охлаждающим и частично смазывающим свойством.

5. Масла минеральные, активированные, высокоактивированные и с наполнителями (графитом) — минеральные масла, активированные поверхностно активными веществами; осерненные или серо-содержащие масла; осерненные и хлорированные масла, компаундированные масла (состоящие из растительного и минерального), осерненные масла с наполнителями (графит). Эти жидкости оказывают смазывающее и частично охлаждающее действие.

Таким образом, жидкости могут быть или только охлаждающими, или охлаждающими и частично смазывающими и лишь частично охлаждающими.

Масла, содержащие серу, называют сульфифрезолами (от процесса — сульфирования, который представляет собой обработку масел и жиров концентрированной серной кислотой, т. е. введением в органические соединения сульфогруппы SO_3H или хлоридов SO_2Cl).

Смазочно-охлаждающие свойства растительных и животных масел значительно выше смазочно-охлаждающих свойств минеральных масел, однако минеральные масла более стабильны и менее дефицитны. Вследствие этого растительные и животные масла применяются в смеси с минеральными для получения компаундированных масел. Непищевые растительные жиры, как, например, касторовое масло, путем соответствующей обработки вводятся в смесь с минеральным маслом.

Необходимо указать, что работами советских исследователей [67] доказано, что добавки к водным растворам электролитов сильно поверхностно активных веществ могут значительно повысить маслянистость водной среды, приблизив действие их к смазочному действию активных масляных сред. Таким образом, современная физическая химия позволяет решать вопросы о составе смазочно-охлаждающих жидкостей без применения масел и, очевидно, развитие этих вопросов зависит от получения синтетических продуктов.

¹ Эмульсия представляет собой систему двух жидкостей, из которых одна распределена в другой в виде мелких капель. Для увеличения устойчивости эмульсий к ним добавляют вещества, носящие название эмульгатора, или стабилизатора, как, например, мыла, т. е. соли жирных кислот.

В качестве примера приводим состав спиртового эмульсола:

Олеиновая кислота	70%
Канифоль	10%
Раствор каустической соды	~ 10%
Спирт	2,5 — 40%
Масло веретенное № 3	Остальное

Ниже в качестве примеров приводятся указания о применении смазочно-охлаждающих жидкостей для некоторых операций резанием [68].

1. При токарной обработке применяют эмульсии 2—5%-ной концентрации.

При чистовой обработке тонкими стружками выбирают эмульсию с большей концентрацией. В этих случаях можно применять и другие водные растворы с различной концентрацией поверхностно активных веществ.

2. Сверление и зенкерование производят с применением эмульсий с концентрацией 4—6%; развертывание — с эмульсией 5—8%-ной концентрации; иногда применяют и осерненные масла с добавкой жира.

3. Фрезерование производят с эмульсией, причем для черновой операции — с концентрацией до 5%, для чистовой — с концентрацией 8—10%. При этой операции применяют также сульфифрезолы.

4. При протягивании используют эмульсии с концентрацией 5—10%, осерненное масло, сульфифрезолы и другие смазочно-охлаждающие жидкости в зависимости от характера процесса протягивания.

5. При обработке магниевых сплавов следует применять хорошо очищенные минеральные масла; вследствие опасности воспламенения нельзя пользоваться водными растворами и эмульсиями.

6. Алюминиевые сплавы можно обрабатывать с использованием солярового масла и минеральных масел.

7. Как правило, при обработке чугуна и других малопластичных металлов стремятся не применять смазочно-охлаждающих жидкостей, так как эффект от их действия незначителен по сравнению с применением при обработке пластичных металлов, а между тем применение жидкостей приводит к загрязнению рабочего места.

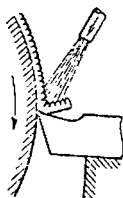
8. Жаропрочные сплавы обрабатывают резанием, применяя эмульсии, но разнообразие этих сплавов и их особенности требуют изысканий наиболее эффективных смазочно-охлаждающих жидкостей.

Для обычных условий обработки, как показали исследования и практика, количество подводимой жидкости должно быть 8—12 л/мин; при обработке с малым сечением стружек — 2—6 л/мин; для токарных работ с большим сечением стружек, а также при черновом фрезеровании, черновом шлифовании и пр. — до 30 л/мин и выше. При глубоком сверлении жидкость подводится под давлением 10 ат и выше, имея в виду необходимость «вымывать» стружку из глубоких отверстий.

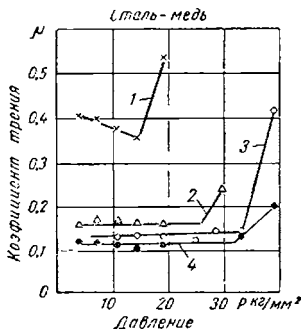
Исследования и практика показали, что смазочно-охлаждающая жидкость должна подводиться вполне определенным образом к месту резания. В случае токарной обработки обычный способ подвода указан на фиг. 142.

Возможное повышение скорости резания или увеличение стойкости режущего инструмента в результате применения смазочно-

охлаждающих жидкостей различно для тех или иных обрабатываемых металлов, а также зависит от значения $t \times s$. При обработке более пластичных металлов, когда резание совершается с непрерывной стружкой и большим тепловыделением, выигрыш в скорости резания и стойкости инструмента получается больше, а при обработке малопластичных металлов — меньше. Так, например, при обработке углеродистых сталей средней твердости (сталь марки 45, резцы из быстрорежущей стали) выигрыш в скорости резания от применения смазочно-охлаждающих жидкостей (например, 2%-ного раствора эмульсии) может достигать до 35—40% (практически 20—30%); при обработке серого чугуна средней твердости — до 12—16% (практически 10—12%).



Фиг. 142. Обычный подвод смазочно-охлаждающей жидкости.



Фиг. 143. Критические давления пленок для различных жидкостей:

1 — вода; 2 — неполярный керосин; 3 — вода + 1% олеата натрия; 4 — керосин + 1% стеариновой кислоты.

Проведенные исследования показывают, что при чистовой обработке сталей средней твердости (резцами из быстрорежущей стали, малое значение $t \times s$ и большое значение скорости резания) выигрыш в скорости может составить 8—10%.

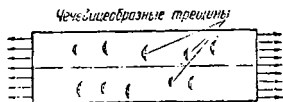
Следовательно, при работе твердосплавным инструментом на больших скоростях резания выигрыш в скорости резания по сравнению с обработкой всухую будет незначительным, что видно из последующего изложения.

Ранее указывалось, что при применении смазочно-охлаждающей жидкости может иметь место уменьшение трения.

На фиг. 143 приведены данные [67], из которых следует, что для каждого сорта смазочно-охлаждающей жидкости имеется свое критическое давление, разрывающее пленку этой жидкости, после чего имеет место резкое повышение коэффициента трения.

Это критическое давление (которое обозначим через P_k кг/мм²) может изменяться в зависимости от вводимых в жидкость поверхностно активных веществ. Таким образом, чтобы в процессе резания

образовалась смазочная пленка, необходимо, чтобы критическое давление P_k пленки было больше удельной контактной силы резания p , т. е. $P_k > p$. Кроме того, для удержания смазочной пленки на трущихся поверхностях необходимо, чтобы температура этих поверхностей не превышала определенного значения, препятствующего образованию смазочной пленки.



Фиг. 144. Характер образования микротрещин.

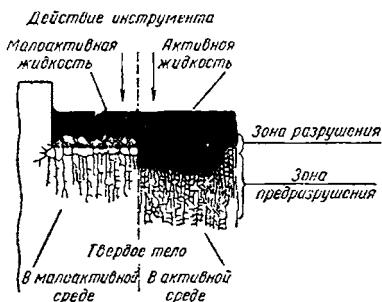
Облегчение пластического течения от применения смазочно-охлаждающих жидкостей можно наблюдать, производя, например, растяжение образца, погруженного в жидкость с поверхностно активными веществами (фиг. 144).

Молекулы поверхностно активных веществ, проникая в микротрещины, имеющие чечевицеобразную форму, производят расклинивающее действие.

Понятие «расклинивающее действие» введено Б. В. Дерягиным [69], [70]. Согласно этому понятию, наибольшие расклинивающие



Фиг. 145. Расклинивающее действие жидкости в глубине трещины.



Фиг. 146. Схемы зоны предразрушения в малоактивной (слева) и в активной жидкостях (справа).

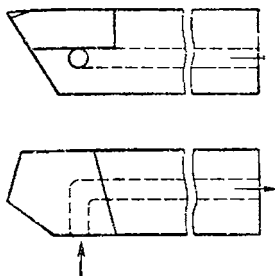
давления возникают в наиболее глубоких, а следовательно в наиболее узких, местах микротрещины. Порядок величин напряжений, которые имеют при этом место, примерно равен $p = 10 \text{ кг/мм}^2$ [16]. Картина распределения расклинивающего давления по глубине трещины указана на фиг. 145.

Поверхностная зона, в которую, по данным П. А. Ребиндера, проникает жидкость, называется зоной предразрушения, которая находится впереди срезаемого слоя. При любом деформировании как в области упругих, так и в области пластических деформаций имеет место зона предразрушения. Проф. В. Д. Кузнецов пишет: «Харак-

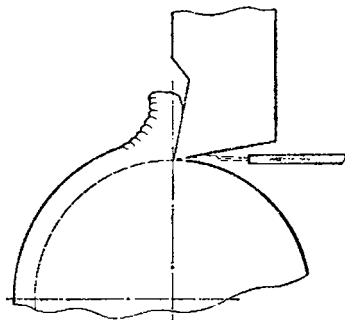
терно то, что в области упругих деформаций зона предразрушения постепенно исчезает, как бы заживает под влиянием молекулярных сил после удаления внешних сил. В области пластических деформаций эта зона также может постепенно заживать, но при разрушении твердого тела зона развивается необратимо» [16].

На фиг. 146 схематически показаны зоны предразрушения при действии малоактивной жидкости и активной.

Смазочно-охлаждающие жидкости оказывают влияние на деформацию при резании только при тонких стружках ($a = 0,2 \text{ мм}$) и при малой скорости резания.



Фиг. 147. Схема внутреннего охлаждения.



Фиг. 148. Схема охлаждения высоконапорной струей.

Те же исследования показывают, что при $v > 100 \text{ м/мин}$ смазочно-охлаждающие жидкости не оказывают почти никакого влияния на деформацию срезаемого слоя.

Таким образом, действие смазочно-охлаждающих жидкостей на процесс резания имеет ряд ограничений. Кроме того, необходимо иметь в виду, что поверхностно активные вещества, вводимые в смазочно-охлаждающую жидкость, благотворно действуя на процесс резания в смысле его облегчения, не должны являться поверхностно активными для режущего инструмента.

В ряде случаев при скоростном резании смазочно-охлаждающие жидкости могут (хотя и незначительно) влиять на увеличение стойкости режущего инструмента, но в некоторых случаях могут оказывать даже вредными, способствуя растрескиванию пластинок твердого сплава. Если инструмент, например, токарный резец, находится под воздействием стружки продолжительное время, то при скоростях резания $v = 200 + 300 \text{ м/мин}$ может иметь место некоторое, хотя и незначительное, увеличение его стойкости (на 20%). По мере уменьшения основного времени t_0 и, следовательно, увеличения

перерывов в работе, это влияние будет уменьшаться. При торцевом фрезеровании, например, когда зуб фрезы меньшую часть времени находится под действием стружки, а большую часть времени — под действием жидкости, резкая смена температуры зуба приведет к растрескиванию пластинок твердого сплава и жидкость окажется даже вредной.

Исследования [71] показали, что при скоростном резании целесообразно применять внутреннее охлаждение (фиг. 147); при этом жидкость оказывает охлаждающее действие на инструмент, давая возможность или повышать скорость резания, или удлиннять срок службы инструмента.

Вследствие этого при внутреннем охлаждении необходимо применять жидкости, обладающие только охлаждающим свойством.

Исследования также показали целесообразность применения внутреннего охлаждения при обработке малопластичных металлов, например чугуна; в этом случае не имеет места загрязнение рабочего места, но выигрыш в скорости резания может быть значительным. Таким образом, скоростное резание вследствие своих особых свойств, а именно: большой скорости приложения деформирующей нагрузки, значительного уменьшения по сравнению с обычным резанием пластической деформации срезаемого слоя, большой температуры на трущихся поверхностях и пр., вызывает необходимость применения новых смазочно-охлаждающих жидкостей, обладающих такими свойствами, которые бы улучшали процесс скоростного резания металлов.

В заключение отметим, что за последние несколько лет в лабораторных и промышленных условиях испытывают новый способ подвода смазочно-охлаждающей жидкости, состоящей в том, что жидкость через узкую щель сопла под давлением 20—30 ат подводится со стороны задней поверхности (фиг. 148). Предполагается, что в указанных условиях жидкость интенсивнее, чем в обычных условиях, может проникнуть в микрощели и уменьшить трение, а также, быстро испаряясь, будет отводить больше тепла, чем при обычных условиях. Первые испытания этого способа дали положительные результаты [72].

ГЛАВА V

ИЗНОС РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

§ 36. ТРЕНИЕ И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Хотя износ непосредственно связан с трением [73], в существующих теориях трения прямых указаний на закономерную связь износа и механизма трения нет, что сильно затрудняет приложение этих теорий к износу режущих инструментов. Наиболее полно связь износа с трением выражается в понятии об износостойкости твердых тел. Износ всегда сопровождается потерей массы или веса изнашиваемого тела. Абсолютный износ ΔM измеряется удаленной при износе массой, которая выражается в граммах или миллиграммах. Убыль этой массы происходит в результате затраты работы, равной работе силы трения. Для оценки износостойкости тела необходимо знать как убыль массы, так и работу сил трения. То тело является более износостойким, которое требует большей работы для удаления одной и той же массы.

Износостойкость B измеряется отношением работы A , затраченной на удаление массы ΔM , к этой массе:

$$B = \frac{A}{\Delta M}. \quad (83)$$

Изнашиваемость B_1 измеряется отношением удаленной массы ΔM к затраченной на это удаление работе A :

$$B_1 = \frac{\Delta M}{A} = \frac{1}{B}. \quad (84)$$

Изнашиваемость есть величина, обратная износостойкости. Работа, затраченная на износ массы ΔM тела:

$$A = FL \text{ кэМ}, \quad (85)$$

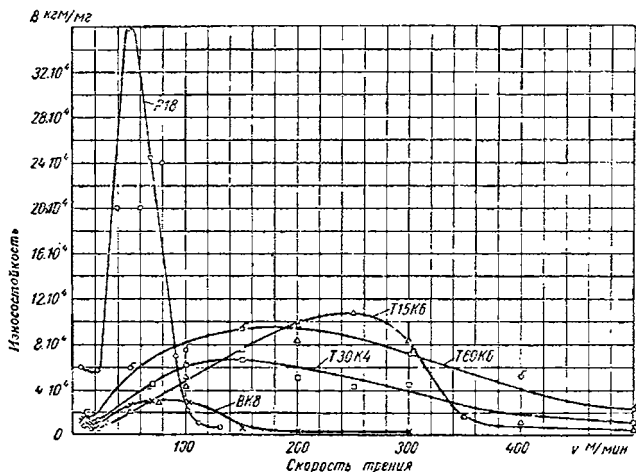
где $F = \mu \cdot N$ — сила трения, а L — путь трения.

Тогда износостойкость может быть определена по формуле

$$B = \frac{\mu N L}{\Delta M} \frac{\text{кг/м}}{\text{мг}}. \quad (86)$$

Износостойкость не является каким-либо определенным и постоянным свойством металлов, в том числе и инструментальных.

Износостойкость металлов меняется с изменением конкретных условий трения и износа. Важнейшими факторами, определяющими конкретные условия трения и износа, являются: химический состав и структурное состояние трущихся металлов, скорость трения, нормальное напряжение и температура на трущихся поверхностях. Кроме перечисленных важнейших факторов, на процесс трения и



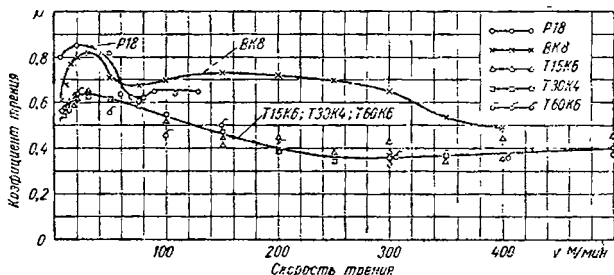
Фиг. 149. Закономерность изменения износостойкости B от скорости сухого трения по стали 45, закаленной быстрорежущей стали P18 и твердых сплавов марок BK8, T15K6, T30K4 и T60K6.

износа могут оказывать влияние также и ряд других, менее сильно сказывающихся факторов, например шероховатость поверхностей и пленка окислов, покрывающая эти поверхности.

Все эти факторы влияют на износостойкость B посредством изменения величины коэффициента трения μ и абсолютного износа ΔM .

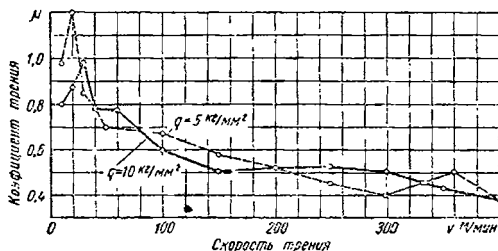
Исследования, проведенные в лаборатории резания металлов МВТУ имени Баумана, показывают, что основные инструментальные материалы имеют общую закономерность изменения износостойкости B от скорости трения [74]. На фиг. 149 видна эта закономерность для закаленной быстрорежущей стали P18 и твердых сплавов марок BK8, T15K6, T30K4 и T60K6 при трении по сухой стали марки 45. Эта общая закономерность выражается в том, что в зоне очень малых скоростей трения износостойкость с увеличением скорости несколько падает. Далее, достигнув минимума, с увеличением

скорости трения износостойкость начинает расти, достигая максимума при различных скоростях для разных инструментальных металлов, а потом, с дальнейшим увеличением скорости трения, износостой-



Фиг. 150. Закономерность изменения коэффициента трения μ от скорости сухого трения по стали 45, закаленной быстрорежущей стали P18 и твердых сплавов марок ВК8, T15K6, T30K4 и T60K6.

кость снова падает. Максимальная износостойкость и скорость трения, при которой она имеет место, определяется химическим составом и структурным состоянием изнашиваемого металла.



Фиг. 151. Закономерность изменения коэффициента трения μ от скорости сухого трения по стали 45 у минералокерамического сплава.

Инструментальные металлы имеют также общую закономерность изменения коэффициента сухого трения μ от скорости трения. На Фиг. 150 видна эта закономерность для тех же инструментальных металлов, а на Фиг. 151 — для минералокерамических сплавов при трении по той же стали марки 45. Эта общая закономерность выражается в том, что с увеличением скорости трения коэффициент трения μ уменьшается. Только в зоне малых скоростей трения имеет место некоторый максимум коэффициента трения.

Изменение нормального напряжения на трущейся поверхности не нарушает вышеназложенных закономерностей. С изменением нормального напряжения изменяется лишь величина износостойкости B . Вначале, с увеличением нормального напряжения, износостойкость растет, достигает максимума (для быстрорежущей стали Р18 при трении по стали 45 при нормальном напряжении $q = 10 \text{ кг/мм}^2$), и с дальнейшим увеличением нормального напряжения снова падает. Коэффициент трения с увеличением нормального напряжения уменьшается, не нарушая при этом ранее установленной закономерности уменьшения коэффициента трения с увеличением скорости трения.

Закономерности изменения износостойкости B и коэффициента трения μ от скорости трения и нормального напряжения имеют различный характер, что указывает на отсутствие непосредственной однозначной функциональной связи абсолютного износа ΔM и коэффициента трения μ и на наличие более сложной связи износа и механизма трения инструментальных и конструкционных металлов.

§ 37. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ИЗНОСЕ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

В процессе работы под действием трения срезаемой стружки и образуемой режущим лезвием поверхности резания контактные площадки на передней и задней поверхностях инструмента изнашиваются. Износ контактных площадок режущих элементов инструмента происходит непрерывно на протяжении всего процесса резания при всех практически возможных толщинах срезаемого слоя, скоростях резания и физико-механических свойствах как инструментального, так и обрабатываемого материалов. Износу подвергаются не только контактные площадки режущих элементов, непосредственно выполняющие функции резания, но также и центрирующие, направляющие и опорные элементы у таких инструментов, как сверла, зенкеры, развертки, плашки, метчики, протяжки и др.

Износ инструментов выражается не только в истирании и удалении мельчайших частиц граничного поверхностного слоя контактных площадок в виде продуктов износа трением. Износ инструментов, изготовленных, например, из стали марки ХВГ, вследствие сохранения этой инструментальной сталью высокой вязкости и способности к пластическим деформациям в закаленном на твердость $R_C = 62 + 63$ состоянии, выражается в одновременном проявлении двух видов износа: а) в пластическом деформировании под действием силы резания части металла, непосредственно образующего режущее лезвие, и б) в истирании контактных площадок приложенными к ним силами трения. На фиг. 152 показан зуб протяжки, изготовленной из стали ХВГ, с ясно выраженными следами обоих указанных видов износа.

Износ инструментов, изготовленных из хрупких инструментальных материалов, например из твердых сплавов, во многих случаях

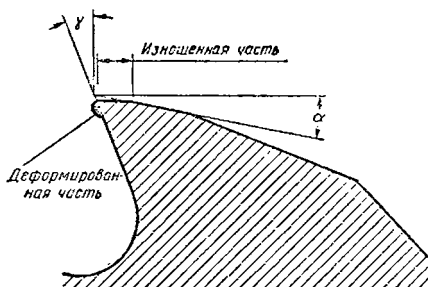
практики выражается не только в истирании силами трения контактных площадок режущих элементов, но и в одновременном выкрашивании режущего лезвия. На износ закаленной инструментальной стали или твердого сплава трением требуется затратить значительно больше времени и работы силы трения, чем на разрушение этих же хрупких инструментальных материалов выкрашиванием. По этой причине износ хрупких инструментальных материалов при местном выкрашивании мельчайших частиц протекает значительно быстрее, чем при отсутствии выкрашивания, когда износ происходит только от трения.

Таким образом, затупление режущих элементов во время работы инструментов происходит по причине: а) износа трением, б) пластической деформации инструментального металла, в) выкрашивания.

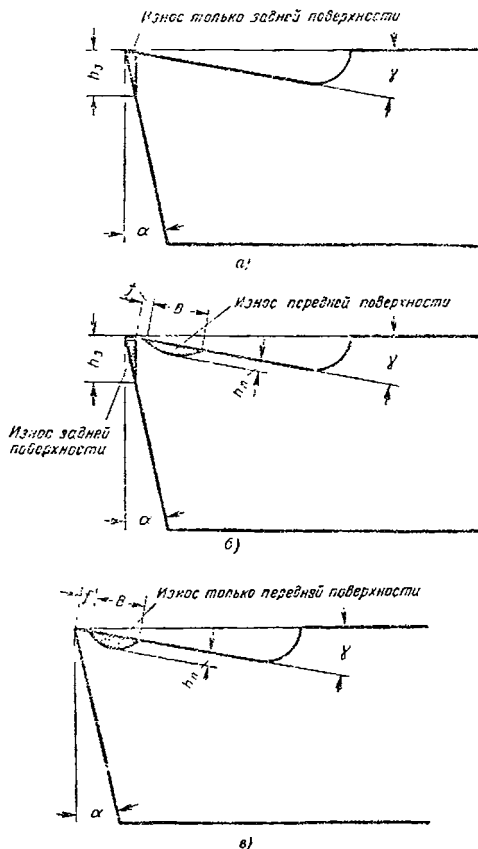
Износ трением является основной причиной затупления и имеет место во всех без исключения случаях и на всех инструментах независимо от их вида и назначения. Пластическая деформация на практике встречается редко, в частности на инструментах из сталей марок ХГ и ХВГ. Выкрашивание играет незначительную роль в износе инструментов, изготовленных из легированных и быстрорежущих инструментальных сталей, и имеет большое значение в суммарном износе твердосплавных инструментов. Выкрашивание крупными кусками, разрушающими режущие лезвия инструментов в такой степени, что дальнейшая их работа без персточки невозможна или нецелесообразна, по размерам и последствиям представляет собой не явление износа, а разовидность поломки инструмента.

В зависимости от режимов резания износ в виде истертых контактных площадок, ясно различимых при внешнем осмотре инструмента, наблюдается: а) только на задних поверхностях (фиг. 153, а); б) на задних и передних поверхностях (фиг. 153, б); в) только на передних поверхностях (фиг. 153, в).

Износ только на задних поверхностях наблюдается на режущих элементах таких инструментов, которые по эксплуатационным условиям работают с малой толщиной срезаемого слоя, обычно не превышающей 0,15 мм. При столь малой толщине срезаемого слоя контактная площадка на передней поверхности инструмента представляет



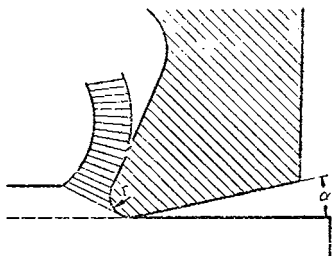
Фиг. 152. Два вида износа зуба протяжки, изготовленной из стали марки ХВГ.



Фиг. 153. Типичные виды износа режущих инструментов:

а — только по задней поверхности; б — по задней и по передней поверхностям одновременно; в — только по передней поверхности.

собой очень узкую полоску, растянутую вдоль главного режущего лезвия. Радиус округления лезвия (фиг. 154) у инструментов из быстрорежущей стали после качественной заточки равен 0,005—0,008 мм, а в процессе резания, по мере затупления, возрастает до 0,015 мм. У твердых сплавов величина радиуса округления r больше и может достигать 0,04 мм. Наличие округления режущего лезвия, составляющего существенную величину по сравнению с малой толщиной срезаемого слоя, также отражается на условиях резания. Округление лезвия способствует распределению всей основной нагрузки силы резания, приложенной к передней поверхности, не только на узкой контактной площадке, но и на округленной поверхности лезвия. Величина силы, приложенной к единице длины передней контактной площади и к округленной части режущего лезвия, а следовательно и вызванная ею сила трения, по абсолютной величине тем меньше, чем тоньше толщина срезаемого слоя. Эти силовые выражения процесса резания в рассматриваемых случаях оказываются столь малыми, что своим действием не в состоянии вызвать столь интенсивный износ передней контактной площадки, чтобы следы этого износа могли быть наблюдаемы и подвергнуты измерению. Тщательный осмотр при 20-кратном увеличении позволяет обнаружить на передних узких контактных площадках лишь следы прилипших к ним частиц обрабатываемого металла, расположенных в направлении сбега стружки. В это же время, несмотря на несколько меньшую величину силы, приложенной к единице длины задней контактной площадки режущего лезвия, условия трения и износа на них оказываются более тяжелыми. В первую очередь это вызвано тем, что скорость и путь трения, пройденный за равное время, по задней контактной площадке больше, чем на передней контактной площадке. Стружка скользит по передней контактной площадке и изнашивает ее; при этом в процессе образования стружки она претерпевает деформацию, выражающуюся в продольной и поперечной усадке. Коэффициент продольной усадки



Фиг. 154. Округление режущих лезвий по радиусу r .

показывает, во сколько раз длина стружки короче длины срезаемого слоя. Во столько же раз (примерно) короче путь трения и меньше скорость трения стружки о переднюю контактную площадку, чем путь и скорость трения поверхности резания о заднюю контактную площадку. Только по этой причине (если предположить, что температура на обеих контактных площадках практически одинакова

$\epsilon_l = \frac{l}{L}$ показывает, во сколько раз длина стружки короче длины срезаемого слоя. Во столько же раз (примерно) короче путь трения и меньше скорость трения стружки о переднюю контактную площадку, чем путь и скорость трения поверхности резания о заднюю контактную площадку. Только по этой причине (если предположить, что температура на обеих контактных площадках практически одинакова

при срезании тонких слоев) износ задних контактных площадок протекает более интенсивно, чем передних. Кроме того, при срезании тонких стружек относительно большее значение приобретают упругие деформации металла поверхностного слоя, находящегося в непосредственном соприкосновении с задней контактной площадкой, стремящиеся оттолкнуть округленную режущую кромку от поверхности резания. Влияние упругих деформаций на износ задних контактных площадок тем больше, чем тоньше срезаемый слой. Особенно сильно влияние упругих деформаций сказывается при срезании слоев толщиной меньше 0,01 мм, когда все резание сосредоточивается на округленной части режущего лезвия, а передние и задние поверхности, заточенные под передним и задним углами, теряют то значение режущих элементов, какое они имеют при больших толщинах срезаемого слоя.

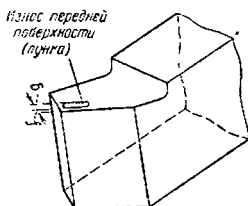
Все это вместе взятое предопределяет конкретные условия трения и износа на контактных площадках инструмента и обуславливает более интенсивный износ задних контактных площадок, тогда как за это же время на контактной площадке передней поверхности сколько-нибудь заметные следы износа еще не могут быть обнаружены.

Износ одновременно на задних и на передних поверхностях наблюдается на инструментах, которые по эксплуатационным условиям работают с толщинами срезаемого слоя, превышающими 0,10 мм, с малыми или средними для данного инструментального материала скоростями резания. К этим инструментам относятся многолезвийные инструменты, кратковременные рабочие циклы каждого зуба которых чередуются с относительно продолжительными холостыми циклами.

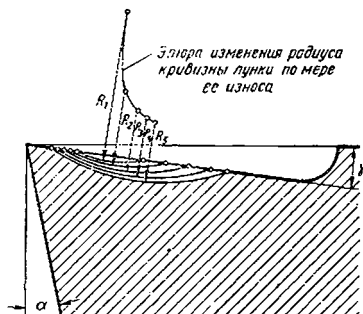
При толщинах срезаемого слоя больше 0,10 мм величина силы, приложенной к единице длины передней контактной площадки, и вызванные ею силы трения возрастают с увеличением этой толщины. Действие сил трения приводит к более интенсивному износу передних контактных площадок, достигающему во время работы инструмента такой величины, которая легко может быть рассмотрена при помощи измерительной лупы.

Во время обработки стали и других металлов, обладающих склонностью к большим пластическим деформациям, у деформированной стружки создается с передней поверхностью инструмента контактная площадка, ширина которой в несколько раз превышает толщину срезаемого слоя. Меньшая часть ширины контактной площадки, непосредственно примыкающая к режущему лезвию, соприкасается с наростом (в тех зонах скоростей резания, при которых возможен застой металла, образующего нарост), некоторое время двигающимся вместе с режущим лезвием и находящимся до момента срыва в неподвижном состоянии относительно прикрываемой им части контактной площадки. Большая часть контактной площадки, отстоящая дальше от режущего лезвия, является опорной поверхностью для сбегая-

щей стружки. Нормальное напряжение на поверхности этой части контактной площадки, физико-механические свойства обрабатываемого и инструментального материалов, скорость трения и температура на трущихся поверхностях обуславливают интенсивность износа передней поверхности и образование на ней во время работы вогнутой контактной площадки, называемой *лункой* (фиг. 155). Лунка отделена от режущего лезвия меньшей частью ширины контактной площадки, предохраняемой от износа закрывающим ее наростом. Во время работы, по мере протекания процесса износа, ширина, глубина и радиус кривизны лунки меняются. Ширина и глубина лунки постепенно увеличиваются, а радиус кривизны



Фиг. 155. Износ на передней поверхности реза.

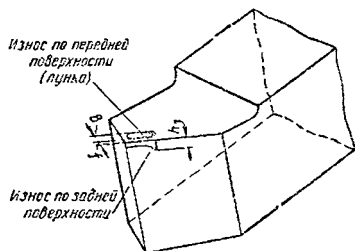


Фиг. 156. Общая закономерность нарастания размеров лунки на изнашивающейся передней поверхности реза.

уменьшается. Общая закономерность изменения размеров лунки по времени показана на фиг. 156. Ширина лунки в сторону режущего лезвия растет медленнее, чем в сторону от режущего лезвия. Это указывает на предохранительную роль нароста, которую он выполняет на большинстве инструментов из углеродистой, легированной и быстрорежущей сталей.

Одновременно с износом передней контактной площадки изнашивается также и задняя контактная площадка. Скорость трения и путь трения на задних контактных площадках попрежнему больше скорости и пути трения на передней контактной площадке. Влияние упругих деформаций металла поверхностного слоя поверхности резания на интенсивность износа относительно уменьшается, в то время как влияние слагающей силы резания, приложенной к задней поверхности инструмента, возрастает. С увеличением толщины срезаемого слоя все большее влияние на интенсивность износа как передних, так и задних контактных площадок начинает оказывать теплота, выделяющаяся в результате деформирования срезаемого слоя металла и возросших по величине сил трения. Общий баланс

всех факторов, обуславливающих интенсивность износа рассматриваемых инструментов, таков, что во время работы одновременно и достаточно интенсивно изнашиваются контактные площадки как на передней, так и на задней поверхности. В результате износа на передней поверхности образуется лунка (фиг. 157), а на задней поверхности — полоска постоянной или переменной ширины, в геометрическом отношении повторяющая ту поверхность резания, трением об которую она обязана своим возникновением. По мере роста износа инструментов по передней и задней поверхностям ширина



Фиг. 157. Износ на передней и на задней поверхностях реза.

меньшей части передней контактной площадки, предохраняемой наростом, постепенно подтачивается с двух сторон. Когда она окажется полностью разрушенной, передняя и задняя изношенные контактные площадки соединяются. Начиная с этого момента исходное режущее лезвие исчезает и условия дальнейшего протекания процесса резания становятся неблагоприятными для инструмента. Резко повышается интенсивность дальнейшего износа, главным образом из-за более быстрого повышения температуры в ослабленной износом режущей части тела инструмента. Поэтому соединение передней и задней изношенных контактных площадок является признаком такой степени износа, по достижении которой дальнейшая работа инструментов из углеродистых, легированных и быстрорежущих сталей становится нецелесообразной.

Инструменты, оснащенные твердыми сплавами, обычно работают в такой зоне скоростей, когда нарост не образуется. Поэтому через некоторое время после начала работы, с ростом лунки, трению и износу стружкой подвергается вся передняя контактная площадка, начиная от режущего лезвия. В результате этого непрерывно изнашивающиеся передняя и задняя контактные площадки у твердосплавных инструментов, пересекаясь, образуют режущее лезвие. Во время работы непрерывно возобновляемое в такой мере, в какой непрерывно возобновляются поверхности изнашиваемых передней и задней контактных площадок. Благодаря высокой красностойкости и износостойкости твердых сплавов изменяющиеся силовые и температурные условия резания не оказывают того неблагоприятного влияния на ход дальнейшей работы и интенсивность износа твердосплавных инструментов, какие эти обстоятельства оказывают на дальнейшую работоспособность инструментов, изготовленных из инструментальных сталей. Если, например, резец, оснащенный

твердым сплавом, до начала работы имеет геометрическую форму и углы заточки, показанные на фиг. 158, а, то тот же резец к концу работы, будучи изношенным, имеет другую геометрическую форму и углы заточки, установившиеся во время работы в результате одновременного износа передней и задней поверхностей (фиг. 158, б).

Износ только на передних поверхностях наблюдается на режущих инструментах, которые по эксплуатационным условиям работают при толщине срезаемого слоя, обычно превышающей 0,5 мм, при большой скорости резания без применения охлаждающей жидкости. Большое давление стружки на единицу поверхности контактной площадки передней поверхности, интенсивное тепловыделение в де-



Фиг. 158. Геометрическая форма твердосплавного резца с отрицательным передним углом γ :

а — исходная форма; б — измененная к концу работы форма.

формируемой стружке и на поверхности трения определяют высокую температуру на передней контактной площадке и в теле инструмента. С ростом температуры соответственно растет также и интенсивность образования лунки на передней поверхности. При температурах, близких или даже равных температуре отпуска инструментальной стали, износ начинает расти с катастрофической скоростью. Если не прекратить работу, то износ заканчивается почти мгновенным полным стиранием всей рабочей части резца. На месте режущего лезвия остается сильно обожженная поверхность неправильной формы. При этом общая продолжительность работы подобных инструментов и совершенный ими путь трения столь малы, а разница в условиях протекания процесса износа на передних и задних поверхностях столь велика, что при осмотре таких инструментов даже через увеличительную лупу различных следов износа на задней поверхности обнаружить нельзя. В столь тяжелых режимных условиях работают немногие инструменты. Обильное охлаждение, применяемое в таких случаях, эффективно отводя тепло и снижая температуру, существенно повышает стойкость инструментов при той же скорости резания. С понижением температуры интенсивность износа на перед-

них контактных площадках снижается, а общая продолжительность работы инструмента растет. Это приводит к увеличению пути трения и к появлению заметных следов износа также и на задней контактной площадке. Таким образом, инструменты, работающие без охлаждения, имеют износ только на передней поверхности, а при работе с охлаждением могут иметь износ как на передней, так и на задней поверхности.

§ 38. ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ НА ПРОЦЕСС ТРЕНИЯ И ИЗНОС РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Во время резания режущее лезвие и передние и задние контактные площадки, разрушая металл, лежащий на пути их относительного движения, непрерывно образуют новые поверхности — опорную поверхность стружки и поверхность резания на обрабатываемой детали. Начало образования этих новых поверхностей на десятитысячные доли секунды опережает начало их соприкосновения с контактными площадками инструмента. Полное образование этих новых поверхностей совпадает по времени с их скольжением и трением по контактными площадкам. Конец полного образования новых поверхностей совпадает с моментом отрыва этих поверхностей от контактных площадок инструмента. Общая продолжительность соприкосновения каждой точки вновь образующихся поверхностей стружки и поверхности резания с контактными площадками инструмента не превышает тысячных долей секунды. Сами же контактные площадки, изнашиваясь под истирающим действием сбегавшей стружки и перемещающейся поверхности резания, также представляют собой поверхности, во время работы вновь непрерывно образуемые из граничных слоев металла инструмента по мере их разрушения силами трения. Поэтому на протяжении всего периода работы инструмента в непосредственное соприкосновение и взаимное трение скольжения приходят совершенно чистые, свежееобразованные металлические поверхности. Эти поверхности сохраняют способность к частичному установлению молекулярных сил сцепления, к частичному срастанию, «свариванию» в отдельных точках трущихся металлов, нагретых к тому же до высокой температуры и плотно прижатых друг к другу силой резания. Но так как процесс резания выражается в безостановочном равномерном или неравномерном перемещении стружки и поверхности резания относительно контактных площадок инструмента, то непрерывные частичные сваривания чередуются с непрерывными разрушениями. Разрушения могут происходить либо по поверхности прежнего раздела теперь сросшихся частиц металлов, либо по новой поверхности, проходящей в пределах стружки и поверхности резания, или, наконец, в пределах металла инструмента. Таким образом, внешнее трение двух сухих, чистых, свежееобразованных металлических поверхностей теснейшим образом связано с внутренним трением пластически деформированного металла стружки и детали. Разрушение

в пределах металла стружки приводит к образованию налипов, достаточно прочно удерживающихся на передней контактной площадке и сравнительно равномерно покрывающих всю ее поверхность. Налипшие частицы в виде бугорков разных размеров, вытянутых или выстроившихся в ряд по направлению относительного движения трущихся поверхностей, легко видимы даже невооруженным глазом. В менее резко выраженной форме подобными же налипами покрыты и поверхности контактной площадки. При больших скоростях резания, порядка 70 м/мин и выше, слипания металлов обрабатываемой заготовки и инструмента, в особенности твердосплавного, не наблюдается.

На контактных площадках центрирующих, направляющих и опорных поверхностей инструментов при работе всухую во многих случаях также наблюдаются такие же характерные признаки износа и налипания частиц металла обрабатываемой заготовки, как и на контактных площадках режущих элементов. Наличие ясно видимого износа и наличие продуктов налипания на этих конструктивных элементах указывает на то, что в процессе работы, вследствие разных причин, на центрирующие, направляющие и опорные поверхности инструментов действуют большие силы, способные привести как к износу, так и к налипанию на них частиц обрабатываемого металла.

Жидкость, которой поливается вся зона резания, смачивает все открытые и доступные поверхности обрабатываемой детали, инструмента, стружки и проникает в мельчайшие трещины на этих поверхностях. Но контактная площадка на передней поверхности инструмента в процессе резания, как правило, плотно прикрыта срезаемой стружкой, предохраняющей ее от попадания на нее жидкости. Равным образом доступ жидкости к контактной площадке задней поверхности плотно закрыт поверхностью резания. Вследствие этого, несмотря на поливку всей зоны резания обильной струей жидкости, непрерывный процесс образования новых поверхностей, и скольжение и трение этих свежесформированных поверхностей резания и опорной поверхности стружки по контактным площадкам инструмента протекает всухую, и законы сухого внешнего трения и износа сохраняют свою силу также в случае резания с поливкой зоны резания жидкостью. Исключение из этого правила составляют случаи обработки металлов с очень малыми толщинами срезаемого слоя, порядка до 0,04 мм. В этих случаях имеет место полужидкостное трение на контактных площадках. Жидкость, смачивающая обрабатываемую поверхность, проникает в микротрещины и другие изъяны, имеющиеся на этой поверхности. Глубина некоторых трещин и изъянов может быть больше толщины срезаемого слоя. В таком случае часть жидкости, заполняющая трещины, попадает на контактные площадки, производит смазывающее действие и приводит к полужидкостному трению, уменьшению вибрации детали и инструмента, уменьшая интенсивность износа режущих элементов инструмента и способствуя образованию более чистых, обработанных поверхностей.

Несмотря на то, что при толщинах срезаемого слоя, больших 0,04 мм, жидкость не попадает на переднюю и заднюю контактные площадки и поэтому не может оказать непосредственного влияния на изменение процесса трения, интенсивность износа инструментов от применения жидкости, однако, уменьшается довольно сильно. Происходит это потому, что охлаждающая жидкость понижает температуру во всей зоне резания, изменяя этим все факторы, определяющие процесс трения и интенсивность износа. В значительно меньшей степени сказывается и смазывающее действие жидкости, смачивающей верхнюю открытую сторону стружки и проникающей во все трещины поверхности, облегчая в какой-то мере процесс ее пластического деформирования.

Применение жидкостей полностью обеспечивает смазывание центрирующих, направляющих и опорных поверхностей инструмента. Опыт, однако, показывает, что смазочные пленки, покрывающие трущиеся поверхности инструмента, под действием сил, приложенных к таким поверхностям, разрушаются, и тогда в точках наибольшего давления устанавливаются условия сухого трения. Внешним признаком наличия сухого трения, несмотря на применение жидкости, является такое же налипание частиц обрабатываемого металла на направляющих поверхностях инструмента, какое наблюдается на передней поверхности при резании в сухую. Чтобы избежать или ослабить это нежелательное явление, жидкости, применяемые для смачивания подобных инструментов, должны обладать не только хорошими охлаждающими, но и смазывающими свойствами и способностью образовывать прочные жидкостные пленки, покрывающие металлические поверхности.

Жидкость для охлаждения зоны резания и смазывания трущихся поверхностей применяется при всех видах обработки стали, а частично также и чугунов инструментами из инструментальных сталей. При скоростном резании сталей инструментами, оснащенными твердым сплавом, обильное охлаждение жидкостью применяется при всех видах обработки, когда резание происходит непрерывно, например, при точении. При прерывистой работе, например, при скоростном фрезеровании торцевыми фрезерными головками, охлаждение не применяется, так как жидкость, попадая при выходе зубьев фрезы из резания на сильно нагретые за рабочий цикл контактные площадки, приводит к растрескиванию и выкрашиванию твердосплавных пластинок.

§ 39. КРИТЕРИЙ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТОВ

Основной мерой величины износа всех инструментов является ширина h изношенной контактной площадки на задней поверхности (см. фиг. 157), измеренная с точностью 0,05—0,1 мм. Дополнительной мерой величины износа инструментов, у которых изнашивается контактная площадка только на передней поверхности, является

глубина h_d , измеренная с точностью 0,01 мм, и ширина B , измеренная с точностью 0,005—0,1 мм, изношенной лунки.

Графическое изображение закономерности нарастания величины износа за время работы инструмента называется кривой износа.

Характерная кривая износа инструментов, изнашивающихся только по задней поверхности, имеет форму параболы (фиг. 159). Наиболее интенсивно нарастает ширина h_z изношенной контактной площадки задней поверхности в начальный период работы инструмента. С возрастанием размеров контактной площадки интенсивность дальнейшего нарастания ее ширины h_z постепенно уменьшается.



Фиг. 159. Характерная кривая износа инструментов, изнашивающихся только по задней поверхности.



Фиг. 160. Характерная кривая износа инструментов, изнашивающихся одновременно по передней и по задней поверхностям.

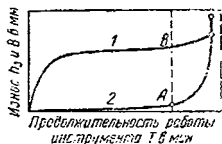
Прекращение работы таких инструментов для переточки вызывается рядом причин, например чрезмерным нарастанием силы резания и потребляемой мощности, недостаточной чистотой обработанной поверхности, потерей размера или фасонного профиля и тому подобными причинами. Ширина h_z изношенной задней контактной площадки, при которой (по любой из вышеперечисленных причин) дальнейшая работа инструмента должна быть прекращена, называется допустимой величиной износа.

Количественное выражение допустимой величины износа инструмента называется критерием износа.

Характерная кривая износа инструментов, изнашивающихся одновременно как по задней, так и по передней поверхности, имеет форму, показанную на фиг. 160. В начале работы и на протяжении некоторого промежутка времени закономерность нарастания ширины h_z изношенной задней контактной площадки такая же, как и на фиг. 159. По достижении определенной величины износа h_z (см. фиг. 157) начинает резко повышаться температура ослабленного износом режущего лезвия. В связи с этим начинает резко расти интенсивность износа и, если не прекратить работу, то она заканчивается быстрым и непроизводительным стиранием значительной части режущих элементов инструмента. Величина износа h_z , соот-

ветствующая на фиг. 160 точке A начала ускоренного износа, называется оптимальным износом инструмента.

Характерные кривые износа инструментов, изнашивающихся только по передней поверхности или, в случае применения жидкости, имеющих также и слабо нарастающий износ по задней поверхности, приведены на фиг. 161. Как это видно из фигуры, ширина лунки B быстро нарастает в начальный период работы инструмента и, достигнув некоторой величины, в дальнейшем увеличивается незначительно. Ширина h_z изношенной задней контактной площадки, наоборот, нарастает очень медленно. Только начиная с некоторого момента, когда лепточка f сильно подточена увеличивающейся



Фиг. 161. Характерные кривые износа по передней и по задней поверхностям резцов, работающих с применением охлаждающих жидкостей.

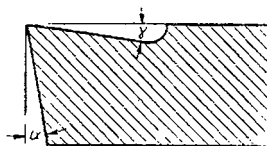
износа по задней поверхности h_z , соответствующая точке A на фиг. 161, как же, как и точка A на фиг. 160, называется оптимальной величиной износа инструмента.

§ 40. ОПТИМАЛЬНАЯ ГЕОМЕТРИЯ ИНСТРУМЕНТОВ

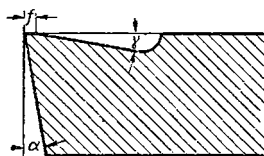
Среди ряда факторов (физико-механические свойства металлов детали и инструмента, скорость резания, толщина и ширина срезаемого слоя, охлаждающая жидкость), влияющих на интенсивность износа контактных площадок, важное значение имеет геометрическая форма и величина углов заточки инструмента. Придавая режущей части инструмента определенную геометрическую форму и затачивая углы определенной величины, можно создать наиболее благоприятные условия использования инструментов в тех или иных конкретных режимных условиях их эксплуатации. Под оптимальной геометрией понимается геометрическая форма режущей части инструмента и величины заточенных на ней углов, при которых достигается наименьшая интенсивность износа, а следовательно и большая скорость резания или продолжительность работы инструмента в минутах основного технологического времени от переточки до переточки, т. е. стойкость инструмента.

Геометрическая форма режущей части в зависимости от назначения инструмента может быть плоской без фаски (фиг. 162); плоской с фаской шириной f (фиг. 163); криволинейной без фаски (фиг. 164) и криволинейной с фаской шириной f (фиг. 165).

Плоская форма без фаски применяется на всех инструментах для обработки хрупких (чугун, бронза) и других металлов, обладающих большой твердостью, — высоколегированных конструкционных сталей и закаленных металлов с пределом прочности $\sigma_b > 100 \text{ кг/мм}^2$. В первом случае передние углы должны быть положительными, во втором — отрицательными. Кроме того, плоская форма без фаски неза-



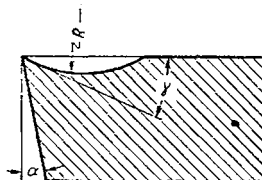
Фиг. 162. Плоская передняя поверхность без фаски.



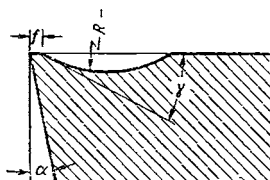
Фиг. 163. Плоская передняя поверхность с фаской.

висимо от обрабатываемого металла применяется на всех инструментах, на которых изготовление режущей части любой другой формы затруднительно или невозможно и которые в подавляющем большинстве срезают слои толщиной $a \leq 0,2 \text{ мм}$.

Плоская форма с фаской применяется на инструментах, предназначенных для обработки стали средней твердости (с пределом прочности $\sigma_b = 70-90 \text{ кг/мм}^2$) при толщине срезаемого слоя $a >$



Фиг. 164. Криволинейная передняя поверхность без фаски.



Фиг. 165. Криволинейная передняя поверхность с фаской.

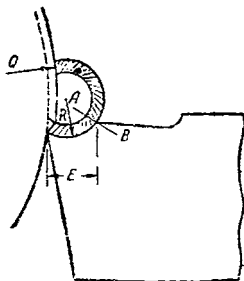
$> 0,2 \text{ мм}$. Назначение фаски шириной f состоит в упрочнении режущего лезвия и в предохранении его от усиленного разрушения действующими силами резания и трения. Ширина f фаски зависит от величины подачи и принимается в пределах $0,2-1 \text{ мм}$. Чем больше подача, тем больше ширина фаски.

Криволинейная форма без фаски применяется на инструментах, изготовленных из инструментальных сталей и предназначенных для обработки с толщинами срезаемого слоя $a \leq 0,2 \text{ мм}$ мягких и средней твердости сталей (с пределом прочности $\sigma_b \leq 70 \text{ кг/мм}^2$), обладающих большой вязкостью. Криволинейная часть затачивается

по дуге окружности радиуса R с целью образования винтообразной формы стружки, не мешающей рабочему обслуживать станок. Величина радиуса R зависит от вида инструмента и толщины срезаемого слоя (подачи).

Криволинейная форма с фаской применяется на тех же инструментах, что и без фаски, но для обработки с толщинами срезаемого слоя $a > 0,2$ мм сталей повышенной твердости (предел прочности $\sigma_b > 70-90$ кг/мм²). Фаска, так же как при плоской форме, затачивается с целью упрочнения режущего лезвия и предохранения его от усиленного разрушения действующими силами резания.

На некоторых инструментах для скоростного резания криволинейной форме передней поверхности придаются такие размеры, которые обеспечивают ломание стружки на мелкие кусочки. Срезаемая стружка (фиг. 166), скользя по криволинейной поверхности выточки, изгибается и образует полукольца винтообразной стружки с радиусом наружной окружности, равным радиусу криволинейной выточки. Свободным концом это стружечное полукольцо, подобно искривленной балке, упирается в поверхность детали или другое намеренно поставленное препятствие и под действием силы Q отламывается по плоскости AB . Размеры криволинейной выточки зависят от толщины срезаемого слоя: чем больше толщина a , тем больше радиус выемки R и расстояние E .



Фиг. 166. Принципиальная схема стружколомания.

Геометрическая форма режущей части инструментов стандартизована ГОСТ 2320-43. Оптимальные величины углов заточки зависят от материала и назначения инструмента, материала обрабатываемой детали и режимов резания.

Задний угол. Оптимальная величина заднего угла $\alpha_{опт}$ в основном зависит от толщины срезаемого слоя a . Общая закономерность этой зависимости, установленная многолетней практикой и исследованиями, выражается формулой

$$\sin \alpha_{опт} = \frac{C}{a^q} \quad (87)$$

Эта зависимость выражает первое основное положение: чем тоньше срезаемый слой металла, тем больше оптимальная величина заднего угла, и, наоборот, чем толще срезаемый слой металла, тем меньше оптимальная величина заднего угла $\alpha_{опт}$. В этой закономерности находят свое отражение все основные факторы, определяющие интенсивность износа контактных площадок у инструментов, о взаимодействии которых подробно было изложено выше (см. § 36 — 39).

Передний угол. Оптимальная величина переднего угла $\gamma_{опт}$ в основном зависит от физико-механических свойств обрабатываемого и инструментального материалов, а также от характера износа инструментов. При резании сталей инструментами из быстрорежущей стали оптимальная величина переднего угла зависит от способности обрабатываемой стали к пластическому деформированию. Величина пластической деформации стали, согласно ГОСТ 2321-43, выражается условной усадкой стружки $\xi_{усл}$. В этом случае оптимальная величина переднего угла

$$\gamma_{опт} = C \xi_{усл}^2 \text{ град.} \quad (88)$$

При резании стали и чугуна инструментами, оснащенными твердыми сплавами, оптимальная величина переднего угла зависит от предела прочности на растяжение или же от твердости обрабатываемого металла.

При обработке конструкционной стали с пределом прочности $\sigma_b \leq 80 \text{ кг/мм}^2$ оптимальная величина переднего угла

$$+ \gamma_{опт} = \frac{C_1}{\sigma_b^2} \text{ град.} \quad (89a)$$

При обработке конструкционной стали с пределом прочности $\sigma_b > 80 \text{ кг/мм}^2$ оптимальная величина переднего угла

$$- \gamma_{опт} = C_2 \sigma_b^{2.5} \text{ град.;} \quad (89b)$$

при обработке чугуна

$$\gamma_{опт} = C_3 - C_4 H_B \text{ град.} \quad (89b)$$

При обдирочной работе с большими подачами, когда преобладает износ только по передней поверхности или же когда одновременно наблюдается износ как по передней, так и по задней поверхностям, применяется двойная заточка передних поверхностей. Например, у резцов из быстрорежущей стали Р18 или Р9 основной угол $\gamma \approx 30^\circ$. Второй передний угол выполняется в виде фаски вдоль главного режущего лезвия шириной $f = 0,8 \div 1 \text{ s}$. Передний угол фаски γ_1 составляет от 0 до $+5^\circ$. У резцов же, оснащенных твердым сплавом, основной передний угол $\gamma \approx +15^\circ$, а второй передний угол на фаске $f \leq 2 \text{ s}$ затачивается под отрицательным углом γ_1 , равным от -5 до -10° . Основная передняя поверхность может быть плоской или вогнутой формы; последняя применяется с целью завивания стружки.

При резании с весьма тонкими срезаемыми слоями (до $0,03 \text{ мм}$) или при обработке с повышенной точностью, когда толщина срезаемого слоя равна или меньше радиуса округления лезвия, передний угол $\gamma = 0^\circ$.

Главный угол в плане. Величина главного угла в плане φ влияет на толщину и ширину срезаемого слоя. Влияние главного угла в плане φ на процесс и режимы резания в основном и выражается в изменении этих двух параметров сечения срезаемого слоя. Чем меньше угол φ , тем меньше толщина a и больше ширина b . Соответственно с этим изменяется силовая и температурная напряженность на изнашивающихся контактных площадках инструмента, уменьшается интенсивность износа и увеличивается период между переточками инструмента. Кроме того, посредством уменьшения толщины срезаемого слоя a достигается повышение чистоты обработанной поверхности.

Исходя из этих соображений, главный угол в плане φ следует брать возможно меньшим, доведя его до значений порядка 15° . Однако с уменьшением угла φ увеличивается ширина b срезаемого слоя, что связано со склонностью к вибрации всей системы станок — деталь — инструмент. Кроме того, с уменьшением угла φ происходит перераспределение слагающих силы резания: сильно возрастает радиальная слагающая, под действием которой недостаточно жесткие детали прогибаются. Имея это в виду, оптимальная величина главного угла в плане φ у различных видов инструмента назначается в пределах от 3° (на развертках) до 90° (на резцах, фрезах), исходя из конкретных условий работы каждого из этих инструментов.

Вспомогательный угол в плане. Вспомогательный угол в плане φ_1 у инструментов разных видов имеет разное значение. У части инструментов, например у резцов, от изменения величины вспомогательного угла φ_1 существенно изменяется масса тела режущей части и в связи с этим изменяется силовая и температурная напряженность на контактных площадках инструмента. С увеличением угла φ_1 масса тела режущей части у этих инструментов уменьшается, силовая и температурная напряженность возрастает и вместе с этим возрастает также и интенсивность износа контактных площадок. С уменьшением угла φ_1 (ниже определенной для данного инструмента величины) масса тела режущей части хотя и возрастает, но увеличивается возможность трения и выделения теплоты трения на вспомогательных задних поверхностях, следовательно, увеличивается интенсивность износа инструмента и уменьшается его стойкость.

Поэтому оптимальная величина вспомогательного угла в плане φ_1 на инструментах разного вида и назначения выбирается в пределах от $0^\circ 30'$ (шлифовые прорезные фрезы) до 30° (резцы) с учетом конкретных условий работы каждого из этих инструментов.

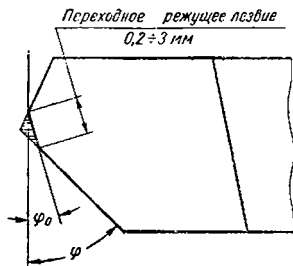
Переходное режущее лезвие. Переходное режущее лезвие (фиг. 167) затачивается под углом φ_0 с целью уменьшения интенсивности износа угловых переходов в местах сопряжения смежных режущих лезвий. Заточкой переходного режущего лезвия удаляется выдающаяся вперед заостренная вершина сопрягающихся режущих лезвий (заштрихованная часть на фиг. 167), нагреваю-

ящаяся сильнее других режущих частей инструмента вследствие малой массы тела и подвергающаяся износу с двух сторон значительно более интенсивно. Длина переходного режущего лезвия у разных инструментов может быть различной. Средняя длина переходного режущего лезвия лежит в пределах от 0,2 (протяжки) до 3 мм (резцы). Угол φ_0 переходного режущего лезвия также может быть различным и, как правило, с увеличением длины переходного режущего лезвия увеличивается, находясь, однако, в пределах 10—45°. Оптимальная длина и угол φ_0 переходного режущего лезвия назначаются в указанных пределах, исходя из конкретного назначения инструмента и потребности в уменьшении интенсивности износа угловых переходов. В некоторых конструкциях инструментов переходное режущее лезвие выполняется по радиусу r в пределах 0,5—1,5 мм, что связано с дополнительными трудностями заточки.

Угол наклона режущего лезвия. Угол наклона режущего лезвия λ у разных видов инструментов имеет различное назначение. Независимо от других соображений, руководствуясь которыми назначается та или иная величина и знак угла λ , наличие угла λ всегда и на всех инструментах прежде всего определяет внешний вид и направление сбега стружки. Это свойство угла λ часто используется для направления стружки в сторону, где она свободно может отводиться от места ее образования, не мешая при этом безопасной работе и нормальному ходу процесса резания. Для этих целей оптимальная величина угла λ выбирается в пределах 2—10° и назначается в зависимости от вида инструмента.

Кроме того, угол λ оказывает влияние на увеличение исходной номинальной контактной площадки на передней поверхности, о чем подробно было изложено на стр. 41—42. Это приводит к изменению силовой и тепловой напряженности на передней и задней контактных площадках и посредством этого угол λ оказывает влияние на величину и соотношение слагающих силы резания и интенсивность износа режущих элементов инструмента. Это обстоятельство используется для создания конструкций инструментов, предназначенных для обработки закаленных сталей и чугунов. Для этих условий работы оптимальная величина угла λ доходит до величин порядка 45°.

На инструментах с касательным направлением подачи (тангенциальные фасонные резцы, протяжки для обработки тел вращения) угол λ применяется для уменьшения длины находящегося в работе режущего лезвия, что позволяет вести обработку без вибрации



Фиг. 167. Переходное режущее лезвие у токарных резцов, затачиваемое под углом φ_0 .

длинных фасонных поверхностей. Оптимальная величина угла λ для этих видов инструмента равна 45° .

На инструментах, работающих с ударной нагрузкой, например, на строгальных резцах и торцевых фрезерных головках, заточкой режущего лезвия под углом λ достигается более плавное врезание и выход из резания и смягчается ударная нагрузка на режущую часть инструмента. Оптимальная величина угла λ в этих случаях делается порядка $+15^\circ$ в зависимости от конкретных условий работы инструмента.

Детальное рассмотрение и конкретизация оптимальной геометрической формы и углов заточки инструментов даются по видам обработки в соответствующих разделах учебника.

ГЛАВА VI

ТОЧЕНИЕ

§ 41. СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

Как было указано ранее, изучение сил резания имеет большое теоретическое и практическое значение.

Силы резания определяют работу, затрачиваемую на резание, а также количество образующегося тепла при резании металлов и тепловое напряжение (температуру) процесса резания.

Под действием сил резания и температуры резания происходит износ режущих элементов инструмента, который определяет стойкостные зависимости при резании металлов.

Знание величины сил резания необходимо для расчета: прочности режущей части инструмента и инструмента в целом, деталей приспособления и станка, а также жесткости системы деталь — инструмент — приспособление — станок.

Без знания сил резания нельзя правильно проектировать и эксплуатировать режущие инструменты, приспособления и станки.

Со стороны режущего инструмента действует нормальная сила P_N , перпендикулярная к передней поверхности резца, сила трения F , на передней поверхности перпендикулярная к главной режущей кромке, нормальная сила P_N , перпендикулярная к задней поверхности, и сила трения F_1 на главной задней поверхности, перпендикулярная к режущей кромке (фиг. 168).

Проектируя все действующие силы на оси XX , YY и ZZ , получим:

$$\sum z = -P_z + P_N \cos \lambda \cos \gamma_m + F \cos \lambda \sin \gamma_m - P_N \cos \lambda \sin \alpha_m + \\ + F_1 \cos \lambda \cos \alpha_m;$$

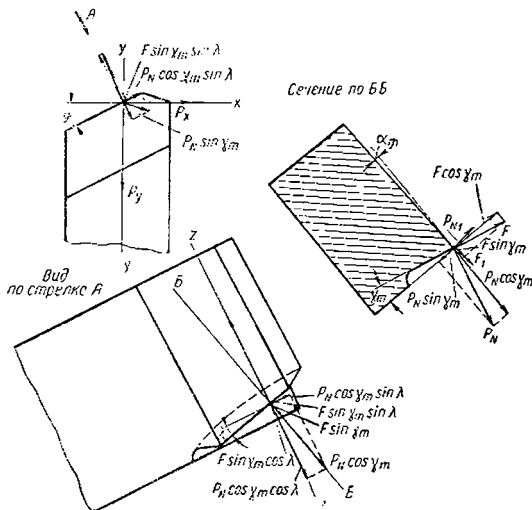
$$\sum y = -P_y - P_N \sin \gamma_m \cos \varphi + F \cos \gamma_m \cos \varphi + P_N \cos \gamma_m \sin \lambda \sin \varphi + \\ + F \sin \gamma_m \sin \lambda \sin \varphi + P_N \cos \alpha_m \cos \varphi + F_1 \sin \alpha_m \cos \varphi - \\ - P_N \cos \alpha_m \sin \lambda \sin \varphi + F_1 \sin \alpha_m \sin \lambda \sin \varphi;$$

$$\sum x = -P_x - P_N \sin \gamma_m \sin \varphi + F \cos \gamma_m \sin \varphi - P_N \cos \gamma_m \sin \lambda \cos \varphi - \\ - F \sin \gamma_m \sin \lambda \cos \varphi + P_N \cos \alpha_m \sin \varphi + F_1 \sin \alpha_m \sin \varphi + \\ + P_N \cos \alpha_m \sin \lambda \cos \varphi + F_1 \sin \alpha_m \sin \lambda \cos \varphi,$$

где α_m и γ_m — углы в плоскости, перпендикулярной к режущей кромке.

Принимая $F = \mu P_N$ и $F_1 = \mu_1 P_{N_1}$, где μ — коэффициент трения на передней поверхности и μ_1 — коэффициент трения на задней поверхности, получим:

$$\begin{aligned} P_z &= P_N \cos \lambda [(\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m) + P_{N_1}(-\sin \alpha_m + \mu_1 \cos \alpha_m)]; \\ P_y &= P_N [\cos \varphi (-\sin \gamma_m + \mu \cos \gamma_m) + \sin \lambda \sin \varphi (\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m)] + \\ &+ P_{N_1} [\cos \varphi (\cos \alpha_m + \mu_1 \sin \alpha_m) + \sin \lambda \sin \varphi (\cos \alpha_m + \mu_1 \sin \alpha_m)]; \\ P_x &= P_N [\sin \varphi (-\sin \gamma_m + \mu \cos \gamma_m) - \sin \lambda \cos \varphi (\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m)] + \\ &+ P_{N_1} [\sin \varphi (\cos \alpha_m + \mu_1 \sin \alpha_m) + \sin \lambda \cos \varphi (\cos \alpha_m + \mu_1 \sin \alpha_m)]. \end{aligned}$$



Фиг. 168. Схема сил, действующих при резании металлов.

При остром инструменте и большом заднем угле ($\alpha \geq 10^\circ$) силы, действующие на заднюю поверхность, малы ($P_{N_1} \approx 0$ и $F_1 \approx 0$) по сравнению с силами, действующими на переднюю поверхность, а потому в первом приближении уравнения сил резания можно написать в следующем виде:

$$P_z = P_N \cos \lambda (\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m); \quad (90)$$

$$P_y = P_N [\cos \varphi (-\sin \gamma_m + \mu \cos \gamma_m) + \sin \lambda \sin \varphi (\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m)]; \quad (91)$$

$$P_x = P_N [\sin \varphi (-\sin \gamma_m + \mu \cos \gamma_m) - \sin \lambda \cos \varphi (\cos \gamma_m + \mu \sin \gamma_m)]. \quad (92)$$

Из анализа этих уравнений можно установить, что с изменением угла λ от -30° до $+30^\circ$ сила P_z сначала уменьшается, а затем увеличивается, сила P_y увеличивается, а сила P_x уменьшается. При $\lambda = 0$ значение $\gamma_m = \gamma$; тогда получим

$$P_z = P_N (\cos \gamma + \mu \sin \gamma); \quad (93)$$

$$P_y = P_N \cos \varphi (-\sin \gamma + \mu \cos \gamma); \quad (94)$$

$$P_x = P_N \sin \varphi (-\sin \gamma + \mu \cos \gamma). \quad (95)$$

Эти уравнения показывают, что с увеличением главного угла в плане φ сила P_y уменьшается, а сила P_x увеличивается. При $\gamma = 0$ выражения сил будут иметь следующие частные значения:

$$P_z = P_N; \quad P_y = P_N \mu \cos \varphi; \quad P_x = P_N \mu \sin \varphi;$$

но так как $F = \mu P_N$, то

$$P_z = P_N; \quad P_y = F \cos \varphi \text{ и } P_x = F \sin \varphi,$$

т. е. сила P_z определяется нормальной силой, а силы P_y и P_x — силой трения и главным углом в плане.

Нормальная сила P_N может быть выражена через условное напряжение σ_0 , ширину среза b , толщину среза a и усадку стружки ζ (см. вывод уравнения силы деформации в главе V).

$$P_N = P = \sigma_0 b a \zeta^m.$$

Подставляя в уравнения сил резания значение нормальной силы P_N , получим:

$$P_z = \sigma_0 b a \zeta^m (\cos \gamma + \mu \sin \gamma); \quad (96)$$

$$P_y = \sigma_0 b a \zeta^m (-\sin \gamma + \mu \cos \gamma) \cos \varphi; \quad (97)$$

$$P_x = \sigma_0 b a \zeta^m (-\sin \gamma + \mu \cos \gamma) \sin \varphi. \quad (98)$$

Следовательно, силы резания P_z , P_y и P_x определяются условным напряжением σ_0 , шириной и толщиной среза b и a , усадкой стружки ζ , передним углом γ , коэффициентом трения μ и главным углом в плане φ .

При переднем угле, равном нулю, уравнения сил резания примут вид:

$$P_z = \sigma_0 b a \zeta^m;$$

$$P_y = \sigma_0 b a \zeta^m \mu \cos \varphi,$$

$$P_x = \sigma_0 b a \zeta^m \mu \sin \varphi.$$

Усадка стружки и коэффициент трения могут быть выражены через ширину и толщину среза (при всех прочих постоянных факторах резания) уравнениями вида

$$\zeta_1 = \frac{C_\zeta}{b^x a^y} \quad \text{и} \quad \mu = \frac{C_\mu}{b^x a^y}.$$

Подставляя значение ζ и μ в уравнения сил резания, получим:

$$P_z = C_\zeta \sigma_0 b^{1-xm} a^{1-ym};$$

$$P_y = C_\zeta C_\mu \sigma_0 b^{1-xm-x_1} a^{1-ym-y_1} \cos \varphi;$$

$$P_x = C_\zeta C_\mu \sigma_0 b^{1-xm-x_1} a^{1-ym-y_1} \sin \varphi.$$

Принимая для частного случая определенное значение условного напряжения и главного угла в плане и обозначая через

$$C_{P_z} = C_\zeta \sigma_0; \quad C_{P_y} = C_\zeta C_\mu \sigma_0 \cos \varphi;$$

$$C_{P_x} = C_\zeta C_\mu \sigma_0 \sin \varphi; \quad x_{P_z} = 1 - xm;$$

$$y_{P_z} = 1 - ym; \quad x_{P_y} = x_{P_x} = 1 - xm - x_1; \quad y_{P_y} = y_{P_x} = 1 - ym - y_1,$$

получим приближенные частные уравнения сил резания в следующем виде:

$$P_z = C_{P_z} b^{x_{P_z}} a^{y_{P_z}}; \quad (99)$$

$$P_y = C_{P_y} b^{x_{P_y}} a^{y_{P_y}}; \quad (100)$$

$$P_x = C_{P_x} b^{x_{P_x}} a^{y_{P_x}}. \quad (101)$$

Эти уравнения отражают только приближенное влияние ширины и толщины среза на силы резания при переднем угле и угле наклона главной режущей кромки, равных нулю, и постоянных прочих геометрических параметрах режущей части резцов, при определенных значениях: скорости резания, качества обрабатываемого материала и инструмента, при работе без смазочно-охлаждающих жидкостей, при остром резце и без учета сил, действующих на заднюю поверхность инструмента.

Подсчет сил резания по приведенным выше теоретическим формулам показывает в ряде случаев несовпадение с данными, полученными непосредственно измерением сил при резании металлов. Такое несовпадение можно объяснить недостаточным знанием величин, входящих в расчетно-теоретическое уравнение. Для практических целей пользуются экспериментальными уравнениями сил резания, полученными путем непосредственного измерения их при

различных условиях резания; однако экспериментальные уравнения не отражают в явной форме физической сущности процесса резания. Теоретические уравнения достаточно полно отражают процесс резания; с помощью их объясняется ряд явлений процесса резания и рассматриваются с качественной стороны уравнения, полученные экспериментальным путем.

§ 42. СХЕМА СИЛ РЕЗАНИЯ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА РЕЗЕЦ

На фиг. 169 приведена схема сил резания, действующих на резец (ОСТ 6898).

Определение касательной силы резания P_z кг необходимо для расчета на прочность элементов резца, деталей главного движения и других деталей станка, для подсчета крутящего момента и потребной мощности для вращения детали.

Определение радиальной силы резания P_y кг необходимо для подсчета прогиба детали, обуславливающего точность обработки детали, и для расчета прочности деталей станка и резца.

Определение силы подачи P_x кг необходимо для подсчета прочности деталей вспомогательного движения и других деталей станка, прочности резца, а также для подсчета мощности, потребной на подачу резца.

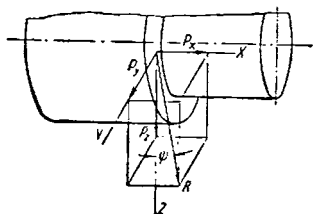
Равнодействующей силой резания является сила R .

Опытами установлено приближенное соотношение между радиальной силой P_y , силой подачи P_x и касательной силой P_z :

$$\frac{P_y}{P_z} = 0,4 \div 0,5;$$

$$\frac{P_x}{P_z} = 0,3 \div 0,4.$$

Такое соотношение получено при $\varphi = 45^\circ$, $\lambda = 0$ и $\gamma \approx 15^\circ$. С увеличением главного угла в плане и с уменьшением переднего угла отношение $\frac{P_y}{P_z}$ уменьшается, а $\frac{P_x}{P_z}$ увеличивается. С увеличением износа резца только по задней поверхности отношения $\frac{P_y}{P_z}$ и $\frac{P_x}{P_z}$ увеличиваются. С увеличением износа по задней и средней поверхностям резца эти отношения также растут, но медленнее, чем в первом случае.



Фиг. 169. Схема сил, действующих при точении.

Для более точного подсчета сил резания P_z , P_y и P_x следует воспользоваться уравнениями этих сил, которые приводятся ниже.

Величина равнодействующей силы может быть определена через силы P_z , P_y и P_x , а именно:

$$R = \sqrt{P_z^2 + P_y^2 + P_x^2}.$$

Подставляя указанные соотношения сил, получим

$$R = \sqrt{P_z^2 + [(0,4 \div 0,5) P_z]^2 + [(0,3 \div 0,4) P_z]^2} = (1,1 \div 1,18) P_z.$$

Угол ϕ между направлением касательной силы и равнодействующей силой (фиг. 169) колеблется в пределах $25-40^\circ$.

§ 43. УДЕЛЬНЫЕ СИЛЫ РЕЗАНИЯ, УДЕЛЬНЫЕ СИЛЫ КОНТАКТА И СИЛЫ, ПРИХОДЯЩИЕСЯ НА ЕДИНИЦУ ДЛИНЫ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ. МОЩНОСТЬ РЕЗАНИЯ

Удельная сила резания p (давление, условное напряжение резания) представляет собой силу, приходящуюся на 1 мм^2 поперечного сечения среза, и определяется уравнением

$$p = \frac{P_z}{f}.$$

Если известно значение удельной силы резания и площадь поперечного сечения среза, можно приближенно подсчитать касательную силу резания P_z .

Средняя удельная сила контакта p_k (нормальное напряжение контакта) представляет собой нормальную силу, приходящуюся на 1 мм^2 площади контакта передней поверхности со стружкой, и определяется уравнением

$$p_k = \frac{P_N}{f_k},$$

где f_k — площадь контакта передней поверхности со стружкой в мм^2 .

Удельная сила контакта стружки с передней поверхностью резца может быть использована для изучения коэффициента трения, износа резцов и др.

Удельная сила на единицу длины режущей кромки (условное напряжение длины режущей кромки) представляет собой силу, приходящуюся на единицу длины режущей кромки, и определяется уравнением

$$p_b = \frac{P_z}{b} \text{ кг/мм},$$

где b — длина режущей кромки, находящаяся в работе.

Удельная сила на единицу длины режущей кромки может быть использована, например, для проверки прочности режущей кромки, для определения износа резцов. Удельная сила резания, средняя сила контакта и удельная сила на единицу длины режущей кромки являются переменными и зависят от подачи, геометрических параметров режущей части резцов, качества обрабатываемого материала, смазочно-охлаждающих жидкостей и степени износа резца, т. е. от тех же факторов резания, от которых зависит сила резания P_z .

Эффективная мощность, потребляемая на вращение детали при резании металлов (мощность резания), может быть подсчитана по уравнению

$$N_s = \frac{P_z v}{60 \cdot 10^2} \text{ кат.}$$

Эффективная мощность, потребляемая на движение подачи, может быть определена по уравнению

$$N_{s_x} = \frac{P_x n s}{1000 \cdot 60 \cdot 10^2} \text{ кат.},$$

где P_x — сила подачи в кг;

n — число оборотов детали в минуту;

s — подача резца в мм/об.

При этих расчетах радиальная сила P_y во внимание не принимается, так как в направлении этой силы путь равен нулю. Мощность, затрачиваемая на подачу, очень мала по сравнению с мощностью, расходуемой на вращение детали, вследствие меньшего значения силы P_x и особенно малой скорости движения. Этой мощностью можно пренебречь при подсчете мощности электродвигателя станка.

Мощность электродвигателя станка может быть подсчитана по уравнению

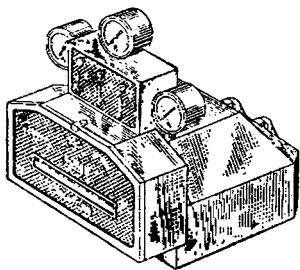
$$N_d = \frac{N_s}{\eta},$$

где η — коэффициент полезного действия станка.

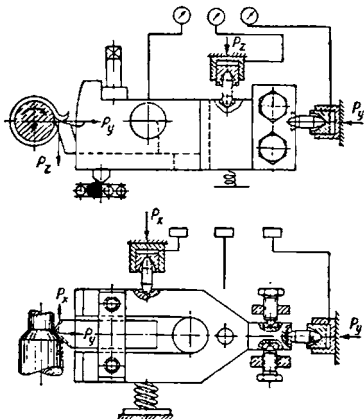
§ 44. АППАРАТУРА, ПРИМЕНЯЕМАЯ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ СИЛ РЕЗАНИЯ

Имеющиеся динамометры позволяют одновременно измерять одну или несколько слагаемых сил резания, действующих на режущие элементы инструмента [84]. Работа всех известных динамометров для измерения сил резания основана на упругой деформации основных рабочих элементов: круглых стержней, витых или плоских пружин в механических приборах, пружинных трубок в гидравлических приборах, металлических мембран, металлических или прессованных угольных стержней в различного рода электрических приборах. От пружинящих свойств этих основных рабочих элементов в значительной мере зависит точность показаний всех динамометров. Чем

чувствительные приборы, применяемые для измерения упругих деформаций, тем больше ошибки, связанные с малейшими отклонениями величины деформации пружинящих элементов прибора от закона Гука, и тем труднее установить стабильное положение нулевой линии на шкале показаний. Основным недостатком пружинных и гидравлических динамометров является относительно большое линейное и круговое перемещение инструментов, вызванное деформацией пружинящих элементов в этих приборах. Перемещение инструмента исключает возможность пользования механическими или гидравлическими динамометрами обычных конструкций для измерения сил при резании с тонкими стружками. Для этой цели более подхо-



Фиг. 170. Общий вид токарного динамометра конструкции МВТУ имени Баумана.



Фиг. 171. Схема токарного динамометра.

дят пьезокварцевые, электромагнитные, пермалюевые, конденсаторные и другие динамометры или проволоочные датчики, наклеиваемые на поверхность пружинящих элементов прибора¹. Для нормальной работы электрических динамометров достаточно упругих деформаций рабочих элементов в пределах нескольких микрон.

Ниже приводится описание одного из наиболее распространенных — гидравлического динамометра, предназначенного для измерения сил резания с точностью ± 20 кг, токарного трехкомпонентного динамометра конструкции МВТУ имени Баумана (фиг. 170). Этот динамометр позволяет одновременно измерять силы резания P_z , P_y и P_x по трем взаимно перпендикулярным направлениям.

Принципиальная схема динамометра приведена на фиг. 171.

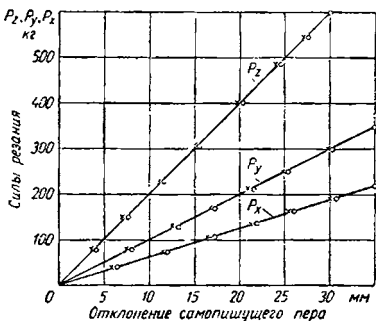
¹ Н. П. Раевский, Методы экспериментального исследования механических параметров машин, изд. АН СССР, 1952. Измерение механических величин электрическими методами, под ред. Н. И. Пригоровского, Машгиз, 1952.

Резец крепится в коробку (люльку), которая может качаться около призматической опоры и одновременно благодаря шариковой опоре перемещаться в горизонтальной плоскости. При приложении касательной силы коробка поворачивается на призматической опоре и давит на стержень («рыбку»), имеющий на обоих концах шаровую поверхность. Стержень, в свою очередь, давит на поршень, а последний давит на резиновую мембрану и тем самым вытесняет из цилиндра глицерин (растворенный для подвижности водой) в манометрическую дугу самопишущего механизма и манометрическую дугу со шкалой для визуального отсчета силы. Измерение радиальной силы и силы подачи происходит аналогично измерению тангенциальной силы. Здесь только коробка одновременно перемещается вдоль и поперек своих осей.

Динамометр должен быть тщательно протарирован, и на основании этой тарировки строится тарировочный график (фиг. 172), по которому определяется сила резания.

Жидкость — глицерин — находится в системе под давлением, в результате чего, а также благодаря наличию специальных пружин вся система находится в натянутом состоянии. Таким образом, перемещение в трех взаимно перпендикулярных направлениях имеет малое значение, в противном случае имели бы место вибрации и размеры стружки колебались бы в весьма широких пределах.

При полуобдирочных и чистовых режимах резания применяются более чувствительные динамометры, допускающие измерение силы P_z до 500 кг. При обдирочных режимах резания применяются менее чувствительные динамометры, позволяющие измерить силу P_z до 3000 и 5000 кг. Прибор имеет самопишущий механизм для записи измеряемых сил P_z , P_y и P_x , а также позволяет непосредственно наблюдать значения указанных сил по показаниям манометров.



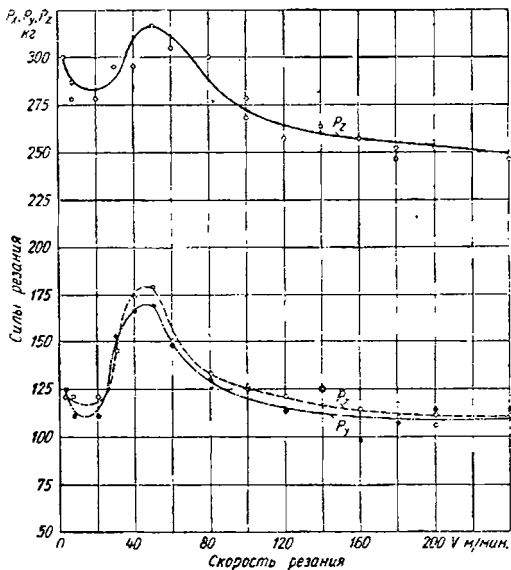
Фиг. 172. Тарировочный график токарного динамометра.

§ 45. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

С изменением скорости резания силы резания также изменяются [42], [75], [71], [41], [33]. Кривые, характеризующие изменения сил, в общем виде имеют минимум и максимум. На фиг. 173 в качестве примера приведено влияние скорости резания на силы резания при

обработке стали марки 45 резцом, оснащенным твердым сплавом Т15К6.

Силы резания, как следует из предыдущего, определяются теоретическими уравнениями (96) — (98) без учета сил, действующих на заднюю поверхность резца, и при $\lambda = 0$.



Фиг. 173. Влияние скорости резания на силы P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 4$ мм; $s = 0,3$ мм/об. Резец оснащен твердым сплавом Т15К6.

При изменении только скорости резания и постоянных передних углов и углах в плане, ширине и толщине среза и других параметрах резания условное напряжение σ_0 увеличивается незначительно. Усадка же стружки ζ_i (см. «Деформация в процессе резания») и коэффициент трения μ (см. «Трение и износ режущего инструмента») изменяются. Кривые изменения ζ_i и μ имеют минимум и максимум. Этими изменениями и определяется изменение сил резания.

Следует отметить, что при обработке других материалов резцами, оснащенными различными инструментальными материалами и с другими геометрическими параметрами их режущей части, а также с изменением толщины среза закономерность усадки стружки

и коэффициента трения будет несколько другая, но общий характер кривых будет примерно одинаковый и кривые, определяющие силы резания, принципиально не изменятся.

В настоящее время широко применяется точение металла при высоких скоростях резания, а потому участок кривой до максимума, где скорости резания относительно малы, не имеет большого практического значения. Часть кривых, определяющих силы резания P_z , P_y и P_x правее максимума, может быть выражена уравнениями, которые используются для подсчета сил резания в указанных пределах скоростей резания, а именно:

$$P_z = \frac{C_1}{v^{x_1}}; \quad P_y = \frac{C_2}{v^{x_2}} \text{ и } P_x = \frac{C_3}{v^{x_3}}.$$

Степень влияния скорости резания на силы резания зависит главным образом от качества обрабатываемого материала, геометрической формы резца и толщины среза, смазывающе-охлаждающей жидкости и в меньшей мере — от материала инструмента. Например, при обработке стали марки 45 резцом с пластиной из твердого сплава Т15К6, имеющим $\gamma = 0^\circ$; $\alpha = 12^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $\lambda = 0^\circ$ и $r = 0,1$ мм, значения x_1 , x_2 и x_3 , т. е. влияние скорости резания на силы резания, согласно опытам, будет: $x_1 = 0,15$; $x_2 = 0,32$ и $x_3 = 0,34$.

Как видно из фиг. 173, силы резания с увеличением скорости резания от 50 м/мин (максимума), например, до 240 м/мин уменьшаются: силы P_z примерно на 20%, а силы P_y и P_x — примерно на 32%.

При обработке хрупких материалов, например чугуна, указанный характер изменения сил резания остается примерно таким же, как и при обработке стали марки 45, только здесь минимум и максимум выражены слабее. Начиная же со скорости резания $v = 400$ м/мин силы резания не будут претерпевать сколько-нибудь заметного изменения и как бы стабилизируются. Как указывалось ранее, это объясняется тем, что, начиная примерно с $v = 400$ м/мин (для определенных условий резания), величина деформации и коэффициент трения также как бы стабилизируются.

§ 46. ВЛИЯНИЕ ГЛУБИНЫ РЕЗАНИЯ И ПОДАЧИ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

С увеличением глубины резания силы резания увеличиваются вследствие увеличения сил деформации и трения.

На фиг. 174 в качестве примера приведено влияние глубины резания на силы резания [76] при обработке стали марки 45 быстрорежущими резцами с прямолинейной режущей кромкой при скорости резания 17 м/мин и подаче $s = 0,6$ мм/об.

Для установления степени влияния глубины резания на силы резания необходимо проанализировать основные теоретические уравнения сил резания (без учета сил, действующих на заднюю поверхность резца, и $\lambda = 0$) [см. уравнения (96) — (98)].

С увеличением только глубины резания условное напряжение остается почти без изменения, ширина среза b увеличивается пропорционально глубине резания ($b = \frac{t}{\sin \varphi}$), а усадка стружки и коэффициент трения почти не зависят от глубины резания. Следова-

тельно, глубина резания должна влиять на силы резания P_z , P_y и P_x примерно прямо пропорционально.

Приведенная на фиг. 174 графическая зависимость между глубиной резания и силами резания может быть выражена следующими уравнениями:

$$P_z = 116t; \quad P_y = 39,3t^{0,96} \\ \text{и} \quad P_x = 28,6t^{1,04}.$$

Так как показатель степени при глубине резания изменяется незначительно (в пределах точности опыта), то этот показатель возможно принять равным единице (согласно фиг. 174).

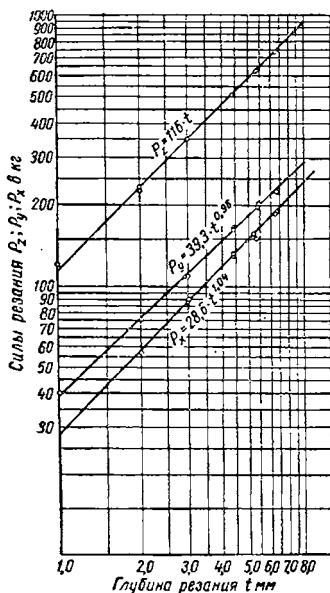
При малых глубинах резания и при наличии радиуса при вершине резца относительное значение радиальной силы будет несколько больше, а силы подачи — меньше вследствие большой доли резания криволинейной режущей кромки резца по сравнению с этим же влиянием при больших глубинах резания.

Как видно из приведенных уравнений, глубина резания

влияет на силу P_z в первой степени, на радиальную силу — в степени немного меньше единицы, а на силу подачи — в степени немного больше единицы. Такое отклонение степени влияния глубины резания на силы резания P_y и P_x от единицы может быть объяснено изменением доли несвободного резания в общей работе резания с изменением глубины резания.

На основании обобщения имеющихся исследований [33], [75]—[82], можно принять следующие значения показателей степеней при глубине резания:

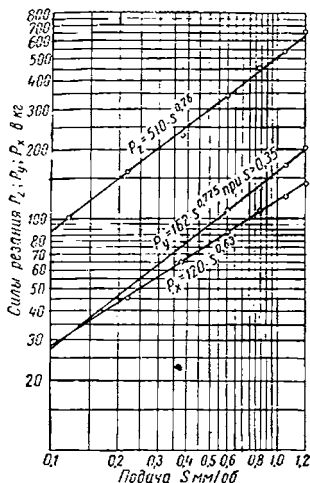
$$P_z = C_z t; \quad P_y = C_y t^{0,9}; \quad P_x = C_x t^{1,2}.$$



Фиг. 174. Влияние глубины резания на силы P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $s = 0,6$ мм/об.

С увеличением подачи силы резания увеличиваются вследствие увеличения сил деформации и сил трения.

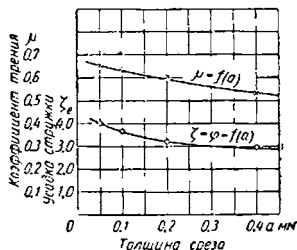
На фиг. 175 в качестве примера показано влияние подачи на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке стали марки 45 резами из быстрорежущей стали с прямолинейной режущей кромкой при скорости резания 17 м/мин и глубине резания $t = 3$ мм.



Фиг. 175. Влияние подачи на силы P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 3$ мм.

С увеличением подачи условное напряжение σ_0 остается без изменения, толщина среза a увеличивается пропорционально подаче ($a = s \sin \varphi$), усадка стружки ζ и коэффициент трения μ уменьшаются согласно кривым на фиг. 176 [76], [77].

Следовательно, подача должна влиять на силы резания в степени



Фиг. 176. Влияние толщины среза на усадку стружки и коэффициент трения при обработке стали 40; $\gamma = 15^\circ$.

меньше единицы (в пределах скоростей резания от 2 до 400 м/мин) и эта степень примерно может быть определена степенью, показывающей уменьшение усадки стружки и коэффициента трения с увеличением подачи.

Прямые, приведенные на фиг. 175, могут быть определены уравнениями:

$$P_z = 510s^{0.76}; \quad P_y = 162s^{0.75} \quad \text{и} \quad P_x = 120s^{0.63}.$$

Указанное влияние подачи на силы резания колеблется в некоторых пределах, и, на основании обобщения различных исследований, эти средние степени при обработке сталей и чугуна могут быть представлены в следующем виде:

$$P_z = C_z s^{0.75}; \quad P_y = C_y s^{0.75} \quad \text{и} \quad P_x = C_x s^{0.65}.$$

Влияние глубины резания и подачи на силы резания, согласно приводившимся экспериментальным данным, могут быть представлены уравнениями в общем виде:

$$P_z = C_z l^x s^y P_z; \quad (102)$$

$$P_y = C_y l^x s^y P_y; \quad (103)$$

$$P_x = C_x l^x s^y P_x. \quad (104)$$

Аналогичные уравнения [см. уравнения (99) — (101)] были получены на основании теоретических расчетов.

Значение постоянных коэффициентов и показателей степеней зависит от обрабатываемого материала, геометрических параметров режущей части резцов, свойств смазочно-охлаждающих жидкостей и степени износа резцов.

При обработке конструкционных сталей и чугуна уравнения сил резания в общем виде со средними значениями показателей степеней имеют вид [78]:

$$P_z = C_z l^{0,75} s^{0,75};$$

$$P_y = C_y l^{0,9} s^{0,75};$$

$$P_x = C_x l^{1,2} s^{0,65}.$$

Эти уравнения пригодны для подсчета сил при резании с прямыми срезами конструкционных сталей и чугунов. При резании с равнобокими и обратными сечениями среза степени влияния могут быть другими и в самом общем виде уравнение любой из сил резания будет [77] *

$$P = C l^{k_{cp} + \frac{m}{2} \lg \frac{l}{s}} s^{k_{cp} + \frac{m}{2} \lg \frac{s}{l}},$$

где k_{cp} и m — константы, зависящие от обрабатываемого материала и переднего угла.

С уменьшением отношения глубины резания к подаче степень влияния глубины резания на силы резания уменьшается, а степень влияния подачи увеличивается, и при отношении $\frac{l}{s} \leq \frac{1}{10}$ эти степени могут поменяться местами, т. е. глубина резания будет влиять в степени меньше единицы, а подача — в первой степени.

Если принять $k_{cp} = 0,9$, а $m = 0,2$, то уравнение для подсчета касательной силы резания будет:

$$P_z = C_z l^{0,9 + 0,1 \lg \frac{l}{s}} s^{0,9 + 0,1 \lg \frac{s}{l}}.$$

* Зорев Н. Н., Главная сила резания и новая методика ее расчета. Новые исследования в области резания металлов. ЦНИИТМАШ. кн. 15, Машгиз. 1948.

При отношении $\frac{l}{s} = 10$, т. е. для прямых срезов,

$$P_z = C_z t s^{1,8},$$

а при отношении $\frac{l}{s} = 0,1$, т. е. для обратных срезов,

$$P_z = C_z t s^{0,8}.$$

При скоростном резании металлов, как показывают опыты [75], степень влияния глубины резания и подачи на силы резания остается примерно той же.

§ 47. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РЕЗЦОВ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Влияние заднего угла на силы резания. При резании подрезцовый слой металла подвергается пластической деформации. При этом подрезцовый слой после прохождения режущего лезвия обязательно приподнимается (упругое восстановление), вследствие чего образуется контактная площадка с задней поверхностью резца.

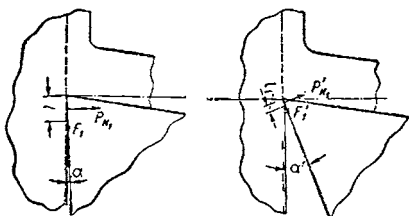
С увеличением заднего угла при деформации подрезцового слоя уменьшается ширина контакта l задней поверхности с поверхностью резания, что приводит к уменьшению нормальной силы P_N и силы трения F_1 , действующих на заднюю поверхность (фиг. 177).

С увеличением заднего угла, как это следует из уравнения

$$P_z = \sigma_0 b \alpha_i^m (\cos \gamma + \mu \sin \gamma) + P_{N_1} (\mu_1 \cos \alpha - \sin \alpha),$$

сила резания P_z (при $\lambda = 0$) будет уменьшаться, так как уменьшается второе слагаемое уравнения. При этом первое слагаемое не изменится, так как условное напряжение, ширина и толщина среза, а также коэффициент трения на передней поверхности остаются постоянными, а усадка стружки от заднего угла не зависит.

В качестве примера на фиг. 178 показано влияние заднего угла на силы резания P_z , P_y и P_x . С увеличением заднего угла до 10° силы резания уменьшаются незначительно, а далее они остаются почти постоянными с дальнейшим ростом величины заднего угла. С увеличением заднего угла от 2 до 10° силы резания уменьшаются незначительно: P_z на 6%, P_y на 17% и P_x на 12,5%.

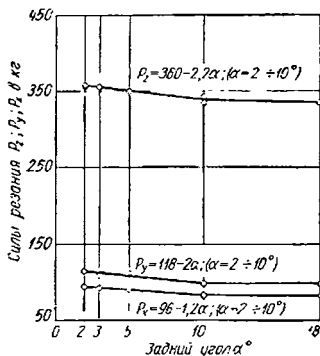


Фиг. 177. Изменение площади контакта и сил резания P_{N_1} и F_1 , действующих на заднюю поверхность резца, в зависимости от изменения заднего угла.

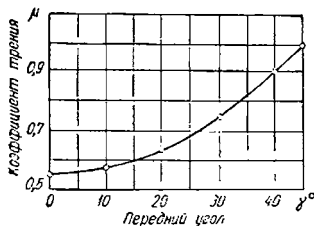
Влияние переднего угла или угла резания на силы резания. Влияние переднего угла или угла резания на силы резания можно установить, анализируя уравнения сил резания (96) — (98).

С изменением переднего угла условное напряжение как фактор, характеризующий состояние материала, изменяется мало, а ширина

и толщина среза остаются постоянными. Как ранее указывалось, усадка стружки уменьшается с увеличением переднего угла. В то же время коэффициент тре-



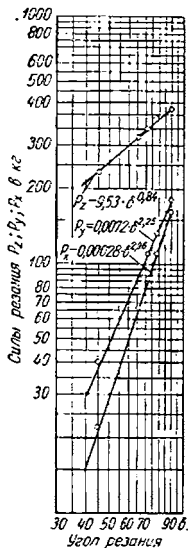
Фиг. 178. Влияние заднего угла на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об.



Фиг. 179. Влияние переднего угла на коэффициент трения (по Зореву).

ния увеличивается (фиг. 179) вследствие уменьшения давления контакта (нормального напряжения контакта на передней поверхности). На основании уравнений сил резания можно установить, что с увеличением переднего угла силы P_y и P_x изменяются резко, чем сила P_z .

На фиг. 180 в качестве примера [76] показано влияние угла резания δ на силы P_z , P_y и P_x при обработке стали марки 45 ($\sigma_b =$



Фиг. 180. Влияние угла резания на силы P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об.

$= 60 \text{ кг/мм}^2$) с глубиной резания $t = 3 \text{ мм}$, с подачей $s = 0,6 \text{ мм/об}$, при скорости резания $v = 17 \text{ м/мин}$, при следующих геометрических параметрах: $\alpha = 6^\circ$; $\lambda = 0$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 10^\circ$; $r = 2 \text{ мм}$.

Показанные зависимости (фиг. 180) могут быть выражены уравнениями:

$$P_z = 9,53 \delta^{0,84}; \quad P_y = 0,0072 \delta^{2,25}; \quad P_x = 0,00028 \delta^{2,96}.$$

Как видно из этих уравнений, угол резания более резко влияет на силы P_y и P_x , чем на силу P_z .

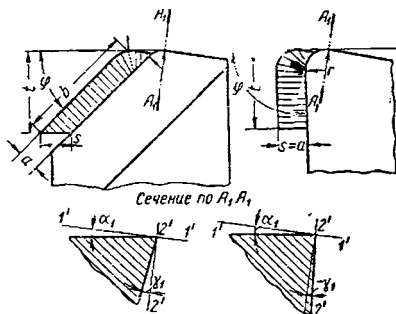
Влияние переднего угла на силы резания, по данным различных исследований, может быть выражено следующими уравнениями [78]:

$$P_z = \frac{C_z}{1,012^\gamma};$$

$$P_y = \frac{C_y}{1,045^\gamma}$$

и

$$P_x = \frac{C_x}{1,050^\gamma}.$$



Фиг. 181. Изменение ширины и толщины среза и передних углов вспомогательной режущей кромки в зависимости от изменения главного угла в плане при $s = 1 \text{ мм/об}$.

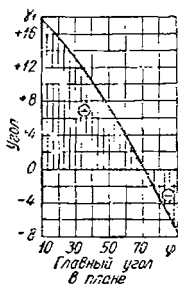
Указанное выше влияние угла резания и переднего угла на силы резания несколько изменится в зависимости от обрабатываемого материала, скорости резания и других факторов.

Влияние главного угла в плане на силы резания. Ранее было показано, что деформация срезаемого слоя ζ изменяется с изменением главного угла в плане φ и была объяснена физическая сущность этого явления, заключающаяся в том, что с увеличением главного угла в плане деформация уменьшается; при этом, если у резца $\iota \neq 0$, то кривая имеет точку перегиба. Очевидно, таким же порядком должны изменяться и силы резания с изменением ζ . Рассмотрим еще раз эту зависимость, т. е. $(P_z, P_y, P_x) = f(\varphi)$, когда у резца радиус сопряжения $r \neq 0$.

С увеличением главного угла в плане (фиг. 181) уменьшается ширина и возрастает толщина среза. Кроме того, с увеличением угла в плане увеличивается периметр криволинейной части режущей кромки, что приводит к большому участку несвободного резания и к большой деформации стружки. Следует еще указать на возрастание удельного побочного резания с одновременным уменьшением переднего угла вспомогательной и криволинейной части режущей кромки.

На фиг. 182 изображено изменение переднего угла вспомогательной режущей кромки в зависимости от главного угла в плане.

Из уравнения сил резания P_z , P_y и P_x [формулы (96) — (98)] следует, что с увеличением главного угла в плане условное напряжение почти не изменяется, а произведение ширины среза на толщину среза остается постоянным.



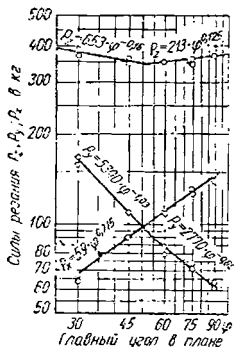
Фиг. 182. Влияние главного угла в плане φ на передний угол вспомогательной режущей кромки γ_1 при $\gamma = 20^\circ$, $\varphi_1 = 20^\circ$ и $\lambda = 0$.

Усадка стружки при обработке стали марки 45 с глубиной резания 3 мм при подаче 0,6 мм/об сначала с увеличением главного угла в плане φ до 60° уменьшается, а затем с увеличением его до 90° увеличивается.

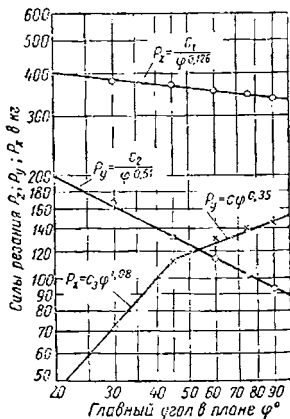
Ранее указывалось, что с увеличением толщины среза усадка стружки уменьшается, и надо было бы ожидать, что минимальное значение усадки стружки будет при $\varphi = 90^\circ$. Но, как известно, с увеличением главного угла в плане возрастает удельное значение несвободного резания (криволинейная часть режущих кромок) и побочного резания с одновременным уменьшением переднего угла вспомогательной режущей кромки, что и приводит к увеличению усадки стружки при углах $\varphi = 60 + 90^\circ$ при подачах больших

0,3 мм/об; при меньших подачах это влияние становится менее заметным. Нетрудно усмотреть из уравнений (97) и (98), что с увеличением главного угла в плане радиальная сила будет уменьшаться, а сила подачи — увеличиваться.

Влияние главного угла в плане



Фиг. 183. Влияние главного угла в плане φ на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об.



Фиг. 184. Влияние главного угла в плане φ на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке чугуна.

на силы резания [76] при обработке стали марки 45 с глубиной резания 3 мм при подаче 0,6 мм/об можно видеть на фиг. 183, а на фиг. 184 — при обработке чугуна ($H_B = 180$) с глубиной резания 4 мм при подаче 1 мм/об [81], [82].

Влияние главного угла в плане на силы резания можно представить следующими уравнениями:

при обработке сталей марки 45

$$P_z = \frac{653}{\varphi^{0,16}} \text{ для } \varphi < 50^\circ \text{ и } P_z = 213\varphi^{0,25} \text{ для } \varphi = (50 \div 90^\circ);$$

$$P_y = \frac{5390}{\varphi^{1,33}} \text{ для } \varphi < 50^\circ$$

$$\text{и } P_v = \frac{2770}{\varphi^{0,33}} \text{ для } \varphi = (50 \div 90^\circ);$$

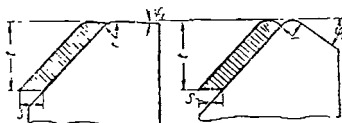
$$P_x = 5,9\varphi^{0,713} \text{ для } \varphi = (30 \div 90^\circ);$$

при обработке чугуна ($H_B = 180$)

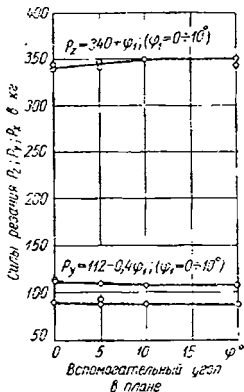
$$P_z = \frac{C_z}{\varphi^{0,126}}; \quad P_y = \frac{C_v}{\varphi^{0,51}};$$

$$P_x = C_x \varphi^{1,08} \text{ для } \varphi = (30 \div 45^\circ)$$

$$\text{и } P_x = C_{x1} \varphi^{0,35} \text{ для } \varphi = 45 \div 90^\circ.$$



Фиг. 185. Изменение длины криволинейного участка режущих кромок и участка резания вспомогательной режущей кромки в зависимости от изменения вспомогательного угла в плане.



Фиг. 186. Влияние вспомогательного угла в плане на силы резания при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об.

Следует указать, что эти зависимости выведены для отношения глубины резания к подаче $\frac{t}{s} \leq 5$. Влияние главного угла в плане на силы резания зависит от отношения $\frac{t}{s}$, причем степень влияния несвободного резания и значение вспомогательного резания с увеличением отношения $\frac{t}{s}$ уменьшается. При $\frac{t}{s} > 20$ это влияние не сказывается на силах резания.

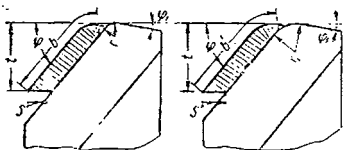
Влияние вспомогательного угла в плане на силы резания. С увеличением вспомогательного угла в плане увеличивается длина криволинейного участка несвободного резания, уменьшаются передние углы вспомогательной режущей кромки (фиг. 185), что приводит к несколько большей усадке стружки.

На фиг. 186 в качестве примера показано влияние вспомогательного угла в плане на силы резания P_z , P_y и P_x [76] при точении стали марки 45 со скоростью резания 17 м/мин, с глубиной резания 3 мм при подаче 0,6 мм/об.

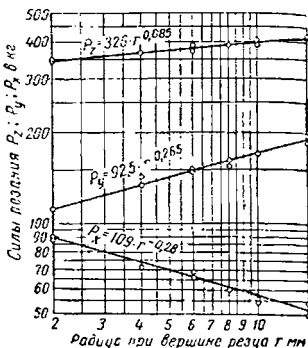
С увеличением вспомогательного угла в плане сила P_z вначале увеличивается, а затем, начиная с $\phi_1 = 10^\circ$, остается постоянной. Сила P_y немного уменьшается, а сила P_x не изменяется.

С увеличением отношения $\frac{t}{s}$ влияние вспомогательного угла в плане на силы резания уменьшается, и это влияние можно не учитывать при подсчете сил резания.

Влияние радиуса сопряжения режущих кромок на силы резания.



Фиг. 187. Изменение ширины и толщины среза участка несвободного резания в зависимости от изменения радиуса сопряжения режущих кромок.



Фиг. 188. Влияние радиуса сопряжения режущих кромок на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $s = 0,6$ мм/об.

С увеличением радиуса r сопряжения режущих кромок увеличивается их длина и уменьшаются передние углы участка несвободного (стесненного) резания с одновременным увеличением на этом участке ширины среза и уменьшением толщины среза (фиг. 187); это приводит к некоторому увеличению усадки стружки. Увеличение радиуса сопряжения режущих кромок равносильно уменьшению главного угла в плане со всеми вытекающими отсюда последствиями.

С увеличением радиуса сопряжения режущих кромок силы P_z и P_y увеличиваются, а сила P_x уменьшается (фиг. 188).

На основании обобщения различных исследований [78] можно принять для практических расчетов следующие общие уравнения сил резания в зависимости от радиуса сопряжения режущих кромок:

$$P_z = C_z r^{x_1}; \quad P_y = C_y r^{x_2} \quad \text{и} \quad P_x = \frac{C_x}{r^{x_3}}.$$

Значение показателей степени можно принять: при обработке сталей $x_1 = 0,1$; $x_2 = 0,3$; $x_3 = 0,3$; при обработке чугуна $x_1 = 0,07$; $x_2 = 0,2$; $x_3 = 0,2$.

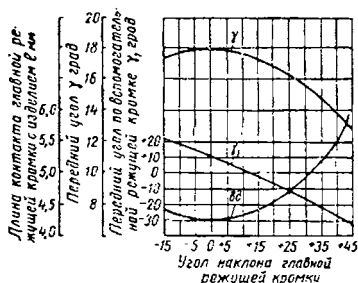
Влияние угла наклона главной режущей кромки на силы резания. С увеличением угла наклона главной режущей кромки λ от -15° до $+40^\circ$ (фиг. 189) действительный передний угол γ_m , измеряемый перпендикулярно режущей кромке, вначале возрастает и доходит до максимума при $\lambda = 0$, а затем уменьшается. Значение γ_m может быть подсчитано по уравнению

$$\operatorname{tg} \gamma_m = \operatorname{tg} \gamma \cos \varphi,$$

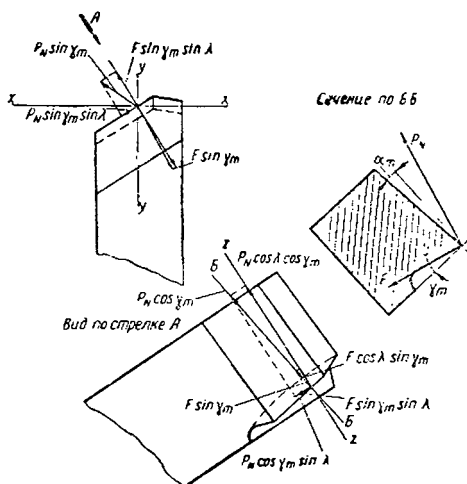
где γ — передний угол, измеряемый перпендикулярно проекции главной режущей кромки на основную плоскость.

Действительная ширина среза b , измеренная по длине

режущей кромки (подсчитываемая по формуле $b = \frac{t}{\sin \varphi \cos \lambda}$),



Фиг. 189. Влияние угла наклона главной режущей кромки на длину контакта ее с деталью при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об.

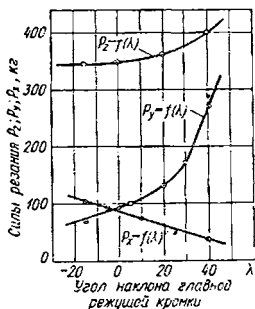


Фиг. 190. Схема сил, действующих при положительном угле наклона главной режущей кромки

вначале уменьшается и достигает минимума при $\lambda = 0$, а затем увеличивается. Передний угол вспомогательной режущей кромки γ_1 уменьшается. Определение угла γ_1 производится по формуле

$$\operatorname{tg} \gamma_1 = \operatorname{tg} \gamma \cos(\varphi + \varphi_1) - \operatorname{tg} \lambda \sin(\varphi + \varphi_1).$$

С увеличением угла наклона главной режущей кромки усадка стружки увеличивается главным образом за счет уменьшения перед-



Фиг. 191. Влияние угла наклона главной режущей кромки на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке стали 45; $t = 0,6$ мм/об, $s = 3$ мм.

него угла вспомогательной режущей кромки и давления стружки об обработанную поверхность; увеличивается и коэффициент трения. С увеличением усадки стружки и коэффициента трения будет соответственно увеличиваться нормальная сила и сила трения (см. уравнение для определения P_N и F).

Из приведенной на фиг. 190 схемы сил видно, что при проектировании нормальной силы P_N и силы трения F на оси XYZ силы P_z и P_y с увеличением угла наклона главной режущей кромки должны увеличиваться, а сила P_x уменьшаться [см. анализ уравнений сил (90) — (92)], что и подтверждается экспериментами [76], результаты которых показаны на фиг. 191.

Угол наклона главной режущей кромки в пределах от -5 до $+5^\circ$ почти не влияет на силы резания, и этим влиянием при подсчете сил резания можно пренебречь.

§ 48. ВЛИЯНИЕ КАЧЕСТВА МАТЕРИАЛА РЕЗЦОВ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

С изменением качества материала режущего инструмента может изменяться коэффициент трения, что, в свою очередь, может изменить и силы деформации. При использовании быстрорежущей стали марок P9 и P18 коэффициент трения и усадка стружки при всех прочих равных условиях не изменяется, а следовательно и силы резания остаются без изменения; то же относится и к твердым сплавам группы ВК (ВК3, ВК6 и ВК8).

Что же касается твердых сплавов группы ТК, то опытами установлено, что с увеличением содержания карбида титана силы резания немного уменьшаются; например, при переходе от твердого сплава марки Т15К6 к марке Т30К4 силы резания уменьшаются на 5—10%.

Сравнение твердых сплавов группы ВК и ТК позволяет сделать заключение, что силы резания для группы ТК будут немного меньше (на 5—10%). При работе резцами из быстрорежущей стали и резцами с твердыми сплавами группы ВК силы резания при прочих одинаковых условиях остаются одинаковыми.

Обычно это влияние (незначительное) может учитываться в формулах для отдельных групп инструментальных материалов.

Влияние качества обрабатываемого материала на силы резания.

Установить определенную зависимость между механическими свойствами обрабатываемого материала и силами резания еще не представляется возможным. Для практических расчетов обычно устанавливается приближенная зависимость между силами резания и пределом прочности при растяжении или твердостью, по Бринелю, определенной однородной группы материалов, например для углеродистых сталей, хромистых сталей и т. п.

С увеличением предела прочности при растяжении или твердости, по Бринелю, данной группы стали повышается условное напряжение; с другой стороны, усадка стружки и коэффициент трения вначале быстро, а затем медленно уменьшаются. Вследствие всего этого силы резания увеличиваются.

На основании обобщения различных исследований [73] можно установить приближенную зависимость между силами резания P_z , P_y и P_x и твердостью сталей и чугуна в следующем виде:

$$P_z = C_z H_B^{x_1}; \quad P_y = C_y H_B^{x_2}$$

$$\text{и} \quad P_x = C_x H_B^{x_3},$$

где H_B — твердость, по Бринелю.

При обработке сталей с твердостью $H_B \leq 170$ значение $x_1 = 0,35$, а для $H_B \geq 170$ значение $x_1 = 0,75$, $x_2 = 2$ и $x_3 = 1,5$.

При обработке чугуна $x_1 = 0,55$; $x_2 = 1,3$ и $x_3 = 1,1$.

Влияние твердости материалов на силы резания установлено при следующих геометрических параметрах режущей части резцов: $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $r = 2$ мм; $\lambda = 0^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 6^\circ$ — и передних углах, приведенных в табл. 12.

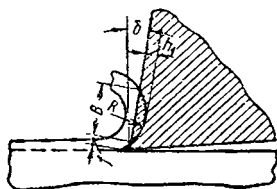
Таблица 12

Обрабатываемый материал	Твердость H_B	τ°
Сталь	До 150	25
	150—235	20
	235—290	12
	290—350	8
Чугун	До 150	20
	150—200	12
	200—250	8

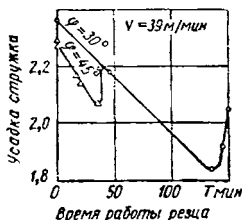
§ 49. ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА РЕЗЦОВ И СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Ранее установлено, что при обработке стали резцами из быстрорежущей стали без охлаждения при продолжительном резании уменьшаются ширина фаски f (полочки) и радиус лунки R , а также

увеличивается ширина B и глубина h , лунки (фиг. 192), в связи с чем увеличивается передний угол γ .



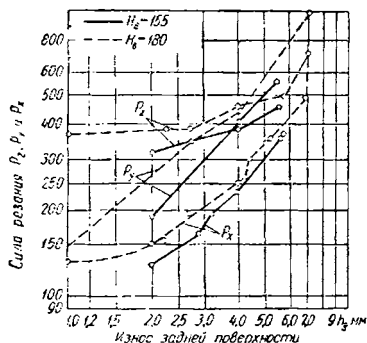
Фиг. 192. Схема износа быстрорежущего резца при обработке стали без охлаждения.



Фиг. 193. Влияние продолжительности работы резца на усадку стружки при обработке стали 45; $t = 3$ мм; $s = 0,6$ мм/об; $v = 30$ м/мин; $\varphi = 30$ и 45° .

С увеличением переднего угла, как известно, будут соответственно уменьшаться усадка стружки (фиг. 193) и силы резания.

При обработке чугуна резцами из быстрорежущей стали по мере работы увеличивается износ



Фиг. 194. Влияние износа быстрорежущего резца на силы резания P_z , P_y и P_x при обработке чугуна твердостью $H_B = 180$ и $H_B = 155$.

Когда резцы изнашиваются как по передней, так и по задней поверхности, то вследствие увеличения переднего угла силы резания должны уменьшаться; с другой стороны, вследствие увеличения контакта задней поверхности резца с поверхностью резания — силы резания должны увеличиваться.

по задней поверхности, что приводит к увеличению площади контакта задней поверхности резца с поверхностью резания и к увеличению сил, действующих на заднюю поверхность, P_N , и F_1 . На фиг. 194 в качестве примера показано влияние износа резца на силы резания [83] при обработке чугуна твердостью $H_B = 155$ и $H_B = 180$ с глубиной резания $t = 4$ мм, подачей $s = 1$ мм/об и скоростью резания $v = 12$ м/мин. На фиг. 194 видно, что сила P_z растет медленно, а силы P_y и P_x — более резко.

В случае износа резца по передней и задней поверхности одновременно, все силы вначале уменьшаются (при образовании лунки и малом износе по задней поверхности), а затем постепенно возрастают, причем силы P_y и P_x возрастают более резко, чем сила P_z .

Ранее была рассмотрена сущность действия смазочно-охлаждающей жидкости при резании металлов.

На основании исследований, в табл. 13 приводится влияние различных смазочно-охлаждающих жидкостей на силу резания P_z .

Таблица 13

Смазочно-охлаждающая жидкость	Уменьшение силы резания в %	Коэффициент уменьшения силы резания P_z $K_{см}$
Работа без смазки	0	1
Вода с содой	3	0,97
Эмульсия	10	0,9
Минеральное масло	15	0,85
Осереженное масло на минеральной основе	20	0,8
Осереженное масло на растительной основе	25	0,75

Как видно из таблицы, минеральное масло понижает силу резания P_z на 15%, а осереженное масло на 20—25%.

§ 30. ОБОБЩАЮЩИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ПОДСЧЕТА СИЛ РЕЗАНИЯ

Выше было установлено влияние отдельных факторов резания на силы резания и составлены частные формулы, отражающие степень влияния того или иного фактора резания на силы резания.

По этим частным формулам можно вывести обобщающие формулы, учитывающие отдельные факторы в явной форме или в виде коэффициентов

На основании анализа различных исследований [78] выведены обобщенные формулы сил резания для различных типов резцов.

При работе проходными (токарными, расточными, строгальными и толбечными) резцами силы резания можно подсчитать по следующим формулам:

$$P_z = C_z \cdot t^{x_{Pz}} S^{y_{Pz}} H_B^{n_{Pz}}; \quad (105)$$

$$P_y = C_y \cdot t^{x_{Py}} S^{y_{Py}} H_B^{n_{Py}}; \quad (106)$$

$$P_x = C_x \cdot t^{x_{Px}} S^{y_{Px}} H_B^{n_{Px}}. \quad (107)$$

где

$$\begin{aligned}C_z &= C_z K_{\kappa} K_{\epsilon_{P_z}} K_{\gamma_{P_z}} K_{h_{P_z}} K_{v_{P_z}} K_{\epsilon_{MP_z}} K_{r_{P_z}}; \\C_y &= C_y K_{\kappa} K_{\epsilon_{P_y}} K_{\gamma_{P_y}} K_{h_{P_y}} K_{v_{P_y}} K_{\epsilon_{MP_y}} K_{r_{P_y}}; \\C_x &= C_x K_{\kappa} K_{\epsilon_{P_x}} K_{\gamma_{P_x}} K_{h_{P_x}} K_{v_{P_x}} K_{\epsilon_{MP_x}} K_{r_{P_x}}.\end{aligned}$$

При работе прорезными и отрезными (токарными, строгальными и долбежными) резцами силы резания следует подсчитывать по формулам:

$$P_z = C_z B^{x_P} s^{y_P} z^{n_P} z; \quad (108)$$

$$P_x = C_x B^{x_P} s^{y_P} z^{n_P} x, \quad (109)$$

где

$$\begin{aligned}C_z &= C_z K_{\kappa} K_{\gamma_{P_z}} K_{h_{P_z}} K_{v_{P_z}} K_{\epsilon_{MP_z}}; \\C_x &= C_x K_{\kappa} K_{\gamma_{P_x}} K_{h_{P_x}} K_{v_{P_x}} K_{\epsilon_{MP_x}}.\end{aligned}$$

Здесь K_{κ} — коэффициент, характеризующий влияние группы обрабатываемого материала;
 $K_{\epsilon_{P_z}}$, $K_{\epsilon_{P_y}}$ и $K_{\epsilon_{P_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние главного угла в плане;
 $K_{r_{P_z}}$, $K_{r_{P_y}}$ и $K_{r_{P_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние радиуса закругления вершины резца;
 $K_{\gamma_{P_z}}$, $K_{\gamma_{P_y}}$ и $K_{\gamma_{P_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние переднего угла;
 $K_{h_{P_z}}$, $K_{h_{P_y}}$ и $K_{h_{P_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние износа резца;
 $K_{v_{P_z}}$, $K_{v_{P_y}}$ и $K_{v_{P_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние скорости резания;
 $K_{\epsilon_{MP_z}}$, $K_{\epsilon_{MP_y}}$ и $K_{\epsilon_{MP_x}}$ — коэффициенты, характеризующие влияние смазочно-охлаждающих жидкостей;
 C_z , C_y и C_x — постоянные, характеризующие определенные условия работы;

B — ширина стрезного резца в мм.

Значение постоянных коэффициентов и показателей степеней в приведенных формулах даны в табл. 14—19 и на фиг. 195 и 196.

При работе фасонными резцами [91] можно подсчитывать силу резания P_z по следующим формулам:

$$P_z = C_z B s^{0,5} \sigma_b^{0,35} K_{h_{P_z}} K_{\phi_{P_z}} \text{ для } \sigma_b \leq 60 \text{ кг/мм}^2; \quad (110)$$

$$P_z = C_z B s^{0,8} \sigma_b^{0,75} K_{h_{P_z}} K_{\phi_{P_z}} \text{ для } \sigma_b \geq 60 \text{ кг/мм}^2. \quad (111)$$

где $K_{\phi_{P_z}}$ — коэффициент, характеризующий влияние формы режущей кромки.

Таблица 14

Значения C_z , C_y , C_x

Типы резцов	Материал резцов	Обрабатываемый материал					
		Сталь, стальное литье, алюминий и магниевые сплавы			Чугун и медные сплавы		
		C_z	C_y	C_x	C_z	C_y	C_x
Проходные	Быстрорежущая сталь и твердые сплавы	27,9 при $H_B \leq 170$	0,0027	0,0212	6,35	0,10	0,16
		3,57 при $H_B \geq 170$			5,14	0,045	0,051
Прорезные и отрезные	Быстрорежущая сталь и твердые сплавы	34,42 при $H_B \leq 170$ 4,42 при $H_B \geq 170$	—	0,031	8,82	—	0,12

Таблица 15

Значение показателей степени при t и z

Типы резцов	Обрабатываемый материал											
	Сталь и стальное литье, алюминий и магниевые сплавы						Чугун и медные сплавы					
	x_{P_z}	y_{P_z}	x_{P_y}	y_{P_y}	x_{P_x}	y_{P_x}	x_{P_z}	y_{P_z}	x_{P_y}	y_{P_y}	x_{P_x}	y_{P_x}
Проходные	1,0	0,75	0,9	0,75	1,2	0,65	1,0	0,75	0,9	0,75	1,2	0,65
Прорезные и отрезные	1,0	1,0	—	—	1,2	0,75	1,0	1,0	—	—	1,2	0,75

Таблица 16

Значение показателей степеней при H_B

Обрабатываемый материал	n_{P_z}	n_{P_y}	n_{P_x}
Сталь и стальное литье	0,35 при $H_B \leq 170$ 0,75 при $H_B \geq 170$	2,0	1,5
Чугуны	0,55	1,3	1,1

Таблица 17

Значение коэффициента K_M

Обрабатываемый материал	K_M
Горячекатанные, отожженные, нормализованные и термообработанные стали	1,0
Алюминий и силумин	0,2
Дуралюмин { 16 кг/мм ²	0,15
25 "	0,3
35 "	0,4
35 "	0,55

Таблица 18

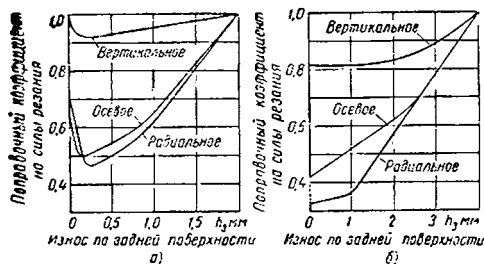
Значения коэффициентов $K_{\varphi P_z}$, $K_{\varphi P_y}$ и $K_{\varphi P_x}$

Угол φ°	$K_{\varphi P_z}$		$K_{\varphi P_y}$		$K_{\varphi P_x}$	
	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы
30	1,08	1,05	1,63	1,23	0,70	0,63
45	1,0	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
60	0,98	0,96	0,71	0,87	1,27	1,14
75	1,03	0,94	0,54	0,77	1,51	1,20
90	1,08	0,92	0,44	0,7	1,82	1,28

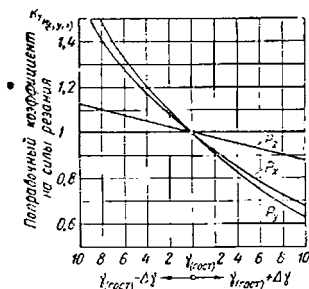
Таблица 19

Значение коэффициентов $K_{r P_z}$, $K_{r P_y}$ и $K_{r P_x}$

Радиус r в мм	$K_{r P_z}$		$K_{r P_y}$		$K_{r P_x}$	
	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы	Сталь и стальное литье	Чугун и медные сплавы
0,5	0,87	0,91	0,65	0,76	1,56	1,32
1,0	0,93	0,95	0,81	0,87	1,24	1,16
1,5	0,97	0,98	0,92	0,94	1,11	1,06
2,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
3	1,04	1,03	1,13	1,08	0,9	0,93
5	1,10	1,07	1,3	1,20	0,78	0,84



Фиг. 195. Влияние износа быстрорежущих резцов на поправочные коэффициенты для сил P_z , P_y и P_x
 а — при обработке стали с охлаждением; б — при обработке чугуна.



Фиг. 196. Влияние переднего угла на поправочные коэффициенты для сил P_z , P_y и P_x .

Значение постоянных и поправочных коэффициентов в приведенных формулах даны в табл. 20—22.

Таблица 20

Значение постоянных C_{z_1} и C_{z_2}

Обрабатываемый материал	Холоднотянутая сталь		Горячекатанная сталь	
	C_{z_1}	C_{z_2}	C_{z_1}	C_{z_2}
Автоматные стали	31,0	6,02	38,8	7,52
Углеродистые и хромистые стали	34,5	6,68	43,0	8,36
Хромоникелевые стали	41,4	8,02	51,8	10,0

Таблица 21

Поправочный коэффициент $K_{\phi P_z}$

Форма режущей кромки				
$K_{\phi P_z}$	0,85	0,9	1,05	1,0

Таблица 22

Поправочный коэффициент $K_{h P_z}$

Величина износа по задней поверхности	0	0,5—0,6
$K_{h P_z}$	1	1,03

§ 51. СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ И ВЛИЯНИЕ НА НЕЕ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ

На скорость резания, допускаемую режущим инструментом, влияют следующие основные факторы:

- 1) стойкость резца, т. е. продолжительность его работы до затупления;
- 2) глубина резания (ширина среза) и подача (толщина среза);
- 3) геометрические параметры резцов (α , γ , λ , φ , φ_1 и r);
- 4) размеры тела резца;
- 5) качество инструментальной стали или сплава, применяемого для изготовления режущей части резцов;
- 6) качество обрабатываемого металла (химический состав, структура, физико-механические свойства, наличие литевой корки и пр.);
- 7) смазочно-охлаждающие жидкости.

Кроме того, на скорость резания влияют: величина износа резца, форма передней поверхности и форма режущей кромки (фасонные резцы), условия обработки (обточка, расточка, подрезка, отрезка и пр.), вибрации, возникающие в процессе резания.

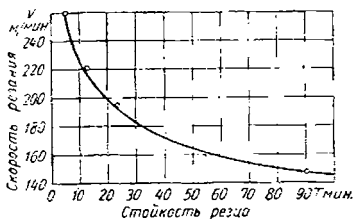
Из перечисленного следует, что скорость резания, допускаемая резцами, зависит от многих факторов, а поэтому уравнение, выражающее эту зависимость, является весьма сложным. Обычно рассматривается уравнение для определенных условий резания, влияние же различных факторов и иных условий обработки, перечисленных выше, оценивается поправочными коэффициентами. Другими словами, метод определения скорости резания для заданных конкретных условий будет аналогичен тому, который был ранее изложен для определения сил резания. Рассмотрим теперь влияние отдельных факторов на скорость резания.

Зависимость скорости резания от стойкости. Если при определенном критерии износа скоростям $v_1, v_2, v_3, \dots$ соответствуют стойкости $T_1, T_2, T_3, \dots$, то существует следующая экспериментально полученная зависимость:

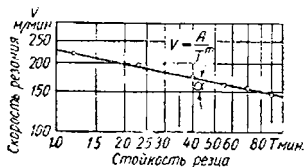
$$v_1 T_1^m = v_2 T_2^m = v_3 T_3^m = \dots = \text{const}$$

или

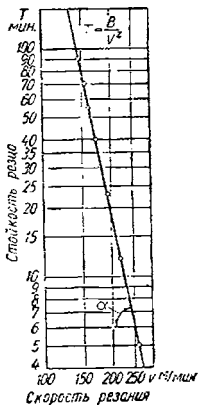
$$v = \frac{A}{T^m}, \quad (112)$$



Фиг. 197. Зависимость между скоростью резания и стойкостью реза при обработке стали 45 ($t = 2$ мм; $s = 0,63$ мм/об) резцом, оснащенным твердым сплавом Т15К6. Износ реза по задней грани равен 0,8 мм.



Фиг. 198. Зависимость между скоростью резания и стойкостью реза при обработке стали 45 с глубиной реза ($t = 2$ мм; $s = 0,63$ мм/об) резцом, оснащенным твердым сплавом Т15К6.



Фиг. 199. Влияние скорости резания на стойкость реза, оснащенного твердым сплавом Т15К6, при обработке стали 45.

где A зависит от обрабатываемого металла, глубины резания, подачи, качества инструментального материала, смазочно-охлаждающих жидкостей, геометрии инструмента, условий резания и пр.; m зависит от тех же факторов и характера затупления реза.

Формула (112) может быть написана и в другом виде, а именно

$$T = \frac{B}{v^z}, \quad (113)$$

где

$$B = A \frac{1}{m}; \quad z = \frac{1}{m}.$$

В простых координатах формула (112) изобразится в виде геометрической кривой, асимптотически приближающейся к оси абсцисс (фиг. 197).

В двойной логарифмической сетке формулы (112) и (113) будут представлены прямыми (фиг. 198 и 199).

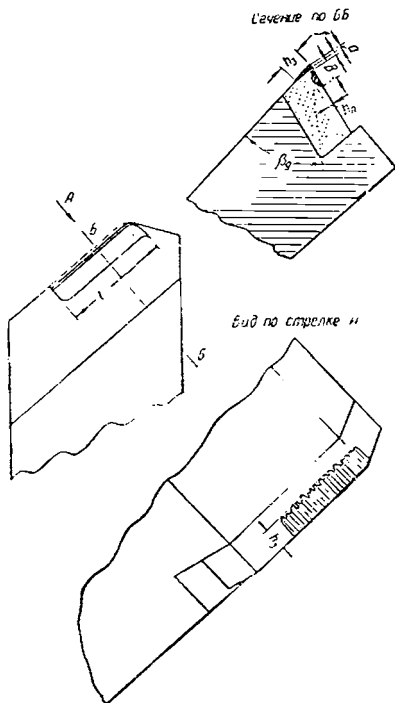
На фиг. 198 $\lg \alpha$ представляет собой показатель степени m , а на фиг. 199 — показатель $\frac{1}{m}$.

Физическую сущность полученных уравнений можно понять, если обратиться к основным положениям, характеризующим износостойкость резца, которые излагались ранее (см. главу V). Под действием тепла [85], являющегося результатом работы деформаций обрабатываемого металла (пластических и упругих) и работы трения на передней и задней поверхностях резца изменяется состояние трущихся поверхностей, физико-механические свойства срезаемого слоя и материала резца, что, в свою очередь, оказывает воздействие на износ резцов.

На фиг. 200 приведена принципиальная схема износа резца с обозначением размеров

Фиг. 200. Схема износа резца с обозначением размеров износа по передней и задней поверхностям.

износа по передней и задней поверхностям резца. В зависимости от скорости резания, толщины среза, качества обрабатываемого материала и материала режущего инструмента и других факторов резания износ может происходить одновременно по передней и задней поверхностям или преимущественно по передней или задней поверхности.

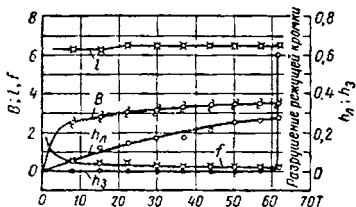


При обработке сталей резцами из быстрорежущей стали без охлаждения износ резца происходит преимущественно по передней поверхности (фиг. 201).

Как видно из этой фигуры, в течение работы резца глубина лунки h , постепенно возрастает, ширина лунки B резко увеличивается в начальный период работы резца, а затем это увеличение замедляется, ширина фаски f постепенно уменьшается, а длина лунки l остается почти постоянной. Износ по задней поверхности h_z почти отсутствует. При продолжении работы глубина лунки увеличивается, угол заострения β (фиг. 200) уменьшается и наступает такой момент, когда прочность лезвия становится недостаточной и режущая кромка разрушается, т. е. прорывается фаска и на поверхности резания появляется блестящая полоска; одновременно резко увеличивается износ по задней поверхности h_z . Дальнейшая работа резцом невозможна, так как резко растут силы резания и резко ухудшается чистота обработанной поверхности.

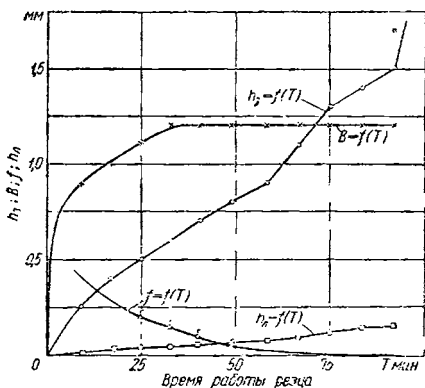
Характер износа резца из быстрорежущей стали при работе с охлаждением остается примерно таким же, как и при работе без охлаждения, различие заключается лишь в том, что в первом случае износ по задней поверхности начинается почти с самого начала резания и может достигать примерно до 2 мм, после чего наступает полное разрушение режущей кромки. В первом случае износ по задней поверхности допускается примерно до 0,5 мм; при дальнейшей работе наступает полное разрушение режущей кромки.

При обработке чугуна резцами из быстрорежущей стали износ происходит только по задней поверхности, на передней же поверхности образуются только следы соприкосновения со стружкой в виде отполированной поверхности, так как при обработке чугуна образуется стружка надлома, которая почти не скользит по передней поверхности резца. По мере износа резца чистота обработанной поверхности ухудшается, поэтому при чистовой обработке деталей износ резца можно допускать только до 2 мм, так как при большем износе резко ухудшается чистота обработанной поверхности; при черновой обработке износ резца может допускаться до 4 мм. Большой, чем 4 мм, износ, как правило, приводит к резкому возрастанию сил резания и к нерациональному расходу инструментального материала вследствие большой скорости нарастания износа резца.



Фиг. 201. Кривые износа передней и задней поверхностей быстрорежущего резца, полученные при обработке стали 45 без охлаждения; $u = 34$ м/мин; $t = 4$ мм; $s = 0,53$ мм/об.

На фиг. 202 приведены кривые износа резца, оснащенного твердым сплавом группы ТК, при обработке стали. Износ резцов происходит как по передней,



Фиг. 202. Износ задней поверхности резца, оснащенного твердым сплавом, при обработке стали.

так и по задней поверхностям. Такой характер износа обусловлен высокой температурой, возникающей в процессе резания, и пониженной прочностью самого твердого сплава.

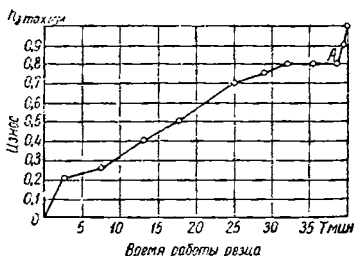
Такой же характер износа имеет место и у резцов, оснащенных твердым сплавом группы ВК, при обработке чугуна. Если при обработке чугуна резцами из быстрорежущей стали износ их протекал главным образом только по задней поверхности, то при работе по чугуну твердыми сплавами группы ВК износ одно-

временно протекает и по передней поверхности.

Как правило, при большом износе по передней и по задней поверхностям резцов, оснащенных твердыми сплавами, наступает резкое ухудшение чистоты обработанной поверхности и часто происходит скалывание режущей кромки.

Обычно при чистовой обработке сталей резцами с твердыми сплавами группы ТК износ по задней поверхности их допускается примерно до 0,8 мм, а при черновой—примерно до 1,7 мм.

При чистовой обработке чугуна резцами с твердыми сплавами группы ВК износ по задней поверхности допускается примерно до 1,5 мм, а при черновой—примерно до 0,8 мм. На фиг. 203 показана кривая износа резца, оснащенного керамической пластинкой, при обработке стали и чугуна. Износ кера-

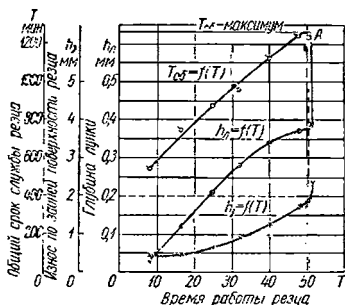


Фиг. 203. Износ задней поверхности резца, оснащенного минералокерамической пластинкой, при обработке стали 45; $v = 300$ м/мин; $t = 3$ мм; $s = 0,3$ мм/об.

керамических резцов происходит главным образом по задней поверхности, а на передней поверхности появляются следы соприкосновения стружки или небольшая лунка, глубина которой составляет 0,01—0,1 мм в зависимости от качества керамической пластинки и режимов резания. При относительно большом износе на задней поверхности керамических резцов происходит скалывание режущей кромки (точка А на фиг. 203), после чего работу продолжать невозможно. Такое скалывание происходит при износах $h_z = 0,5 \div 1$ мм в зависимости от прочности керамического материала и обрабатываемого материала, геометрических параметров режущей части резцов и режимов резания. Для резцов с керамическими пластинками износ по задней поверхности при правильно выбранном переднем угле и режиме резания обычно допускается примерно до 0,7 мм.

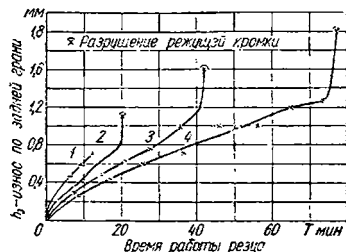
Указанные величины износов являются приближенными; они могут изменяться в зависимости от требуемой точности и чистоты обрабатываемой детали или ограничиваться жесткостью системы резец — деталь — приспособление — станок.

Следовательно, конечная величина износа определяется прочностью режущей кромки, чистотой обработанной поверхности и точностью обработки детали. В том случае, когда прочность режущей кромки (не происходит скалывания кромки) или чистота и точность обработки детали (черновая обработка) не являются лимитирующими, следует работать до оптимальной величины износа, при которой обеспечивается максимальное использование инструментального материала и максимальный срок службы инструмента. Обычно этот оптимальный износ находится в месте перегиба кривой износа. На фиг. 204 приведены кривая износа резца и кривая максимального срока службы резца [81]. Максимальный срок службы инструмента (точка А) определяет величину оптимального износа резца по задней поверхности. Более правильно было бы снимать изношенный резец не при оптимальном, а при экономическом износе, при котором получается минимальная себестоимость обработки деталей. Но так как эти величины износов близки друг к другу, а себестоимость обработки подсчитать более сложно, чем подсчитать наибольший срок службы режущего инструмента, то следует принять в первом приближении за критерий износа оптимальный износ. Если на кривой износа не



Фиг. 204. Влияние стойкости резца на износ и максимальный срок службы быстрорежущего резца при обработке стали с охлаждением.

обнаруживается точка, соответствующая оптимальному износу, то резец снимается по другим признакам, например по резкому возрастанию сил резания, приводящему к сильным отжамам детали или возникновению вибраций. Более точное значение конечных износов, выбираемых по вышеуказанным признакам, приводится в справочниках по режимам резания.



Фиг. 205. Влияние времени работы и скорости резания на износ задней поверхности резца, оснащенного твердым сплавом Т15К6:

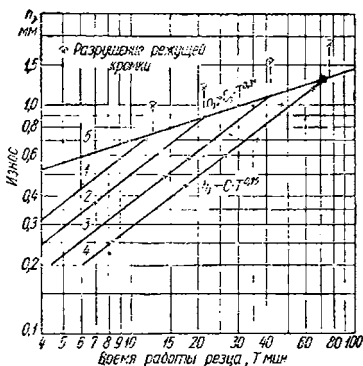
1 — $v = 220$ м/мин; 2 — $v = 200$ м/мин; 3 — $v = 180$ м/мин; 4 — $v = 160$ м/мин.

поверхности. Следует отметить, что конечные износы резцов могут быть определены, как уже ранее указывалось, прочностью режущей кромки, чистотой или точностью обрабатываемых деталей или наибольшим сроком службы резцов (конечные оптимальные износы).

Можно установить математическую зависимость между износом, временем работы резца и скоростью резания. Для этого данные фиг. 205 следует представить в двойной логарифмической сетке (фиг. 206). Далее можно установить на основании тех же опытов графическую зависимость между износом и скоростью резания при постоянном времени работы резца T (фиг. 207).

На основании фиг. 206 можно записать приближенное общее уравнение износа по времени в следующем виде:

$$h_2 = CT^x, \quad (114)$$



Фиг. 206. Влияние времени работы и скорости резания на износ задней поверхности резца, оснащенного твердым сплавом Т15К6:

1 — $v = 220$ м/мин; 2 — $v = 200$ м/мин; 3 — $v = 180$ м/мин; 4 — $v = 160$ м/мин; 5 — линия, соединяющая значения конечных износов резцов.

где x — показатель, характеризующий степень влияния стойкости резца на износ или быстроту нарастания износа по времени;

T — время работы резца в мин.;

C — постоянная, зависящая от различных факторов резания, не вошедших в явной форме в данное уравнение.

На основании фиг. 207 можно записать общее уравнение износа по скорости, а именно:

$$h_3 = Cv^{x_1}. \quad (115)$$

Решая совместно уравнения (114) и (115), получим

$$h_3 = C_h T^x v^{x_1}.$$

Показатель степени x при стойкости колеблется примерно в пределах 0,5—1,0, а показатель x_1 при скорости 2,0—3,0.

В частности при обработке стали быстрорежущими резцами уравнение износа по передней поверхности имеет вид

$$h_3 = C_h T^{0,62} v^{3,82}.$$

При обработке стали резцами, оснащенными твердыми сплавами группы ТК, уравнение для подсчета износа по задней поверхности будет

$$h_3 = C_h T^{0,75} v^{2,44}.$$

Общее уравнение может быть решено относительно времени работы резца или скорости резания:

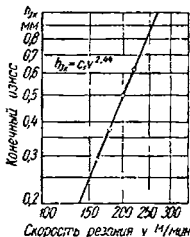
$$\left. \begin{aligned} T &= \frac{h^{\frac{1}{x}}}{C_h^{\frac{1}{x}} v^{\frac{x_1}{x}}}; \\ v &= \frac{h^{\frac{1}{x_1}}}{C_h^{\frac{1}{x_1}} T^{\frac{x}{x_1}}}. \end{aligned} \right\} \quad (116)$$

Как видно из уравнения, стойкость резца зависит от износа, скорости резания v , постоянного C_h и соответственного значения показателей степени.

Подобное же уравнение износа резца из быстрорежущей стали по передней поверхности как функция стойкости T , скорости резания v , глубины резания t и подачи s при обработке хромоникелевой стали ($\sigma_b = 76,7 \text{ кг/мм}^2$) может быть представлена в следующем виде:

$$h_3 = C_{h_1} T^{0,6} v^{5,5} t^{1,1} s^{3,1} \text{ мм.}$$

На фиг. 206 величины конечных износов соединены прямой, которая показывает, что с увеличением стойкости увеличивается

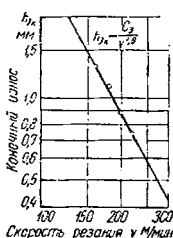


Фиг. 207. Влияние скорости резания на износ резца.

конечный износ, и прямая, проходящая через конечные износы, может быть выражена уравнением

$$h_{зк} = C_2 T^{x_2}.$$

Можно также установить зависимость между конечным износом и скоростью резания (фиг. 208):



Фиг. 208. Влияние скорости резания на конечный износ реза.

$$h_{зк} = \frac{C_3}{v^{x_3}}.$$

Если в формулы 116) вместо h подставить полученные значения, будем иметь

$$\left. \begin{aligned} T &= \frac{\left(\frac{C_3}{C_h}\right)^{\frac{1}{x_3}}}{v^{\frac{x_1 + x_3}{x_1}}}; \\ v &= \frac{\left(\frac{C_h}{C_2}\right)^{\frac{1}{x_2}}}{T^{\frac{x_1}{x_1 - x_2}}}. \end{aligned} \right\} \quad (117)$$

Подставляя далее в знаменатель этих формул значения x , x_1 , x_2 и x_3 , получим

$$T = \frac{\left(\frac{C_3}{C_h}\right)^{\frac{1}{0,755}}}{v^{\frac{2,44 + 1,8}{0,755}}} = \frac{\left(\frac{C_3}{C_h}\right)^{\frac{1}{0,755}}}{v^{3,565}};$$

$$v = \frac{\left(\frac{C_2}{C_h}\right)^{\frac{1}{2,44}}}{T^{\frac{0,775 - 0,31}{2,44}}} = \frac{\left(\frac{C_2}{C_h}\right)^{\frac{1}{2,44}}}{T^{0,18}}.$$

Показатели степеней в полученных формулах, например в формуле (117), указывают на сложный характер протекания процесса износа реза. Если конечный износ постоянен, т. е. когда $x_2 = x_3 = 0$, получим

$$T = \frac{\left(\frac{1}{C_h}\right)^{\frac{1}{x_1}} h_{зк}^{\frac{1}{x_1}}}{v^{\frac{x_1}{x_1}}}} \quad \text{или} \quad v = \frac{\left(\frac{1}{C_h}\right)^{\frac{1}{x_1}} h_{зк}^{\frac{1}{x_1}}}{T^{\frac{x_1}{x_1}}}.$$

Если обозначить

$$\left(\frac{C_2}{C_h}\right)^{\frac{1}{x_2}} = A; \quad \frac{x - x_2}{x_1} = m; \quad \left(\frac{C_3}{C_h}\right)^{\frac{1}{x_3}} = B \quad \text{и} \quad \frac{x_1 + x_2}{x} = z;$$

тогда

$$v = \frac{A}{T^m} \text{ или } T = \frac{B}{v^2},$$

т. е. получим формулы (112) и (113).

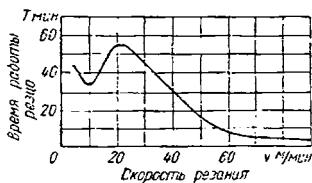
В табл. 23 приведены средние значения величины m для различных условий резания.

Таблица 23

Типы резцов	Характеристика и условия работы	Значение m для резцов			
		из быстрорежущей стали	из твердых сплавов (группа)		из керамических материалов
			ТК	БК	
Обрабатываемый материал — сталь					
Прходные, под- резные и расточ- ные	Грубая и полу- чистовая обра- ботка с охлаж- дением	0,125	0,25	—	—
	Без охлаждения	0,1	0,20	—	0,4
Прорезные и от- резные	С охлаждением	0,25	0,3	—	—
	Без охлаждения	0,2	0,3	—	—
Обрабатываемый материал — чугун					
Прходные, под- резные и расточ- ные	Грубая и полу- чистовая обра- ботка	0,1	—	0,2	0,3
		0,15	—	0,25	—

С изменением скорости резания в широком диапазоне, например при работе по закаленной стали резцом, оснащенным твердым сплавом, стойкость резца, как это было показано в главе V, вначале уменьшается (фиг. 209) и доходит до минимума при скорости резания 10 м/мин, затем она увеличивается и достигает максимума при скорости 20 м/мин, затем, с увеличением скорости до 90 м/мин, стойкость резца опять уменьшается [64]. Такое изменение стойкости резцов в зависимости от широкого варьирования скорости резания можно объяснить изменением характера износа резцов.

При малых скоростях резания износ резцов происходит при малых температурах контакта, и материал резца изнашивается медленно и очень мелкими частицами. По мере увеличения скорости



Фиг. 209. Зависимость стойкости резца от скорости резания при обработке стали $HRC = 51 \div 52$.

резания увеличивается температура контактных площадок резца и происходит местное слипание стружки с передней поверхностью резца. Это слипание настолько сильное, что стружка по мере продвижения ее по передней поверхности резца вырывает и увлекает за собой относительно большие кусочки материала инструмента. Следовательно, износ резца характеризуется вырыванием крупных кусочков металла, что вызывает понижение стойкости резца. Иногда такое слипание очень быстро разрушает режущий инструмент в виде скалывания режущей кромки вдоль передней или задней поверхностей. С дальнейшим увеличением скорости резания растет температура контактных площадок резца, слипание стружки с передней поверхностью резца ослабевает и в некоторых контактных точках стружки даже наступает размягчение. При больших скоростях резания температура контактных площадок сильно возрастает, слипание стружки с передней поверхностью при непрерывном движении ее почти отсутствует и между основной массой стружки и передней поверхностью образуется тонкий размягченный слой металла. Стойкость инструмента начинает уменьшаться вследствие резкого уменьшения твердости и прочности материала инструмента. Следовательно, физико-механические явления процесса резания обуславливают состояние трущихся пар, что, в свою очередь, обуславливает стойкость инструмента.

При пониженной стойкости резцов работать в пределах небольших скоростей нецелесообразно (левая часть кривой на фиг. 209), а потому практическая зона использования скоростей резания выражается правой нисходящей частью кривой, характер которой обычно тщательно изучается.

§ 52. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ О ВЫБОРЕ ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Для определения наиболее выгодной скорости резания при правильном выборе глубины резания, подачи материала, геометрических параметров режущей части инструмента и прочих условий резания следует назначить соответствующий наиболее выгодный период стойкости инструмента исходя из комплексного решения всех вопросов, связанных с повышением производительности труда и со снижением себестоимости обработки [86].

Если подставить в формулу основного технологического времени значение числа оборотов, выраженное через скорость резания, то получим

$$t_o = \frac{\pi d L}{1000 v_s} \text{ мин.}$$

Подставляя далее значение скорости резания, выраженное через стойкость инструмента, получим

$$t_o = \frac{\pi d L v^m}{1000 C_{v,s}} \text{ мин.}$$

Как видно из приведенного уравнения, с уменьшением стойкости уменьшается машинное время.

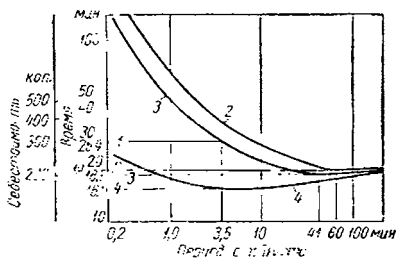
Ранее было указано, что производительность труда характеризуется нормой штучного времени, которое рассчитывается в общем случае по уравнению (2).

Если обозначить $t_o \div t_{об}$ t_n через t , то уравнение штучного времени изготовления будет

$$t_{шт} = t_o + t.$$

С увеличением периода стойкости (за счет уменьшения режимов резания) машинное время возрастает, а штучное время сначала понижается за счет снижения величины t (снижается время на одну обрабатываемую деталь в связи с меньшим количеством смен инструмента из-за его износа и меньшим временем на регулировку и подналадку станка), а затем возрастает за счет увеличения основного технологического времени. Следовательно, увеличение машинного времени не соответствует изменению штучного времени изготовления детали. Если теперь учесть и затраты времени на заточку и изготовление реза в минутах на одну деталь, то можно подсчитать изменение суммарных затрат в зависимости от периода стойкости инструмента. Если даже подсчитать себестоимость¹ обработки детали со включением в нее и стоимости материала инструмента, то можно также проследить изменение этой стоимости в зависимости от периода стойкости инструмента.

Из фиг. 210 видно, что с увеличением периода стойкости себестоимость обработки одной детали вначале понижается и доходит до минимума при стойкости 60 мин., а затем повышается. Эта стоимость является наимыгоднейшей, соответствующей наименьшей себестоимости обработки детали. Далее видно, что суммарные затраты времени вначале снижаются и имеют минимум при стойкости 47 мин., а затем повышаются. Наименьшее же штучное время изготовления детали получается при стойкости инструмента 3,5 мин.



Фиг. 210. Влияние периода стойкости реза на штучное время (кривая 1), на затраты суммарного времени (вместе с заточкой инструмента, кривая 3) и на себестоимость обработки одной детали (кривая 2).

¹ Методы подсчета себестоимости обработки детали даются в курсе «Организация производства».

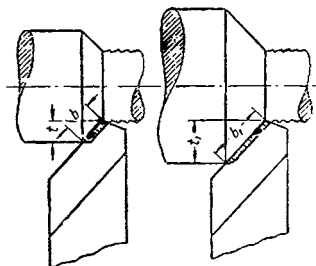
В нормативах стойкости режущего инструмента, разработанного НИБТИ ММС, 1953 г., приводятся средние значения периода стойкости инструмента с учетом себестоимости обработки деталей (карты 17—31), например, средние значения расчетного периода стойкости проходных резцов рекомендуются в пределах 15—60 мин. Следует отметить, что значения периодов стойкости являются средними расчетными, которые должны быть скорректированы исходя из конкретных организационно-технических условий эксплуатации режущего инструмента и станков.

§ 53. ВЛИЯНИЕ ГЛУБИНЫ РЕЗАНИЯ И ПОДАЧИ НА СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ

С повышением ширины среза или глубины резания силы резания P_z , P_y и P_x возрастают и при всех прочих постоянных условиях резания увеличивается работа резания, а следовательно, растет и общее количество выделяемого в процессе резания тепла. С увеличением ширины среза растет периметр соприкосновения резца с деталью (фиг. 211), что улучшает отвод тепла от режущей кромки в тело резца. Но этот отвод тепла происходит медленнее, чем приток его, так как сечение резца и размеры детали, отводящей тепло, остаются постоянными. Вследствие этого увеличивается температура на поверхностях контакта стружки и детали с поверхностями резца (см. уравнение температуры резания), что приводит к увеличению износа резца (см. уравнения износа резца). При определенном принятом износе с увеличением ширины среза должна уменьшаться стойкость резца или скорость резания, и эта закономерность может быть выражена следующим уравнением:

$$v = \frac{C_1}{b^{x_v}},$$

где v — скорость резания в м/мин при постоянной стойкости резца;
 C_1 — постоянная, зависящая от всех прочих условий резания, не вошедших в явной форме в уравнение;
 x_v — степень влияния ширины среза на скорость резания, зависящая главным образом от качества обрабатываемого материала, материала режущего инструмента и от отношения глубины резания к подаче.



Фиг. 211. Периметры соприкосновения резца с деталью при различных глубинах резания.

С увеличением толщины среза или подачи увеличиваются силы резания и, при всех прочих постоянных условиях резания, повышается работа резания и увеличивается общее количество тепла. С увеличением подачи периметр соприкосновения резца с деталью несколько увеличивается (фиг. 212), что способствует, хотя и незначительно, лучшему отводу тепла от режущей кромки в тело резца. Но этот отвод тепла происходит гораздо медленнее, чем поступление его при постоянных сечениях резца и размерах детали. Вследствие этого увеличивается температура на поверхностях контакта стружки и детали с поверхностями резца (см. уравнение температуры резания), что приводит и к ускорению износа резца (см. уравнения износа резца). При определенной величине конечного износа резца с увеличением толщины среза должна уменьшаться стойкость резца или скорость резания, и эта зависимость в общем виде выражается так:

$$v = \frac{C_2}{a^{y_v}},$$

Фиг. 212. Периметры соприкосновения резца с деталью при различных толщинах среза.

где C_2 — постоянная, зависящая от всех прочих условий резания, не вошедших в явной форме в уравнение;

y_v — степень влияния толщины среза на скорость резания, зависящая главным образом от качества обрабатываемого материала, материала режущего инструмента, отношения глубины резания к подаче и свойств смазочно-охлаждающих жидкостей.

Из ранее приведенных рассуждений и анализа уравнений температуры резания и износа резца можно установить, что степень влияния подачи f_v на скорость резания гораздо больше, чем степень влияния глубины резания x_v на ту же скорость резания. Однако следует отметить, что при чистовой обработке деталей, когда отношение $\frac{b}{a}$ уменьшается, степень влияния толщины среза на скорость резания приближается к степени влияния на нее ширины среза. Такое же сближение указанных степеней имеет место в тех случаях, когда материал режущего инструмента слабее реагирует на температуру резания.

Зависимость между скоростью резания, шириной и толщиной среза в общем виде может быть представлена следующим уравнением:

$$v = \frac{C_0}{b^{x_v} a^{y_v}},$$

где для прямых стружек $x_v < y_v < 1$.

Например, при обработке стали с подачами 0,3—0,75 мм/об резцом, оснащенным твердым сплавом марки Т15К6, уравнение скорости резания будет иметь вид

$$v = \frac{C_v}{\rho^{0,18} a^{0,35}} \quad \text{или} \quad v = \frac{C_v}{\rho^{0,18} s^{0,35}}.$$

Из этих уравнений и уравнений температуры резания и износа резцов можно установить, что следует работать с возможно большей шириной среза, затем с возможно большей толщиной среза и с возможно большими скоростями резания (за счет применения более рациональных геометрических параметров режущей части резцов, более качественных материалов режущего инструмента, лучшей обрабатываемости материала деталей и применения смазочно-охлаждающих жидкостей).

Подставляя в формулу (3) для определения основного времени значение числа оборотов, выраженное через скорость резания, и учитывая при этом величину припуска h , получим

$$t_o = \frac{\pi d L h}{1000 v s}.$$

Подставляя далее в это уравнение значение скорости резания, выраженное через глубину резания и подачу, получим

$$t_o = \frac{\pi d L h}{1000 C_v f^{1-x} s^{1-y}}.$$

При обработке стали резцом, оснащенным твердым сплавом, уравнение машинного времени примет вид

$$t_o = \frac{\pi d L h}{1000 C_v f^{0,82} s^{0,65}}.$$

Следовательно, для уменьшения машинного времени выгодно делить поверхность обработки $\pi d L$ путем параллельной установки резцов (применение многорезцовых станков) и сокращать припуск на обработку h . В первую очередь необходимо работать с возможно большей глубиной резания (т. е. припуск снимать с одного прохода), затем с возможно большими подачами (следует применять полуширокие и широкие резцы, допускающие большую подачу) и применять рациональные материалы и рациональные геометрические параметры режущей части резцов, использовать наиболее эффективные для заданных условий смазочно-охлаждающие жидкости и пр. Все это подтверждает те выводы, которые были сделаны при анализе уравнения скорости резания.

Исследования показывают, что с увеличением глубины резания скорость резания уменьшается; эта зависимость может быть выражена частным уравнением:

$$v = \frac{C_1}{f^{x_v}},$$

где x_v — степень влияния глубины резания на скорость резания. Показатель степени x_v при глубине резания, согласно имеющимся данным, изменяется в пределах 0,13—0,25 главным образом в зависимости от качества обрабатываемого материала и материала режущего инструмента.

С увеличением подачи до $s = 0,25$ мм/об скорость резания уменьшается медленно, а затем более быстро. Зависимость между скоростью резания и подачей может быть выражена уравнением

$$v = \frac{C_v}{s^{y_v}},$$

где y_v — степень влияния подачи на скорость резания. Этот показатель степени изменяется главным образом в зависимости от величины подачи, качества обрабатываемого материала, материала резцов и условий работы (с охлаждением или без охлаждения) и находится в пределах 0,2—0,7. Следует отметить, что в логарифмической сетке зависимость $v = f(t)$ и $v = f(s)$ имеет, строго говоря, криволинейный характер, и лишь с некоторым приближением эти зависимости представляются в виде прямых или ломаных линий.

Одновременное влияние глубины резания и подачи на скорость резания выражается уравнением

$$v = \frac{C_v}{t^{x_v} s^{y_v}}.$$

Значения показателей степени x_v и y_v и постоянной C_v даны в табл. 24, при условии обработки деталей ($H_B = 200$) без корки резцами сечением 20×30 мм, с плоской передней поверхностью, с оптимальными задними и передними углами, при угле $\varphi = 45^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, радиусе при вершине резца $r = 2$ мм, при оптимальных износах резца и определенной условной стойкости резца (для резцов из быстрорежущей стали $T = 60$ мин., а для резцов, оснащенных твердыми сплавами, $T = 90$ мин.). Для измененных условий резания необходимо пользоваться поправочными коэффициентами, приводимыми ниже.

Приводившиеся уравнения скоростей резания пригодны для обработки деталей с прямыми срезами. При резании с равнобокими и обратными сечениями среза степень влияния глубины резания и подачи на скорость резания может быть другой. В самом общем виде уравнение скорости резания будет

$$v = \frac{C_v}{t^{k_1 - \frac{m_1}{2} \lg \frac{t}{s}} s^{k_1 - \frac{m_1}{2} \lg \frac{s}{t}}},$$

где k_1 и m_1 — константы, зависящие от обрабатываемого материала, материала режущего инструмента и его геометрических параметров.

С уменьшением отношения глубины резания к подаче степень влияния глубины резания на скорость резания увеличивается, а

степень влияния подачи уменьшается, и при обратных срезах эти степени могут поменяться местами.

Если принять $k_1 = 0,325$ и $m_1 = 0,25$, то уравнение скорости резания примет вид

$$v = \frac{C_v}{t^{0,325 - 0,125 \lg \frac{t}{s}} s^{0,325 - 0,125 \lg \frac{s}{t}}}$$

При отношении $\frac{t}{s} = 10$, т. е. для прямых срезов, уравнение будет

$$v = \frac{C}{s^{0,45}},$$

а при отношении $\frac{s}{t} = 10$, т. е. для обратных срезов,

$$v = \frac{C_v}{t^{0,45} s^{0,2}}.$$

§ 54. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РЕЗЦОВ НА СТОЙКОСТЬ РЕЗЦА ИЛИ СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ. ВЫБОР ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

Выбор геометрических параметров режущей части резцов зависит от влияния этих параметров на деформацию, трение, силы резания, вибрацию, прочность инструмента, характер и интенсивность износа резцов, стойкость их или скорость резания, расход материала резцов, а также на чистоту поверхности и точность обрабатываемой детали.

Таблица 24

Таблица значений C_v , x_v и y_v

Материал образца	Обрабатываемый материал	Режим работы	Условия работы					
			С охлаждением			Без охлаждения		
			C_v	x_v	y_v	C_v	x_v	y_v
Быстрорежущая сталь марки Р9	Сталь и стальное литье	$s \leq 0,25$ мм/об $s \geq 0,25$ "	57,2	0,25	0,33	34,8	0,25	0,5
	Чугун ковкий	$s \leq 0,25$ мм/об $s \geq 0,25$ "	32,4	0,25	0,25	28,2	0,2	0,4
	Чугун	$h_2 = 2$ мм $h_3 = 4$ "	—	—	—	22,6	0,15	0,3
Твердый сплав марки Т15К6	Сталь и стальное литье	$s \leq 0,3$ мм/об	163	0,18	0,2	159	0,18	0,2
		$s = 0,3 \div 0,75$ "	193	0,18	0,35	175	0,18	0,35
		$s \geq 0,75$ "	187	0,18	0,45	170	0,18	0,45
Твердый сплав марки ВК8	Чугун	$s \leq 0,4$ мм/об	—	—	—	67,3	0,13	0,2
		$s \geq 0,4$ "	—	—	—	59,5	0,2	0,4

Влияние заднего угла на стойкость резца. С увеличением главного заднего угла α уменьшается значение сил, действующих на заднюю поверхность резца (вследствие уменьшения площадки соприкосновения обрабатываемого материала с задними поверхностями резца), а также уменьшается угол заострения резца. Уменьшение угла заострения резца приводит к меньшему отводу тепла от режущей кромки в тело резца и к возможности скалывания его.

В том случае, когда износ резца происходит только по передней поверхности (работа резцами из быстрорежущей стали по стали без охлаждения), значение заднего угла следует брать меньшим, так как в этом случае обеспечивается лучший отвод тепла вследствие большого угла заострения резца. При большем значении угла заострения можно довести глубину лунки или износ передней поверхности до большей величины, не вызывая скалывания резца, что позволяет повысить его стойкость.

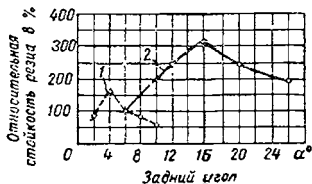
На фиг. 213 показано влияние заднего угла резца из быстрорежущей стали на его стойкость при обработке стали без охлаждения. С увеличением заднего угла стойкость резца вначале возрастает вследствие уменьшения работ трения на задней поверхности, а затем понижается, так как ухудшается теплоотвод через резец, а также уменьшается допустимая глубина лунки при меньшем угле заострения.

С увеличением заднего угла, если износ резца происходит преимущественно по задней поверхности (работа на малых скоростях резания с малыми толщинами среза и при обработке чугуна резцами из быстрорежущей стали), стойкость резца возрастает до определенного оптимального значения этого угла. Дальнейшее увеличение заднего угла приводит к резкому уменьшению скорости резания по указанным ранее причинам и вследствие выкрашивания режущей части резца из-за малого угла заострения.

Объем истираемого материала W при износе резца только по задней поверхности может быть определен уравнением (фиг. 214)

$$W = \frac{1}{2} b h_2^2 \operatorname{tg} \alpha (1 - \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \gamma), \quad (118)$$

где b — ширина среза в мм;
 h_2 — износ по задней поверхности в мм;
 α — задний угол в град.;
 γ — передний угол в град.

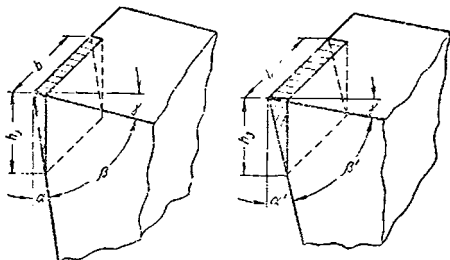


Фиг. 213. Влияние заднего угла на стойкость быстрорежущего резца при черновой обработке стали 45 (кривая 1) и чистовой обработке стали ОХМ (кривая 2).

При постоянных величинах b , γ и h_z с увеличением заднего угла увеличивается истираемый объем материала резца, а чтобы истереть больший объем, требуется большее время работы резца, следовательно, повысится стойкость резца или при постоянной стойкости увеличится скорость резания.

Такое увеличение скорости резания с увеличением заднего угла будет происходить до момента, пока не начнет скалываться режущая часть резца.

Если износ резца происходит одновременно по передней и задней поверхностям резца (работа твердосплавных резцов по стали и чугуну



Фиг. 214. Влияние изменения заднего угла на объем изношенного материала резца при равных износах задней поверхности.

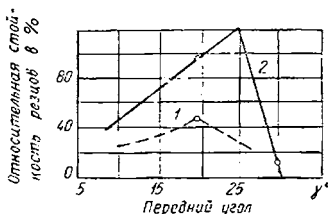
и резцов из быстрорежущей стали по стали с охлаждением), то в этом случае указанные ранее положения при износе резца только по передней поверхности и при износе резца только по задней поверхности сочетаются.

Следует отметить, что при резании с малыми толщинами среза износ, как правило, происходит как по передней, так и по задней поверхности резца. В этом случае передняя поверхность изнашивается у самой режущей кромки, и скалывание последней не возникает. В таких случаях при выборе заднего угла надо пользоваться положениями, относящимися к резцам, изнашивающимся только по задней поверхности.

Здесь приводились лишь некоторые дополнительные соображения к тем, которые излагались в главе V. Что же касается абсолютной величины заднего угла, то для этого следует пользоваться теми формулами, которые приводились в той же главе V.

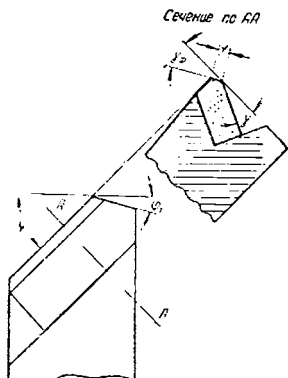
Влияние переднего угла на стойкость резца. С увеличением переднего угла уменьшаются силы и работа резания, а следовательно, и количество образующейся теплоты резания. С другой стороны, с увеличением переднего угла уменьшается угол заострения, что уменьшает отвод тепла через резец и уменьшает прочность его режущей части.

На фиг. 215 в качестве примера показано влияние переднего угла на стойкость резца из быстрорежущей стали при черновой и чистовой обработке сталей [87]. Приведенные кривые показывают, что наибольшая стойкость резца при черновой обработке была при переднем угле около 20° , а при чистовой — около 25° . При меньших значениях переднего угла стойкость резца понижается вследствие увеличения сил резания и температуры трения, что приводит к более быстрому износу резца. При большем значении переднего угла уменьшается отвод тепла через резец и понижается прочность его режущей части, что приводит опять-таки к меньшей стойкости резца. Значение оптимальных передних углов определяется главным образом механическими свойствами обрабатываемого материала и материала резца и толщиной среза, которые в основном и определяют характер износа резцов.



Фиг. 215. Влияние изменения переднего угла на стойкость быстрорежущего резца в процентах при обработке стали 45:

кривая 1 — черпунком точение; кривая 2 — чистовое точение.

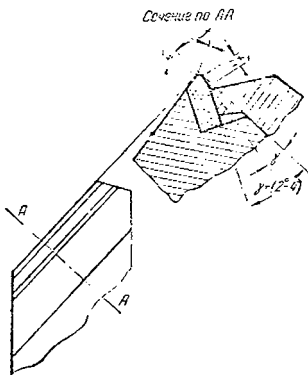


Фиг. 216. Резец с фаской, которая укрепляет режущую часть резца.

Для укрепления режущей части резцов рекомендуется делать фаску (фиг. 216) шириной f , которая равна примерно толщине среза. Передний угол должен быть отрицательным для резцов, оснащенных твердым сплавом, и положительным для резцов из быстрорежущей стали. Основной передний угол для резцов из быстрорежущей стали делается равным $25\text{--}30^\circ$, а для резцов, оснащенных твердым сплавом, $15\text{--}20^\circ$ (при обработке сталей с σ_b до 100 кг/мм^2). Резцы с такой двойной передней поверхностью позволяют повысить скорость резания благодаря уменьшению сил резания

за счет увеличения основного переднего угла и меньшего выкрашивания режущей кромки.

При скоростной обработке сталей важно не только назначить оптимальное значение передних углов, но и иметь такую форму передней поверхности, при которой отходящая стружка завивалась бы в спираль определенного диаметра и длины или отходила полукольцами. Такого вида стружку можно получить путем установки на резце накладного стружкозавивателя; при этом получается форма передней поверхности, представленная на фиг. 217.



Фиг. 217. Резец с фаской с накладным стружкозавивателем.

($\gamma = -10^\circ$), главного угла в плане ($\varphi = 60^\circ$) и угла наклона главной режущей кромки ($\lambda = +10^\circ$).

В табл. 25 и 26 приводятся формы передней поверхности и значения передних углов для резцов из быстрорежущей стали и резцов, оснащенных твердыми сплавами (по ГОСТ 2320-43) для различных обрабатываемых материалов и условий работы¹.

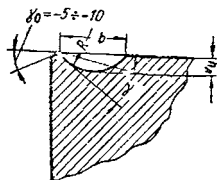
Влияние угла наклона главной режущей кромки на стойкость резца. С увеличением угла λ наклона главной режущей кромки резца сила P_z вначале уменьшается, а затем увеличивается, сила P_y увеличивается, а сила P_x уменьшается.

С увеличением угла от -6 до $+9^\circ$ стойкость резца из быстрорежущей стали вначале незначительно увеличивается, а затем уменьшается.

С изменением угла наклона главной режущей кромки изменяется направление сбега стружки (фиг. 219), интенсивность изменения сил

Наиболее распространенная форма передней поверхности состоит из фаски и лунки определенной ширины, образованной определенным радиусом R (фиг. 218). Такая форма передней поверхности обеспечивает завивание стружки и одновременно укрепляет режущую часть резца.

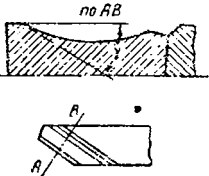
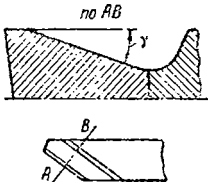
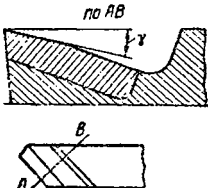
Завивание стружки в некоторых случаях можно обеспечить и путем сочетания переднего угла



Фиг. 218. Резец с фаской и лункой для завивания стружки.

¹ См. также указания по выбору величины переднего угла в гл. V.

Таблица 25

Форма передней грани			Область применения
Наименование	Обозначение	Эскизы	
Криволинейная с фаской	I		Резцы всех типов, за исключением фасонных со сложным контуром режущей кромки, для обработки стали, особенно в случае необходимости обеспечить стружкозавивание
Плоская с фаской	II		Резцы токарные проходные, подрезные, прорезные и расточные для обработки стали при подачах $s > 0,2 \text{ мм/об}$ и затруднительности заточки по форме I
Плоская	III		Резцы всех типов для обработки чугуна Фасонные резцы со сложным контуром режущей кромки Резцы для обработки стали при затруднительности заточки по форме I и работе с подачами до $0,2 \text{ мм/об}$, а также в других случаях необходимости в плоской форме передней поверхности без фаски

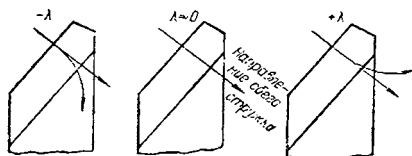
Примечание. Для резцов с передней гранью по формам I и II рекомендуется применять пластины толщиной около $\frac{1}{3}$ высоты тела резца.

Таблица 26

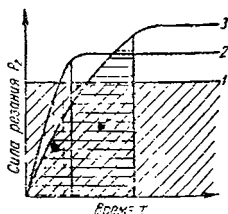
Материал режущей части		Мало- или высоколегированные быстрорежущие стали							Твердые сплавы						
Обрабатываемый материал		Сталь					Чугун		Сталь					Чугун	
σ_B в кг/мм ²	Св. До	— 50	50 80	80 100	100 120	—	—	—	— 70	70 90	90 130	130 —	—	—	—
H_B	Св. До	— 150	150 235	235 290	290 350	— 150	150 200	200 250	— 210	210 265	265 375	375 —	— 200	200 400	400 —
Обозначение формы вершины и грани	Положение и размер	γ													
I	—	30°				—			20°			—	—		
II	Св. 0,2														
III	До 0,2	25°	25°	20°	12°	20°	12°	8°	20°	12°	5°	—5°	12°	5°	—5°
	Св. 0,2														

Примечание. У резцов стругальных и долбежных, а также у токарных резцов, предназначенных для обработки прерывистых поверхностей или литых с коркой, величины переднего угла 30° и 25° по таблице заменяются $\gamma = 20^\circ$, а величина угла 20° заменяется $\gamma = 12^\circ$.

резания при врезании резца (фиг. 220) и место первоначального соприкосновения резца с обрабатываемой деталью при врезании (фиг. 221). Угол наклона главной режущей кромки для резцов при обработке деталей без ударов рекомендуется брать в пределах от 0 до $+5^\circ$, при работе с ударами —



Фиг. 219. Влияние угла наклона главной режущей кромки на направление сбега стружки.



Фиг. 220. Влияние угла наклона главной режущей кромки на время изменения силы резания P_z (при $\lambda = 0$ до $\pm \lambda_2$):

кривая 1 — при $\lambda_1 = 0$; кривая 2 — при $\lambda_2 > 0$; кривая 3 — при $\lambda_2 < 0$.

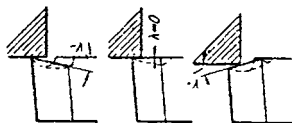
в пределах $12-15^\circ$ и при обработке закаленных сталей с твердостью $R_C = 58-62$ — от 20 до 30° .

Влияние главного угла в плане на стойкость или скорость резания. С увеличением главного угла в плане φ толщина среза a возрастает, ширина среза b и угол в плане при вершине резца ε уменьшаются (фиг. 222).

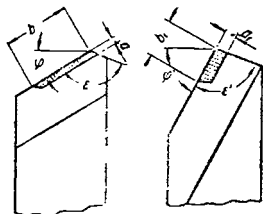
При изменении главного угла в плане все три фактора изменяются одновременно и, очевидно, окажет решающее значение тот фактор, который в большей степени влияет на скорость резания.

Опыты показывают, что, сохраняя постоянную толщину среза за счет изменения подачи ($a = s \sin \varphi$), изменение главного угла в плане существенно не изменяет стойкость или скорость резания. Следовательно, можно полагать, что стойкость резца или скорость резания будут изменяться примерно так же, как и при изменениях толщины среза, вызванных изменением главного угла в плане, что и подтверждается опытами.

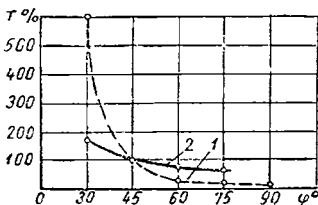
На фиг. 223 показано влияние главного угла в плане на стойкость резца при черновом и чистовом точении стали. Главный угол в плане более сильно влияет на стойкость резца при черновом точении, чем при чистовом. Зависимость между скоростью резания и главным



Фиг. 221. Влияние угла наклона главной режущей кромки на соприкосновение режущей кромки с деталью.



Фиг. 222. Изменение толщины и ширины среза и угла при вершине резца в зависимости от изменения главного угла в плане.



Фиг. 223. Зависимость между скоростью резания, прочностью на разрыв при обработке углеродистых конструкционных сталей быстрорежущими резцами при $t = 1$ мм и $s = 1$ мм/об.

Углом в плане может быть выражена в первом приближении уравнением

$$v = \frac{C}{\varphi^x}, \quad (119)$$

где x — степень влияния главного угла в плане на скорость резания.

Ранее было установлено, что влияние толщины среза или подачи на скорость резания не является постоянным. Как показывают опыты, степень влияния главного угла в плане на скорость резания

зависит от тех же факторов, что и степень влияния толщины среза на ту же скорость резания.

В табл. 27 приводятся показатели степени при главном угле в плане [уравнение (119)] для различных обрабатываемых материалов и материалов резцов для подачи $s \geq 0.3$ мм/об.

Таблица 27

Обрабатываемый материал	Материал резца	Значение показателя степени x
Сталь	Быстрорежущая сталь	0,6
	Твердый сплав марки Т15К6	0,35
Чугун	Быстрорежущая сталь	0,45
	Твердый сплав марки ВК8	0,4

Из приведенных данных можно сделать вывод, что для уменьшения величины t_0 (основного технологического времени) при работе с постоянной подачей следует выбирать возможно меньшие углы в плане φ . Но с уменьшением угла φ увеличиваются силы P_z и P_y , что может вызвать большой прогиб детали и вибрацию системы, а потому окончательный выбор главного угла в плане определяется, как правило, жесткостью и виброустойчивостью системы.

Значение главного угла в плане может быть принято в пределах $10-30^\circ$ при обработке деталей в условиях особо жесткой системы станок — резец — деталь и малых глубинах резания, т. е. при получистовой и чистовой обработке. В этом отношении следует указать на резец КБЕК, работающий при $\varphi = 10+20^\circ$ [71]. Главный угол в плане $\varphi = 45^\circ$ может быть рекомендован при обработке в условиях достаточно жесткой системы и является наиболее распространенным углом.

Главный угол в плане в пределах $\varphi = 60+75^\circ$ рекомендуется при обработке деталей в условиях недостаточно жесткой системы; угол $\varphi = 80+90^\circ$ следует применять при обработке длинных и тонких деталей и при многорезцовом точении.

В условиях особо жесткой системы и небольших глубинах резания обработку следует вести с возможно большими подачами, увеличивая их за счет уменьшения главного угла в плане, оставляя постоянной толщину среза и скорость резания (если, конечно, подача не лимитируется чистотой обработанной поверхности, прочностью детали и прочностью станка). Для получения более чистой поверхности рекомендуется брать резцы с дополнительной режущей кромкой длиной $l \approx 1.5s$ и расположенной под углом $\varphi_1 = 0$.

Влияние вспомогательного угла в плане. С увеличением вспомогательного угла в плане $\varphi_1 = 4+25^\circ$ сила P_z несколько возрастает [88], а силы P_y и P_x уменьшаются незаметно; одновременно умень-

шается и угол при вершине резца, что приводит к худшему отводу тепла и понижению стойкости резца.

Вспомогательный угол в плане φ_1 можно выбирать в пределах $5-10^\circ$ при обработке жестких деталей без врезания, $15-30^\circ$ — при обработке нежестких деталей без врезания или жестких с врезанием, $30-45^\circ$ — при обработке нежестких деталей с врезанием.

Под врезанием понимается случай, когда резец вначале врезается с поперечной подачей на глубину резания на каком-то участке длины детали, после чего осуществляется продольная подача.

На основании опытных данных установлена зависимость между скоростью резания и вспомогательным углом в плане в следующем виде:

$$v = \frac{C}{\varphi_1^{0,09}}. \quad (120)$$

Влияние радиуса при вершине резца на скорость резания. С увеличением радиуса r при вершине резца силы P_z и P_y увеличиваются, а сила P_x уменьшается; одновременно увеличивается ширина и уменьшается толщина среза на криволинейной режущей части резца, что приводит к уменьшению температуры резания и к увеличению стойкости или скорости резания.

Увеличение радиуса при вершине резца равносильно уменьшению главного угла в плане со всеми вытекающими отсюда последствиями.

При черновой обработке деталей радиус при вершине резца выбирают в пределах 1—3 мм в зависимости от сечения резца. При особо жесткой системе работа может осуществляться чашечными резцами с радиусом чашки до 20 мм. В табл. 28 даны значения радиуса при вершине резца в зависимости от размеров резца.

Таблица 28

Размеры резца в мм	r в мм
10×16; 12×12	1
16×25; 20×20	1,5
20×30; 25×25	2
25×40; 30×30	2,5
30×45; 40×40	3

Для чистовой обработки деталей радиус при вершине резца выбирается в зависимости от заданной чистоты обработанной поверхности и жесткости системы.

Ряд опытов показал, что влияние радиуса при вершине резца в пределах 1—5 мм на скорость резания можно выразить следующим уравнением:

$$v = Cr^{\mu_v},$$

где μ_v — степень влияния радиуса при вершине резца на скорость резания.

В табл. 29 даны значения величин для различных условий работы [78].

Таблица 29

Обрабатываемый материал	Сталь		Чугун	
	Черновая обработка	Чистовая обработка	Черновая обработка	Чистовая обработка
u_1	0,1	0,2	0,1	0,08

Влияние сечения резца на скорость резания. С увеличением сечения резца улучшается отвод тепла через резец, в связи с чем уменьшается температура режущей части резца и он изнашивается медленнее, что позволяет увеличить стойкость резца или скорость резания.

На основании результатов различных исследований можно установить влияние сечения резца на скорость резания в следующем виде:

$$v = Cq^{p_r}v_0$$

где q — сечение резца в мм^2 ;

p_r — степень влияния сечения резца на скорость резания.

Значение p_r может быть рекомендовано при обработке стали равным 0,08, а при обработке чугуна — 0,04.

Как правило, сечение резца выбирается в зависимости от действующих сил резания, и чем больше эти силы, тем больше должно быть сечение резца, обеспечивающее виброустойчивость, прочность и жесткость резца.

§ 55. ВЛИЯНИЕ КАЧЕСТВА МАТЕРИАЛА (ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО И ОБРАБАТЫВАЕМОГО) НА СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ

Различные инструментальные материалы обладают различной износостойкостью. Обычно режущие свойства инструментальных материалов характеризуются скоростью резания и прочностью их при определенных стойкостях T_1 резца, получаемых при оптимальных углах резания для данного инструментального и обрабатываемого материалов.

Для сравнительной оценки различных инструментальных материалов проводят следующие опыты. Например, для твердых сплавов при определенной стойкости T_1 устанавливают скорости резания, допускаемые каждой маркой твердых сплавов из зависимости $T = f(v)$. Одну из марок твердого сплава принимают за эталон. Далее производят сравнение скоростей резания, допускаемых другими марками твердых сплавов, со скоростью, допускаемой эталонной маркой. Таким образом получают коэффициент $K_{и\phi}$, указывающий, насколько скорость резания данной марки инструмен-

тального материала больше или меньше скорости резания, допускаемой инструментальной маркой материала, принятой за эталон, например,

$$K_{uv} = \frac{v_{Т30К4}}{v_{Т15К6}}.$$

В табл. 30 даны значения K_{uv} для различных инструментальных материалов при черновой и чистовой обработке стальных и чугунных деталей при стойкости резцов в пределах 10—90 мм.

Таблица 30

Резец		Обрабатываемый материал	Ориентировочная область применения	Значение K_{uv} при	
Материал	Марка			$f \times s = 3 \times 0,7 \text{ мм}^2$	$f \times s = 1 \times 0,14 \text{ мм}^2$
Быстро-режущая сталь	P9	Сталь Чугун	Все виды обработки металлов резанием	$\frac{0,25}{0,3}$	$\frac{0,25}{0,3}$
Твердый сплав	T60Ko	Сталь	Чистовая обработка $s \leq 0,3 \text{ мм/об}$ $s \leq 0,5$	—	1,8 1,5
	T30K4			—	
	T15K6		Чистовая и получистовая обработка	1	1
	T14K8		Получистовая и черновая обработка	0,86	—
	T5K10		Черновая обработка	0,65	—
	BK2	Чугун	Чистовая и получистовая обработка	1,2	1,2
	BK3		Чистовая и получистовая обработка	1,15	1,15
	BK6		Получистовая и черновая обработка	1	1
	BK8		Черновая обработка	0,9	0,9
Керамические пластины		Сталь	Чистовая и получистовая обработка $s = 0,1 \div 0,5 \text{ мм/об}$	—	1,1 — 1,3
		Чугун	Чистовая и получистовая обработка $s = 0,1 \div 0,7 \text{ мм/об}$	—	1,5 — 2,0

Приведенные в табл. 30 относительные значения скорости резания K_v являются приближенными и зависят от марки обрабатываемых материалов, вида обработки (обточка, расточка, отрезка, фасонное точение и т. д.), диапазонов глубин резания, подачи и скоростей резания, геометрических параметров режущей части резцов, жесткости и виброустойчивости системы и других условий резания.

Качество обрабатываемого материала характеризуется химическим составом, структурой и физико-механическими свойствами.

С изменением качества обрабатываемого материала изменяются силы резания, температура на контактных поверхностях инструмента, интенсивность износа, скорость резания и чистота обработанной поверхности. Химический состав и термическая обработка сталей определяют: 1) физические свойства стали, важнейшим из которых является теплопроводность, влияющая на температуру резания; 2) структуру сталей, которая, в свою очередь, по-разному влияет на износ инструмента вследствие большего или меньшего наличия перлита в различных состояниях (пластинчатый или зернистый перлит) и карбидов легирующих элементов; 3) твердость и прочность сталей, которые определяют величины сил, действующих на резец, температуру резания и интенсивность износа.

С увеличением углерода в стали ($C > 0,15\%$) уменьшается ее теплопроводность, что приводит к увеличению температуры резания, увеличивается количество перлита, обуславливающее более быстрое изнашивание режущих инструментов, увеличивается твердость и прочность стали, что приводит к большим силам и к большей температуре резания и к снижению скорости резания. Структура, состоящая из пластинчатого перлита, больше изнашивает резец, чем структура, состоящая из зернистого (точечного) перлита.

Увеличение легирующих элементов — марганца, кремния, хрома, вольфрама и т. п. — при одном и том же содержании углерода, как правило, приводит к меньшей теплопроводности стали, к большему содержанию карбидов, сильно изнашивающих резец, и к большей твердости и прочности стали, что, в свою очередь, увеличивает силы резания, температуру резания и снижает скорость резания.

Следует отметить, что прибавка фосфора (до $0,12\%$) и серы (до $0,3\%$) в малоуглеродистой стали ($0,1\% C$) приводит к возможности повышения скорости резания, так как в этом случае уменьшаются вязкость стали и ее механические свойства (главным образом ударная вязкость и усталостная прочность), вследствие чего уменьшаются силы резания, температура контактных площадок резца и интенсивность износа.

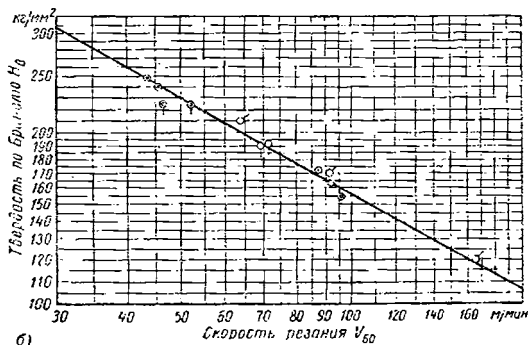
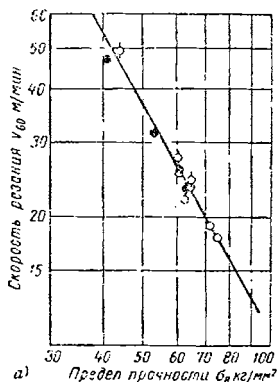
Присадка свинца (до $0,25\%$) в сталях обеспечивает возможность увеличения скорости резания. Свинцовистые стали имеют меньшую вязкость и, кроме того, при ее резании уменьшаются силы трения.

Приблизительно можно установить влияние предела прочности при растяжении или твердости обрабатываемого материала на скорость резания в пределах одной группы обрабатываемых материалов

при обработке их без корки и окалины. На фиг. 224, а показано влияние предела прочности при растяжении стали на скорость резания по данным различных исследований при обработке углеродистой стали резцами из быстрорежущей стали с глубиной резания $t = 4$ мм и подачей $s = 1$ мм/об. На фиг. 224, б приведена зависимость между твердостью чугуна и скоростью резания по данным различных исследований [89] при обработке чугуна резцом, оснащенным твердым сплавом марки ВК8 с глубиной резания $t = 3$ мм и подачей $s = 0,5$ мм/об.

На этих фигурах видно, что с увеличением предела прочности при растяжении углеродистой стали или твердости чугуна скорость резания резко уменьшается.

Из обобщения различных исследований можно установить следующую приближенную математическую за-



Фиг. 224. Зависимость между твердостью и скоростью резания при обработке чугуна резцами, оснащенными твердым сплавом ВК8.

висимость между твердостью обрабатываемого материала и скоростью резания в пределах одной группы этих материалов при обработке детали без окалины:

$$v = \frac{C}{H_B^{0.75}}, \quad (121)$$

где n_v — показатель степени влияния твердости обрабатываемого материала на скорость резания.

Значения показателя n_v дано в табл. 31.

Таблица 31

Обрабатываемые материалы	Углеродистые стали	Легированные стали	Чугун и медные сплавы
Показатель степени n_v	1,75	1,5	1,75

Различные группы обрабатываемых материалов при одной и той же твердости имеют различное значение скорости резания. Следовательно, для уточнения влияния качества обрабатываемого материала необходимо в вышеуказанную зависимость между скоростью резания и твердостью обрабатываемого материала ввести поправочный коэффициент K_{mv} , который может быть определен как отношение скорости резания $\frac{v_2}{v_1}$ одной группы обрабатываемых материалов к другой, принятой за эталон (при одной и той же твердости), а именно:

$$K_{mv} = \frac{v_2}{v_1}.$$

Значения коэффициента K_{mv} для различных групп материалов приведены в табл. 32.

Таблица 32

Обрабатываемый металл	K_{mv}
Автоматная сталь	1,2
Углеродистая сталь $C \leq 0,6\%$ $C > 0,6\%$	0,85 1,0
Хромистая, хромоникелевая, хромованадиевая, хромоникельванадиевая, никелевая, никельмолибденовая, хромоникельмолибденовая, хромолибденованадиевая, молибденовая сталь	1,1
Марганцовистая, хромомарганцовистая, хромомарганцевомолибденовая, хромомарганцевотитановая, хромокремнистая, хромокремнемарганцевая, хромокремнемолибденовая, хромоникельсвая, хромолибденоалюминиевая и хромоалюминиевая сталь	0,9
Хромистая и вольфрамовая инструментальная сталь	0,75

Как показывают данные табл. 34, коэффициент $K_{c. п.}$ повышается с увеличением твердости обрабатываемого чугуна. Это объясняется тем, что поверхностный слой приближается к твердости основной массы металла, а следовательно и скорость резания соответственно снижается меньше.

Зависимость между скоростью резания и качеством обрабатываемого материала с учетом приведенных выше коэффициентов может быть представлена в следующем виде:

$$v = \frac{CK_{\mu} K_{c. п.} K_{c. п.}}{H_B^n} \quad (122)$$

§ 56. ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ СВОЙСТВ ЖИДКОСТИ НА СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ

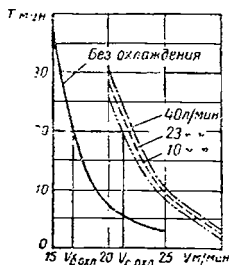
Увеличение стойкости реза или скорости резания зависит от физических свойств (теплопроводности, теплоемкости, вязкости и т. п.) и количества подводимой жидкости, а также от способа ее подвода к инструменту. Эффективность применения смазочно-охлаждающих жидкостей зависит также от сечения среза, скорости резания и физико-механических свойств обрабатываемого материала и материала режущего инструмента.

В настоящее время при точении на токарных станках широко применяются эмульсии, веретенное масло, сульфорезолы и компаундированные масла (при чистовой обработке деталей и при работе на полуавтоматах и автоматах). Масла обычно применяют в том случае, когда хотят получить более чистые обработанные поверхности.

Обычно смазочно-охлаждающие жидкости, как сообщалось ранее, подводятся сверху в место отделения стружки от детали.

На фиг. 225 [14] показано влияние количества жидкости на стойкость реза: кривые на фигуре показывают, что эффективность применения смазочно-охлаждающей жидкости резко понижается с изменениями расхода жидкости от 10 до 40 л/мин. Следовательно, для черновой обработки сталей можно рекомендовать расход жидкости в пределах 8—12 л/мин, а для чистовой 4—6 л/мин.

При обычном способе охлаждения давление жидкости выбирается незначительным во избежание разбрызгивания и для спокойного омыwania места отделения стружки в целях большего отвода количества тепла из зоны резания.



Фиг. 225. Стойкость реза в зависимости от скорости резания и количества охлаждающей жидкости.

Эффективность применения смазочно-охлаждающей жидкости обычно выражается коэффициентом $K_{ов}$, который определяется отношением скорости резания, допускаемой при работе с охлаждением, к скорости резания, допускаемой при работе без охлаждения:

$$K_{ов} = \frac{v_{с\,охла}}{v_{без\,охла}}.$$

Эффективность охлаждения понижается с уменьшением сечения среза и с увеличением прочности обрабатываемого материала. При чистовой обработке деталей с подачей $s \leq 0,3$ мм/об с охлаждением скорость резания повышается на 5—8%, а при черновой — на 15—25%.

В табл. 35 [14] приведены приближенные значения коэффициента эффективности применения смазочно-охлаждающих жидкостей $K_{ов}$ при обработке материалов с различной прочностью.

Таблица 35

Сталь σ_b в кг/мм ²	Коэффициент $K_{ов}$	Хромоникелевая сталь σ_b в кг/мм ²	Коэффициент $K_{ов}$	Ковкий чугун и стальное литье	Коэффициент $K_{ов}$	Цветные металлы и сплавы	Коэффициент $K_{ов}$
30—40	1,25	40—50	1,25	Ковкий чугун: мягкий средней твердости твердый Стальное литье: мягкое средней твердости твердое	1,20 1,15	Латунь: мягкая средней твердости твердая	1,20 1,15
40—50	1,25	50—60	1,25				
50—60	1,20	60—70	1,20				
60—70	1,20	70—80	1,20		1,05	Алюминий: мягкий средней твердости	1,10
70—80	1,20	80—90	1,20				
80—90	1,15	90—100	1,15		1,2		1,20
90—100	1,15	Св. 100	1,15		1,15		

Как показали опыты [72], при обработке стали марки 50 резцом из быстрорежущей стали с глубиной резания $t = 3$ мм при подаче $s = 0,69$ мм/об охлаждение эмульсией (5—8%-ный раствор эмульсола в воде), подводимой под давлением 25—30 кг/см² через щель в теле резца длиной 3,4 мм и шириной 0,55 мм и расходе жидкости 1,9 л/мин, повышает скорость резания на 14,5% по сравнению со скоростью, допускаемой при обычном охлаждении и расходе жидкости 8 л/мин. Можно предполагать, что такой способ охлаждения более резко уменьшает трение при резании металлов, и жидкость в распыленном состоянии, соприкасаясь с нагретым резцом, деталью и стружкой, быстро испаряется и отводит больше теплоты, чем обильная струя жидкости при обычном способе охлаждения, так как

теплота, отбираемая испарением, больше теплоты, отводимой путем теплопроводности.

Влияние смазочно-охлаждающей жидкости на скорость резания при обработке стали резцами, оснащенными твердым сплавом Т15К6, меньше, чем при работе резцами из быстрорежущей стали. Исследования показывают, что применение эмульсии (5%-ный раствор эмульсола в воде) при черновом скоростном резании стали твердостью $H_B = 200$ позволяет повысить скорость резания на 12%, а при чистовом — на 3—7%.

При обработке твердой стали 18ХНМА с $\sigma_b = 90 \text{ кг/мм}^2$ с применением смазочно-охлаждающей жидкости скорость резания не повышается.

При обработке серого чугуна резцами из быстрорежущей стали или оснащенными твердым сплавом с применением смазочно-охлаждающих жидкостей скорость резания повышается на 12—16%. Обычно же при обработке чугуна смазочно-охлаждающие жидкости при точении не применяются по причинам, указанным раньше.

§ 57. ОБЩИЙ ВИД ФОРМУЛ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СКОРОСТЕЙ РЕЗАНИЯ

Наружное продольное точение. На основании вышеизложенного о влиянии различных факторов на скорость резания можно написать в общем виде приближенную формулу скорости резания для наружного продольного точения:

$$v = \frac{C_v r^u q^p K_{H_B} K_{\sigma_v} K_{\tau_v} K_{\varphi_v} K_{\eta_v}}{T^m l^x v_s^y H_B^n \varphi^z v_{\varphi_1}^k} \quad (123)$$

Для упрощения развернутой формулы часто некоторые факторы, влияющие на скорость резания в явном виде (T , H_B , φ , τ_1 , l и q), заменяются соответствующими коэффициентами K_{T_v} , $K_{H_B v}$, $K_{\varphi v}$, K_{σ_v} , K_{τ_v} и K_{q_v} , характеризующими влияние указанных факторов на скорость резания. Тогда формула скорости резания будет иметь следующий вид:

$$v = \frac{C'_v}{l^x v_s^y},$$

где

$$C'_v = C_v K_{r_v} K_{q_v} K_{\sigma_v} K_{H_B v} K_{\eta_v} K_{\tau_v} K_{\varphi_v} K_{\eta_v},$$

где K_{H_B} — коэффициент, характеризующий влияние величины износа резца на скорость резания.

Значения коэффициента K_{H_B} приведены в табл. 36. Значения остальных коэффициентов были приведены в табл. 24, 30, 32—35.

Таблица 36

Обрабатываемый материал	Материал режущего инструмента	Значение K_{pv} при износе по заданной поверхности h_z				
		0,5	1	2	3	4
Обработка стали с охлаждением	Быстрорежущая сталь	0,93	0,95	1,0	—	—
Обработка стали без охлаждения	Твердые сплавы группы ТК	—	1	1,3	—	—
Обработка чугуна без охлаждения	Быстрорежущая сталь	—	—	0,93	0,95	1

Растачивание и поперечное точение. Опытами установлено [90], что влияние глубины резания, подачи и других факторов резания на скорость резания при растачивании и поперечном точении остается таким же, как и для наружного продольного точения. Здесь только необходимо учесть влияние на скорость резания диаметра расточки, направления подачи и геометрических параметров режущей части резцов (углы в плане φ и φ_1) при поперечном точении.

Следовательно, скорость резания при растачивании v_p или поперечном точении v_n подсчитывается по ранее приведенной формуле для наружного продольного точения с последующим умножением на поправочный коэффициент:

$$v_p = v K_{pv};$$

$$v_n = v K_{nv},$$

где K_{pv} — коэффициент, характеризующий влияние диаметра растачиваемого отверстия на скорость резания;

K_{nv} — коэффициент, характеризующий влияние условий работы при поперечном точении на скорость резания.

В табл. 37 и 37а приводятся значения указанных коэффициентов.

Таблица 37

Значение коэффициента K_{pv}

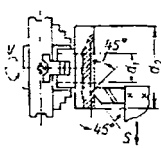
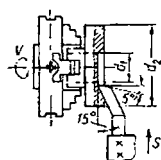
Вид обработки		K_{pv}
Наружное продольное точение		1
Растачивание	до $\varnothing 75$ мм	0,8
	$\varnothing 75-150$ мм	0,9
	$\varnothing 150-250$ мм	0,95
	Свыше $\varnothing 250$ мм	1,0

Таблица 37а

Значение коэффициента K_{nv}

Направление резания и тип резца		Коэффициент K_{nv} при $\frac{d_2 - d_1}{2}$			
		0,2	0,6	0,8	1,0
Прямое резание торцевым резцом		0,65	0,68	0,71	0,92
Прямое резание правым отогнутым резцом		0,78	0,80	0,84	1,04
Наружное продольное точение		1,00	1,00	1,00	1,00
Прямое резание левым прямым резцом		1,03	1,08	1,03	1,29

Продолжение табл. 37а

Направление резания и тип резца		Коэффициент K_{nv} при $\frac{d_2 - d_1}{2}$			
		0,2	0,6	0,8	1,0
Обратное резание прямым правым резцом		1,16	1,18	1,22	1,43
Обратное резание подрезным резцом		1,47	1,49	1,53	1,74

Работа отрезными и прорезными резцами. Скорость резания при работе отрезными и прорезными резцами может быть подсчитана по формуле

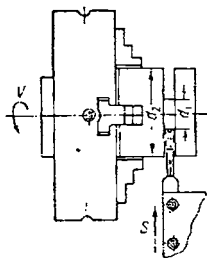
$$v = \frac{C_v^*}{s^{y_v}},$$

где

$$C_v^* = CK_{T_v} K_{H_{B_v}} K_{M_{T_v}} K_{C_v} K_{nv} K_{d_v},$$

K_{d_v} — коэффициент, характеризующий влияние отношения разности между наружным диаметром d_2 и диаметром d_1 , до которого производится прорезка, к наружному диаметру (фиг. 226).

Значения постоянной C_v^* и показателя степени при подаче y_v и коэффициента K_{d_v} приводятся в табл. 38.



Фиг. 226. Влияние на стойкость резца отношения разности между наружным диаметром d_2 и диаметром d_1 , до которого производится прорезка.

Таблица 38

Значение коэффициентов C_v^* и y_v

Материалы резца	Обрабатываемый материал	Условия работы			
		с охлаждением		без охлаждения	
		Коэффициент и показатель степени			
		C_v^*	y_v	C_v^*	y_v
Быстроре- жущая сталь	Сталь, стальное литье, алюминиевые и маг- ниевые сплавы	7,60	0,66	—	—
	Ковкий чугун	8,10	0,50	—	—
	Серый чугун и медные сплавы	—	—	8,94	0,40
Твердый сплав марки Т15К6	Сталь, стальное литье, алюминиевые и маг- ниевые сплавы	47,6	0,35	31,8	0,35
Твердый сплав марки BK8	Алюминиевые и маг- ниевые сплавы	17,10	0,5	15,50	0,50
	Чугун и медные спла- вы	—	—	15,00	0,40

Значение коэффициента K_{dv}

Тип станка	Значение коэффициента K_{dv} при $\frac{d_2 - d_1}{2}$				
	1,0	0,5	0,25	0,1	0,05
С вращательным главным движением	1,0	0,97	0,93	0,89	0,86

Работа фасонными резцами. Скорость резания при обработке деталей с охлаждением фасонными резцами на полуавтоматах и автоматах [91] может быть подсчитана по формуле

$$v_{120} = \frac{6,55}{s_{0,5}} K_{H_{Bv}} K_{M_{Cv}} K_{uv} K_{fv} K_{H_{3v}}, \quad (124)$$

где v_{120} — скорость резания при стойкости резца $T = 120$ мин.;
 K_{fv} — коэффициент, характеризующий влияние стойкости резца на скорость резания;
 $K_{H_{3v}}$ — коэффициент, характеризующий влияние величины износа на скорость резания.

Ниже приводятся значения коэффициентов K_{T_v} и $K_{h_{зв}}$.

Стойкость резца T в мин.	36	40	60	90	120	150	180	240
K_{T_v}	1,44	1,32	1,19	1,08	1,0	0,95	0,9	0,84

Характер обработки	Черновая обработка; износ по задней поверхности $h = 0,8 \rightarrow 1,0$ мм	Чистовая обработка; износ по задней поверхности $h_z = 0,4 \rightarrow 0,5$ мм
$K_{h_{зв}}$	1	0,83

§ 58. АНАЛИЗ УРАВНЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОЙ МОЩНОСТИ

Для более четкого представления об изменении эффективной мощности в зависимости от глубины резания, подачи, стойкости резца, качества обрабатываемого материала, материала режущего инструмента и т. д. необходимо в уравнение мощности

$$N_e = \frac{P_z v}{60 \cdot 75 \cdot 1,36} \text{ кВт}$$

подставить значения силы P_z и скорости резания v , выраженные через указанные выше факторы.

Уравнение для подсчета силы резания P_z в общем виде

$$P_z = C_s t^{x_P} s^{y_P} H_B^{n_P}.$$

а для скорости резания v

$$v = \frac{C_v K_{av}}{T^{m_v} t^{x_v} s^{y_v} H_B^{n_v}}. \quad (125)$$

Подставляя числовое значение степени влияния глубины резания, подачи, твердости обрабатываемого материала и стойкости в указанные уравнения для случая обработки углеродистой стали $H_B \geq 170$ с подачей $s \geq 0,3$ мм/об, получим

$$P_z = C_s t^{0,75} s^{0,75} H_B^{0,75};$$

$$v = \frac{C_v K_{av}}{T^{0,125} t^{0,2} s^{0,66} H_B^{1,75}}.$$

Если подставить значение силы P_z и скорости резания v в уравнение мощности, то получим

$$N_s = \frac{C_z C_v}{65 \cdot 75 \cdot 1,36} \cdot \frac{t^{x P_z - x} v^{y P_z - x} K_u}{T^m H_B^{n P_z - n}}$$

После подстановки значений x , y и n уравнение примет вид

$$\begin{aligned} N_s &= \frac{C_z C_v}{60 \cdot 75 \cdot 1,36} \cdot \frac{t^{1-0,25} s^{0,75-0,03} K_u}{T^{0,125} H_B^{1,75-0,1}} = \\ &= \frac{C_z \cdot C_v}{60 \cdot 75 \cdot 1,36} \cdot \frac{t^{0,75} s^{0,09} K_u}{T^{0,125} H_B} \end{aligned}$$

Последнее уравнение показывает, что с увеличением глубины резания резко растет эффективная мощность (в степени 0,75), а с увеличением подачи мощность растет очень мало, так как сила резания от увеличения подачи растет в степени 0,75, а скорость резания уменьшается в степени 0,66. С увеличением стойкости резца мощность уменьшается в степени 0,125.

Из данного уравнения также видно, что с увеличением твердости обрабатываемого материала эффективная мощность резко уменьшается, так как с увеличением твердости сила резания растет в степени 0,75, а скорость резания уменьшается в степени 1,75.

При переходе с обработки резцами из быстрорежущей стали к обработке резцами, оснащенными твердым сплавом, мощность может увеличиться в 4—7 раз, так как скорости резания при работе резцами, оснащенными твердыми сплавами, обычно в 4—7 раз больше по сравнению со скоростями при работе резцами из быстрорежущей стали.

На основании данного анализа уравнения мощности можно установить, что мощность станков должна быть больше при черновой обработке деталей с меньшей твердостью и при работе резцами, оснащенными твердыми сплавами.

§ 39. ВИБРАЦИИ, ВОЗНИКАЮЩИЕ ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

Вопрос о вибрациях является настолько большим и так мало изученным, что он требует специального рассмотрения. Поэтому в объеме данного учебника будут рассмотрены лишь основные и к тому же элементарные положения, касающиеся вибраций при резании.

В процессе резания могут иметь место колебания системы станок — деталь — инструмент, совершающиеся с той или иной частотой. Такие колебания называют вибрациями.

Вибрации увеличивают износ инструмента, особенно из твердых сплавов и минералокерамических материалов, ухудшают чистоту

обработанной поверхности и уменьшают стойкость инструментов, увеличивают износ металлорежущих станков. Особенно остро вопрос о вибрациях встал в связи с развитием скоростного резания.

В настоящее время имеется ряд исследовательских работ, направленных на разрешение причин возникновения вибраций системы в процессе резания [92] — [99]*, тем не менее ввиду сложности вопроса эти причины во многих случаях остаются невыясненными и борьба с вибрациями в практических условиях зачастую происходит еще ощупью. Наблюдения показывают, что на вибрации, например при точении, влияют следующие основные факторы:

- 1) режимы резания (v , t , s);
- 2) геометрия инструмента (α , γ , φ , φ_1 , r , λ);
- 3) жесткость системы станок — деталь — инструмент;
- 4) жесткость приспособлений;
- 5) гашение и демпфирование.

Колебания или вибрации можно разделить на а) вынужденные, когда причиной колебания является периодически действующая возмущающая сила, и б) автоколебания, совершающиеся без действия периодической возмущающей силы. В процессе резания могут иметь место оба вида колебательных движений; тем не менее основным видом являются автоколебания.

Возмущающими силами вынужденных колебаний могут быть:

- 1) неуравновешенные части станка, например шкивы, зубчатые колеса, валы;
- 2) дефекты в передаточных звеньях станка, вызывающие периодические удары;
- 3) вибрации близко расположенного оборудования;
- 4) неуравновешенность (дисбаланс) обрабатываемой детали;
- 5) неуравновешенность вращающегося инструмента (резцовых головок, фрез, шлифовальных кругов);
- 6) неравномерный припуск на обработку детали;
- 7) наличие эластичной стружки;
- 8) наличие стружки надлома.

Таким образом, вынужденные колебания могут быть вызваны или дисбалансом вращающихся частей станка, приспособлений, обрабатываемой детали и инструментов, или неисправностью передаточных механизмов станка, или, наконец, самим процессом резания. Но это не значит, что при наличии упомянутых причин будут обязательно иметь место вибрации.

Теория вынужденных колебаний излагается в механике, где приводятся математические уравнения, характеризующие эти колебания.

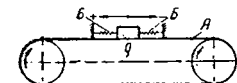
Автоколебательной системой можно назвать такую, когда при наличии какого-либо сопротивления могут возникнуть периодические процессы при отсутствии периодической возмущающей силы,

* В библиографии указаны лишь некоторые работы.

причем амплитуда этих процессов при установившемся режиме не зависит вообще от начальных условий [16].

Наглядным примером автоколебательной системы может служить модель Ван-дер-Поля (фиг. 227), где на движущейся ленте A положен груз q , прикрепленный пружинами B к неподвижным точкам. При вращении ленты вследствие возникновения «отрицательной» силы трения груз q имеет автоколебания [94].

Впервые на автоколебания в процессе резания было указано Н. А. Дроздовым [92], но более глубокое исследование этого процесса было произведено А. И. Кашириным [94] и А. П. Соколовским [95].



Фиг. 227. Модель Ван-дер-Поля;

A — движущаяся лента; B — пружина; q — груз.

Причинами автоколебаний системы в процессе резания, как показывают результаты имеющихся исследований, являются:

- 1) изменения сил трения на поверхностях резания инструмента в зависимости от скорости резания и продолжительности работы;
- 2) изменения сил резания за счет изменения пластичности обрабатываемого металла;
- 3) появление переменной силы резания за счет срыва наростов;
- 4) следы вибраций от предыдущего прохода, вызывающие изменение сил резания при последующем проходе;
- 5) упругие деформации обрабатываемой детали и упругие деформации резца, вызывающие изменение сил резания;
- 6) зазоры в подшипниках шпинделя, зазоры в суппорте и направляющих, неплотность стыковых соединений, вызывающие изменение состояния системы в процессе работы.

На основании экспериментальных данных [97] можно установить, что с возрастанием скорости резания амплитуда колебания сначала растет, а затем падает. Наибольшая амплитуда находится примерно в зоне «горба» зависимости $\zeta_r = f(v)$.

Те же эксперименты показывают, что при увеличении глубины резания (ширины резания) амплитуда увеличивается (фиг. 228).

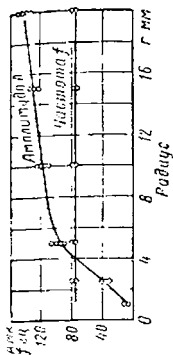
При увеличении толщины стружки амплитуда уменьшается [97].

На основании того же экспериментального материала [97] на фиг. 229 представлена зависимость амплитуды и частоты колебания от главного угла в плане ϕ .

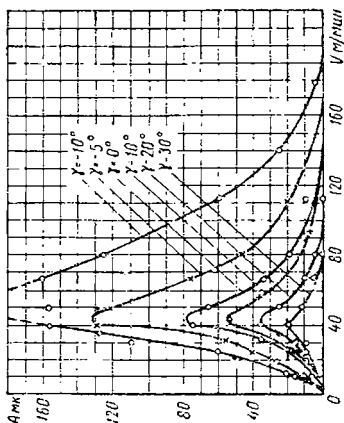
Влияние радиуса округления у вершины r представлено на фиг. 230.

Влияние переднего угла γ показано на фиг. 231.

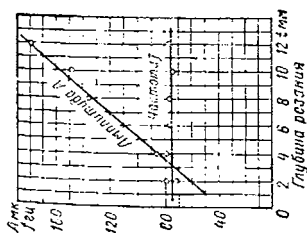
В настоящее время советскими исследователями накоплен значительный экспериментальный материал, позволяющий судить о влиянии геометрии инструмента и жесткости системы на вибрации, а также дающий возможность решать ряд вопросов, связанных с конструированием и эксплуатацией металлорежущих станков [98].



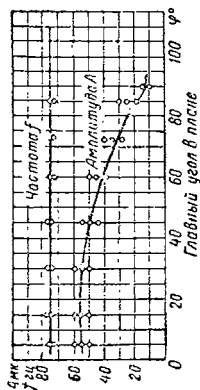
Фиг. 230. Влияние радиуса округления при вершине r на частоту и амплитуду колебания



Фиг. 231. Влияние переднего угла γ на амплитуду колебания.



Фиг. 228. Влияние глубины резания (ширины среза) на амплитуду колебания и частоту



Фиг. 229. Влияние главного угла в плане на частоту и амплитуду колебания.

Эти исследования показывают, что на интенсивность вибраций в процессе резания большое влияние оказывают жесткость станка и жесткость обрабатываемой детали.

Большое значение имеет вопрос об отладке станка, касающийся устранения зазоров и создания плавности перемещения его механизмов и пр.

Следует также указать на попытки создания виброустойчивой формы режущих инструментов, например, предложенная работником Горьковского механического завода Д. И. Рыжковым.

Экспериментальные данные, касающиеся влияния геометрии инструмента на вибрации, с достаточной очевидностью показывают, что выбор геометрических параметров для практических условий должен быть ориентирован не только на физико-механические свойства обрабатываемого металла, но и на жесткость системы.

Кроме известных средств для предохранения от вибраций при резании, например применение люнетов и пр., в последнее время получают распространение так называемые виброгасители. Большие работы по созданию виброгасителей были сделаны под руководством проф. А. П. Соколовского в Ленинградском политехническом институте имени М. И. Калинина, а также Д. И. Рыжковым [93], [96], [98], [99].

§ 60. ЧИСТОТА ОБРАБОТАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ

Качество поверхностного слоя обработанной детали определяется ее геометрической характеристикой, т. е. отклонением реальной поверхности от заданной чертежом, а также физической характеристикой, т. е. отклонением физических свойств верхнего слоя от физических свойств основной массы материала.

Отклонения реальной поверхности от идеальной могут быть макрогеометрические, характеризующиеся: а) нерегулярными отклонениями (эллипсностью, конусностью, бочкообразностью — для цилиндров, или выпуклостью и вогнутостью — для плоскостей) и б) закономерно повторяющимися отклонениями (волнистостью поверхности, где волны имеют периодический и непериодический характер, т. е. шаг и высота волн могут быть одинаковыми и неодинаковыми, причем шаг волн в несколько сот раз больше их высоты).

Одновременно отклонения реальной поверхности от заданной чертежом могут быть и микрогеометрические, характеризующиеся микропоровостями, имеющими различную величину, форму и ориентацию [100].

Отклонение физических свойств верхнего слоя от физических свойств основной массы исходного металла характеризуется возникновением в этом слое новой структуры с другими механическими свойствами и остаточными напряжениями (см. главу V), а также изменением износостойкости, коррозионной и эрозийной устойчивости.

Качество обработанной поверхности определяет эксплуатационные свойства деталей машин, так как разрушение деталей обычно начинается с верхнего слоя.

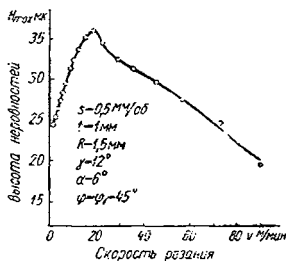
Следовательно, всесторонняя оценка качества верхнего слоя детали, т. е. знание макрогеометрии, микрогеометрии поверхностей детали и физико-механических свойств этого слоя, дает возможность более точно определить прочность и износоустойчивость деталей машин и установить оптимальное значение качества поверхностного слоя для различных случаев эксплуатации машин.

Микрогеометрия поверхности — чистота обработанной поверхности — формируется в результате рабочего движения инструмента, но так как в процессе резания имеет место упругая и пластическая деформация и застой материала (нарост), то следы рабочего движения инструмента отличаются от формы и неровности режущих кромок.

Режимы резания, геометрические параметры режущей части резца, шероховатость режущей кромки, качество материала режущего инструмента и обрабатываемого материала, износ режущего инструмента, жесткость и виброустойчивость системы инструмент—деталь—станок влияют в большей или меньшей мере на чистоту обработанной поверхности либо непосредственно (следы рабочего движения инструмента определенной формы), либо через изменение упругой деформации (вибрация, упругое восстановление обработанной поверхности) и пластической деформации, которая характеризуется усадкой стружки, наклепом обработанной поверхности и застойной зоной (наростом). Ниже приводится влияние указанных факторов на чистоту обработанной поверхности.

Скорость резания в сильной мере влияет на чистоту обработанной поверхности. На фиг. 232, приведенной в качестве примера, видно, что с увеличением скорости резания высота микронеровности обработанной поверхности возрастает и достигает максимума при скорости резания $v = 15-20 \text{ м/мин}$. С дальнейшим увеличением скорости резания эта высота микронеровности вначале резко, а потом постепенно уменьшается. Следовательно, более чистые поверхности можно получить при малой или большой скорости резания.

Такое изменение высоты неровностей зависит главным образом от наличия и высоты нароста, образующегося на резце. Как было указано ранее, нарост образуется при определенных условиях резания и по достижении определенной высоты срываясь и образуяся



Фиг. 232. Изменение пластической зоны и высоты неровностей при изменении скорости резания.

вновь, вследствие чего и получается неровно обработанная поверхность.

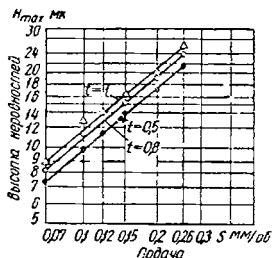
Следует отметить, что положение максимумов неровности обработанной поверхности зависит также и от других условий резания — обрабатываемого материала, подачи, углов в плане и т. д.

Изменение глубины резания почти не влияет на деформацию, и поэтому высота неровностей обработанной поверхности изменяется незначительно.

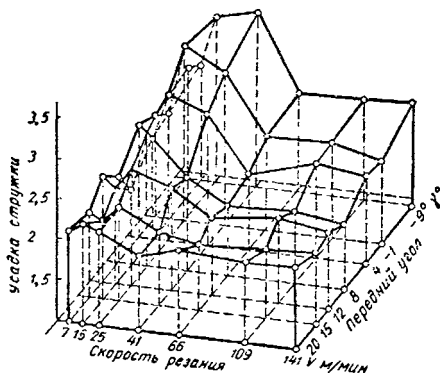
С увеличением подачи высота неровностей обработанной поверхности возрастает (фиг. 233) в результате увеличения пластической деформации и увеличения шага продвижения резца.

С увеличением заднего угла высота микронеровности незначительно уменьшается за счет уменьшения контакта задней поверхности с обработанной поверхностью [101].

Фиг. 233. Влияние подачи на высоту неровностей при обработке стали 45 при различных глубинах резания.



С увеличением переднего угла максимальная высота микронеровности обработанной поверхности уменьшается за счет уменьше-



Фиг. 234. Пространственная диаграмма зависимости усадки стружки от скорости резания и переднего угла.

ния упругой и пластической деформации поверхностного слоя обрабатываемой детали. Как видно из фиг. 234, степень влияния

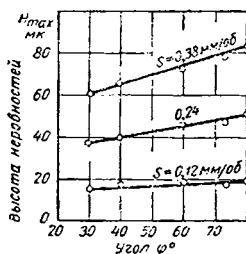
переднего угла на усадку стружки будет зависеть от диапазона скоростей резания [102]. Чем меньше пластическая деформация, тем меньше и степень влияния переднего угла на высоту неровности обработанной поверхности.

С увеличением главного угла в плане максимальная высота микронеровности незначительно увеличивается вследствие увеличения деформации у вершины резца (фиг. 235). Там же видно, что с уменьшением подачи уменьшается и степень влияния главного угла в плане на высоту неровности обработанной поверхности.

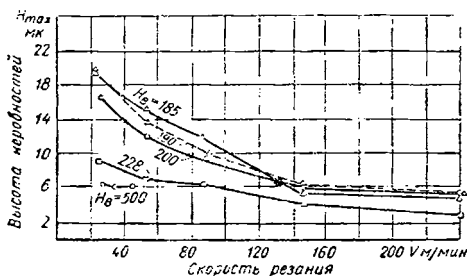
С увеличением вспомогательного угла в плане максимальная высота микронеровности увеличивается или остается неизменной.

С увеличением радиуса при вершине резца максимальная высота микронеровности уменьшается [102]. При этом с уменьшением подачи степень влияния радиуса на высоту неровности также уменьшается.

С увеличением угла наклона главной режущей кромки увеличивается максимальная высота микронеровностей. Степень влияния



Фиг. 235. Высота неровности при различных главных углах в плане при обработке стали 45; $v = 12$ м/мин.



Фиг. 236. Зависимость высоты неровности от скорости резания для стали 45 при различной твердости; $t = 1$ мм; $s = 0,105$ мм/об; $r = 1,5$ мм; $\alpha = 8^\circ$; $\gamma = +5^\circ$; $\varphi = 45^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$. Резец оснащен твердым сплавом Т15К6.

угла наклона главной режущей кромки понижается с уменьшением подачи.

С увеличением твердости обрабатываемой стали марки 45 максимальная высота неровностей уменьшается (фиг. 236) вследствие

уменьшения пластической деформации в процессе резания. Следует отметить, что с увеличением скорости резания степень влияния твердости стали резко убывает, так как при больших скоростях резания величина пластической деформации весьма заметно уменьшается.

При работе со смазочно-охлаждающими жидкостями максимальная высота микронеровности уменьшается по сравнению с работой в сухую.

Доводка реза делает режущую кромку и поверхности реза более ровными, что приводит к меньшей высоте микронеровностей обработанной поверхности.

При работе с охлаждением с увеличением износа реза (например, из быстрорежущей стали) по задней поверхности высота микронеровности вначале немного уменьшается, затем она увеличивается и достигает максимального значения при $h_z = 1,0 \div 1,1$ мм, а затем снова уменьшается. Такое изменение высоты неровностей обработанной поверхности можно объяснить искажением геометрических параметров режущей части реза при износе и в связи с этим изменением пластической деформации.

Как известно, по мере работы реза появляется износ по передней и задней поверхности. В первые минуты работы реза (с охлаждением) получается как бы приработка задней поверхности реза к обработанной поверхности, что приводит к уменьшению высоты микронеровности. С дальнейшим увеличением износа высота неровностей увеличивается вследствие неравномерного износа реза вдоль режущей кромки. При износе 1—1,2 мм наступает прорыв режущей кромки, действительный главный угол в плане уменьшается, а радиус сопряжения кромок увеличивается, что приводит к некоторому уменьшению высоты неровностей. Следует отметить, что максимальная высота микронеровностей несколько уменьшается при продвижении реза от задней к передней бабке станка.

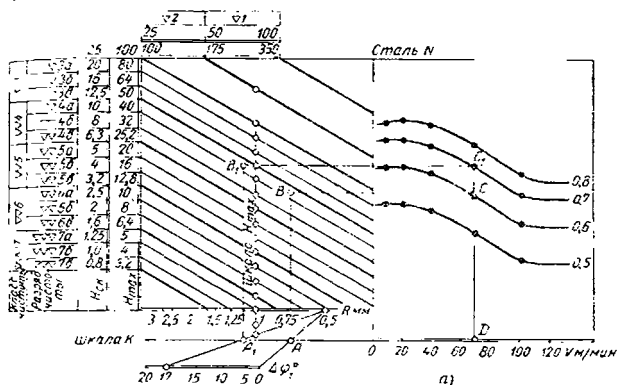
На основании вышеприведенных частных зависимостей в части влияния различных факторов на максимальную высоту микронеровностей обработанной поверхности обычно выводятся обобщенные формулы с поправочными коэффициентами для подсчета высоты микронеровностей для различных условий обработки деталей.

По этим обобщенным формулам составляются таблицы или номограммы, по которым можно легко определить высоту неровностей или по заданному классу чистоты найти допустимую подачу при определенных выбранных условиях работ. Такие таблицы или номограммы помещаются в нормативах по режимам резания, которыми пользуются при назначении подачи по заданному классу чистоты.

На фиг. 237, а в качестве примера приведена номограмма для определения высоты неровностей обработанной поверхности [102].

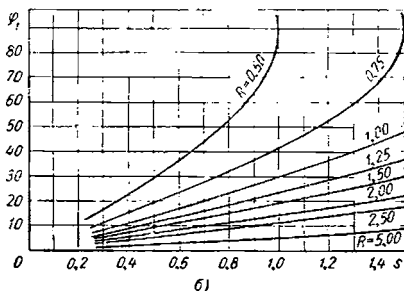
Для определения подачи, обеспечивающей заданную чистоту обработанной поверхности, например $\nabla \nabla 4a$, по шкале R номограммы берется точка, соответствующая выбранному радиусу при вершине

реза 0,5 мм и соединяется с точкой O , находящейся на шкале $\Delta\varphi_1^0$ (в данном случае получается, что прямолинейные части вспомогательной режущей кромки не принимают участия в образовании профиля поверхности). От точки пересечения прямой со шкалой K



Фиг. 237. Номограмма для определения величины подачи в зависимости от заданной высоты неровностей:

а — схема; б — график, устанавливающий участки вспомогательного угла и плане в зависимости от подачи для определенного значения радиуса при вершине реза.



проводится вертикаль вверх до поля, ограниченного наклонными, соответствующими тому разряду чистоты, который требуется получить, т. е. $\nabla \nabla 4a$.

Через точку B проводится горизонталь до пересечения с вертикалью, проведенной через точку D , определяющей скорость резания $v = 70$ м/мин, и читается подача, соответствующая данной кривой: $s = 0,6$ мм/об.

Для полученной подачи $s = 0,6$ мм/об и заданного R необходимо проверить, не будет ли вспомогательный угол φ влиять на величину $H_{\max}$.

Для этого определяется на фиг. 237, б по известным s и R значение угла φ_1 , который в данном случае равняется 37° .

Если выбранный вспомогательный угол в плане будет больше 37° , то прямолинейный участок вспомогательной режущей кромки не принимает участия в образовании профиля.

Если вспомогательный угол в плане выбран равным 20° , то $\Delta\varphi_1 = 37 - 20 = 17^\circ$. Соединив (фиг. 237, а) точки $R = 0,5$ и $\Delta\varphi_1 = 17^\circ$ прямой, получим на шкале K точку A_1 , из которой проводим вертикаль до класса чистоты $\nabla\nabla 4a$ (точка B_1). Через точку B_1 проводим горизонталь до пересечения с вертикалью, соответствующей скорости резания $v = 70$ м/мин, и находим точку C_1 на кривой, соответствующей подаче $s = 0,7$ мм/об.

§ 61. МЕТОДИКА УСТАНОВЛЕНИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Под рентабельными режимами резания на станках понимаются такие режимы, при которых получается наименьшая трудоемкость, т. е. наименьшее количество времени затрачивается на производство детали с учетом минимальной себестоимости изготовления детали.

Мерилом рентабельности обработки деталей резанием при заданном производственном плане, нормах эксплуатации режущего инструмента и станков с использованием передовой техники и с соблюдением технических условий на изготовление данной детали является основное технологическое время, т. е. время, потраченное на производство детали с учетом минимальной себестоимости ее обработки.

Наименьшее время t_0 , затраченное на изготовление детали, имеет место в том случае, когда работа ведется инструментом совершенной конструкции (наиболее совершенный материал и наиболее выгодные геометрические параметры режущей части инструмента, необходимая прочность, жесткость и виброустойчивость инструмента, минимальная затрата времени на смену и переточку режущего инструмента и т. д.) и эксплуатационные возможности станка не накладывают ограничений на процесс обработки. При этом режимы резания для заданной детали устанавливаются по режущим свойствам инструмента. Когда используется определенный станок, режимы резания назначаются с учетом его технологических возможностей.

Для установления режимов резания необходимо иметь: характеристику обрабатываемой детали, т. е. чертеж детали, в котором указаны точность и класс чистоты; характеристику материала детали, а именно: марка материала, состояние (горячекатанная, отожженная и т. п.), механические свойства, состояние поверхностного слоя, припуск на обработку, а также паспорт станка (числа оборотов, подачи, мощность, допускаемые крутящие моменты по прочности деталей главного движения, усилия, допускаемые механизмом подачи станка, и т. д.).

Пример назначения режима резания

Определить машинное время обработки под шлифование вала, изготовленного из хрсомолибденовой стали 18ХНМА ($\sigma_b = 85 \text{ кг/мм}^2$) диаметром $d=90 \text{ мм}$ с длиной обработки $L = 420 \text{ мм}$ при общей длине его 1100 мм . Диаметр заготовки равен 99 мм . На чистовой проход оставляется 1 мм на диаметр.

Обработку предполагается произвести на токарно-винторезном станке модели 1А62, снабженном электродвигателем 7 кВт . Сила, допускаемая механизмом продольной подачи, равна 360 кг (см. паспорт токарного станка мод. 1А62 завода «Красный пролетарий»).

Как было указано ранее, припуск на черновую обработку должен снижаться с минимальным числом проходов, следовательно, припуск на черновую операцию должен быть снят с одного прохода:

$$t = \frac{99-91}{2} = 4 \text{ мм.}$$

При назначении режимов и выборе геометрических параметров реза можно пользоваться книгой «Режимы скоростного резания при точении и фрезеровании черных металлов твердосплавным инструментом» (для одноинструментной обработки), МСС СССР, Машигиз, 1950. Для полунцистовой обработки стали выбирается резец, оснащенный твердым сплавом Т15К6 (карта 1).

Выбираются геометрические параметры режущей части резца по карте 2. Принимается передняя поверхность с формой 1, — радиусная с отрицательной фаской, обеспечивающая отвод стружки путем образования выкружки на передней грани электроискровым способом. Задний угол выбирается в зависимости от подачи. Так как вначале производится полунцистовая обработка, то подача будет больше $0,3 \text{ мм/об}$.

Задний угол $\gamma = 8^\circ$. Передний угол для выбранной формы передней грани $\gamma = 15^\circ$ (карта 2, лист 2). Главный угол в плане $\varphi = 45^\circ$. Вспомогательный угол в плане $\varphi_1 = 15^\circ$ для условий недостаточно жесткой системы. Угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 0$ для случая обработки деталей с равномерным припуском без удара (карта 2, лист 4).

Радиус при вершине резца выбирается равным $r = 1 \text{ мм}$ для условий недостаточно жесткой системы.

Выбирается возможно большая технологически допустимая подача. По карте 3 определяется подача по заданной чистоте обработанной поверхности $\nabla \nabla 4$, равная $s = 0,65 \text{ мм/об}$.

Определяется допустимая подача по механизму подачи станка.

Сила, допускаемая механизмом подачи станка, равна 360 кг . Допустимая вертикальная сила будет

$$P_x = \frac{P_z}{0,25} = \frac{360}{0,25} = 1440 \text{ кг.}$$

По данной силе $P_x = 1440 \text{ кг}$ определяется подача при глубине резания $t = 4 \text{ мм}$. Из карты 16 видно, что подача может быть допущена более $1,4 \text{ мм/об}$. Следовательно, механизм подачи станка не является узким местом обработки детали.

При глубине резания $t = 4 \text{ мм}$ и подаче $s = 0,65 \text{ мм/об}$ (см. карту 16) тангенциальная сила $P_z = 607 \text{ кг}$; площадь поперечного сечения реза может быть выбрана по карте 7, равной $16 \times 25 \text{ мм}^2$.

Твердосплавная пластинка для данного сечения берется толщиной 6 мм . Как видно из карты 7, сила P_z , допускаемая прочностью пластинки толщиной 6 мм , равна 1150 кг , что превышает ранее установленную силу, равную 607 кг . Следовательно, исходя из всех условий обработки детали, подача может быть взята равной $0,65 \text{ мм/об}$ по чистоте обработанной поверхности.

Стойкость выбирается (по нормативам стойкости режущего инструмента) равной 30 мин.

По карте 16 определяется скорость, сила и мощность резания: $v = 108$ м/мин; $P_z = 607$ кг; $N_s = 10,9$ кет.

Так как эффективная мощность станка 1А62 равна 5,9 кет (см. паспорт станка), то скорость резания должна быть понижена, т. е.

$$v_c = v \frac{N_{э.с}}{N_s} = 108 \frac{5,9}{10,9} = 59 \text{ м/мин.}$$

Определяется число оборотов:

$$n = \frac{1000v}{\pi d} = \frac{1000 \cdot 59}{\pi \cdot 99} = 190 \text{ об/мин}$$

Станок имеет близкое к этому число оборотов, равное 184 в минуту, и подачу $s = 0,65$ мм/об. Крутящий момент будет

$$M_{кр} = 607 \frac{99}{2} = 30000 \text{ кг.м.м} = 30 \text{ кг.м.}$$

Станок допускает на данной ступени 31 кгм. Основное технологическое время будет

$$t_o = \frac{y + L + \varphi}{ns} = \frac{4 + 420 + 1}{184 \cdot 0,65} = 3,56 \text{ мин.}$$

Следует отметить, что на данном станке не используются режущие свойства твердого сплава марки Т15К6. Необходимо обработку этой детали перевести на более мощный станок.

§ 62. ОПЫТ РАБОТЫ ТОКАРЕЙ-СКОРОСТНИКОВ Г. С. БОРТКЕВИЧА, П. Б. БЫКОВА, В. А. КОЛЕСОВА И В. К. СЕМИНСКОГО

Скоростное резание металлов, резко сокращающее основное технологическое время обработки, характеризуется рациональным использованием режущего инструмента, оснащенного твердым сплавом, и полным использованием металлорежущих станков с одновременной модернизацией их в тех случаях, когда это необходимо для полного использования режущих способностей инструмента.

Широкое внедрение скоростного резания металлов резко повышает производительность труда. Однако было бы ошибочно думать, что применение только высоких скоростей резания может дать большую производительность труда. Необходимо одновременно с внедрением скоростных режимов резания применять быстродействующие приспособления, автоматические упоры, автоматическое измерение деталей, скоростные смены инструмента, передовые формы организации рабочего места, цехового участка, цеха и всего предприятия, правильное использование площадей и оборудования и т. п.

Внедрение скоростного резания металлов на заводах показывает, что производительность труда резко возрастает при одновременном снижении себестоимости.

¹ См. издание НИИТН МС, 1951.

повышением скорости резания чистота обработанной поверхности резко улучшается. Это позволяет не только повысить качество обработки деталей, но и часто дает возможность отказаться от ряда дополнительных чистовых и отделочных операций.

Повышение производительности труда, снижение себестоимости, улучшение качества продукции является непосредственным результатом внедрения скоростных методов обработки деталей машин.

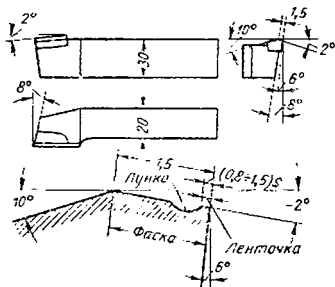
Советские ученые, инженеры и техники создали методiku в области скоростного резания металлов, правильного назначения марок твердого сплава, производственных геометрических параметров режущей части твердосплавных резцов и рациональных режимов резания; но резервы повышения производительности труда еще далеко не исчерпаны, и эти резервы выявляют новаторы, знатные рабочие, инженеры и научные работники.

Почетный список новаторов производства — скоростников открыл лауреат Сталинской премии Г. С. Борткевич, токарь Ленинградского станкостроительного завода имени Свердлова, почин которого был быстро подхвачен и перенесен на другие машиностроительные заводы.

Г. С. Борткевич тщательно организовал свое рабочее место и занялся изучением влияния различных факторов, как, например, углов резца, формы передней поверхности и др. на стойкость резца.

На основании своих изысканий, для определенных условий работы, Г. С. Борткевич выбрал твердый сплав марки Т15К6 как один из наиболее производительных для обработки стальных деталей.

После многочисленных опытов Г. С. Борткевичу [103] удалось установить наивыгоднейшие форму и углы резца, представленные на фиг. 238. Пластика твердого сплава врезается под углом $8-10^\circ$, и на передней поверхности затачивается фаска шириной 1,5 мм под отрицательным передним углом -2° . Угол наклона главной режущей кромки у резца положительный и равен 2° . Радиус при вершине резца делается равным 0,5 мм, вспомогательный угол в плане 8° , а главный угол в плане 90° . Задние углы — главный и вспомогательный — делаются двойными, равными 6 и 8° . Во время работы на передней поверхности образуются лунка и полочка. Г. С. Борткевич внимательно следит за износом резца и, как только образующаяся полочка-фаска становится меньше 0,8 от величины подачи, Г. С. Борткевич восстанавливает ее оселком, не снимая резца.



Фиг. 238. Твердосплавный резец конструкции Г. С. Борткевича.

Наивыгоднейшей шириной полочки является 0,8—1,5 от величины подачи. Таким резцом Г. С. Борткевич пользуется при продольной обточке, при обточке торцов и для вытачивания канавок под шлифование на деталях, изготовленных из стали марок 20Х, 40Х, 45.

Г. С. Борткевич обрабатывает детали с глубиной резания $t \approx 1,8 \div 2,5$ мм, при подаче $s = 0,18 \div 0,28$ мм/об, на скоростях резания 380—700 м/мин. При этом заправка резца оселком для сохранения необходимой ширины полочки (лепточки) производится через 15—20 мин. работы.

Одновременно с применением больших скоростей резания Г. С. Борткевич резко сократил вспомогательное время.

Лауреат Сталинской премии токарь-скоростник Московского завода шлифовальных станков П. Б. Быков при обработке деталей станков рационально применяет различные марки твердого сплава и керамические пластинки; он непрерывно работает над изысканием наивыгоднейших геометрических параметров режущей части твердосплавных резцов, использует новейшие конструкции резцов, назначает рентабельные режимы резания, устанавливая при этом возможности советских марок твердого сплава, выявляет и устраняет узкие места станков, технологии изготовления деталей и резко сокращает вспомогательное время.

Составными частями метода работы П. Б. Быкова являются: скоростное резание; рациональное использование станка и инструмента; рационализация технологического процесса; организация работы; рациональная организация труда.

Некоторые токари считают, что скоростные методы обработки металлов заключаются только в повышении скорости резания; они очень ошибаются. Скоростное резание это — снятие стружки с детали при высокой скорости резания за время полезной работы станка [104].

П. Б. Быков в большинстве случаев ведет полустивую и чистовую обработку стальных деталей станков наиболее производительными для этой цели твердыми сплавами марок Т15К6 и Т30К4. Припуск на обработку, оставленный после обдирки, снимается за один проход. Подача выбирается технологически наиболее целесообразной в зависимости от заданной чистоты и точности (заданной техническими условиями на изготовление детали) с учетом прочности, жесткости и виброустойчивости резца, станка и детали и прочности крепления детали.

При обработке детали под шлифование П. Б. Быковым выбирается максимальная подача, допускаемая жесткостью и прочностью системы, и только после этого выбирается скорость резания из расчета полного использования мощности станка. При чистовой и точной обточке детали назначается небольшая подача, исходя из определенных допусков, жесткости и виброустойчивости системы, и принимается высокая скорость резания. Чаще всего П. Б. Быков работает со скоростями резания 500—900 м/мин с геометрическими пара-

метрами режущей части резцов, показанными на фиг. 239. Задний угол берется в пределах $6-8^\circ$, передняя поверхность наклонена под углом $2-3^\circ$ и на ней делается лунка; при этом образуется фаска шириной f . Размеры лунки и фаски указаны в таблице, приведенной на фиг. 239.

П. Б. Быков работает с отогнутым резцом с углами $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$. Такой резец является универсальным, и им можно производить обточку, торцевое точение и подрезку фасок.

П. Б. Быков применял также и резцы с керамическими пластинками при обработке чугунных деталей.

Как уже было указано, П. Б. Быков достигает высокой производительности труда за счет рационализации, которая позволяет затрачивать меньше времени на промеры детали, на изменение скорости резания и подач в станке и на смену инструмента.

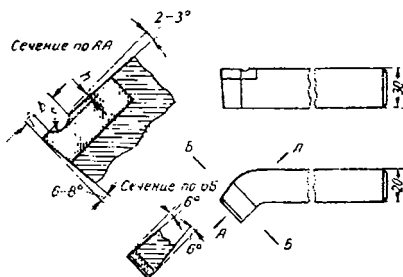
Токарь - скоростник Среднесулжского станкостроительного завода В. А. Колесов, применив резцы с дополнительной режущей кромкой,

имеющей нулевой вспомогательный угол в плане, резко сократил основное технологическое время t_0 за счет применения больших подач при получистовой обработке деталей [105].

Резец, которым работает В. А. Колесов (фиг. 240), предназначен для получистовой обработки гладких цилиндрических валков и позволяет вести работу при следующих диапазонах режимов резания: $t = 1,5-2,5$ мм, $s = 1,5-3,0$ мм/об, $v = 60-150$ м/мин.

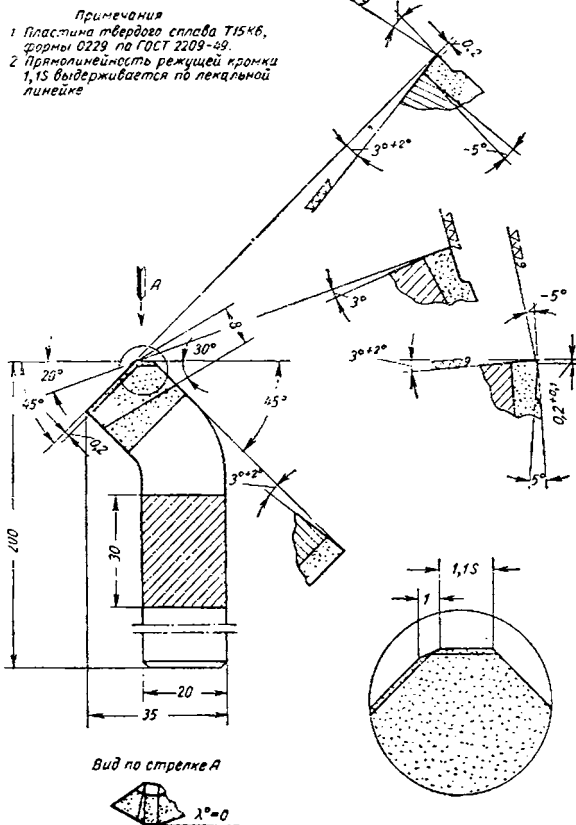
Выбор глубины резания и подачи определяется припуском на получистовую обработку, прочностью и жесткостью системы станок — инструмент — деталь. Скорость резания выбирается в зависимости от глубины резания, подачи, качества обрабатываемого материала в соответствии со скоростью, допускаемой твердым сплавом Т15К6, углами резания и возможностями станка (быстроходность и мощность).

При обработке стали ($\sigma_b = 60-75$ кг/мм²) и отношении длины обрабатываемой детали к диаметру $\frac{L}{d} = 10-12$ резец, которым



Обрабатываемый материал	f мм	r мм	b мм
Ст. 10; 15	0,2-0,3	1,5	~4,0
Ст. 35; 20	0,3-0,5	1,0	~3,5
Ст. 45; 40	1,0-1,5	0,5	~2,5

Фиг. 239. Геометрия проходного резца для обработки стали с положительным передним углом и с лункой.



Фиг. 240. Проходной резец, применяемый В. А. Колесовым.

работает В. А. Колесов, позволяет вести работу при максимальных значениях t и s , приведенных выше; при этом чистота обработанной поверхности обеспечивается в пределах $\nabla\nabla 5 + \nabla\nabla 6$ по ГОСТ 2789-51.

Таким образом, этот резец позволяет за счет больших подач сократить основное технологическое время t_0 при получистовой обработке от 2 до 10 раз по сравнению с работой при обычных подачах.

При работе с подачами большими, чем глубина резания ($s > t$), основная работа резания, выполняемая этим резцом, приходится на режущую кромку с углом в плане $\phi_1 = 0^\circ$, которую в данном случае следует считать главной режущей кромкой. Главная режущая кромка для обеспечения чистоты поверхности должна быть параллельна линии центров, что достигается подбором соответствующего положения резца в резцедержателе.

Переходная режущая кромка с углом в плане $\phi_0 = 20^\circ$ служит для увеличения прочности вершины резца.

Угол 30° между уступом для стружкозавивания и главной режущей кромкой обеспечивает направление схода стружки в сторону обрабатываемой поверхности, что необходимо для предохранения от повреждений обработанной поверхности сходящей стружкой. Стружка сходит в виде коротких спиралей диаметром 20—30 мм.

Режущие кромки с углами в плане ϕ и $\phi_2 = 45^\circ$ служат для снятия фасок на детали.

Задние углы, соответствующие всем режущим кромкам, выбираются в пределах $3-5^\circ$. Несколько меньшее их значение по сравнению с обычно применяемыми задними углами, очевидно, вызвано необходимостью максимального упрочнения режущей части резца.

Исследования показали, что увеличение задних углов до 8° дает повышение стойкости резца в 2—3 раза, и это способствует ранее приведенным рекомендациям при выборе задних углов.

Резец конструкции В. А. Колесова оснащается твердым сплавом марки Т15К6.

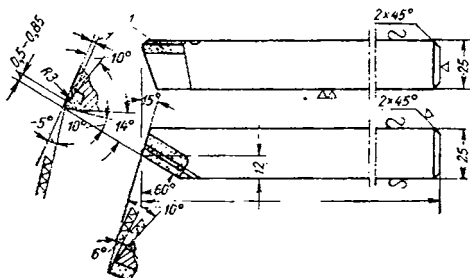
Геометрия режущей части может также успешно применяться и при обработке по торцу деталей с относительно большим диаметром. Для этого необходимо только дополнительной заточкой создать режущую кромку по углам $\phi = 0^\circ$ на второй вершине резца.

Токарь Киевского завода «Красный экскаватор» В. К. Семинский проявил инициативу по внедрению скоростных методов обработки деталей резанием как на отдельных токарных станках, так и на участках цеха [106].

Для выполнения этой задачи В. К. Семинский провел ряд мероприятий по переводу токарных станков на скоростное резание.

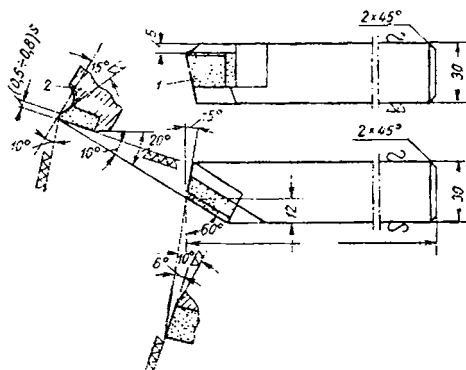
При черновой обработке сталей В. К. Семинский применяет твердый сплав марок Т5К10 и Т15К6, а при чистовой — Т30К4. На фиг. 241 показан проходной резец для обтачивания деталей с задним углом 10° , передним 15° . По передней поверхности электроискровым методом образуется лунка для завивания стружки и заточ-

чена фаска шириной $(0,5 - 0,8)s$ под углом 5° для укрепления режущей кромки. Главный угол в плане был принят равным 60° , а вспомогательный 15° .



Фиг. 241. Проходной резцы, применяемый В. К. Семиным.

Для чистовой обработки жестких деталей В. К. Семицкий применяет высокопроизводительные резцы КБЕК с главным углом в плане $10-20^\circ$, с задним углом 15° и с передним углом 5° .



Фиг. 242. Проходной резец конструкции В. К. Семицкого.

На фиг. 242 показана предложенная В. К. Семиным конструкция резца для черновой обточки стали, где пластинка припаяна в торец державки, а на державке для завивания стружки сделан радиусный уступ, который упрочняется на электроискровом аппарате с электродом, изготовленным из твердого сплава. В такой кон-

струкции резца упрощается изготовление стружколомательной канавки и уменьшается расход твердого сплава.

Припуск на черновую обработку В. К. Семинский обычно снимает с одного прохода, а подачу выбирает в зависимости от прочности пластинки твердого сплава.

При небольших длинах прохода В. К. Семинский допускает перегрузку электродвигателя на 30—50%. Наряду с уменьшением машинного времени он сокращает и вспомогательное время за счет применения быстрозажимных приспособлений и других мероприятий.

Применяя скоростные методы обработки деталей, В. К. Семинский повысил производительность труда в 4—5 раз, что привело к резкому снижению себестоимости обработки деталей.

Здесь было приведено только небольшое количество примеров скоростной обработки деталей машин. Резервы металлообрабатывающей промышленности огромны, и их необходимо творчески использовать, подняв этим производительность труда на еще более высокую ступень.

ГЛАВА VII

СТРОГАНИЕ И ДОЛБЛЕНИЕ

Методы обработки деталей строганием и долблением не являются прогрессивными, так как прямолинейно-возвратные главные рабочие движения ограничивают применение высоких скоростей резания. Применяемые в настоящее время гидравлические приводы у строгальных станков позволяют получить более плавную работу и повысить скорости резания. Тем не менее и в этих случаях поступательно-возвратное движение ограничивает скорость резания.

Строгальные и долбежные станки применяются в мелкосерийном и индивидуальном производстве. В крупносерийном и массовом производстве строгальные станки заменяются более производительными фрезерными станками.

Скорость рабочего хода строгальных станков может быть или переменной, или постоянной. Долбежные станки имеют переменные скорости резания.

§ 63. ПАРАМЕТРЫ РЕЗАНИЯ И ГЕОМЕТРИЯ СРЕЗА

На фиг. 243 показаны направления движения резца и заготовки, а также и геометрия среза при строгании. Форма сечения среза имеет такой же вид, как и при точении, и зависит от формы главной режущей кромки. Следовательно, определения элементов сечения среза остаются теми же, что и при точении. Зависимость между толщиной среза и подачей, шириной среза и глубиной резания, а также площадь поперечного сечения среза выражаются формулами:

$$a = s \sin \varphi; \quad b = \frac{f}{\sin \varphi} \quad \text{и} \quad f = ab = st.$$

На фиг. 244 показаны направления движения долбежного резца и заготовки, а также и геометрия среза при долблении.

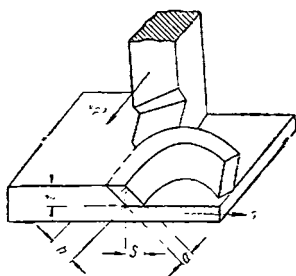
При строгании, когда скорости рабочего хода переменны, средняя рабочая скорость $v_{ср. раб}$ может быть подсчитана по формуле [107]

$$v_{ср. раб} = \frac{kL}{1000} (1 + m), \quad (126)$$

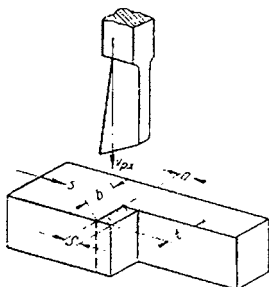
где L — длина хода резца в направлении главного движения, равная длине обрабатываемой поверхности плюс персбег резца в мм;

k — число двойных ходов стола, ползуна или долбяка в минуту;
 m — отношение скорости рабочего хода к скорости холостого хода.

Величина m изменяется с изменением длины хода ползуна, приобретая наибольшее значение при наименьшей длине хода и наименьшее значение при наибольшей длине хода.



Фиг. 243. Направление движения реза и детали и обозначение параметров среза при строгании.



Фиг. 244. Направление движения реза и детали и обозначение параметров среза при долблении.

Когда скорость рабочего хода неизменна, скорость резания может быть подсчитана по той же формуле

$$v = \frac{kL}{1000} (1 + m).$$

В этом случае величина m — отношение скоростей рабочего и холостого хода и не зависит от длины рабочего хода.

При долблении величина $m = 1$ (кривошипная передача) и, следовательно, средняя скорость резания могут быть подсчитаны по формуле

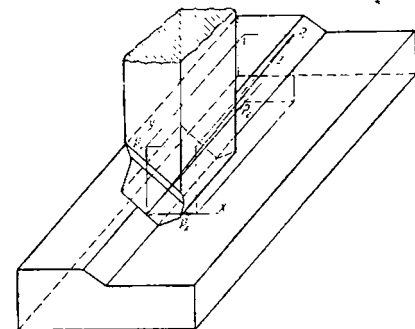
$$v = \frac{2kL}{1000} \text{ м, мин.} \quad (127)$$

§ 64. СИЛЫ, ДЕЙСТВУЮЩИЕ В ПРОЦЕССЕ СТРОГАНИЯ И ДОЛБЛЕНИЯ

Сущность процесса резания при строгании и долблении остается той же, что и при работе на токарных станках [76], но условия работы строгальных и долбежных резцов отличаются от условий работы токарных тем, что работа происходит с ударами. Поэтому, несмотря на то, что в течение холостого хода резец успевает остывать, как при прерывистом действии, тем не менее при строгании и долблении он находится в худших условиях, чем при точении.

Процесс образования стружки при строгании и долблении происходит по тем же закономерностям, что и при точении.

На фиг. 245 и 246 приведены схемы сил, действующих на строгальный и долбежный резцы. Как видно из фиг. 245, равнодействующая сила деформации и трения R проектируется на оси координат XX , YY и ZZ , вследствие чего имеем: горизонтальную силу P_z , направленную параллельно главному движению, горизонтальную силу P_x , параллельную направлению подачи, и вертикальную силу P_y , перпендикулярную к направлению подачи и главному движению.

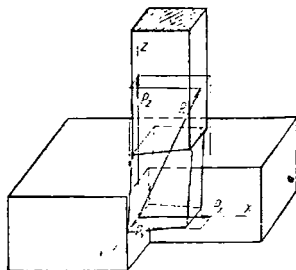


Фиг. 245. Схема сил, действующих на строгальный резец.

Равнодействующая сила деформации и трения при долблении (фиг. 246) раскладывается по осям координат XX , YY и ZZ , в результате чего получаются: вертикальная сила P_z , параллельная главному движению, горизонтальная сила P_x , параллельная направлению подачи, и горизонтальная сила P_y , перпендикулярная к направлению подачи и главному движению.

Как при строгании, так и при долблении в зависимости от условий обработки могут действовать лишь две силы P_z и P_y .

Подсчет сил резания при строгании и долблении производится по формулам, выведенным для точения.



Фиг. 246. Схема сил, действующих на долбежный резец.

§ 65. ИЗНОС РЕЗЦОВ И СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ ПРИ СТРОГАНИИ И ДОЛБЛЕНИИ

При строгании сталей износ резца из быстрорежущей сталей происходит как по передней, так и по задним поверхностям.

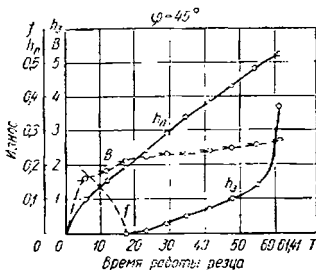
Из графика, приведенного на фиг. 247, видно, что в начале работы на строгальном резце из быстрорежущей стали появляется

износ передней поверхности в виде лунки шириной B . Видно также изменение ширины фаски (попочки) f и глубины лунки h_1 . На задней же поверхности появляется полированная блестящая полоска, расположенная вдоль режущей кромки.

По мере дальнейшей работы фаска прорывается и на задней поверхности образуется износ в направлении движения резца, ширина которого обозначена чертой h_2 . Следует отметить, что с этого момента начинает понижаться режущая кромка. С увеличением времени работы резца увеличивается износ по передней (кривые B и h_1) и задней (кривая h_2) поверхностям, а также происходит понижение режущей кромки.

При достижении износа по задней поверхности примерно 2 мм происходит срезание режущей кромки, на поверхности резания появляется блестящая полоска, и чистота обработанной поверхности резко ухудшается. Дальнейшая работа резцом невозможна. Как следует из сказанного, износ строгального резца из быстрорежущей стали по характеру близок к характеру износа токарного резца из быстрорежущей стали при обработке стали с охлаждением.

Исследование процесса резания при строгании показывает, что он почти не отличается от процесса резания при точении, а поэтому формулы для определения скоростей резания при работе на строгальных станках структурно имеют такой же вид, как и формулы, применяемые при работе на токарных станках при наружном продольном точении. Следовательно, для строгальных станков можно принять те же основные зависимости по скоростям резания, что и для токарных станков. Здесь только необходимо учесть, что при работе на поперечно-строгальных станках с кулисной передачей имеет место переменная скорость резания. Обычно при практическом использовании поперечно-строгальных станков подсчитывают среднюю рабочую скорость резания при продольном наружном точении. На основании теоретических подсчетов и экспериментальных работ [108], [109] и [110] средняя скорость резания при работе на поперечно-строгальных станках с учетом прерывистой и ударной нагрузки составляет примерно 0,75 от скорости резания при продольной наружной обработке на токарных станках. При работе на продольно-строгальных станках скорость резания остается постоянной, а поэтому здесь можно полностью воспользоваться формулами для подсчета сил и скоростей резания при продольном наружном точении.



Фиг. 247. Износ передней и задней поверхностей строгального резца при обработке стали 45.

На основании опытов [76] можно рекомендовать применять при строгании те же значения задних и передних углов, что и при работе токарными резцами без охлаждения.

Для уменьшения влияния на режущую кромку удара при входе угол наклона главной режущей кромки строгальных резцов берется в пределах $10-12^\circ$ [111]. Что же касается выбора главного угла в плане, то его надо выбирать возможно меньшим, а подачи возможно большими для лучшего использования станка, так как строгальные станки имеют, как правило, небольшие скорости резания [112]. Здесь уместно применять полуширокие резцы, работающие с подачей до 5 мм/дв.ход и широкие резцы, которые допускают подачи до 20 мм/дв.ход при получистовом и чистовом строгании чугунных деталей [113].

§ 66. ПРИНЦИПЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СТРОГАЛЬНЫХ И ДОЛБЕЖНЫХ СТАНКОВ

Основное технологическое время при строгании и долблении подсчитывается по уравнению

$$t_o = \frac{v + B + y_1}{ks}, \quad (128)$$

где y — врезание резца в мм ;

B — ширина обрабатываемой поверхности в мм ;

y_1 — перебег — длина подхода и выхода резца в направлении подачи в мм ;

k — число двойных ходов ползуна или стола в минуту;

s — подача резца на один двойной ход ползуна или стола в мм .

Как уже указывалось, строгальные и долбежные станки не работают при больших скоростях резания, а поэтому особое внимание надо уделить выбору максимально допустимых подач по тяговому усилию (продольно-строгальные станки), прочности режущих кромок при обработке чугунных деталей твердосплавными резцами, пластинок-вставок и державок и жесткости системы. По выбранной глубине резания и подаче определяется скорость резания, и в том случае, когда лимитирует мощность станка, выгодно снижать скорость резания, но не подачу.

ГЛАВА VIII

СВЕРЛЕНИЕ

Сверление как метод обработки отверстий существует уже сотни лет. Имеются основания считать [114], что еще в XVII в. на Тульских и Каширских заводах при сверлении стволов пушек применялись режущие инструменты, напоминающие современные сверло, зенкер и развертку. Длительное время отверстия обрабатывали перовыми сверлами, однако начиная со второй половины XIX в. в металлообработке прочное место заняли винтовые сверла. Важнейшие достоинства этих сверл следующие:

а) экономичность эксплуатации ввиду допускаемого большого числа переточек;

б) повышенная точность сверления ввиду наличия направляющих элементов (круглошлифованных ленточек);

в) повышенная производительность благодаря рациональной геометрии режущих лезвий.

Сверла широко применяются при обработке отверстий как в сплошном материале, так и при рассверливании сравнительно грубых отверстий.

При необходимости изготовления отверстий повышенной точности (2—3-го класса) и чистоты порядка 7—8-го класса по ГОСТ 2789-51, после сверления следует производить зенкерование и развертывание.

Зенкеры и развертки отличаются от сверл главным образом числом зубьев и углом в плане режущих лезвий. Больше число лезвий обеспечивает лучшее направление в отверстиях, а меньший угол в плане — резание с более тонкими стружками.

Если сверло имеет два режущих лезвия, наклоненных под углом $\varphi = 60^\circ$, то зенкер имеет три-четыре лезвия, наклоненных под углом $\varphi = 45-60^\circ$, а чистовые развертки имеют от четырех до двенадцати лезвий, наклоненных под углом $\varphi = 5-15^\circ$. Естественно, что на долю каждого из этих инструментов приходится разный припуск на обработку. Основная масса металла срезается сверлом. Припуск на зенкерование обычно составляет 1—3 мм, а на чистовое развертывание 0,05—0,2 мм. Такое распределение припусков также является важным фактором при обеспечении заданной точности и чистоты обработки отверстий вышеуказанными инструментами.

Основными схемами резания при сверлении являются: а) сверление в сплошном материале (фиг. 250, I) и б) рассверливание предварительно изготовленного отверстия в заготовке (фиг. 250, II).

Рассмотрим элементы резания при сверлении.

Из фиг. 250 следует, что толщина срезаемого слоя $a = \frac{s}{2} \sin \varphi$, где φ — угол между проекцией режущего лезвия на осевую плоскость сверла и направлением подачи.

Рассмотрим, от каких величин зависит передний угол γ у сверла в сечении ББ (фиг. 251). Если взять точку А на лезвии сверла, расположенную на цилиндре диаметра D_A , то для этой точки угол наклона винтовой канавки определится по формуле [115]

Фиг. 250. Основные схемы сверления:

I — в сплошном материале; II — при рассверливании. s — подача на один оборот сверла и, следовательно, a — толщина срезаемого слоя; b — ширина срезаемого слоя; t — глубина резания.

где H — шаг винтовых канавок; ω_A — угол наклона винтовой канавки в точке А в град.

$$\operatorname{tg} \omega_A = \frac{\pi D_A}{H}, \quad (129)$$

где H — шаг винтовых канавок;

ω_A — угол наклона винтовой канавки в точке А в град.

Передний угол в сечении ОО равен углу ω_A . Передний угол γ_A в сечении ББ может быть получен путем пересчета угла ω_A в плоскости ОО на угол γ_A в плоскости ББ [115]. Для этого по сечению ББ и ОО построим треугольник АВО (фиг. 251).

Проектируя сторону АВ в сечение ББ, получим

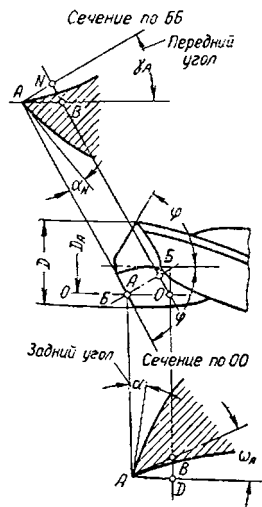
$$AN = \frac{NB}{\operatorname{tg} \gamma_A} \text{ или } NB = AN \operatorname{tg} \gamma_A.$$

Проектируя сторону АО в сечение ОО, получим

$$AO = \frac{BD}{\operatorname{tg} \omega_A} \text{ или } BD = AO \operatorname{tg} \omega_A.$$

Но $NB = BD$, следовательно,

$$AN \operatorname{tg} \gamma_A = AO \operatorname{tg} \omega_A.$$



Фиг. 251. Расчетная схема для определения переднего угла в точке на лезвии сверла.

Заменяя $\frac{Ab}{AO}$ через $\sin \varphi$, получим

$$\operatorname{tg} \gamma_A = \frac{\operatorname{tg} \omega_A}{\sin \varphi}.$$

Подставив в это уравнение значение $\operatorname{tg} \omega_A$ из уравнения (129), где $H = \frac{\pi D}{\operatorname{tg} \omega}$, получим

$$\operatorname{tg} \gamma_A = \frac{D_A}{D} \cdot \frac{\operatorname{tg} \omega}{\sin \varphi}. \quad (130)$$

Следовательно, передний угол в любой точке лезвия сверла зависит от угла наклона винтовой канавки на периферии сверла ω , угла в плане φ и от диаметра D_A , на котором лежит рассматриваемая точка A .

Если на наружном диаметре передний угол у винтовых сверл находится в пределах $18-33^\circ$, то у перемычки он приближается к нулю или имеет даже отрицательное значение.

По формулам (129) и (130) можно лишь приближенно подсчитать передний угол на лезвии сверла, так как они не учитывают наличия перемычки и предусматривают, что лезвие сверла проходит через его ось. Более точно можно определить передний угол с учетом положения точки на лезвии сверла через угол τ и радиус R_A (фиг. 249). Тогда формула (130) получит следующий вид:

$$\operatorname{tg} \gamma_A = \frac{D_A \operatorname{tg} \omega \cos \tau}{D \left(\sin \varphi - \frac{D_A}{D} \operatorname{tg} \omega \cos \varphi \cos \tau \right)}. \quad (131)$$

Однако для практических целей можно пользоваться упрощенной формулой (130) ввиду сравнительно небольшого влияния угла τ .

Задний угол режущей части сверла измеряется на поверхности траектории движения точки лезвия сверла, т. е. на цилиндрической поверхности; при этом ось секущего цилиндра совпадает с осью сверла (фиг. 252). Если поверхность секущего цилиндра развернуть на плоскости (фиг. 249, б), то задний угол α будет представлять собой угол между касательными к задней поверхности сверла и линией резания в рассматриваемой точке лезвия сверла, принимаемой за окружность. Задний угол α_n лезвия сверла в сечении $A_1 A_1$ (фиг. 249, г) определяется следующей формулой:

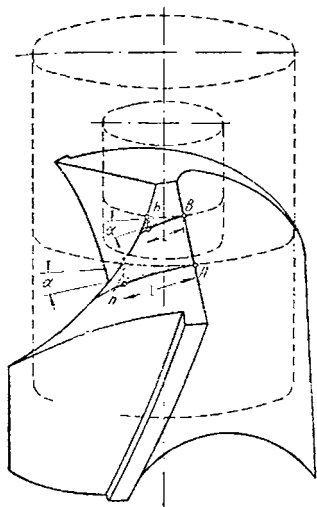
$$\operatorname{tg} \alpha_n = \operatorname{tg} \alpha \sin \varphi. \quad (132)$$

Задним углом α_ϕ на вспомогательном лезвии (на ленточке) называется угол, рассматриваемый в плоскости $B_2 B_2$, перпендикулярной к оси сверла, равный нулю (фиг. 249, а), а углом γ_1 — передний угол у лезвия ленточки. Углом наклона режущего лезвия λ называется угол между лезвием и линией, проходящей через вершину сверла (точка 2) и его ось (фиг. 249, ж).

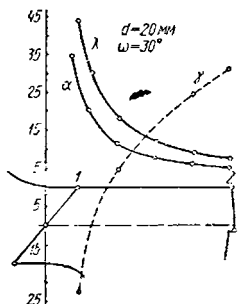
Передние и задние углы на лезвии перемычки 1—3 определяются в нормальной плоскости B_3B_3 (фиг. 249, з).

На фиг. 253 показаны примерные графики изменения углов резания на лезвии сверла 1—2. Задний угол в точках лезвия от периферии к перемычке увеличивается от 6—8° на периферии до 25—35° у перемычки.

Передний угол γ при резании стали изменяется от 18—30° у периферии сверла до нуля и даже до отрицательных значений у перемычки сверла. Угол наклона лезвия λ изменяется от 5—10° у периферии сверла до 30—45° у перемычки.



Фиг. 252. Образование заднего угла на лезвии сверла в цилиндрических сечениях.



Фиг. 253. Изменение углов резания на лезвии сверла (по С. С. Петрухину).

§ 68. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Процесс образования элемента стружки при сверлении подобен этому процессу при точении. Как правило, при сверлении в случае обработки пластичных металлов имеют место главным образом сливные стружки, реже — суставчатые; при обработке малопластичных металлов — стружки надлома.

Нормальное стандартное винтовое сверло является многолезвийным инструментом, так как совершает работу резания пятью режущими элементами: двумя главными лезвиями, лезвием перемычки и двумя вспомогательными лезвиями, расположенными на ленточке.

Поперечное лезвие 1—3 (фиг. 249) работает в зоне низких скоростей резания и выполнено с отрицательным передним углом γ_n ; оно скоблит обрабатываемый металл, что приводит к повышенному износу лезвия перемычки.

Как уже выяснено, углы резания по длине режущего лезвия переменны: передний угол от периферии к центру резко уменьшается, что приводит к повышению работы деформации и трения при срезании элемента стружки, к повышению тепла и температуры в зоне резания. В местах сопряжения режущих лезвий с ленточкой и перемычкой сверло имеет пониженную прочность, в результате чего в этих местах создается более интенсивный износ.

Процесс резания усложняется повышенным трением на ленточке ввиду отсутствия на ней вспомогательного заднего угла. Кроме того, следует иметь в виду, что процесс сверления совершается при резании в сплошной массе металла в затрудненных условиях отвода стружки. Это приводит к некоторому увеличению доли тепла, уходящего в сверло. Условия же отвода тепла путем примесии смазочно-охлаждающей жидкости неблагоприятны, так как ее проникновение к сверлу затруднено отходящей стружкой.

Следует отметить, что скорость резания при сверлении различна по длине лезвия, что отрицательно сказывается на процессе образования элемента стружки, поскольку в каждой точке лезвия условия работы деформации и трения различны. Условия крепления сверла в шпинделе станка не обеспечивают при резании строгого сохранения положения оси сверла, что связано с разбиванием просверливаемого отверстия. Это приводит к понижению точности сверления и неблагоприятно отражается на стойкости сверла.

При резании сверлами, оснащенными твердым сплавом, в зоне высоких скоростей резания решающее значение имеет своевременный отвод образующейся стружки, что обеспечивается благодаря винтовой форме передней поверхности и приданию стружечной канавке обтекаемой формы и возможно большего размера.

Рассмотрим вопросы деформации и температурных явлений в процессе сверления.

Деформация стружки. Деформация срезаемого слоя может оцениваться величиной продольной усадки стружки ζ . Так как при сверлении имеют место сравнительно тонкие стружки, то, как сообщалось ранее, величина продольной усадки может быть вычислена также весовым (см. стр. 84) способом, т. е.

$$\zeta = \frac{2000G}{l_1 s l_1 \sin \varphi},$$

где l — длина куска стружки в мм;

l_1 — длина части режущего лезвия, на котором определяется усадка стружки, в мм;

G — вес куска стружки в г;

s — подача на один оборот сверла в мм;

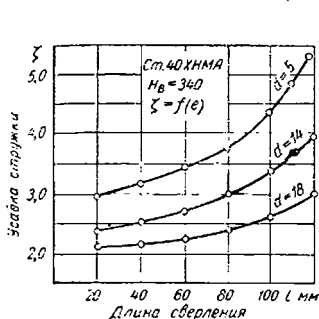
φ — угол в плане режущего лезвия в град.;

γ — удельный вес.

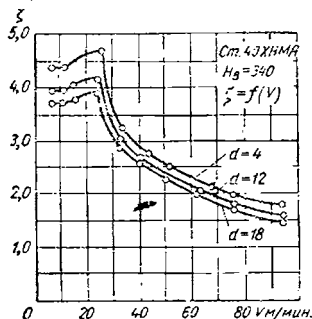
Рассмотрим изменение усадки стружки в различных точках лезвия сверла при резании стали 40ХНМА твердостью $H_B = 340$ при

скорости резания $v = 12,8$ м/мин, подаче $s = 0,195$ мм/об, диаметре сверла $d = 20,4$ мм. Определение усадки стружки производилось на диаметрах 18; 14 и 5 мм. Таким образом, три участка лезвия сверла три различные стружки. В результате этих опытов были получены следующие значения усадки [116]:

$$\begin{array}{ccc} d_x & 18 & 14 & 5 \\ \zeta & 2,0 & 2,25 & 3,0 \end{array}$$



Фиг. 254. Усадка стружки в зависимости от длины сверления (опыты В. А. Кривоухова и М. А. Мякишева).



Фиг. 255. Влияние скорости резания на усадку стружки при резании бесперемычным сверлом (опыты В. А. Кривоухова и М. А. Мякишева).

Таким образом, по мере приближения рассматриваемой точки лезвия сверла к перемычке деформация стружки возрастает вследствие уменьшения передних углов и скоростей резания.

С увеличением скорости резания в пределах 8,3—12,8 м/мин усадка стружки в точках лезвий у перемычки не изменяется, а на диаметре 18 мм имеет склонность к некоторому снижению:

$$\begin{array}{ccc} v & 8,3 & 11,8 & 12,8 \\ \zeta & 2,3 & 2,1 & 2,0 \end{array}$$

Влияние длины сверления на усадку стружки определялось при $v = 8,3$ м/мин и $s = 0,195$ мм/об. Результаты исследований [116] показаны на фиг. 254, откуда следует, что по мере увеличения длины сверления усадка стружки возрастает.

Исследования влияния скорости резания на деформацию стружки при скоростном сверлении проводилось при обработке стали 40ХНМА твердостью $H_B = 340$ при резании с подачей $s = 0,09$ мм/об. Усадка измерялась на всех трех лезвиях бесперемычного сверла (см. фиг. 269), оснащенного твердым сплавом ВК8. Результаты опытов, из которых следует, что до скорости резания $v = 28$ м/мин усадка повышалась

и лишь при дальнейшем повышении скорости резания неуклонно снижалась, показаны на фиг. 255. Сложный характер кривых $\zeta = f(v)$ объясняется изменением физико-механических свойств контактного слоя обрабатываемого металла под воздействием тепловой энергии, вносимой процессом резания, что нашло свое отражение в изменении характера деформации стружки.

Температура в зоне резания при сверлении. Температура в зоне резания сверла зависит от ряда факторов: скорости резания, подачи, длины сверления и диаметра сверла.

При резании стали марки 40ХНМА твердостью $H_B = 340$ и жаропрочной стали ЭИ69 твердостью $H_B = 240$ температура в зоне резания определялась по методу искусственной термопары, согласно схеме на фиг. 256. В стенке заготовки сделано отверстие, в которое вставлялась изолированная фарфоровой трубкой термопара медь — константан, присоединенная концами к милливольтметру. В момент, когда лезвие сверла коснется спая термопары, милливольтметр покажет наибольшую температуру, которая и является температурой зоны резания.

Обработка результатов опытов, выполненных по вышеуказанному методу, при резании сверлом $d = 20,4$ мм из быстрорежущей стали с применением смазочно-охлаждающей жидкости привела к следующим зависимостям:

а) при сверлении стали 40ХНМА, когда термопара подводилась к уголкум,¹

$$t^{\circ} = \frac{100v^{11,5}s^{0,28}f^{0,16}}{d^{0,38}}; \quad (133)$$

б) при сверлении стали ЭИ69, когда спай термопары подводился к переключке,

$$t^{\circ} = \frac{210v^{0,65}s^{0,2}f^{0,3}}{d^{0,45}}. \quad (134)$$

При резании стали 40Х сверлом $d = 18$ мм при измерении температуры по методу естественной термопары получена следующая зависимость [117]:

$$t^{\circ} = 1,53v^{0,43}s^{0,28}.$$

Эти экспериментально полученные зависимости показывают, что

1) наибольшее влияние на температуру в зоне сверления оказывает скорость резания, аналогично тому, как это имеет место при точении;

¹ Поскольку это связано с расположением лимитирующего износа, к которому устанавливался критерий затупления.

2) с увеличением длины сверления температура в зоне сверления возрастает, однако это происходит при сравнительно меньшей интенсивности;

3) с увеличением диаметра сверла температура в зоне сверления уменьшается, что связано с улучшением условий пропикновения смазочно-охлаждающей жидкости к месту резания, а также с увеличением массы сверла, в результате чего создаются более благоприятные условия для отвода тепла.

Температура в зоне резания бесперемычного сверла (см. фиг. 269) определялась при обработке вышеуказанных сталей без охлаждения. В результате проведения опытов в зоне скоростей резания 50—95 м/мин, подачи 0,045—0,09 мм/об и диаметров сверла 14—25,5 мм получены следующие зависимости:

а) при сверлении стали 40ХНМА

$$t^{\circ} = \frac{4,50v^{0,41}s^{0,26}}{d^{0,25}}; \quad (135)$$

б) при сверлении стали ЭИ69

$$t^{\circ} = \frac{670v^{0,42}s^{0,25}}{d^{0,27}}. \quad (136)$$

Из этих опытов следует, что

1) температура в зоне резания при скоростном сверлении достигает 750—800°;

2) интенсивность влияния подачи и диаметра несколько меньше по сравнению с интенсивностью влияния этих же факторов при работе нормальными сверлами из быстрорежущей стали.

Так же, как и при точении, при известных условиях в процессе сверления может иметь место наростообразование. Однако в данном случае не приходится заботиться об устранении этого явления, так как сверление не является чистовой операцией.

§ 69. СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Работа резания при сверлении создается в результате работы сил, действующих на лезвиях сверла. Если условно представить себе, что силы сконцентрированы в некоторой точке A на лезвии сверла, то при разложении этих сил по осям координат XYZ получим составляющие силы P_x , P_y и P_z , приложенные на каждом из режущих лезвий (фиг. 257). Радиальные силы P_y и P'_y , равные и противоположно направленные, взаимно уничтожаются. Силы P_z , действующие примерно на плече $\frac{d}{4}$, создают крутящий момент $M_{кр}$, преодолеваемый моментом на шпинделе станка, а силы P_x и $P_{пер}$ — осевую силу P_o , преодолеваемую механизмом подачи сверлильного станка.

Из схемы сил, показанной на фиг. 257, следует, что крутящий момент сверла

$$M_{кр} = 2P_z \cdot \frac{d}{4} \text{ кгмм}^*. \quad (137)$$

Окружная сила P_z , подобно тому как это было рассмотрено при точении, может быть выражена следующей зависимостью:

$$P_z = C_p b^x a^y p. \quad (138)$$

При резании сверлом $b \approx \frac{d}{2 \sin \varphi}^{**}$ и $a = \frac{s}{2} \cdot \sin \varphi$.

Подставляя эти значения в формулу (138), получим

$$\begin{aligned} P_z &= C_p \left(\frac{d}{2} \right)^{x_p} \frac{1}{(\sin \varphi)^{x_p}} \left(\frac{s}{2} \right)^{y_p} \sin \varphi^{y_p} = \\ &= \frac{C'_p d^{x_p} s^{y_p}}{(\sin \varphi)^{x_p - y_p}}. \end{aligned} \quad (139)$$

Нормальные сверла при обработке стали и чугуна выполняются с углом $\varphi \approx 60^\circ = \text{const}$, поэтому окончательно

$$P_z = C''_p d^{x_p} s^{y_p} \text{ кг}.$$

Подставив это значение окружной силы в уравнение (137), получаем

$$M_{кр} = 2C''_p d^{x_p} s^{y_p} \frac{d}{4} = C_K d^{1+x_p} s^{y_p}. \quad (140)$$

Фиг. 257. Схема сил резания при сверлении.

Для определения осевой силы P_o спроектируем силы P_x и $P_{пер}$ на ось X , совпадающую с осью сверла. Тогда

$$P_o = 2P_x + P_{пер}. \quad (141)$$

Полагая, что силы P_x и $P_{пер}$ связаны с окружной силой определенной зависимостью, можно написать

$$P_x = K_1 P_z \text{ и } P_{пер} = K_2 P_z,$$

где K_1 и K_2 — коэффициенты пропорциональности.

* Здесь не учтены крутящий момент M_n , создаваемый лезвием перемычки, и момент от сил трения на фасках сверла $2M_\phi$ ввиду относительной малости их величин.

** Без учета половины проекции ширины перемычки на направление лезвия сверла.

Подставляя эти значения в формулу (141), получим:

$$\begin{aligned} P_o &= 2K_1 P_z + K_2 P_z = P_z (2K_1 + K_2) = \\ &= C_p'' (2K_1 + K_2) d^{x_p} s^{y_p} = C_o d^{x_p} s^{y_p}, \end{aligned} \quad (142)$$

где

$$C_o = C_p'' (2K_1 + K_2).$$

Значение констант C_m и C_o , а также показателей степеней x_p и y_p в формулах (141) и (142) определяют опытным путем, измеряя силы M_{kr} и P_o на сверлильном динамометре в зависимости от качества обрабатываемого материала, величины подачи, диаметра сверла, его конструкции, углов резания и других факторов.

На фиг. 258 показано устройство динамометра, предназначенного для измерения крутящего момента и осевой силы при сверлении. Крутящий момент воспринимается столом 1 прибора с закрепленной на нем заготовкой и передается рычагу 2, жестко скрепленному со столом, который передает давление на поршни 3 гидравлических измерительных цилиндров 6, параллельно соединенных с двумя манометрическими дугами. Одна из этих дуг связана со стрелкой манометра, а другая — с пером механизма, записывающим график соответственно действующему крутящему моменту. Давление в трубопроводах создается вследствие давления, передаваемого в камеры 4 через резиновую мембрану 5. Осевая сила воспринимается гидравлическим измерительным цилиндром 7. Давление жидкости, создающееся в камере 4 и трубопроводах, передается через манометрические дуги к стрелке манометра и перу самописца, регистрирующему на бумажной ленте графики, пропорциональные действующим силам.

§ 70. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ СВЕРЛА И РЕЖИМА РЕЗАНИЯ НА M_{kr} И P_o

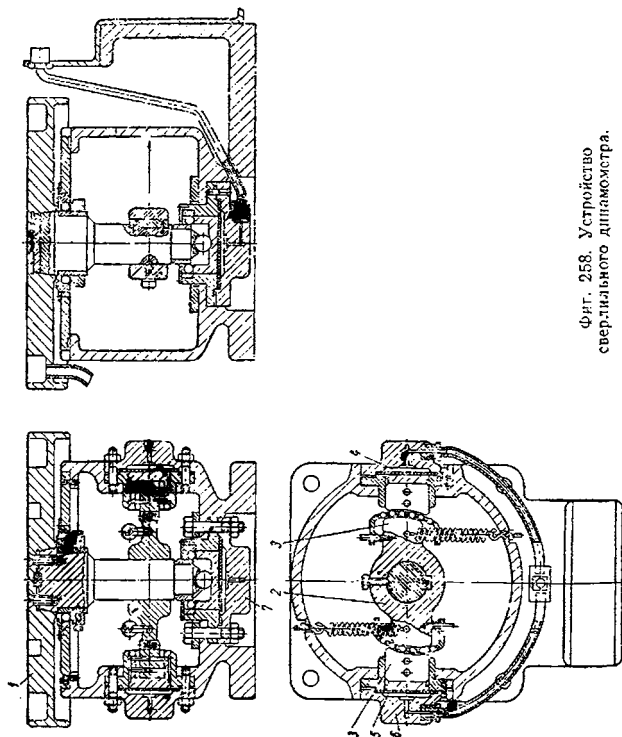
Силы резания при сверлении зависят:

1) от конструктивной формы сверла, т. е. от величины угла наклона ω винтовых канавок, угла в плане режущих лезвий φ° , длины и угла наклона поперечного лезвия и методов его подточки, диаметра сверла и др.;

2) от факторов режима резания, т. е. от скорости резания, подачи, качества обрабатываемого материала, смазочно-охлаждающей жидкости.

Рассмотрим влияние этих факторов.

Влияние угла наклона ω винтовых канавок сверла. Из анализа формулы (130) следует, что при $\varphi = \text{const}$ и $D_A = D$ передний угол $\text{tg } \gamma_A = k \text{ tg } \omega$, или, иначе говоря, передний угол на режущей части сверла и угол наклона винтовой канавки есть величины пропорциональные. Таким образом, с увеличением угла ω соответственно возрастает и угол γ , что связано со снижением работы пластического деформирования и трения при сверлении, а следовательно и со снижением сил M_{kr} и P_o .

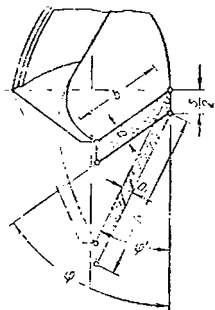


Фиг. 258. Устройство
сверлильного динамометра.

Однако опыты, проведенные для установления влияния переднего угла реза на усадку стружки при резании свинца, показали, что интенсивное снижение усадки стружки происходит лишь при возрастании переднего угла до 35° . При дальнейшем увеличении значения переднего угла интенсивность снижения усадки уменьшается. Отсюда можно предположить, что и с увеличением угла ω усадка стружки, работа деформации, а следовательно и силы резания, должны снижаться подобным же образом. Согласно этим опытам, с увеличением угла ω до $30-35^\circ$, крутящий момент и силы на сверле $M_{кр}$ и P_o снижаются, причем дальнейшее увеличение угла ω уже не приводит к заметному изменению сил резания. Ввиду этого винтовые сверла из быстрорежущей стали изготавливаются с углом $\omega = 25-30^\circ$ для обработки стали и чугуна и с углом $\omega = 40-45^\circ$ для сверления легких сплавов.

Влияние угла в плане. С изменением угла в плане лезвий сверла ($d = \text{const}$) изменяется толщина и ширина срезаемого слоя (фиг. 259). Поэтому (так же как и при точении) с уменьшением угла ϕ крутящий момент увеличивается. С другой стороны, по мере увеличения угла ϕ угол при вершине сверла настолько возрастает, что приводит к увеличению сопротивления выдрению сверла в металл заготовки и увеличению осевой силы P_o .

В табл. 39 приведены относительные значения P_o и $M_{кр}$ для трех значений угла ϕ [85].



Фиг. 259. Влияние угла в плане на изменение толщины и ширины срезаемого слоя при сверлении.

Таблица 39

Обрабатываемый материал	Подача s в мм/об	При значении угла ϕ					
		45°	60°	75°	15°	60°	75°
		Относительная величина P_o			Относительная величина $M_{кр}$		
Сталь средней твердости	0,06—0,073	0,97	1	1,04	1,23	1	0,82
Чугун мягкий	0,06—1,27	0,73	1	1,27	1,25	1	0,88

Из рассмотрения данных табл. 39 следует, что: 1) с увеличением угла ϕ крутящий момент снижается, осевая сила возрастает; 2) при сверлении чугуна осевая сила с увеличением угла ϕ возрастает более интенсивно, чем при сверлении стали.

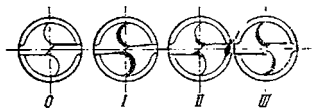
Передний угол для периферийной точки лезвия сверла, как известно, определяется следующей зависимостью:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \omega}{\sin \varphi},$$

откуда

$$\sin \varphi = \frac{\operatorname{tg} \omega}{\operatorname{tg} \gamma}. \quad (143)$$

Подставив в эту формулу наиболее распространенные в практике для стандартных сверл значения угла $\omega = 25 \div 30^\circ$ и переднего угла $\gamma = 30 \div 35^\circ$, можно установить, что в этих случаях угол в плане $\varphi \approx 60^\circ$. При сверлении легких сплавов и цветных металлов, когда $\omega = 35 \div 45^\circ$ и передний угол $\gamma = 40 \div 45^\circ$, значение угла в плане $\varphi \approx 65 \div 70^\circ$.



Фиг. 260. Различные формы подточек перемычки сверла.

Влияние длины лезвия перемычки и метода его подточки. Лезвие перемычки образуется в результате пересечения задних поверхностей сверла (фиг. 249). В сечении B_3C_3 видно, что перемычка выполняется с отрицательным значением переднего угла; поэтому с увеличением длины перемычки осевая сила должна возрастать, поскольку при этом увеличивается сопротивление врезанию. На величину крутящего момента этот фактор не оказывает существенного влияния, так как длина лезвия перемычки крайне невелика по сравнению с длиной главных режущих лезвий.

Для обеспечения необходимой прочности сверла изготавливаются с перемычкой $s = 0,12 \div 0,13d$, поэтому для снижения осевой силы P_o применяют подточку перемычки сверла.

На фиг. 260 показаны различные формы подточки перемычки. Сверло *O* выполнено без подточки лезвия перемычки. У сверла *I* лезвие перемычки уменьшено путем подточки со стороны канавки с захватом значительной части режущих лезвий. У сверла *II* сделаны выемки, уменьшающие лезвие перемычки; одновременно снижаются передние углы на подточенной части главных режущих лезвий и нарушается их прямолинейность. Форма подточки сверла *III* не уменьшает длину лезвия перемычки, а лишь увеличивает передние углы на подточенной части.

Данные ряда опытов показывают, что наименьшее значение осевой силы P_o достигается при работе с подточкой по форме *I*, обеспечивающей снижение силы P_o на 30—35% по сравнению с осевой силой, имеющей место при резании сверлом с неподточенной перемычкой по форме *O*. Еще лучшие результаты достигаются при форме подточки, показанной на фиг. 261. В этом случае для сохранения прямолинейности лезвия подточка производится по всей

длине главных лезвий сверла. Образующиеся при этом отрицательные передние углы ликвидируются подточкой передней поверхности сверла.

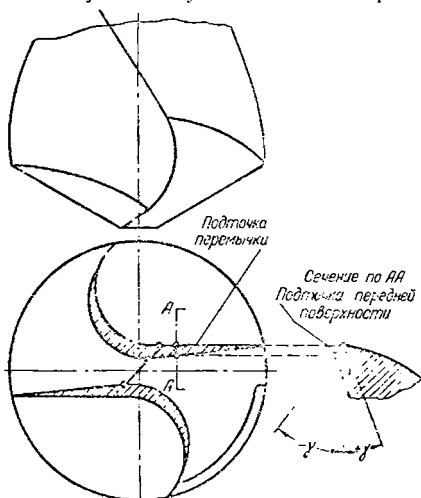
Влияние угла наклона лезвия перемычки. Влияние угла наклона ϕ при сверлении на P_o и $M_{кр}$ можно объяснить изменением передних и задних углов на участках лезвий, прилегающих к лезвию перемычки [19]. Увеличение угла ϕ приводит к увеличению заднего угла α , что связано с опасностью выкрашивания лезвия перемычки. Чрезмерное уменьшение угла ϕ приводит к увеличению длины лезвия перемычки, что, как известно, связано со значительным увеличением силы P_o . Из этих соображений для сверл диаметром до 15 мм берут угол $\phi = 50^\circ$ и для сверл диаметром выше 15 мм — угол $\phi = 55^\circ$.

Влияние смазочно-охлаждающей жидкости. Применение смазочно-охлаждающих жидкостей при сверлении приводит к значительному снижению $M_{кр}$ и P_o . Проведенные исследования [19] показывают, что от типа смазочно-охлаждающей жидкости зависит качество обрабатываемого металла. При сверлении стали наилучшие результаты, с точки зрения снижения сил резания, достигаются при использовании осерпленного минерального масла. Так, при сверлении в заготовке из стали марки 20 ($H_B = 156$) сверлом $d = 22$ мм при подаче $s = 0,4$ мм/об и скорости резания $v = 18$ м/мин были получены следующие результаты.

1. При сверлении без охлаждения $M_{кр} = 9220$ кгс, а при работе с осерпленным минеральным маслом $M_{кр} = 6100$ кгс, т. е. на 34% меньше.

2. При сверлении без охлаждения $P_o = 958$ кг, а при работе с осерпленным маслом $P_o = 688$ кг, т. е. на 30% меньше.

Влияние подачи и диаметра сверла на $M_{кр}$ и P_o . С увеличением подачи значения $M_{кр}$ и P_o возрастают, причем



Фиг. 261. Рациональная форма подточки перемычки сверла.

интенсивность изменения $M_{кр} = f(v)$ и $P_o = f(v)$ подобна той, которая имеет место при точении, а именно:

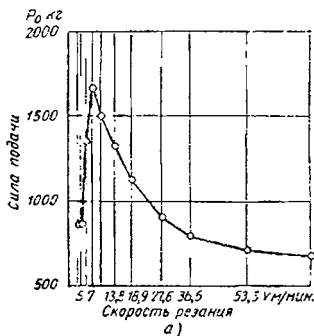
а) при сверлении стальных заготовок $\mu_x = 0,8$ и $y_o = 0,7$;

б) при сверлении чугунных заготовок $\mu_x = 0,8$ и $y_o = 0,8$.

Диаметр сверла действует на силы резания подобно глубине резания при точении; поэтому $x_o = 1,0$. В формуле крутящего момента половина диаметра $\frac{d}{2}$ представляет собой плечо пары сил, приложенных к его режущим лезвиям, поэтому показатель степени $x_x = 1,9$.

Для условий обработки конструкционной углеродистой стали ($\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$) $C_x = 33,8$ и $C_o = 84,7$; для серого чугуна $C_x = 23,3$ и $C_o = 60,5$.

Влияние скорости резания на $M_{кр}$ и P_o . Сведе-



Фиг. 262. Влияние скорости резания на силы резания при сверлении:

а — $P_o = f(v)$; б — $M_{кр} = f(v)$.

лением скорости резания уменьшается деформируемый объем впереди лезвия сверла при одновременном увеличении температуры на контактных поверхностях.

Это приводит к соответственному изменению физико-механических свойств обрабатываемого металла в его контактном слое, что оказывает определенное влияние на изменение значений $M_{кр}$ и P_o . Рассмотрим влияние скорости резания на $M_{кр}$ и P_o при резании немагнитной марганцовистой аустенитной стали ($\sigma_b = 70 + 80 \text{ кг/мм}^2$) сверлом $d = 25 \text{ мм}$, оснащенным твердым сплавом ВК8, с применением в качестве смазочно-охлаждающей жидкости 10%-ного раствора эмульсии, подаваемой в количестве 4—5 л/мин. Геометрические параметры режущей части сверла: $\varphi = 58^\circ$; $\alpha_n = 15^\circ$; $\gamma = 0$; подача $s = 0,12 \text{ мм/об}$. Результаты опытов показаны на фиг. 262. По мере повышения скорости резания от 2,5 до 7 м/мин осевая сила возрастает. При дальнейшем увеличении скорости резания от 7 до 73 м/мин осевая сила резко снижается. Такая же закономерность имеет место и для зависимости $M_{кр} = f(v)$, только при значительно меньшем влиянии скорости резания.

Влияние качества обрабатываемого металла. С изменением механических и физико-химических свойств обрабатываемых металлов изменяется и их сопротивление сверлению.

Характеристиками качества обрабатываемого металла, от которых зависит величина силы резания при сверлении, являются: а) при обработке стали — предел прочности σ_b ; б) при обработке чугуна и бронзы — твердость H_B .

На основе проведенных исследований установлены соответствующие поправочные коэффициенты, приведенные в табл. 40 [118].

Таблица 40

Сталь									
Предел прочности σ_b в кг/мм ²	30—40	40—50	50—60	60—70	70—80	80—90	90—100	100—110	110—120
Поправочный коэффициент	0,57	0,67	0,79	0,89	1,0	1,1	1,1	1,28	1,36
Серый чугун									
Твердость H_B	100—120	120—140	140—160	160—180	180—200	200—220	220—240	240—260	260—280
Поправочный коэффициент	0,72	0,8	0,87	0,94	1,0	1,06	1,13	1,18	1,21

Зависимость для определения $M_{кр}$ и P_o при резании сверлами, оснащенными твердыми сплавами. Обобщение опытов, выполненных советскими исследователями, позволяет установить следующие зависимости [119].

1. При резании сверлами, оснащенными твердым сплавом ВК8, конструкционных углеродистых, хромистых и хромоникелевых сталей (незакаленных) с применением эмульсии в качестве смазочно-охлаждающей жидкости

$$M_{кр} = 3 \cdot 10^{-3} d^2 s_b^{0,7}; \quad (144)$$

$$P_o = 2 d^{1,4} s_b^{0,8} s_o^{0,75}. \quad (145)$$

2. При резании сверлами, оснащенными твердым сплавом ВК8, серых и ковких чугунов (без охлаждения)

$$M_{кр} = 1,43 \cdot 10^{-3} d^2 s_b^{0,94} H_B^{0,6}; \quad (146)$$

$$P_o = 7,2 d^{0,9} s H_B^{0,6}. \quad (147)$$

Что же касается мощности, расходуемой при сверлении, то она может быть подсчитана по следующим формулам:

а) мощность резания

$$N = \frac{M_{кр} n}{716 \cdot 200 \cdot 1,36} \text{ кВт}; \quad (148)$$

б) мощность станка

$$N_{ст} = \frac{N}{\eta},$$

где η — к. п. д. станка.

§ 71. ИЗНОС СВЕРЛ И КРИТЕРИЙ ИЗНОСА

Режущие элементы сверла в процессе резания изнашиваются:

а) по задней поверхности;

б) по задней и передней поверхностям;

в) по уголкам (особенно при резании малопластичных материалов);

г) по лезвию перемычки;

д) по ленточке (особенно при сверлении прочных и вязких сталей).

Наиболее опасными для стойкости сверла являются износы по уголкам и по ленточке сверла.

При чрезмерном износе по уголкам сверла наступает износ ленточки на значительной ее длине, что приводит к необходимости стачивать значительную часть сверла для восстановления его режущей способности. Особенно неблагоприятен износ по ленточке вследствие налипания на ее поверхности мельчайших частиц металла¹.

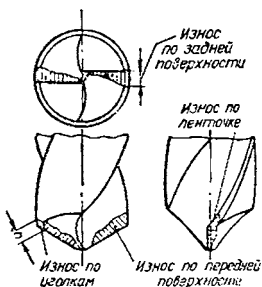
Такой износ приводит к образованию на части поверхности сверла прямого

конуса (вместо обратного), когда вследствие износа поверхности ленточек диаметр сверла на переднем его конце делается минимальным. Износ по ленточке может привести к защемлению сверла и его поломке.

Большой износ поперечного лезвия также является ненормальным, так как это ведет к резкому повышению осевой силы. Этот вид износа может быть вызван чрезмерной длиной лезвия перемычки. Создание благоприятных условий резания путем подточки перемычки приводит к устранению ненормального износа.

На фиг. 263 показаны типичные износы сверла из быстрорежущей стали по задней и передней поверхности, износ по уголкам и по ленточке.

На фиг. 264 показаны кривые износа сверла из быстрорежущей стали при резании хромистой стали 40X сверлом $d = 18$ мм с различными подачами при скорости резания $v = 12.1$ м/мин. При этом характерным является то, что при некоторой критической точке А начинается резкое повышение износа. Положение точки А на кривой



Фиг. 263. Износ сверла из быстрорежущей стали.

¹ Что имеет место при сверлении вязких металлов.

износа соответствует критерию износа сверла. При сверлении сталей димитирующий износ протекает по задней поверхности, при сверлении малопластичных материалов (чугун, бронза) — по уголкам сверла.

Обработка кривых износа, полученных в результате сверления стальных заготовок, позволяет вывести следующую зависимость [117]:

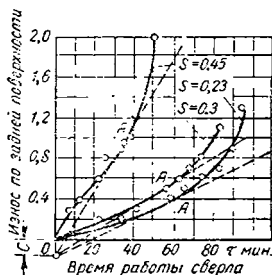
$$h = C_h T^{1.42} v^{4.85} s^{2.35} \text{ мм.} \quad (149)$$

Из этой зависимости следует, что наибольшее влияние на износ сверла по задней поверхности оказывает скорость резания v , несколько меньшее — подача s и еще меньшее — стойкость сверла T .

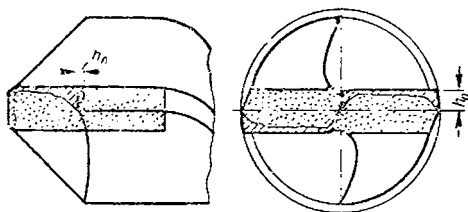
В нормативах Комиссии по резанию металлов приняты следующие величины допустимых износов в качестве критериев [118]:

1) при сверлении и рассверливании с охлаждением стальных заготовок — износ по задней поверхности 1,0—1,2 мм;

2) при сверлении и рассверливании без охлаждения чугунных заготовок — износ по уголкам в пределах 0,5—1,2 мм.



Фиг. 264. Изменение износа сверла по задней поверхности в зависимости от времени работы сверла.



Фиг. 265. Износ твердосплавного сверла.

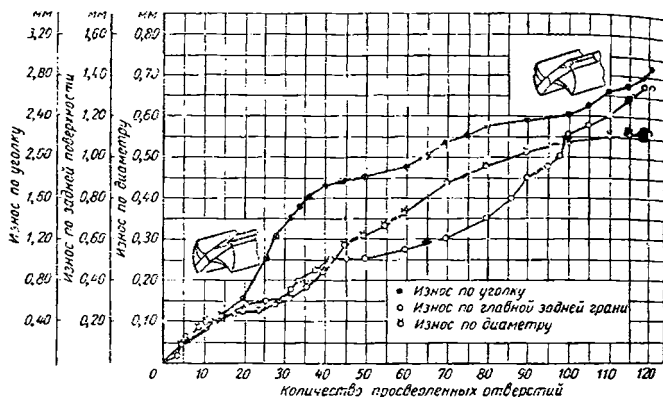
При скоростном резании чугунных заготовок сверлами, оснащенными твердым сплавом, износ имеет место как по задней поверхности, так и по ленточке сверла. На фиг. 265 показан типичный износ твердосплавного сверла при сверлении чугунных заготовок. Критерий износа такого сверла обуславливается величиной износа по уголкам пластины сверла — h_0 .

Ниже приводятся допустимые значения этого износа у твердосплавных сверл [120]:

при $d = 10 \div 15$ мм $h_0 = 0,8 \div 1,1$ мм;

при $d = 16 \div 40$ мм $h_0 = 1,2 \div 2,5$ мм.

Рассмотрим характерные кривые износа сверл, оснащенных твердым сплавом.



Фиг. 266. Кривые износа сверла, оснащенного твердым сплавом по его углу, задней поверхности и по диаметру $D = 26$ мм; $s_0 = 0,19$ мм; $v = 94$ м/мин; $\varphi = 70^\circ$; $\gamma = 0$; $\alpha = 12^\circ$; обратный конус $= 0,04 \div 0,05$ мм; чугуи $II_B = 183 \div 210$; сверло ВК8.

На фиг. 266 показаны кривые износа сверла, оснащенного твердым сплавом ВК8, при сверлении без охлаждения на глубину 75 мм. Износ сверла происходил по углам. Значительным был также износ по задней поверхности и по диаметру сверла. Так, например, после сверления 120 отверстий износ по диаметру составил 0,55 мм, по задней поверхности 1,1 мм и по углу 2,2 мм.

Для снижения износа сверла по диаметру необходимо увеличивать величину обратного конуса. Так, согласно проведенным опытам [121], при вышеуказанных условиях сверления после изготовления 60 отверстий сверлом, у которого величина обратной конусности составляет 0,04 мм, износ по диаметру составлял 0,41 мм, а при обратной конусности 0,18 мм — только 0,2 мм, т. е. в 2 раза меньше, что является весьма существенным. Обратная конусность поверхности сверла снижает возможность налипания мельчайших частиц чугуна на ленточки и конусе сверла; поэтому рекомендуются

следующие значения Δ - обратной конусности на длине твердосплавной пластины для сверл:

$$d = 10 \div 15 \text{ мм}; \Delta = 0,63 \div 0,07 \text{ мм};$$

$$d = 15 \div 25 \text{ мм}; \Delta = 0,05 \div 0,08 \text{ мм};$$

$$d = 25 \div 40 \text{ мм}; \Delta = 0,08 \div 0,12 \text{ мм}.$$

§ 72. СТОЙКОСТЬ СВЕРЛ

Вследствие износа сверло теряет свои режущие свойства. Период работы сверла в соответствии с принятым критерием износа называется его стойкостью T (мин.). Связь между скоростью резания и стойкостью, подобно тому, как это имеет место при точении, устанавливается следующей зависимостью:

$$v = \frac{C_v}{T^m} \text{ м/мин}, \quad (150)$$

где C_v и m — постоянный коэффициент и показатель степени, зависящие от качества обрабатываемого металла, материала сверла и условий сверления.

Величина показателя степени m характеризует интенсивность влияния стойкости на скорость резания.

При резании сверлами из быстрорежущей стали различных марок стали $m = 0,2$, а при резании чугуна $m \approx 0,125$. При резании сверлами, оснащенными твердым сплавом чугунных заготовок $m \approx 0,4$.

На основании обобщения опыта передовых отечественных заводов [118] рекомендуются следующие значения периода стойкости для сверл (табл. 41).

Таблица 41

Средние периоды стойкости

Режущий инструмент	Обрабатываемый металл	Диаметр сверла в мм									
		5	6—14	15—19	20—24	25—29	30—34	35—39	40—44	45—49	
		Период стойкости в мин.									
Сверла спиральные	Сталь	6	10	12	18	25	30	35	60	70	
	Чугун	12	18	24	30	35	42	55	80	—	

§ 73. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СВЕРЛА НА ЕГО СТОЙКОСТЬ

Рациональные геометрические параметры режущей части сверла оказывают большое влияние на стойкость сверла (при $v = \text{const}$) или на скорость резания (при $T = \text{const}$), создавая условия для повышения производительности труда при сверлении отверстий в заготовках.

Рассмотрим рациональные формы режущей части сверла.

а) Сверло с двойным углом в плане. На фиг. 267 показано сверло, выполненное с двойным углом в плане. Работы советских исследователей [122], [123] показали, что при обработке сверлами $d=12-80$ мм отверстий в заготовках из стального литья ($\sigma_b > 50$ кг/мм²) или из чугуна с неснятой литейной коркой наивысшая стойкость достигается при следующих геометрических параметрах: угле в плане $2\varphi = 116^\circ$; угле в плане переходных лезвий $\varphi_0 = 37,5^\circ$, при длине переходного лезвия $f_n = 0,2d$. При этом по сравнению

с нормальным сверлом стойкость увеличивается от 2 до 4 раз. Это позволяет увеличивать скорость резания при сверлении стальных заготовок примерно в 1,15–1,3 раза и при сверлении чугунных заготовок — в 1,35 раза.

Рассмотрим причины такого повышения стойкости сверла. Как известно, сверло больше всего изнашивается по уголкам, т. е. на части лезвия у периферии сверла. Для снижения износа необходимо снизить нагрузку в этом месте, повысить прочность и усилить теплоотвод. Это достигается путем создания переходного лезвия с углом в плане $\varphi_0 < \varphi$. При этом:

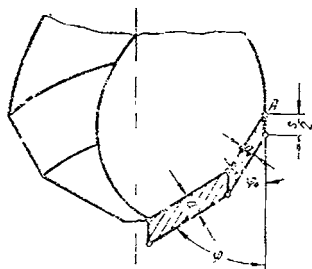
1) при одной и той же подаче на лезвие $\frac{s}{2}$ снижается толщина срезаемого слоя ($a_0 < a$), что уменьшает нагрузку, приходящуюся на 1 мм переходного лезвия;

2) при заточке с углом $\varphi_0 < \varphi$ увеличивается масса сверла у точки А, что повышает его прочность и создает условия для лучшего теплоотвода.

б) Сверла с подточенной перемычкой. При подточке перемычки (фиг. 261), помимо снижения осевой силы, достигается и увеличение стойкости сверла. Проведенные исследования показывают, что при правильной подточке лезвия перемычки стойкость сверла возрастает в 1,5–2 раза. Подточка перемычки полезна во всех случаях для сверл $d \geq 12$ мм.

в) Сверла с подточенной ленточкой. Ленточка у сверла по существу является вспомогательным лезвием, выполненным без заднего угла. Подточкой ленточки, как это показано на фиг. 268, создается задний угол α_1 на вспомогательном лезвии сверла, что повышает его стойкость.

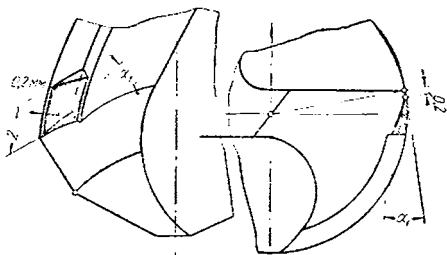
Поскольку ленточка выполняет функцию направления сверла в отверстие, она должна быть сохранена на значительной части



Фиг. 267. Изменение толщины срезаемого слоя на лезвиях сверла с двойным углом в плане.

сверла: поэтому его подточку достаточно сделать на длине 2 мм с оставлением узкой фаски шириной 0,2 мм. При подточке ленточки задний угол α , должен быть в пределах $6-8^\circ$.

г) Бесперемычное сверло, оснащенное твердым сплавом КМГ* для обработки высокопрочных сталей ($H_B = 340-400$). Стремление обеспечить нормальные условия резания на всех лезвиях сверла привело к созданию бесперемычного сверла, схема которого показана на фиг. 269, а. При таком сверле вредное влияние лезвия перемычки устраняется путем



Фиг. 268. Сверло с подточенной ленточкой.

создания сердцевинного лезвия 1—4, образованного двумя внутренними лезвиями за счет подточки перемычки. Одновременно достигается хорошее разделение стружки, так как образуются три пары режущих лезвий: средние 1—2, периферийные 2—3 и сердцевинные 1—4.

Главное режущее лезвие 1—2 выполняется со следующими углами заточки: $\gamma = -2^\circ$; $\alpha_n = 6^\circ$; $\varphi = 80-85^\circ$; $\lambda = 30-40^\circ$. Периферийное лезвие 2—3 имеет следующие углы заточки: $\gamma_0 = +2^\circ$; $\alpha_n = 6^\circ$; $\varphi_0 = 75^\circ$; сердцевинное лезвие 1—4: $\gamma' = -3^\circ$; $\alpha_n = 3^\circ$; $\varphi = 45^\circ$.

Плавное врезание достигается благодаря наличию большого угла наклона средних режущих кромок 1—2. Силовые исследования показали, что при резании этими сверлами осевые усилия снижаются примерно на 35%.

Опыты [116] показали, что при резании сталей ($H_B = 340-388$) при $v = 95-40$ м/мин бесперемычными сверлами, оснащенными твердым сплавом, их стойкость по сравнению с перемычными твердосплавными сверлами возрастает в 2,5—3 раза. Известным недостатком этих сверл является сложность их изготовления и заточки.

Одной из разновидностей конструкций бесперемычных сверл, выполненных из быстрорежущей стали, является сверло, показанное на фиг. 269, б.

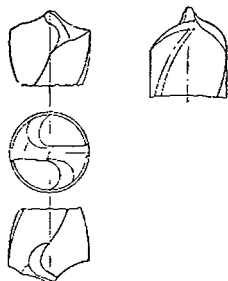
* По фамилии авторов: Кривоухов В. А., Мякишев М. А., Гаманин А. С.

Наличие угловой выемки, вместо перемычки, высотой L облегчает врезание сверла в обрабатываемый металл и снижает величину осевой силы резания¹. Одновременно с образованием выемки на перемычке создается подточка передней поверхности (на $1/8$ от длины режущей кромки) с целью увеличения переднего угла и уменьшения вдвое толщины сердцевины у вершины сверла.

Для повышения стойкости сверла увеличивается длина рабочей части лезвия сверла и снижается угол в плане режущих кромок путем образования тройной заточки. При этом углы в плане имеют следующие величины: $\varphi = 59^\circ$, $\varphi_0 = 35^\circ$, $\varphi_0 = 27,5^\circ$. При сверлении чугунных заготовок $\varphi = 45^\circ$.

Проведенные опыты показали, что при сверлении такими сверлами (выполненными из быстрорежущей стали Р9) отверстий в заготовке из стали 50А осевая сила снижается в 2—3 раза и при сверлении в чугунной заготовке ($H_B = 176 \div 184$) в 3—4 раза по сравнению с величиной осевой силы при резании нормальными сверлами. Такое значительное снижение осевой силы позволяет производить сверление с повышенными подачами.

Наличие режущего лезвия с малым углом в плане ($\varphi'_0 = 27,5^\circ$), приводит к значительному повышению стойкости сверла.



Фиг. 270. Сверло с разделением стружки.

д) Сверло новатора производства т. Ильичева с разделением стружки. На фиг. 270 показано сверло со специальной заточкой, предназначенное для производительного сверления мягких сталей (марок 20 и 30). Разная форма режущих лезвий приводит к возможности деления стружки на три части. Задние углы изменяются от 9 до 16° (у сердцевины). Режущие лезвия выполнены радиусными соответственно углу в плане $\varphi \approx 75 \div 80^\circ$.

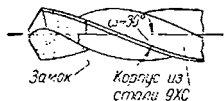
В результате проведенных опытов было выявлено следующее.

1. При обработке стали Ст. 3 со скоростью резания 38 м/мин при подаче $s = 0,475$ мм/об сверло с нормальной заточкой просверлило четыре отверстия, а с заточкой т. Ильичева — 40 отверстий. При подаче $s = 0,945$ мм/об и скорости резания 30 м/мин нормальное сверло не могло просверлить и одного отверстия, поскольку канавка полностью заполнялась стружкой, в то время как сверло с разделением стружки просверлило 15 отверстий.

¹ В. И. Ж и р о в. Сверло с переточенной перемычкой. «Станки и инструмент» № 2, 1954.

2. При сверлении отверстий в заготовке из стали средней твердости заточка по методу т. Ильичева не показала каких-либо преимуществ.

е) Сверла твердосплавные с винтовыми канавками. На фиг. 271 показано винтовое сверло, у которого корпус изготовлен из стали 9ХС, а режущая головка — целиком из твердого сплава, скрепляемого замком с корпусом сверла. Для лучшего отвода стружки винтовая канавка сверла выполнена под углом $\omega = 30^\circ$. При обработке отверстий в заготовках из хромоникелевой стали (марки 12ХН3) достигается скорость резания $v = 103 \text{ м/мин}$ при $s = 0,178 \text{ мм/об}$ и периоде стойкости до затупления 30 мин.



Фиг. 271. Сверло винтовое с твердосплавной головкой конструкции Н. В. Жарликова.

Применение твердосплавных сверл для скоростного резания повышает минутную подачу на 40—50% по сравнению с подачей, которую обеспечивают сверла из быстрорежущей стали.

§ 74. ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Скорость резания при сверлении зависит от величины подачи s , диаметра сверла d , периода стойкости T , глубины сверления l , геометрических параметров режущей части сверла, материала сверла и обрабатываемого металла, качества смазочно-охлаждающей жидкости и др.

Следовательно, $v = f(T, s, d, l, K_u, K_w \text{ и др.})$.

В табл. 42 приведены формулы скорости резания при сверлении и рассверливании [118], [119], установленные на основе обобщения опытов советских исследователей.

Рассмотрим влияние отдельных факторов на скорость резания при сверлении.

Влияние подачи на скорость резания при сверлении. С увеличением подачи скорость резания снижается, причем интенсивность этого снижения определяется показателем степени y_v (табл. 42), значение которого зависит от величины подачи, материала сверла и обрабатываемого материала.

Так, при сверлении стальных заготовок с подачей $s \leq 0,2 \text{ мм/об}$ $y_v = 0,7$. При сверлении чугуновых заготовок интенсивность влияния подачи на скорость резания несколько меньшая: при $s \leq 0,3 \text{ мм/об}$ значение $y_v = 0,55$, а при $s > 0,3 \text{ мм/об}$ $y_v = 0,4$.

При скоростном резании стальных заготовок сверлами, оснащенными твердым сплавом ВК8, в зоне малых подач ($s \leq 0,12 \text{ мм/об}$) интенсивность влияния подачи на скорость резания минимальная ($y_v = 0,3$), в то время как в зоне больших подач ($s > 0,12 \text{ мм/об}$) интенсивность возрастает ($y_v = 0,5$).

Таблица 42

Формулы скорости резания при сверлении и рассверливании
[118], [119]

Обрабатываемый материал	Материал сверла	Род обработки	Формула скорости резания в м/мин	s в мм/об	μ_v	C_v
Сталь конструкционная углеродистая, $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$	Быстрорежущая сталь	Сверление	$v = \frac{C_v d^{0,4} K_K K_L}{T^{0,2} s^{0,5} \mu_v}$	$\leq 0,2$ $> 0,2$	0,7 0,5	5,0 7,0
		Рассверливание	$v = \frac{11,6 d^{0,4} K_K}{T^{0,2} s^{0,5} \mu_v^{0,2}}$	—	—	—
Чугун серый $H_B = 190$	Быстрорежущая сталь	Сверление ¹	$v = \frac{C_v d^{0,25} K_K K_L}{T^{0,125} s^{0,5} \mu_v}$	$\leq 0,3$ $> 0,3$	0,55 0,4	10,5 12,2
		Рассверливание ¹	$v = \frac{16,7 d^{0,25} K_K}{T^{0,125} s^{0,4} \mu_v^{0,1}}$	—	—	—
Стали конструктивные углеродистые, хромистые, хромоникелевые, незакаленные	Твердый сплав ВК8	Сверление	$v = \frac{C_v d^{0,6}}{T^{0,25} s^{0,5} \mu_v^{0,9} c_h^{0,9}}$	$\leq 0,12$ $> 0,12$	0,3 0,5	750 490
		Рассверливание	$v = \frac{675 d^{0,6}}{T^{0,25} s^{0,3} \mu_v^{0,2} c_h^{0,9}}$	—	—	—
Чугун серый и ковкий	Твердый сплав ВК8	Сверление ¹	$v = \frac{40\,000 d^{0,5}}{T^{0,4} s^{0,5} H_B^{1,3}}$	—	—	—
		Рассверливание	$v = \frac{52\,200 d^{0,5}}{T^{0,4} s^{0,45} \mu_v^{0,15} H_B^{1,3}}$	—	—	—

¹ Без охлаждения.

При сверлении чугунных заготовок сверлами, оснащенными пластинами ВК8, значение $\mu_v = 0,5$.

Различное влияние подач на скорость резания объясняется различным характером протекания физических процессов в зависимости от зоны скоростей, подач, качества материала сверла и обрабатываемого металла.

Влияние диаметра сверла. С увеличением диаметра сверла скорость резания повышается. Для сверл из быстрорежущей стали значение $x_d = 0,25$. При скоростном сверлении стальных заготовок сверлами, оснащенными твердым сплавом ВК8, значение $x_d = 0,6$, а при сверлении чугунов $x_d = 0,5$.

С увеличением диаметра сверла повышается жесткость сверления, т. е. понижаются деформации самого сверла под влиянием действующих сил. Одновременно с увеличением диаметра растет и масса сверла, что создает условия лучшего отвода тепла, образующегося в процессе сверления. Увеличение глубины резания $\left(t \approx \frac{d}{2}\right)$ сравнительно мало отражается на стойкости сверла.

Влияние диаметра сверла на скорость резания особенно сильно проявляется при скоростном сверлении стали и чугуна, при котором вопросы отвода тепла от режущих лезвий имеют первостепенное значение. Так, если при обработке стальных заготовок сверлами из быстрорежущей стали интенсивность влияния диаметра на скорость резания характеризуется показателем степени 0,4, то при резании сверлами, оснащенными твердым сплавом, значение показателя степени возрастает до 0,6.

Влияние длины сверления. По мере увеличения длины сверления условия резания ухудшаются, затрудняется подвод смазочно-охлаждающей жидкости и отвод стружки из канавок сверла. Поэтому при сверлении отверстий длиной $l \leq 3d$ на скорость резания (при $T = \text{const}$) должны быть введены поправочные коэффициенты, приведенные ниже.

Длина сверления в м.м.	3d	4d	5d	6d	8d	10d
Поправочный коэффициент K_l . . .	1,0	0,85	0,75	0,7	0,6	0,5

При сверлении заготовок из серого чугуна с образованием стружки падлома глубина сверления не оказывает существенного влияния на скорость резания.

При необходимости сверления на длину свыше $5d$ рекомендуется применять специальные сверла для глубокого сверления [124]. Но, строго говоря, уменьшение стойкости сверла по мере увеличения глубины сверления будет различным для разных диаметров сверла.

Влияние характера сверления на скорость резания. При сквозном сверлении условия работы сверла ухудшаются, так как при его выходе из отверстия, вследствие наличия мертвого хода шпинделя, а также вследствие упругих деформаций станка фактическая подача может значительно увеличиться. Кроме того, образование заусенцев при сквозном сверлении влияет на выкрашивание режущих кромок, в особенности у твердосплавных

сверл. Поэтому при сквозном сверлении скорость резания должна быть снижена по сравнению со сверлением глухих отверстий примерно на 5—10 %. При рассверливании скорость резания также должна быть снижена, так как в результате предварительного сверления происходит упрочнение поверхностного слоя, что приводит к повышенному износу сверла.

Влияние качества материала сверла на скорость резания. Допустимая скорость резания при сверлении в значительной мере зависит от качества материала сверла. Проведенные исследования показывают, что если скорость резания при работе сверлами из стали P18 или P9 принять за единицу ($K_u = 1,0$), то для сверл, изготовленных из стали 9ХС, значение $K_u = 0,65$, а для сверл из стали У12А $K_u = 0,5$ [118].

Серьезной помехой при сверлении вязких сталей является налипание мельчайших частиц металла на поверхность ленточки, что резко снижает стойкость сверла. Применение цианирования (в 30%-ной ванне NaCN) резко снижает явление налипания, что является важным фактором повышения стойкости цианированных сверл.

Влияние жесткости станка на работу твердосплавного сверла. Существенное влияние на выкрашивание режущих лезвий сверла, оснащенного твердым сплавом, оказывает жесткость сверлильного станка. Так, например, при работе на радиально-сверлильном станке с жесткостью $J = 2400 \text{ кг/мм}$ не удалось ни для одного сверла довести стойкость до нормального затупления. При увеличении жесткости радиально-сверлильного станка до 3030 кг/мм (путем перемещения сверлильной головки ближе к колонне станка) выкрашивание пластинок твердого сплава уменьшилось, а в ряде случаев вовсе отсутствовало [125].

При сверлении на вертикально-фрезерном станке с жесткостью $J = 21\,200 \text{ кг/мм}$ выкрашивания пластин вовсе не происходило. Поэтому при скоростном сверлении конструкционных сталей, а также при сверлении труднообрабатываемых и закаленных сталей должны применяться сверлильные станки повышенной жесткости.

Влияние качества обрабатываемого металла на скорость резания при сверлении. Скорость резания при сверлении зависит от качества обрабатываемого металла. Наиболее важным показателем обрабатываемости металла при сверлении сталей является предел прочности σ_b , а при сверлении чугунов — твердость H_B .

Если влияние качества обрабатываемого металла определять коэффициентом K_u , то его значение приблизительно определится из следующей зависимости:

$$K_u = \left(\frac{75}{\sigma_b} \right)^{n_u}, \quad (151)$$

где σ_b — предел прочности обрабатываемой стали в кг/мм^2 ;
 n_u — показатель степени.

Согласно проведенным опытам, при сверлении углеродистых сталей $\sigma_b < 55 \text{ кг/мм}^2$ значение $n_v = -0,9$ и для $\sigma_b > 55 \text{ кг/мм}^2$ значение $n_v = 0,9$.

При сверлении серого чугуна

$$K_M = \left(\frac{190}{H'_B} \right)^{n_v}, \quad (152)$$

где H'_B — твердость по Бринеллю обрабатываемого чугуна; значение $n_v = 1,3$.

Влияние качества обрабатываемого металла на скорость резания при сверлении может быть определено при помощи поправочных коэффициентов (см. [118]).

Влияние смазочно-охлаждающей жидкости. Для лучшего отвода тепла, образующегося при сверлении, резание пластичных металлов следует производить с применением 10%-ного раствора эмульсии в количестве 4—5 л/мин. Однако применение охлаждения при сверлении малопластичных металлов также является весьма эффективным, так как позволяет повысить скорость резания при сверлении твердосплавными сверлами в 1,4—1,45 раза [120].

§ 75. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВРЕМЕНИ И РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Основное технологическое время при сверлении зависит от длины сверления l , длины входа сверла на полный диаметр l_1 и длины перебега при выходе сверла l_2 . Это время определяется по следующей формуле:

$$t_o = \frac{L}{ns}, \quad (153)$$

где L — общая длина пути сверла в мм (фиг. 272, а).

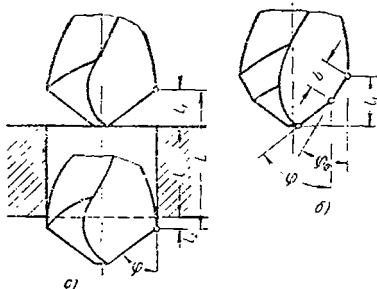
Длина входа сверла на полный диаметр:

$l_1 \approx \frac{d}{2} \operatorname{ctg} \varphi$ — для сверл с одинарным углом в плане;

$l_1 \approx b \cos \varphi_0 + \left(\frac{d}{2} - b \sin \varphi_0 \right) \operatorname{ctg} \varphi$ — для сверл с двойным углом в плане (фиг. 272, б).

Приблизительно для обычных сверл можно считать $l_1 + l_2 \approx 0,3d$.

При определении режима резания сверлами с рациональными геометрическими параметрами режущей части необходимо исходить из следующих основных положений.



Фиг. 272. Определение длины сверления для подсчета основного технологического времени.

1. Подача должна выбираться максимально допустимой, соответственно технологическим условиям обработки отверстий, т. е. с учетом заданной чистоты, точности и последовательности изготовления отверстия различными инструментами.

2. Скорость резания должна назначаться в соответствии с установленной практикой наивыгоднейшим периодом стойкости (табл. 42) и максимально допустимой технологической подачей.

Технологически допускаемая подача назначается по табл. 43, построенной на основе обобщения опыта передовых заводов СССР.

Выбор подачи s в мм/об при сверлении

Таблица 43

Диаметр сверла	Стали углеродистые и ле- гированные, стальное литье $\sigma_b < 90 \text{ кг/мм}^2$		Чугун и цветные металлы			
			$H_B < 170$		$H_B > 170$	
	Сверла					
	из быстро- режущей стали	оснащенные твердым сплавом	из быстро- режущей стали	оснащенные твердым сплавом	из быстро- режущей стали	оснащенные твердым сплавом
2	0,025—0,05	—	0,05—0,1	—	0,03—0,06	—
4	0,45—0,09	—	0,1—0,2	—	0,06—0,12	—
6	0,08—0,16	—	0,15—0,3	—	0,1—0,2	—
8	0,1—0,2	—	0,2—0,4	—	0,12—0,24	—
10	0,12—0,25	0,12—0,16	0,26—0,52	0,25—0,45	0,15—0,31	0,2—0,35
12	0,14—0,28	0,14—0,2	0,29—0,58	0,3—0,5	0,17—0,35	0,2—0,35
16	0,17—0,34	0,16—0,22	0,34—0,68	0,35—0,6	0,2—0,41	0,25—0,4
20	0,2—0,39	0,2—0,26	0,39—0,78	0,4—0,7	0,24—0,48	0,25—0,4
24	0,22—0,43	0,22—0,28	0,43—0,87	0,45—0,8	0,26—0,52	0,3—0,45
26	0,24—0,47	0,24—0,32	0,47—0,95	0,5—0,85	0,27—0,54	0,35—0,5
30	0,25—0,5	0,26—0,35	0,5—1,0	0,5—0,9	0,3—0,6	0,4—0,6
35	0,27—0,54	—	0,55—1,1	—	0,33—0,66	—
40 *	0,29—0,58	—	0,59—1,18	—	0,35—0,71	—

* В нормативах НИБТН МСС приводятся подачи для диаметров до $d = 60 \text{ мм}$ [113], [119].

При этом в зависимости от условий сверления подачи устанавливаются на основе следующих трех групп технологических факторов.

1. Максимальные подачи по табл. 43 следует применять при сверлении глухих (песк в о з н ы х) отверстий в случаях:

- а) обработки отверстий без допуска;
- б) обработки отверстий по 5-му классу точности;
- в) обработки отверстий под последующее рассверливание;
- г) сверления отверстий с последующей обработкой двумя или тремя инструментами (зенкером или резцом и разверткой или расточной пластиной);
- д) сверления отверстий под нарезание резьбы метчиками при условии обработки отверстия после сверла зенкером, резцом или

ГЛАВА IX

ЗЕНКЕРОВАНИЕ

§ 76. ПАРАМЕТРЫ РЕЗАНИЯ И ГЕОМЕТРИЯ ЗЕНКЕРА

Зенкерованием называется процесс обработки предварительно просверленного отверстия или отверстия в литой или ковanej заготовке с целью придания ему более правильной геометрической формы, а также необходимой точности и чистоты при помощи инструмента, называемого зенкером.



Фиг. 273. Элементы зенкера:

1 — заборная часть; 2 — ленточка; 3 — шейка; 4 — хвостовик; 5 — ланка; 6 — канавка; 7 — режущее лезвие.

Зенкерование большей частью является промежуточной операцией между сверлением и развертыванием.

Элементы зенкера. На фиг. 273 показаны элементы цельного трехногого и насадного зенкера

Зенкеры могут быть цельные, насадные, сборные со вставными зубьями и оснащенные пластинками твердого сплава. Большей частью зенкеры выполняются с числом зубьев 3 или 4. Припуск под зенкерование зависит от диаметра зенкера и измеряется в пределах 0,5—3,5 мм.

Схема резания зенкера показана на фиг. 274. Подача на зуб зенкера

$$s_z = \frac{s}{z} \text{ мм},$$

где z — число зубьев зенкера;
толщина срезаемого слоя

$$a = s_z \sin \varphi \text{ мм},$$

где φ — угол в плане режущего лезвия;

ширина срезаемого слоя

$$b = \frac{f}{\sin \varphi} \text{ мм};$$

площадь поперечного сечения срезаемого слоя

$$f = f_z z = abz = s_z z t = s t \text{ мм}^2,$$

т. е. f_z — сечение среза, приходящегося на один зуб.

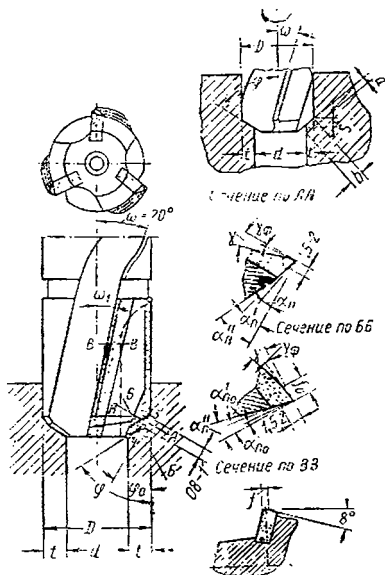
Геометрические параметры режущей части зенкера. Конструкция и элементы геометрии режущей части зенкера показаны на фиг. 274 и 275. Угол в плане φ режущего лезвия 1—2 является углом между проекцией режущего лезвия на осевую плоскость, проходящей через точку 2 лезвия, и направлением подачи; угол в плане φ_0 переходного лезвия 2—3 является углом между проекцией переходного лезвия на осевую плоскость, проходящей через точку 3, и направлением подачи (3—4—вспомогательное режущее лезвие).

Передний угол γ зуба зенкера есть угол между плоскостью, касательной к передней поверхности в данной точке, и осевой плоскостью, проходящей через ту же точку.

Передний угол γ рассматривается в главной секущей плоскости, т. е. в плоскости BB . Передний угол в плоскости BB или AA называется поперечным передним углом γ_1 , а в плоскости $ГГ$ — продольным передним углом γ_2 . Связь между передним углом γ и углами γ_1 , γ_2 и φ устанавливается следующей зависимостью:

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_1 \cos \varphi + \operatorname{tg} \gamma_2 \sin \varphi. \quad (154)$$

Передние углы зуба зенкера могут иметь положительное и отрицательное значение, поэтому при подсчетах по формуле (154) необ-

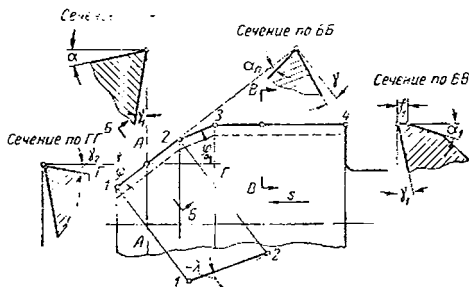


Фиг. 274. Схема резания зенкера:

a — толщина срезаемого слоя; b — ширина срезаемого слоя; $t = D - d$ — глубина срезаемого слоя; s — подача.

ходимо учитывать знаки углов γ_1 и γ_2 . λ — угол наклона режущего лезвия; он расположен между главным режущим лезвием и осевой плоскостью, проходящей через вершину лезвия. Он измеряется в плоскости, проходящей через режущее лезвие перпендикулярно вышеуказанной осевой плоскости.

По аналогии с резцом режущее лезвие может быть выполнено в трех вариантах. При расположении вершины зубьев ниже остальных точек лезвия угол λ считается положительным, выше — отрицательным, в случае расположения на одной высоте $\lambda = 0$. Связь



Фиг. 275. Геометрические параметры режущей части зенкера.

между углом λ и углами γ_1 , γ_2 и φ устанавливается следующей зависимостью:

$$\operatorname{tg} \lambda = \operatorname{tg} \gamma_2 \cos \varphi - \operatorname{tg} \gamma_1 \sin \varphi. \quad (155)$$

Для лучшего выполнения функции направляющего элемента на вспомогательном лезвии изготавливается круглошлифованная ленточка.

α_1 — задний угол на вспомогательном лезвии рассматривается в сечении ВВ.

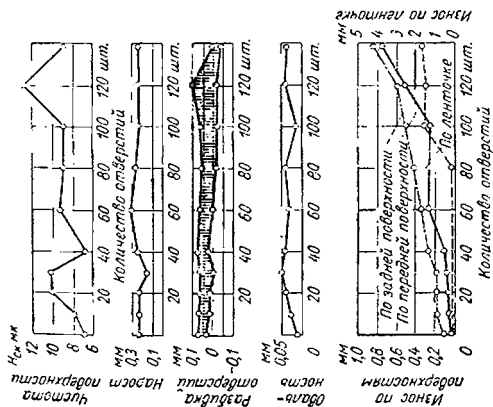
У твердосплавных зенкеров задняя и передняя поверхности доводятся на ширине $f = 1,5 + 2$ мм (фиг. 274).

§ 77. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ И ИЗНОС ЗЕНКЕРОВ

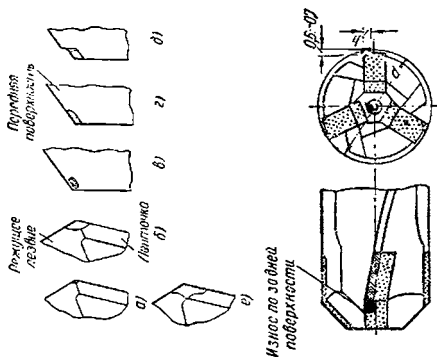
При работе зенкера как полустогового режущего инструмента большее значение имеют следующие факторы:

- 1) геометрическая форма обработанного отверстия (разбивание, овальность);
- 2) чистота обработанной поверхности.

На фиг. 276 показано изменение чистоты обработанной поверхности, нароста, зоны разбивания отверстия и его овальности в зависимости от времени работы зенкера. Из этих графиков следует, что



Фиг. 276. Изменение чистоты обработанной поверхности, нароста, зоны разбивания отверстия и его овальности в зависимости от времени работы зеренора. Обработываемый материал сталь 50 ($\sigma_b = 79 \div 82 \text{ кг/мм}^2$); угол $\omega = 20^\circ$; $\varphi = 60^\circ$; $\alpha = 6^\circ$; $f = 1,3 \text{ мм}$.



Фиг. 277. Износ зереноров. а и б — по задней поверхности; в — с — по передней поверхности.

при работе зенкера нет какой-либо закономерной связи между величиной нароста и чистотой поверхности отверстия, между износом зенкера и геометрическими размерами отверстия [126]. Во время обработки 120 отверстий чистота изменялась в пределах $H_{ск} = 7 \div 13 \text{ мк}$, высота нароста от 0,15 до 0,3 мм; разбивание отверстия от — 0,05 до — 0,1 мм, овальность от 0,01 до 0,05 мм.

Ввиду изложенного зенкерование обеспечивает получение отверстий в пределах 4—5-го класса чистоты по ГОСТ 2789-51 и точность отверстий в пределах 4-го класса точности [126].

Для обработки предварительно отлитых или кованных отверстий предпочитают применять зенкер, а не рассверливание, так как зенкерование является производительным вследствие наличия трех или четырех режущих кромок.

Зенкер изнашивается в трех направлениях: а) по задней поверхности, б) по передней поверхности с образованием небольшой лунки и в) по ленточке в виде поперечных проточин (фиг. 277).

Износ по задней поверхности протекает с постепенным возрастанием (фиг. 277, а и б). Износ по ленточке вначале возрастает медленно, а затем, достигнув критической величины (порядка 1,2 мм), нарастает быстро. Износ по передней поверхности образуется в виде широкой лунки небольшой глубины (20—30 мк).

Лимитирующим износом зенкера, определяющим наибольшее допустимое число перегонок, является износ по ленточке. Этот износ характеризует критерий затупления. При обработке стальных заготовок допустимый износ по ленточке примерно $h_{лент} = 1 \div 1,2 \text{ мм}$, что соответствует износу по задней поверхности $h_z \approx 0,6 \div 0,65$ [126].

При обработке чугунных заготовок зенкерами из быстрорежущей стали (без охлаждения) лимитирующий износ происходит по уголкам. В соответствии с этим допустимый износ по уголкам $h_v \approx 0,8 \div 1,5 \text{ мм}$.

Таблица 44

Допустимый износ зенкоров, оснащенных твердым сплавом ВК8 [119]

Обрабатываемый металл	Диаметр зенкера в мм			
	До 20	21—40	41—60	61—80
Износ в мм				
Сталь незакаленная и чугун	1,0	1,2	1,4	1,6
Сталь закаленная	0,7			

При обработке отверстий в чугунных заготовках зенкерами, оснащенными твердым сплавом ВК8, наблюдается налипание мельчайших частиц чугуна на передних поверхностях, на уголках и

ленточках зубьев зенкера. Следует отметить, что при зенкеровании серого чугуна с применением эмульсии в качестве смазочно-охлаждающей жидкости износ протекает равномерно, приваривание частиц чугуна к ленточкам почти не наблюдается и стойкость зенкеров повышается примерно в 1,3—1,4 раза по сравнению с резанием без охлаждения [120].

Критерием затупления является износ по задней поверхности у ленточки (фиг. 277). Величина износа зависит от диаметра зенкера в соответствии с табл. 44, где указаны примерные допустимые износы.

§ 78. ОПТИМАЛЬНЫЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ЗЕНКЕРА

Главный угол в плане режущих лезвий зенкера определяет геометрию срезаемого слоя и соотношение составляющих силы резания. Исследования [126] показали, что наивыгоднейшим углом в плане является угол $\varphi = 45^\circ$, при котором лимитирующий износ протекает по задней поверхности. При углах $\varphi < 45^\circ$ зенкеры имеют склонность к вибрациям, а при углах $\varphi > 45^\circ$ с увеличением толщины срезаемого слоя износ протекает более интенсивно; лунка на передней поверхности располагается вдоль ленточки, что приводит к быстрому разрушению последней.

Для зенкеров, оснащенных твердым сплавом, угол $\varphi = 60^\circ$.

Оптимальный задний угол режущего лезвия, как ранее уже указывалось, в основном зависит от толщины срезаемого слоя. Учитывая, что зенкеры работают с подачами 0,4—1,2 мм при толщине срезаемого слоя $a = 0,28 \div 0,85$ мм; величина оптимального заднего угла зубьев зенкера из быстрорежущей стали $\alpha_{онм} = 6 \div 10^\circ$; для зенкера, оснащенного твердым сплавом, подачи несколько меньше — от 0,2 до 0,8 мм, поэтому величина заднего угла $\alpha_{онм} = 10 \div 15^\circ$.

Угол наклона винтовой канавки связан с передним углом формулой

$$\operatorname{tg} \omega = \operatorname{tg} \gamma \sin \varphi.$$

Следовательно, с увеличением угла ω возрастает и передний угол γ , что приводит к уменьшению сил резания $M_{кр}$ и P_o . Кроме того, угол наклона винтовой канавки существенно влияет на отвод стружки от режущих лезвий. Поэтому для зенкеров при обработке отверстий в стальных заготовках угол $\omega = 20 \div 30^\circ$.

Ленточка у зенкеров предназначена для направления зенкера в отверстие и придания ему окончательного размера. Наибольшая суммарная стойкость зенкера достигается при ширине ленточки $f = 1,2 \div 1,3$ мм [120]. При уменьшении ширины ленточки резко увеличивается износ зубьев зенкера по уголкам при одновременном увеличении разбивания отверстия. При этом на ленточке образуются глубокие проточки. С увеличением ширины ленточки

до $f = 1,5 + 1,6$ мм мельчайшие частицы металла налипают на ленточке и создается нарост на передней поверхности, что ведет к росту интенсивности износа ленточки и к ухудшению чистоты поверхности обработанного зенкером отверстия.

§ 79. СИЛЫ РЕЗАНИЯ И КРУТЯЩИЕ МОМЕНТЫ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ

При обработке отверстий зенкерами, подобно тому, как это имеет место при сверлении и рассверливании, основными силами являются: крутящий момент $M_{кр}$ в кгмм и осевая сила P_o в кг.

Однако при зенкеровании отверстий силы резания по сравнению со сверлением сравнительно невелики, поскольку режущие лезвия срезают относительно небольшой слой металла. Поэтому значение сил резания и особенно значение величины крутящего момента $M_{кр}$ для определения эффективной мощности сверлильного станка приобретают актуальное значение лишь при скоростном резании зенкерами, оснащенными твердым сплавом, когда зенкерование производится в зоне повышенных скоростей резания порядка 70—150 м/мин.

В этом случае опытным путем установлены следующие зависимости:

а) для зенкеров, оснащенных пластинками твердого сплава Т15К6, при обработке с охлаждением эмульсией отверстий в заготовках из углеродистых, хромистых и хромоникелевых сталей [119]

$$M_{кр} = 37 D^{0,75} t^{0,8} S^{0,95} v_b^{0,75} \text{ кгмм}; \quad (156)$$

б) для зенкеров, оснащенных пластинками твердого сплава ВК8, при обработке отверстий в заготовках из серого и ковкого чугунов [119]

$$M_{кр} = 8,4 D^{0,85} t^{0,8} S^{0,7} H_B^{0,6} \text{ кгмм}, \quad (157)$$

где D — диаметр зенкера в мм.

Эффективная мощность сверлильного станка

$$N_e = \frac{M_{кр} n}{716 \cdot 200 \cdot 1,36} \text{ квт.} \quad (158)$$

§ 80. СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ

Скорость резания при зенкеровании отверстий является функцией диаметра зенкера D мм, периода стойкости T мин., подачи s мм/об, глубины срезаемого слоя t мм, качества обрабатываемого металла K_m и других факторов и определяется следующей зависимостью:

$$v = \frac{C_v D^x}{T^m s^y t^x} \text{ м/мин.} \quad (159)$$

где C_v — постоянный коэффициент, зависящий от качества обрабатываемого материала, при оптимальных геометрических параметрах режущей части зенкера.

Значение постоянного коэффициента и показателей степеней в формуле (159) приводится в табл. 45.

Таблица 45

Значение постоянных коэффициентов и показателей степеней в формуле (159)

Обрабатываемый металл	Вид обработки	Значение коэффициента и показателей степеней				
		C_v	m	x_v	y_v	z_v
Сталь конструкционная $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$	Рассверливание . . .	11,6	0,2	0,4	0,5	0,2
	Зенкерование . . .	16,3 *	0,3	0,3	0,5	0,2
Чугун серый	Рассверливание . . .	16,7	0,125	0,25	0,4	0,1
	Зенкерование . . .	18,8 **	0,125	0,2	0,4	0,1

* Для насадных зенкеров $C_v = 14,6$.

** Для насадных зенкеров $C_v = 16,9$.

Значения постоянного коэффициента для других обрабатываемых материалов учитываются поправочным коэффициентом K_v .

Последние годы характеризуются развитием скоростного резания зенкерами, оснащенными пластинками твердого сплава, с целью обработки отверстий не только в чугунных, но и в стальных заготовках, что связано с резким снижением времени на зенкерование отверстий.

Для определения скорости резания опытным путем установлены следующие зависимости.

1. Для зенкерования отверстий (с охлаждением эмульсией) в заготовках из углеродистых, хромистых и хромоникелевых сталей зенкерами с пластинками твердого сплава Т15К6

$$v = \frac{875 D^{0,6}}{T^{0,26} S^{0,3} F^{0,2} H_B^{0,9}} \text{ м/мин.} \quad (160)$$

2. Для зенкерования отверстий в заготовках из серого и ковкого чугунов зенкерами с пластинками твердого сплава ВК8

$$v = \frac{96500 D^{0,4}}{T^{0,4} S^{0,45} F^{0,15} H_B^{1,3}} \text{ м/мин.} \quad (161)$$

* Режимы резания металлов инструментами из быстрорежущей стали, карты 156, Машгиз, 1950.

При скоростном зенкеровании отверстий влияние диаметра зенкера на скорость резания значительно больше по сравнению с резанием зенкерами из быстрорежущей стали, поскольку с возрастанием скорости резания и увеличением теплообразования усиливается значение диаметра зенкера как фактора, отводящего тепло от режущих лезвий.

Приведем примерный режим резания при скоростном зенкеровании отверстия в стальной заготовке. Так, при обработке стальной заготовки диаметром $D = 50$ мм ($\sigma_b = 65$ кг/мм²) при $l = 2$ мм зенкером, оснащенным твердым сплавом Т15К6, при подаче $s = 0,8$ мм/об и периоде стойкости $T = 110$ мин., скорость резания $v = 61$ м/мин.

Основное технологическое время при зенкеровании определяется по формуле (153), причем длина врезания

$$l_1 = \frac{D-d}{2} \operatorname{ctg} \gamma,$$

где D — диаметр зенкера в мм;

d — диаметр отверстия под зенкерование $l_2 = 3s$, где s — подача на один оборот зенкера в мм.

§ 81 МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ

При определении режима резания зенкерами нормальной конструкции с оптимальными геометрическими параметрами режущей части необходимо исходить из следующих основных положений.

1. Наибольшая глубина резания при зенкеровании отверстий определяется конструкцией зенкера и припуском на обработку¹.

2. Подача должна выбираться максимально допустимой, соответственно технологическим условиям обработки отверстия, с учетом точности, чистоты и последовательности обработки отверстия другими инструментами.

3. Скорость резания назначается в соответствии с установленной практикой наимыгоднейшим периодом стойкости (табл. 46) и максимально допустимой технологической подачей.

Технологически допускаемая подача назначается по табл. 47, составленной на основе обобщения опыта передовых заводов [118], [119]. При этом в зависимости от условий зенкерования устанавливаются следующие три группы технологических факторов.

1. Максимальные значения подач следует применять в случаях:
а) обработки литого или прокованного отверстия без допуска;
б) обработки литого или прокованного отверстия при условии обработки отверстия после черпкового зенкера двумя или тремя

¹ Припуск на зенкерование см., например, Г. А. Долматовский, Справочник технолога, Машгиз, 1950.

инструментами (чистовым зенкером или резцом и развертками, или расточной пластинкой);

Таблица 46

Средние периоды стойкости зенкеров

Характеристика зенкера	Обрабатываемый материал	Диаметр зенкера в мм										
		15—19	20—24	25—29	30—34	35—39	40—44	45—49	50—54	55—59	60—64	70—80
		Период стойкости T в мин.										
Цельные	Сталь	12	18	24	30	—	—	—	—	—	—	—
	Чугун	30	35	42	54	—	—	—	—	—	—	—
Со вставными зубьями, насадные	Сталь	—	—	36	42	50	55	60	70	90	110	130
	Чугун	—	—	60	70	85	130	150	170	180	200	280

Таблица 47

Рекомендуемые подачи при зенкеровании в мм/об

Зенкер из быстрорежущей стали				Зенкер с пластинкой твердого сплава				
Диаметр зенкера в мм	Сталь $\sigma_B \leq 90$ в кг/мм ²	Чугун		Диаметр зенкера в мм	Сталь		Чугун	
		$H_B < 170$	$H_B > 170$		незака- ленная	закален- ная	$H_B < 170$	$H_B > 170$
15	0,4—0,7	0,6—1,25	0,35—0,75	15	0,4—0,55	0,2—0,4	0,5—0,9	0,45—0,65
20	0,5—0,9	0,75—1,5	0,45—0,9	20	0,5—0,7	0,3—0,55	0,75—1,1	0,55—0,75
25	0,5—1,0	0,55—1,7	0,5—1,0	25	0,6—0,9	0,35—0,6	0,85—1,2	0,6—0,8
30	0,6—1,1	0,95—1,9	0,58—1,15	30	0,65—1,0	0,4—0,65	0,95—1,3	0,65—0,9
35	0,6—1,2	1,05—2,1	0,63—1,25	35	0,7—1,1	0,4—0,7	1,05—1,5	0,7—1,0
40	0,7—1,3	1,15—2,3	0,7—1,35	40	0,7—1,1	0,45—0,8	1,15—1,7	0,8—1,2
45	0,7—1,4	1,5—2,4	0,75—1,45	45	0,75—1,2	—	1,25—1,9	0,9—1,3
50	0,8—1,5	1,3—2,6	0,8—1,55	50	0,8—1,3	—	1,35—2,3	0,9—1,4
60	0,8—1,6	1,45—2,9	0,9—1,75	60	0,8—1,3	—	1,4—2,1	1,0—1,5
70	0,9—1,8	1,6—3,2	1,0—1,9	70	0,9—1,4	—	1,5—2,2	1,1—1,6
80	1,0—2,0	1,7—3,4	1,1—2,0	80 и выше	1—1,5	—	1,6—2,4	1,1—1,7

Примечание. При обработке глухих отверстий, особенно при обработке для отверстия, подачи берутся в пределах 0,2—0,6 мм.

- в) зенкерования отверстия, предварительно обработанного сверлом или резцом, с последующим применением двух разверток;
- г) зенкерования литого или прокованного отверстия для последующего нарезания резьбы метчиками или резцом при условии обработки отверстия после черного зенкера чистовым зенкером, резцом или расточной пластинкой.

2. Средние значения подач следует применять в случаях:

а) обработки литого или прокованного отверстия для последующего парезания резьбы;

б) обработки литого или прокованного отверстия по 5-му классу точности;

в) обработки литого или прокованного отверстия для последующей обработки двумя развертками.

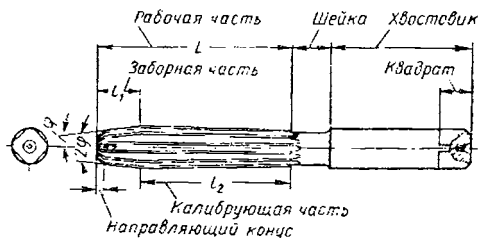
3. Минимальные значения подач следует применять при обработке литого или прокованного отверстия при условии последующей обработки одним зенкером с малой глубиной резания или одной разверткой.

ГЛАВА X

РАЗВЕРТЫВАНИЕ

Развертывание представляет собой окончательный процесс обработки отверстия заданной точности и правильной формы путем срезания весьма тонких стружек.

Развертывание разделяется на черновое и чистовое. Припуск на черновое развертывание составляет на диаметр 0,15—0,5 мм и для чистового развертывания 0,05—0,2 мм.



Фиг. 278. Элементы конструкции развертки

В зависимости от диаметра обрабатываемых отверстий применяются различные конструкции разверток. Они могут быть цельными или насадными, а также сборными, регулируемым по диаметру с режущими элементами, выполненными из углеродистой, легированной и быстрорежущей стали или оснащенными твердосплавными пластинами.

На фиг. 278 показаны элементы конструкции цельной развертки.

§ 82. ПАРАМЕТРЫ РЕЗАНИЯ И ГЕОМЕТРИЯ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РАЗВЕРТКИ

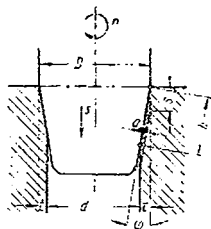
На фиг. 279 показана схема резания разверткой.

На фиг. 280 показана типичная схема геометрических параметров режущей части развертки. Основная работа резания совершается режущей (заборной) частью развертки длиной l_1 . Калибрующая часть l_2 служит для направления развертки в процессе резания,

придает отверстию точность и чистоту и обеспечивает запас на переточку.

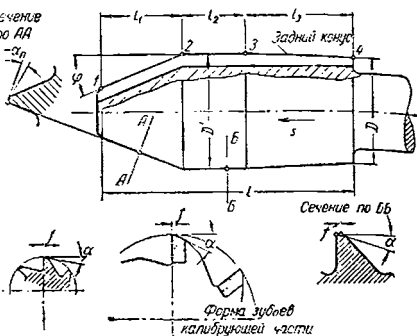
Задний конус длиной l_3 служит для снижения трения развертки о поверхность отверстия и уменьшения разбивания отверстия. Размер заднего конуса $\Delta = D' - D$. Для ручных разверток $\Delta = 0,005$ мм и для машинных $\Delta = 0,04 \div 0,06$ мм.

На фиг. 280 показана также форма зубьев по калибрующей части



Фиг. 279. Схема резания разверткой:

r — глубина срезаемого слоя в мм;
 a — толщина срезаемого слоя в мм;
 b — ширина срезаемого слоя в мм;
 s — подача на один оборот развертки.



Фиг. 280. Элементы геометрии режущей части развертки:

φ — угол в плане режущего лезвия 1—2; α — задний угол в плоскости, перпендикулярной к оси развертки; α_d и γ — задний и передний углы в главной секущей плоскости NN .

разверток, выполненных из инструментальных сталей или оснащенных твердосплавными пластинками. Ширина цилиндрической ленточки $f = 0,05 \div 0,3$ мм. Ленточка обеспечивает направление развертки в отверстие, способствует калиброванию отверстия по размеру и получению повышенной чистоты.

При обработке вязких металлов во избежание налипания мельчайших частиц металла ширина ленточки снижается до $0,05 - 0,08$ мм [127].

§ 83. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ

Вопрос о стойкости разверток связан с уменьшением точности вследствие потери размера от износа и от разбивания отверстия. Разбиванием отверстия называется разница между фактическим диаметром развертки и диаметром развернутого отверстия. Значительное влияние на величину разбивания отверстия оказывает качество применяемых смазочно-охлаждающих жидкостей [85]. Так, при резании разверткой $D = 30$ мм, $z = 12$ при режиме резания: $t = 0,07$ мм, $s = 0,52$ мм/об наибольшее разбивание имело место при резании всухую и составляло 42 мкм при обработке углеродистой

стали $\sigma_b = 60 \text{ кг/см}^2$, 36 мк при обработке улучшенной хромоникелевой стали $\sigma_b = 95 \text{ кг/мм}^2$, 20 мк при обработке чугуна и латуни и только 13 мк при обработке бронзы. Применение 7%-ного раствора эмульсии уменьшало разбивание в 2—4 раза. Величина разбивания 5—10 мк должна быть признана минимальной при резании острой разверткой.

По мере затупления зубьев развертки величина разбивания увеличивается.

На фиг. 281 показано изменение размеров диаметров развертки, отверстия и разбивания при обработке хромоникелевой стали с применением 5%-ного раствора эмульсии в количестве 6 л/мин.

На графике нанесены следующие линии:

1) горизонталь $\delta = 15 \text{ мк}$, соответствующая допуску на неточность изготовления по 3-му классу точности;

2) линия $\Delta D_{\text{разв}}$, характеризующая уменьшение диаметра развертки вследствие износа цилиндрических лепточек;

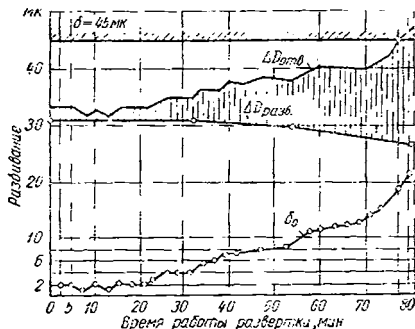
3) линия $\Delta D_{\text{отв}}$, характеризующая увеличение отверстия и превышение его диаметра над номиналом;

4) линия δ_n , характеризующая изменение разбивания отверстия в зависимости от времени работы развертки.

Из этого графика следует, что по мере увеличения времени работы развертки разбивание возрастает с 2 до 22 мк.

При затуплении развертки величина разбивания увеличивается в 4—10 раз по сравнению с первоначальной величиной, составляющей 2—8 мк.

Исследования [126] показывают, что в ряде случаев наблюдается некоторое уменьшение диаметра развернутого отверстия по отношению к фактическому диаметру развертки. Такое явление называется отрицательным разбиванием и зависит от геометрических параметров режущей части развертки и скорости резания. Если при углах в плане $\varphi = 30 \div 45^\circ$ наблюдается положительная величина разбивания, то с уменьшением угла φ от 20 до 5° разбивание по мере увеличения времени работы развертки переходит в зону отрицательных значений.



Фиг. 281. График изменения размеров разверток, отверстия и разбивания при обработке хромоникелевой стали; $d = 26 \text{ мм}$; $z = 10$; $\varphi = 15^\circ$; $\alpha = 6^\circ$; $t = 0,06 \text{ мм}$; $s = 1,86 \text{ мм}$; $v = 3,76 \text{ м/мин}$.

Такое явление может быть объяснено увеличением упругих деформаций в связи с возрастанием радиальных усилий резания по мере сужения величины угла φ .

С увеличением скорости резания от 2 до 7 м/мин разбивание из зоны отрицательной переходит в зону положительную, поскольку с увеличением скорости резания снижаются силы резания и особенно величина упругих деформаций.

Если величина отрицательных значений разбивания зависит от упругих свойств обрабатываемых заготовок, то величина положительных значений разбивания зависит от степени образования нароста, а также от условий налипания мельчайших частиц металла на ленточки развертки.

Правильным назначением смазочно-охлаждающей жидкости можно в значительной мере устранить явления налипания и нароста.

Важной особенностью работы развертки является резание в зоне весьма тонких стружек при сравнительно большом радиусе округления режущего лезвия, т. е. когда $a < \rho$, где ρ — радиус округления режущего лезвия, что связано с образованием повышенных радиальных сил¹. Путем развертывания можно обработать отверстия в пределах 2-го класса точности и 6—8-го класса чистоты по ГОСТ 2789-51.

§ 84. ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ НА РАБОТУ РАЗВЕРТКИ. ИЗНОС РАЗВЕРТОК

Влияние переднего угла. При работе чистовыми развертками, когда резание совершается в зоне малых толщин срезаемого слоя ($a = 0,02 \div 0,03$ мм), износ происходит в основном по задней поверхности инструмента. При этом стружка опирается главным образом на поверхность округления режущего лезвия, почти не касаясь передней поверхности зуба развертки (фиг. 282). Поэтому величина переднего угла у чистовых разверток равна нулю, а у предварительных разверток 5—10°.

Влияние заднего угла. Если исходить из общего положения, по которому величина оптимального заднего угла зависит от толщины срезаемого слоя, то следовало бы затачивать развертки с большими задними углами. Однако необходимо иметь в виду, что с увеличением заднего угла зуба развертки возрастает радиальный износ, создающий условия для интенсивного износа ленточки. Поскольку ленточка на стыке главного и вспомогательного лезвий формирует профиль поверхности обрабатываемого отверстия, то ее износ приводит к резкому снижению чистоты и точности развертывания.

На основе проведенных исследований для разверток задний угол $\alpha = 6 \div 8^\circ$.

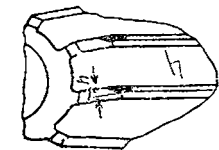
¹ Подробнее см. в главе XI «Фрезерование».

для угла в плане режущего лезвия φ° . Для машинных разверток при обработке пластичных материалов угол $\varphi = 15^\circ$. Исследования [126] показывают, что при таком значении угла φ обеспечивается наилучшая чистота обрабатываемого отверстия и наименьшая величина его разбивания при обработке сталей.

Для черновых предварительных разверток, а также при обработке глухих отверстий, угол $\varphi = 45^\circ$. При обработке малопластичных металлов угол $\varphi = 5^\circ$.

Для разверток с углом $\varphi = 5^\circ$, обрабатывающих отверстия в стальных заготовках, характерен интенсивный износ задних поверхностей режущих лезвий в виде узких проточин, что может быть объяснено наличием больших радиальных сил. По мере увеличения угла φ изменяется характер износа зубьев развертки: износ по задней поверхности уменьшается при одновременном увеличении износа ленточки.

Для разверток с углом $\varphi = 45^\circ$, когда срезаются сравнительно толстые стружки, характерен интенсивный износ ленточки; при этом на передней поверхности даже образуется небольшая лунка.



Фиг. 283 Износ зуба развертки.

Зубья разверток при обработке отверстий в стальных и чугунных заготовках изнашиваются в местах сопряжения режущих и калибрующих лезвий (фиг. 283).

Критерисм затупления зубьев развертки следует считать размер диаметра отверстий соответственно заданному допуску, что согласуется с определенным износом по задней поверхности $h = 0,6 \div 0,8$ мм.

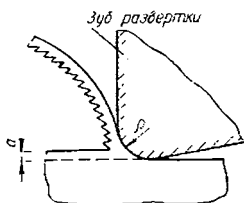
Подобный же характер износа имеет место и при работе твердосплавными развертками.

О работе разверток обычно судят по чистоте поверхности и точности обработанных отверстий. Ввиду этого лимитирующим обстоятельством при работе твердосплавными развертками являются следующие величины износа задних поверхностей [120]:

для разверток $D \leq 18$ мм $h = 0,2 \div 0,3$ мм;

" " $D = 18 \div 25$ мм $h = 0,3 \div 0,6$ мм.

Следовательно, износ развертки лимитируется технологическим критерием согласно сделанной ранее классификации износов.



Фиг. 282. Образование элемента стружки на зубе развертки.

§ 85. СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ

Скорость резания при развертывании является функцией диаметра развертки D периода стойкости T , подачи s , глубины срезаемого слоя i , качества обрабатываемого металла и других факторов.

На основе обобщения опытных данных [118], скорость резания определяется следующей зависимостью:

$$v = \frac{C_v D^x v}{T^m i^{x_v} s^{y_v}} \quad (162)$$

Значение постоянного коэффициента и показателей степеней приводятся в табл. 48.

Таблица 48

Обрабатываемый металл	Коэффициент и показатели степеней				
	C_v	m	x_v	y_v	
Сталь конструкционная углеродистая; $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$	10,5	0,4	0,3	0,2	0,5
Чугун серый $H_B = 190$	15,6	0,3	0,2	0,1	0,5

Значение постоянного коэффициента для других обрабатываемых металлов учитывается поправочным коэффициентом K_n^* .

Для понижения времени на обработку отверстий и повышения размерной стойкости находят широкое применение развертки, оснащенные твердым сплавом.

При резании твердосплавными развертками с применением эмульсин в качестве смазочно-охлаждающей жидкости опытным путем установлены следующие зависимости:

1) при обработке развертками с пластинками твердого сплава Т15К6 отверстий в заготовках из конструкционных углеродистых, хромистых и хромоникелевых сталей

$$v = \frac{4900 D^{0,3}}{T^{0,7} s^{0,65} i^{0,9}} \text{ м.м/мин}; \quad (163)$$

2) при обработке развертками с пластинками твердого сплава ВК8 отверстий в заготовках из серого чугуна

$$v = \frac{100\,000 D^{0,2}}{T^{0,45} s^{0,5} i^{1,3}} \text{ м/мин}. \quad (164)$$

* «Режимы резания металлов инструментами из быстрорежущей стали», карта 156, Машиз, 1950 [118].

При работе твердосплавными развертками со скоростью резания $v = 50 \div 60$ м/мин при подаче $s = 0,3 \div 0,6$ мм/об обеспечивается точность 2-го класса и чистота 6-го класса по ГОСТ 2789-51.

Приведем некоторые примерные режимы резания при работе развертками, оснащенными твердым сплавом. Так, при обработке отверстий $D = 20$ мм в стальных заготовках $\sigma_b = 65$ кг/мм² разверткой, оснащенной твердым сплавом Т15К6, при подаче $s = 0,4$ мм/об и периоде стойкости $T = 45$ мин. скорость резания $v = 35$ м/мин. При обработке отверстия $D = 20$ мм в чугунной заготовке $H_B = 190$ разверткой, оснащенной твердым сплавом ВК8, при подаче $s = 0,8$ мм/об и периоде стойкости $T = 60$ мин. скорость резания $v = 35$ м/мин при работе с охлаждением эмульсией.

Основное технологическое время при развертывании определяется по формуле (153), причем длина врезания

$$l_1 = \frac{D-d}{2} \operatorname{ctg} \alpha,$$

где D — диаметр развертки в мм;

d — диаметр отверстия под развертывание;

l_1 — Зс, где s — подача на один оборот развертки в мм.

Период стойкости при развертывании назначается на основе опыта переловых заводов по табл. 49.

Таблица 49

Средние периоды стойкости разверток

		Диаметр развертки в мм												
Тип раз- верток	Обрабаты- ваемый металл	6-14	15-19	20-24	25-29	30-34	35-39	40-44	45-49	50-54	55-59	60-69	70-80	
		Средний период стойкости T в мин.												
Машин- ные	Сталь	12	18	24	30	42	48	60	72	72	72	84	84	
	Чугун	20	36	48	54	72	84	84	120	120	150	150	150	
		Диаметр развертки в мм												
Тип раз- верток	Обрабаты- ваемый металл	10	15	18	20	25	30	35	40	45	50	60	70	80
		Средний период стойкости T в мин.												
Машин- ные, оснащен- ные твер- дым сплавом	Чугун	23	35	40	45	55	70	80	90	100	110	135	160	180
	Сталь	—	45	54	60	75	90	105	120	135	150	180	200	240

§ 86. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ

При определении режима резания при работе развертками рациональной конструкции с оптимальными геометрическими параметрами режущей части, необходимо исходить из следующих основных положений.

1. Наибольшая глубина резания при развертывании отверстий определяется припуском на обработку [78].

2. Подача должна выбираться максимально допустимой, соответственно технологическим условиям обработки отверстия, с учетом заданной точности и чистоты.

3. Скорость резания назначается в соответствии с установленной практикой наиболее выгодным периодом стойкости (табл. 49) и максимально допустимой технологической подачей. Технологически допустимая подача назначается по табл. 50, построенной на основе обобщения опыта передовых заводов [118], [119]. При этом в зависимости от условий развертывания устанавливаются следующие три группы технологических факторов.

Таблица 50

Подачи, рекомендуемые при резании машинными развертками

Развертка из инструментальной стали				Развертка с пластиной твердого сплава			
Диаметр развертки в мм	Сталь $\sigma_b \leq 90$ кг/мм ²	Чугун		Сталь		Чугун	
		$H_B < 170$	$H_B > 170$	незакален- ная	закален- ная	$H_B \leq 170$	$H_B > 170$
5	0,2—0,5	0,6—1,2	0,4—0,8	—	—	—	—
10	0,3—0,7	1,0—2,0	0,65—1,3	0,35—0,5	0,2—0,3	0,85—1,3	0,65—1,0
15	0,4—0,9	1,25—2,5	0,8—1,6	0,35—0,55	0,25—0,33	0,9—1,4	0,7—1,1
20	0,65—1,4	1,5—3,0	1,0—2,0	0,4—0,6	0,3—0,37	1,0—1,5	0,8—1,2
25	0,7—1,6	1,75—3,5	1,15—2,3	0,45—0,65	0,32—0,4	1,1—1,6	0,85—1,3
30	0,8—1,8	2,0—4,0	1,3—2,6	0,5—0,7	0,35—0,43	1,2—1,8	0,9—1,4
35	0,9—2,0	2,25—4,5	1,45—2,9	0,55—0,75	0,37—0,47	1,25—1,9	0,95—1,45
40	0,95—2,1	2,5—5,0	1,6—3,2	0,6—0,8	0,4—0,5	1,3—2,0	1,0—1,5
50	1,1—1,5	2,8—5,6	1,8—3,6	0,65—0,85	—	1,4—2,1	1,1—1,6
60	1,3—2,8	3,2—6,4	2,1—4,2	0,7—0,9	—	1,6—2,4	1,25—1,8
70	1,4—3,0	3,5—7,0	2,25—4,5	0,8—1,0	—	1,8—2,7	1,35—2,0
80	1,5—3,2	3,75—7,5	2,6—5,0	0,9—1,2	—	2,0—3,0	1,5—2,2

Примечание. Подачи даны для случаев обработки сквозных отверстий на проход. При обработке глухих отверстий подачи берутся в пределах 0,2—0,5 мм.

1. Максимальные значения подач следует применять при предварительном (черновом) развертывании отверстий после сверла или зенкера под последующее чистовое развертывание.

2. Средние значения подач следует применять:

а) при чистовом развертывании по 2-му классу точности после чернового развертывания;

б) при чистовом развертывании по 2-му классу точности после чистового резца или чистовой расточной пластинки;

в) для твердосплавных разверток при чистовом развертывании по 3-му классу точности с чистотой по 7—8-му классу ГОСТ 2789-51.

3 Минимальные значения подачи следует применять:

а) при чистовом развертывании под полирование или хонингование;

б) при развертывании отверстий одной разверткой по 3-му классу точности;

в) при резании твердосплавной разверткой по 2-му классу точности с чистотой по 8—9-му классу по ГОСТ 2789-51.

ГЛАВА XI

ФРЕЗЕРОВАНИЕ

Фрезерование как метод обработки металлов получил широкое распространение за последние полвека.

Начиная со второй половины XIX в. фрезы привлекают внимание русских ученых. В 1874 г. русский ученый В. Л. Чебышев [128] вывел уравнение для определения высоты неровностей, образуемых при резании цилиндрической фрезой.

Впервые серьезное описание конструкций фрез, процесса фрезерования и фрезерных станков было сделано в 1892 г. русским ученым В. Кнаббе в его книге «Фреза и ее роль в современном машиностроении» [129].

Разработка теории и практики фрезерования принадлежит советским ученым и новаторам производства.

Трудами советских ученых процесс фрезерования был тщательно и всесторонне изучен, что позволило в содружестве с новаторами производства значительно повысить производительность труда при обработке заготовок на фрезерных станках.

С 1930 г. в Советском Союзе получило распространение скоростное фрезерование чугунных заготовок, а с 1941 г. развернулись широкие поставленные работы по исследованию и массовому применению скоростного фрезерования стальных заготовок. В тесном содружестве с учеными большой вклад в дело внедрения и развития скоростного фрезерования внесли скоростники — новаторы производства.

Фрезерование как метод обработки металлов по производительности труда во много раз превосходит строгание, однако в ряде случаев уступает протягиванию. При необходимости снятия значительных припусков или при обработке сравнительно длинных заготовок, когда не предъявляются высокие требования в отношении чистоты и точности¹, а также в условиях серийного производства при обработке плоскостей, пазов и фасонных поверхностей, преимущество остается за фрезерованием.

Весьма эффективно фрезерование деталей комплектом фрез или на многошпиндельных фрезерных станках.

Путем фрезерования могут выполняться самые разнообразные операции: обработка плоскостей, пазов, фасонных поверхностей.

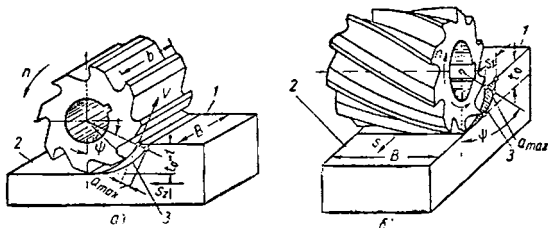
¹ Чистота не выше 6-го класса и точность не выше 3—4-го класса.

тел вращения, а также изготовление прорезей (шлицев) и разрезка заготовок.

Фрезы в зависимости от условий работы могут быть изготовлены из углеродистой, легированной или быстрорежущей стали, либо оснащены твердым сплавом или минералокерамическими пластинками. Обработка заготовок твердосплавными фрезами производится на высоких скоростях резания, что резко повышает производительность труда при работе на фрезерных станках.

§ 87. ЭЛЕМЕНТЫ ФРЕЗЕРОВАНИЯ И СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ

Фреза представляет собой многолезвийный режущий инструмент, имеющий много общего с резцом как по геометрическим параметрам режущей части, так и по факторам режима резания. Вместе с тем процесс фрезерования имеет свои специфические особенности:



Фиг. 284. Схема работы цилиндрической фрезы:

1 — обрабатываемая поверхность; 2 — обработанная поверхность; 3 — поверхность фрезерования.

а) толщина слоя, срезаемого каждым зубом фрезы, переменна и изменяется от некоторого минимума до максимума;

б) на длине дуги резания одновременно находится несколько лезвий;

в) режущее лезвие работает с перерывами;

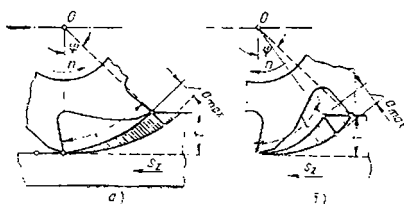
г) корпус фрезы большей частью обладает значительной массой, что способствует лучшему теплоотводу от режущих лезвий.

На фиг. 284, а показано резание цилиндрической фрезой с прямыми зубьями, а фрезой с винтовыми зубьями — на фиг. 284, б. Характерным является то, что теоретически резание начинается с нулевой толщины срезаемого слоя, который по мере вращения фрезы увеличивается до максимального значения a_{max} , а затем опять падает до нуля.

При работе цилиндрическими, концевыми, дисковыми и фасонными фрезами различают следующие схемы резания:

1) фрезерование против подачи (фиг. 285, а), когда вращение зубьев фрезы направлено против направления подачи;

2) фрезерование в направлении подачи, когда вращение зубьев фрезы совпадает с направлением подачи (фиг. 285, б).



Фиг. 285.

а — фрезерование против подачи; б — фрезерование в направлении подачи.

При работе торцевыми и концевыми фрезами различают:

1) симметричное резание (фиг. 286, а), когда ось фрезы совпадает с линией симметрии заготовки и когда резание начинается с конечной толщины срезаемого слоя ($a_x > 0$) или с толщины $a_x = 0$, когда $D = t$;

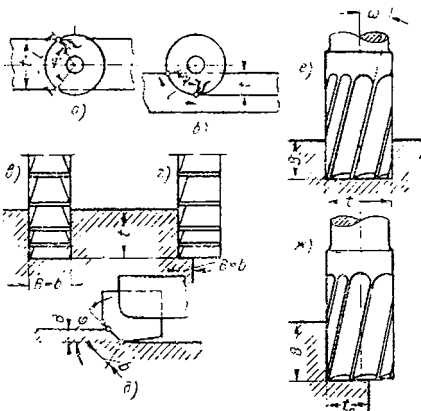
2) несимметричное резание (фиг. 286, б), когда резание начинается с нулевого значения срезаемого слоя и ось фрезы не совпадает с линией симметрии заготовки или когда ось фрезы смещена по отношению к средней линии заготовки.

Основными элементами фрезерования и срезаемого слоя являются: глубина срезаемого слоя, глубина фрезерования, ширина фрезерования, подача, скорость резания, толщина срезаемого слоя.

Рассмотрим эти элементы при работе различными типами фрез, согласно ГОСТ 3235-46.

Глубина срезаемого слоя t_0 . Под глубиной срезаемого слоя следует понимать слой металла, снимаемый за один проход в направлении, перпендикулярном к обрабатываемой поверхности (фиг. 284).

Ширина фрезерования B . Под шириной фрезерования следует понимать ширину обрабатываемой поверхности в на-
 правлении, перпендикулярном к оси фрезы.



Фиг. 286. Глубина резания и ширина фрезерования:

а — при симметричном резании торцовой фрезой; б — при несимметричном резании торцовой фрезой; в — при фрезеровании паза дисковой фрезой; г — при фрезеровании уступа торцовой фрезой; д — при фрезеровании уступа концевой фрезой; е — при фрезеровании уступа концевой фрезой.

в направлении, параллельном оси фрезы. При работе торцевыми и концевыми фрезами ширина фрезерования совпадает с глубиной срезаемого слоя ($B = t_0$). При работе цилиндрическими фрезами ширина фрезерования совпадает с шириной обрабатываемой заготовки. При работе дисковыми фрезами ширина фрезерования, измеренная в направлении, параллельном оси фрезы, соответствует ширине паза, а при работе концевой фрезой — высоте паза, поскольку режущие лезвия расположены в направлении оси фрезы по высоте паза заготовки.

Г л у б и н а р е з а н и я l . Под глубиной резания при фрезеровании следует понимать величину слоя металла, срезаемого зубом фрезы и соответствующую длине дуги резания l (фиг. 285). Глубина резания для цилиндрических, дисковых и фасонных фрез совпадает с понятием глубины срезаемого слоя; однако для торцевых и некоторых других фрез эти понятия имеют различное и самостоятельное значение (фиг. 286). При обработке паза концевой фрезой глубина резания равна диаметру концевой фрезы. При обработке уступа концевой фрезой ширина уступа соответствует глубине срезаемого слоя t_0 (фиг. 286, *е* и *ж*).

При несимметричном резании (фиг. 286, *б*) можно определить глубину резания l как слой металла, соответствующего дуге резания l .

При симметричном резании торцевой фрезой глубина резания равна ширине заготовки (фиг. 286, *а*).

Ш и р и н а р е з а н и я. При работе дисковой прямоугольной фрезой ширина резания равна ширине фрезерования, т. е. $b = B$ (фиг. 286, *в* и *г*).

В других случаях фрезерования ширина резания отличается от ширины фрезерования. Для торцевых фрез (фиг. 286, *д*) ширина резания

$$b = \frac{B}{\sin \varphi \cos \lambda}, \quad (165)$$

где λ — угол наклона режущего лезвия зуба фрезы в град.

Для цилиндрических и концевых фрез с винтовыми зубьями мгновенная ширина резания переменна.

Из фиг. 287 следует, что

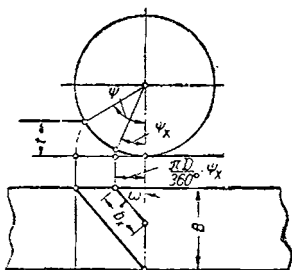
$$b_x = \frac{\pi D}{360} \cdot \frac{\varphi_x}{\sin \omega}, \quad (166)$$

где b_x — переменная длина рабочей части режущего лезвия в мм;
 φ_x — мгновенный угол контакта рабочей части режущего лезвия в град.;

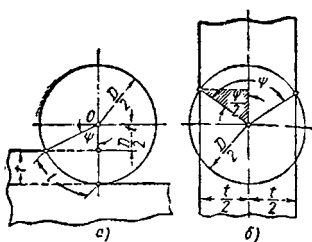
ω — угол наклона винтового зуба фрезы с осью в град.

Для цилиндрических и шлицевых фрез с прямыми зубьями $b = B$.

Угол контакта фрезы ψ° . Углом контакта фрезы называется центральный угол фрезы, соответствующий длине дуги резания¹ ее зубьев.



Фиг. 287. Определение мгновенной ширины резания фрезами с винтовыми зубьями.



Фиг. 288. Угол контакта при фрезеровании;

a—цилиндрической фрезой; *б*—торцевой фрезой.

Для цилиндрических, концевых, дисковых и фасонных фрез угол контакта ψ определяется согласно фиг. 288, *a*:

$$\left. \begin{aligned} \cos \psi &= \frac{\frac{D}{2} - t}{\frac{D}{2}} = 1 - \frac{2t}{D}; \\ \psi &= \arccos \left(1 - \frac{2t}{D} \right). \end{aligned} \right\} \quad (167)$$

Для торцевых фрез при симметричном резании угол контакта определяется согласно фиг. 288, *б*:

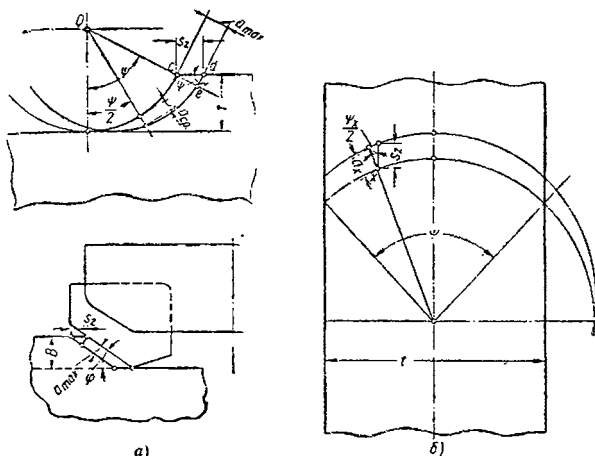
$$\left. \begin{aligned} \sin \frac{\psi}{2} &= \frac{\frac{t}{2}}{\frac{D}{2}} = \frac{t}{D}; \\ \psi &= 2 \arcsin \frac{t}{D}. \end{aligned} \right\} \quad (168)$$

Толщина срезаемого слоя *a*. Одним из важнейших элементов фрезерования является толщина срезаемого слоя *a*, которая определяется как расстояние между двумя последовательными положениями циклоидальной траектории движения точки лезвия фрезы, измеренного по нормали.

¹ Принимаемой как часть окружности.

Если принять с некоторым приближением, что траекторией движения точки на лезвии фрезы является окружность, то толщина срезаемого слоя определяется в радиальном направлении.

Для фрезерования характерно переменное значение толщины срезаемого слоя от некоторого минимального значения при врезании до некоторого максимального значения $a_{\max}$ перед выходом зуба фрезы из сечения резания.



Фиг. 289. Расчетная схема для определения толщины срезаемого слоя:
а — при работе цилиндрической фрезой; б — при работе торцевой фрезой.

Если через точку лезвия фрезы провести две плоскости: одну перпендикулярно к элементу винтового лезвия, а другую перпендикулярно к оси фрезы, то эти две плоскости всегда пересекаются по радиусу рассматриваемой точки независимо от величины угла наклона винтового лезвия.

Поэтому для цилиндрических и концевых фрез с винтовыми зубьями толщина срезаемого слоя a_x не зависит от угла наклона винтового зуба. Это важное положение было установлено и доказано проф. А. М. Розенбергом [130].

В связи с переменным значением толщины срезаемого слоя рассмотрим его максимальное значение $a_{\max}$, а также среднее значение $a_{\text{ср}}$.

Максимальное значение толщины срезаемого слоя расположено на угле контакта φ .

Для цилиндрических, концевых дисковых и фасонных фрез из $\triangle cde$ (фиг. 289, а)

$$a_{\max} = s_z \sin \psi, \quad (169)$$

где s_z — подача, приходящаяся на один зуб фрезы, в мм; при этом ed принимается за прямую.

Для торцевых фрез с угловым лезвием (фиг. 289)

$$a_{\max} = s_z \sin \varphi. \quad (170)$$

Срединная толщина снимаемого слоя измеряется на половине угла контакта (фиг. 289, а)

$$a_{cp} = s_z \sin \frac{\psi}{2} = s_z \sqrt{\frac{1}{2}(1 - \cos \psi)};$$

но так как

$$\cos \psi = 1 - \frac{2t}{D},$$

$$a_{cp} = s_z \sqrt{\frac{t}{D}}. \quad (171)$$

Толщина срезаемого слоя в произвольно выбранной точке на лезвии торцевой фрезы при симметричном резании определяется из расчетной схемы (фиг. 289, б):

$$a_x = s_z \sin \varphi \cos \frac{\psi_x}{2}. \quad (172)$$

Средняя толщина снимаемого слоя при работе торцевыми фрезами определяется из следующей зависимости [131]:

а) при симметричном резании

$$a'_{cp} = \frac{s_z \sin \varphi \int_0^{\frac{\psi}{2}} \cos x dx}{\frac{\psi}{2}} = \frac{s_z \sin \varphi \sin \frac{\psi}{2}}{\frac{\psi}{2}} = \frac{2s_z \sin \varphi \sin \frac{\psi}{2}}{\psi},$$

но

$$\sin \frac{\psi}{2} = \frac{t}{D},$$

следовательно,

$$a'_{cp} = \frac{2s_z \sin \varphi t}{D\psi}, \quad (173)$$

где ψ в радианах;

б) при несимметричном резании, когда $t \leq \frac{D}{2}$,

$$a'_{cp} = \frac{s_z \sin \varphi \int_0^{\frac{\psi}{2}} \sin x dx}{\psi} = \frac{s_z \sin \varphi (1 - \cos \psi)}{\psi},$$

но так как $\cos \varphi = \frac{D - 2t}{D}$, то

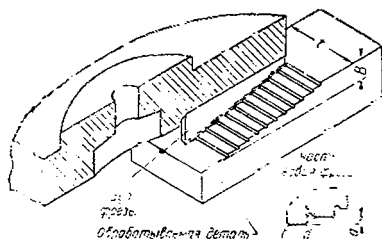
$$a'_{cp} = \frac{2S_z \sin \varphi t}{D\varphi},$$

где φ в радианах.

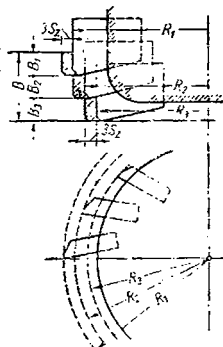
Глубина срезаемого слоя при работе ступенчатых и фрез. Ступенчатые фрезы применяются двух типов:

- а) ступени изготавлиются на каждом из зубьев фрезы (фиг. 290);
- б) ступени образуются из отдельных зубьев торцевой фрезы (фиг. 291).

На фиг. 290 показана схема работы ступенчатой фрезы первого типа. Каждый ее вставной зуб состоит из нескольких отдельных



Фиг. 290. Схема работы ступенчатой фрезы первого типа, когда ступени изготавливаются на каждом из зубьев.



Фиг. 291. Схема работы ступенчатой фрезы второго типа, когда ступени образуются из отдельных зубьев фрезы.

лезвий, образующих ступени по высоте припуска на фрезерование. Каждая точка на торцевом лезвии bd в процессе резания совершает траекторию удлиненной циклоиды. Лезвие bd совершает основную работу резания и является главным лезвием, тогда как лезвие cd является вспомогательным.

Характерной особенностью этих фрез является независимость толщины срезаемого слоя от подачи. Толщина срезаемого слоя a зависит только от припуска и от числа ступеней фрезы:

$$a = \frac{B}{n},$$

где B — ширина фрезерования в мм;
 n — число ступеней фрезы.

Предельно допустимая высота ступени $a_{\max} \approx 0,3 \div 0,4$ мм. При работе ступенчатой фрезой второго типа (фиг. 291) достигается дел-

ние работы резания по ширине фрезерования. Если, например, ступень фрезы состоит из трех зубьев, то каждый из них, будучи расположен на разных радиусах R_1 , R_2 , R_3 , срежет соответственно припуски B_1 , B_2 , B_3 . В этом случае можно себе представить, что на оси фрезы расположены как бы три фрезы радиусов R_1 , R_2 , R_3 , причем эти фрезы смещены своими торцевыми плоскостями по отношению друг к другу.

Максимальная толщина срезаемого слоя определяется из уравнения

$$a_{\max} = ms_z \sin \varphi, \quad (174)$$

где m — число зубьев в ступени.

Ступенчатые фрезы второго типа применяются при фрезеровании деталей со значительными припусками ($B > 8$ мм) за один проход. При скоростном резании твердосплавными фрезами в некоторых случаях применяют ступенчатые фрезы, у которых в ступень входят все зубья фрезы. В этом случае достигается более чистая обработка поверхности, так как устраняется биение зубьев фрезы и упрощается их заточка.

При работе фасонными фрезами толщина срезаемого слоя

$$a_x = s_z \sin \psi \sin \epsilon,$$

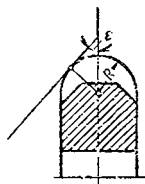
где ϵ — угол профиля фрезы в рассматриваемой точке лезвия (фиг. 292). При $\epsilon = 90^\circ$ толщина срезаемого слоя $a_x = s_z \sin \psi$, т. е. та же, что и у цилиндрических фрез.

Определение толщины срезаемого слоя при резании фрезой в направлении подачи. Некоторым недостатком вышеприведенных формул для определения толщины срезаемого слоя является то, что они предназначены для вычисления кругового движения режущего лезвия и не учитывают фактической траектории точки лезвия фрезы, которая представляет собой удлиненную циклоиду и зависит от метода фрезерования. Поэтому для более точного определения толщины срезаемого слоя при резании как против подачи, так и в направлении подачи необходимо пользоваться уравнением толщины срезаемого слоя, выведенным с учетом фактической траектории точки лезвия.

Наиболее точный вывод такого уравнения сделан при определении толщины срезаемого слоя как расстояния между двумя последовательными траекториями точки лезвия, измеренного в направлении радиуса фрезы, определяющего данное мгновенное положение точки лезвия на дуге контакта [132].

Это уравнение имеет следующий вид:

$$a_x = s_z \sin \left\{ \psi_x + \frac{\pi s_z \cos \psi_x}{\pi D \pm s_z z \cos \varphi_r} \right\} \frac{\pi D}{\pi D \pm s_z \cos \psi_x}, \quad (175)$$



Фиг. 292. Угол профиля фрезы ϵ .

где ϕ_x — текущее значение угла контакта в град.;

s_z — подача на один зуб в мм;

z — число зубьев фрезы;

D — диаметр фрезы в мм;

a_x — текущее значение толщины срезаемого слоя в мм.

Знак «плюс» относится к резанию против подачи, а знак «минус» — к резанию по подаче.

Более правильным было бы в этой формуле измерение толщины срезаемого слоя производить не по радиусу фрезы, а по нормали к фактической траектории лезвия зуба фрезы. Однако эта погрешность настолько невелика, что ею можно пренебречь.

На фиг. 293 по оси абсцисс отложено отношение $\frac{t}{D}$, а на оси ординат величина q , представляющая собой отношение значений толщины стружек по формулам (175) и (169); значение толщины срезаемого слоя по формуле (169) принято за единицу. При этом для такой крупной подачи, как $s_z = 1$ мм, отклонения по формуле (169) для случая работы против подачи незначительны и лишь при $\frac{t}{D} < 0.015$, т. е. при чистовой обработке, когда применяются малые подачи, несколько превосходят 1%.

При работе в направлении подачи отклонения больше, чем при фрезеровании в зоне нормально употребляемых подач (эти отклонения незначительны). Так, например, при фрезеровании с подачей $s_z = 0.1$ мм и отношении $\frac{t}{D} = 0.2$ [при подсчете по формуле (175)] для случая резания в направлении подачи $a_{\max} = 0.0802$, а при работе против подачи $a_{\max} = 0.0798$, что практически незначительно [133].

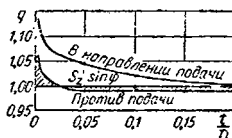
Сечение срезаемого слоя при фрезеровании. При работе фрезой с винтовыми зубьями, когда толщина срезаемого слоя переменна по лезвию зуба фрезы, сечение срезаемого слоя определяется следующим образом (фиг. 294): пусть сечение слоя, срезаемого элементарным участком лезвия зуба фрезы [150],

$$dF_x = a_x dx,$$

где $a_x = s_z \sin \phi_x$; кроме того, $\frac{D}{2} \cdot \phi_x = \frac{D}{2} \cdot \phi_{x1} + \frac{D}{2} \phi'_x$ или $\phi_x = \phi_{x1} + \phi'_x$.

Из чертежа фиг. 294 следует, что

$$\phi'_x = \phi_{x1} - \phi_{x1} \cdot \frac{x}{l},$$



Фиг. 293. Изменение толщины срезаемого слоя при работе против подачи и в направлении подачи в зависимости от отношения $\frac{t}{D}$ при $D = 100$ мм и $s_z = 1$ мм [133]

следовательно,

$$\psi_r = \psi_{x_1} + \frac{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}}{l} \cdot x;$$

поэтому

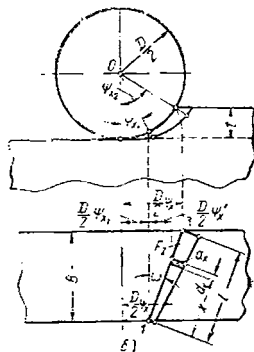
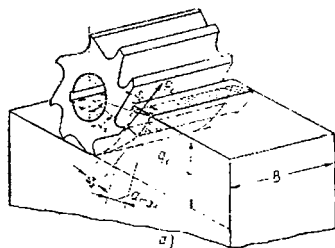
$$dF_z = s_z \sin \psi_x dx = s_z \sin \left(\psi_{x_1} + \frac{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}}{l} x \right) dx.$$

Сечение срезаемого слоя по лезвию зуба

$$F_z = s_z \int_0^l \sin \left(\psi_{x_1} + \frac{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}}{l} x \right) dx.$$

Обозначив

$$\psi_{x_1} = B; \quad \frac{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}}{l} = B_1,$$



Фиг. 294. Сечение срезаемого слоя при фрезеровании:

а — фрезой с прямыми зубьями; б — фрезой с винтовыми зубьями.

получим

$$\begin{aligned} F_z &= s_z \int_0^l \sin (B + B_1 x) dx = s_z \left[-\frac{\cos (B + B_1 x)}{B_1} \right]_0^l = \\ &= s_z \cdot \frac{l}{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}} [\cos \psi_{x_1} - \cos \psi_{x_2}] = \frac{s_z B (\cos \psi_{x_1} - \cos \psi_{x_2})}{\cos \omega (\psi_{x_2} - \psi_{x_1})}. \quad (A) \end{aligned}$$

Для винтового зуба

$$\psi_{x_2} = \psi_{x_1} + \delta; \quad \text{при } \delta \rightarrow 0 \quad \psi_{x_2} \rightarrow \psi_{x_1},$$

следовательно,

$$F_z = \frac{s_z B [\cos \psi_{x_1} - \cos (\psi_{x_1} + \delta)]}{\cos \omega (\psi_{x_1} + \delta - \psi_{x_1})}.$$

Для фрез с прямыми зубьями $\omega = 0$ или $\delta = 0$; тогда сечение срезаемого слоя

$$F_z = s_z B \sin \psi_{x_1}. \quad (B)$$

Преобразуем уравнение (A). Согласно фиг. 294, б,

$$l = \frac{B}{\cos \omega} = \frac{\frac{D}{2} (\psi_{x_2} - \psi_{x_1})}{\sin \omega},$$

откуда

$$\frac{B}{\cos \omega (\psi_{x_2} - \psi_{x_1})} = \frac{D}{2 \sin \omega},$$

или

$$\frac{l}{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}} = \frac{D}{2 \sin \omega}.$$

Если подставить найденные значения в уравнение (A), то получим формулу (177) проф. А. М. Розенберга [133].

Общее сечение слоя, срезаемого одновременно всеми режущими зубьями фрезы.

$$F = \frac{s_z B}{\cos \omega} \sum_1^k \frac{\cos \psi_{x_1} - \cos \psi_{x_2}}{\psi_{x_2} - \psi_{x_1}}, \quad (176)$$

где k — число одновременно режущих зубьев;

ψ_{x_1} и ψ_{x_2} — углы контакта, характеризующие мгновенное положение зубьев фрезы в момент резания.

Рассмотрим вывод уравнения сечения среза по А. М. Розенбергу.

Сечение слоя, срезаемого элементарным участком лезвия зуба фрезы,

$$df = a_x dx,$$

где

$$dx = \frac{D}{2} \cdot \frac{d\psi}{\sin \omega};$$

тогда

$$df = a_x \cdot \frac{D}{2} \cdot \frac{d\psi}{\sin \omega} = s_z \sin \psi_{x_1} \cdot \frac{D}{2} \cdot \frac{d\psi}{\sin \omega}.$$

Сечение слоя, срезаемого одним зубом,

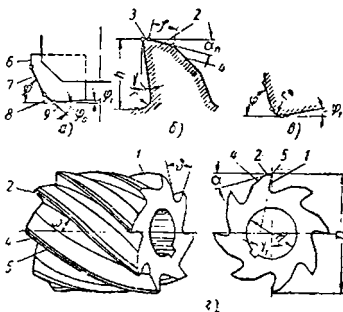
$$F_z = \frac{D}{2} \cdot \frac{s_z}{\sin \omega} \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \sin \psi_{x_1} d\psi = \frac{D}{2} \cdot \frac{s_z}{\sin \omega} (\cos \psi_{x_1} - \cos \psi_{x_2}).$$

Общее сечение слоя, срезаемого одновременно всеми режущими зубьями фрезы [133],

$$F = \frac{D}{2} \cdot \frac{s_z}{\sin \omega} \sum_1^k (\cos \psi_{x_1} - \cos \psi_{x_2}). \quad (177)$$

§ 88. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ФРЕЗ

На фиг. 295 показаны цилиндрическая фреза из быстрорежущей стали, элементы зуба фрезы и режущие лезвия вставного зуба торцевой фрезы, а на фиг. 296 — элементы геометрии зуба торцевой фрезы.



Фиг. 295. Фрезы:

a — лезвие торцевой фрезы; *б* — форма зуба (в нормальном сечении); *в* — радиусное переходное лезвие; *г* — цилиндрическая фреза; 1 — передняя поверхность, по которой сходит стружка; 2 — задняя поверхность к обработанной поверхности; 3 — ленточка, т. е. круглошлифованная полоска шириной 0,03–0,1 мм, оставляемая на задних поверхностях у вершин лезвий зубьев фрезы для обеспечения их концентричности после заточки; 4 — затылочная поверхность; 5 — выточное режущее лезвие цилиндрической фрезы, наклоненное к оси фрезы под углом ω° ; 6 — режущее лезвие торцевой фрезы; 7 — угловое лезвие; 8 — переходное лезвие: полилинейное или криволинейное радиуса *r*; 9 — торцевое (вспомогательное) лезвие.

Задний угол α представляет собой угол между касательной к задней поверхности зуба фрезы и линией, касательной к траектории движения точки лезвия, принимаемой за окружность. Этот угол измеряется в плоскости траектории движения точки лезвия, т. е. в плоскости, перпендикулярной к оси фрезы.

Нормальный задний угол α_n измеряется в плоскости, перпендикулярной к проекции главного режущего лезвия на осевую плоскость, проведенную через рассматриваемую точку лезвия фрезы. Нормальный задний угол определяется путем расчета по формулам:

для торцевых фрез с угловым лезвием

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \frac{\operatorname{tg} \alpha \sin \varphi}{\cos \gamma}; \quad (178)$$

для цилиндрических дисковых и концевых фрез

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \omega}; \quad (179)$$

для фасонных затылованных фрез

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \operatorname{tg} \alpha \sin \epsilon \cdot \frac{R}{r}. \quad (180)$$

где ϵ — угол контура фасонной фрезы, измеряемый между касательной к профилю фрезы в рассматриваемой точке и линией, перпендикулярной к оси фрезы;

R — радиус фрезы в мм;

r — радиус рассматриваемой точки профиля фрезы в мм;

γ — передний угол, который у цилиндрической фрезы является

углом между касательной к следу передней поверхности и следом осевой плоскости, проходящих через рассматриваемую точку на режущем лезвии.

Передний угол γ измеряется в плоскости отхода стружки, условно принимаемой в направлении, нормальном к режущему лезвию и передней поверхности зуба фрезы.

Передний угол на угловом лезвии торцевой фрезы измеряется в плоскости, перпендикулярной к проекции углового лезвия на осевую плоскость (фиг. 296).

Передний угол γ определяется путем расчета [134], [148]:

а) для цилиндрических, концевых и дисковых фрез с наклонными зубьями

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_1 \cos \omega; \quad (181)$$

б) для фасонных фрез с прямыми зубьями

$$\operatorname{tg} \gamma_r = \operatorname{tg} \gamma_1 \sin \varepsilon_x, \quad (182)$$

где ε_x — текущее значение угла профиля контура фрезы в рассматриваемой точке лезвия;

в) для фасонных фрез с разнонаправленными зубьями

$$\operatorname{tg} \gamma_x = \operatorname{tg} \gamma_{1x} \sin \varepsilon_x + \operatorname{tg} \gamma_2 \cos \varepsilon_x, \quad (183)$$

где γ_{1x} — текущий поперечный передний угол;

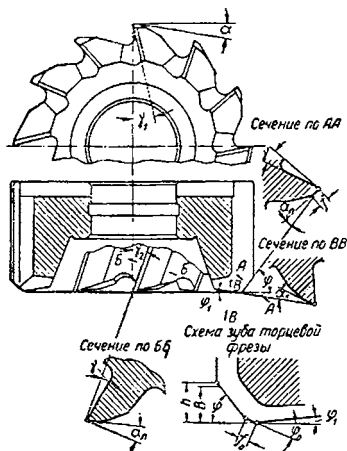
γ_2 — продольный передний угол;

г) для торцевых фрез с угловым лезвием

$$\operatorname{tg} \gamma = \operatorname{tg} \gamma_2 \cos \varphi + \operatorname{tg} \gamma_1 \sin \varphi. \quad (184)$$

где γ_1 — поперечный передний угол, измеряемый в плоскости, перпендикулярной к оси фрезы, как угол между касательной к следу передней поверхности и направлением радиуса окружности вращения рассматриваемой точки лезвия фрезы (фиг. 296);

γ_2 — продольный передний угол, измеряемый в продольной плоскости, проходящей через данную точку лезвия, как угол между касательной к следу передней поверхности и следом осевой плоскости (фиг. 297).

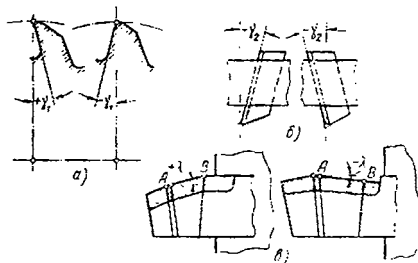


Фиг. 296. Геометрические параметры режущей части торцевой фрезы.

Передние углы могут иметь как положительные, так и отрицательные значения (фиг. 297).

Задний угол на вспомогательном (торцевом) лезвии α_1 измеряется в плоскости, перпендикулярной к торцевому лезвию, как угол между касательной к следу задней поверхности и следу торцевой плоскости (фиг. 296).

Угол в плане φ представляет собой угол между проекцией углового лезвия фрезы на осевую плоскость, проходящую через рассматриваемую точку лезвия, и направлением подачи (фиг. 296).



Фиг. 297. Углы лезвия зуба фрезы:

α — положительное и отрицательное значение переднего угла; β — положительное и отрицательное значение заднего угла; δ — положительное и отрицательное значение угла наклона режущего лезвия.

Угол λ между режущим лезвием и его проекцией на осевую плоскость, проходящую через рассматриваемую точку лезвия (фиг. 296).

Угол λ между режущим лезвием и его проекцией на осевую плоскость, проходящую через вершину A в месте стыка главного и переходного режущих лезвий (фиг. 297). Угол λ может иметь положительное и отрицательное значения и определяется по формуле

$$\operatorname{tg} \lambda = \operatorname{tg} \gamma_1 \cos \varphi - \operatorname{tg} \gamma_2 \sin \varphi. \quad (185)$$

Угол наклона винтовых зубьев фрезы ω является углом между касательной к винтовому лезвию и осью фрезы (фиг. 295, г).

§ 89. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Процесс врезания режущего лезвия зуба фрезы

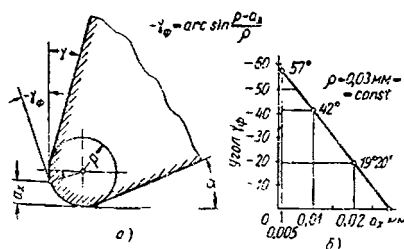
При фрезеровании процесс врезания совершается (теоретически) с нулевой толщины срезаемого слоя или же с некоторой минимальной толщины, как это имеет место при работе торцевой фрезой при симметричном резании. Режущее лезвие фрезы, полученное путем заточки, имеет некоторый радиус округления ρ (фиг. 298), увеличивающийся по мере затупления лезвия. С увеличением радиуса округ-

ления процесс врезания усложняется. При толщине мгновенно срезаемого слоя, меньшей, чем радиус округления ρ , лезвие зуба фрезы не имеет возможности внедриться в металл заготовки и скользит по некоторой дуге, не снимая стружки.

Согласно проведенным исследованиям [134], величина радиуса округления зависит от угла заострения, который в свою очередь зависит от величины переднего и заднего углов режущего инструмента:

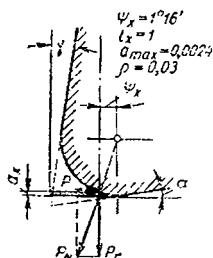
$$\rho \approx 35 - 0,55(\alpha + \gamma) \text{ мк.} \quad (186)$$

Проанализируем явления, происходящие при врезании лезвия фрезы. Для упрощения будем считать, что режущее лезвие округлено по радиусу, хотя в действительности оно описано по более сложной кривой, лишь приближающейся к окружности. Рассмотрим острую фрезу с передним углом $\gamma = 10^\circ$ и задним углом $\alpha = 10^\circ$ при радиусе округления лезвия $\rho = 30 \text{ мк}$. На фиг. 299 показаны силы P , P_N и P_r , а также положение толщины срезаемого слоя a_x по отношению к округлению лезвия соответственно мгновенному углу контакта зуба фрезы φ_x . При этом окружная сила P определена опытным путем и отложена на фиг. 299 в масштабе; P_N — нормальная сила, приложенная в рассматриваемой точке на поверхности округления лезвия; P_r — радиальная сила, действующая в направлении радиуса фрезы.



Фиг. 298. Изменение фактического переднего угла на поверхности округления режущего лезвия:

а — округление лезвия радиуса ρ , б — изменение угла γ_x в зависимости от толщины срезаемого слоя a_x .



Фиг. 299. Силы резания при врезании лезвия зуба фрезы.

При повороте зуба фрезы от его вертикального положения на угол $\varphi_x = 1^\circ 16'$ при $s_z = 0,1 \text{ мм}$ лезвие срезает слой металла толщиной $a_x = 0,0024 \text{ мм}$. При радиусе округления лезвия $\rho = 0,03 \text{ мм}$ лезвие скользит без снятия стружки, создавая значительные деформации сжатия в контактом слое металла, приводящие к его наклепу (упрочнению) и повышенному истиранию режущего лезвия.

Для уяснения процесса врезания рассмотрим изменение фактического переднего угла по дуге округления режущего лезвия. Из фиг. 298, а следует, что

$$\sin \gamma_{\phi} = \frac{p - a_x}{p},$$

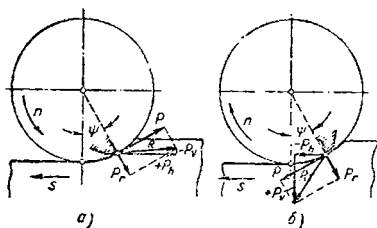
откуда

$$\gamma_{\phi} = \arcsin \frac{p - a_x}{p}, \quad (187)$$

где a_x — толщина срезаемого слоя в мм в рассматриваемом положении точки на округлении лезвия.

На основании формулы (187) построен график (фиг. 298, б) изменения фактического переднего угла на округлении режущего лезвия ($p = 0,03$ мм) в зависимости от мгновенной толщины снимаемого слоя a_x .

Из этого графика следует, что по мере уменьшения a_x фактический передний угол резко снижается, достигая больших отрицательных значений. Так, если при толщине $a_x = 30$ мк передний угол $\gamma_{\phi} = 0^\circ$, то при $a_x = 10$ мк фактический передний угол $\gamma_{\phi} = -41^\circ$.



Фиг. 300. Силы резания при фрезеровании:
а — против подачи; б — в направлении подачи.

Следовательно, повышенное пластическое деформирование при резании зубом фрезы с большим значением отрицательного переднего угла на поверхности округления лезвия связано с весьма значительной работой трения, что приводит к резкому нарастанию температуры в зоне резания при врезании лезвия зуба фрезы.

Несколько иная картина врезания получается при фрезеровании в направлении подачи (фиг. 300, б). В данном случае врезание начинается с толстой части стружки, поэтому на данном этапе врезания скольжение режущего лезвия почти отсутствует, что приводит к уменьшению трения из-за позадней поверхности и, следовательно, к повышению стойкости фрезы, улучшению чистоты обработанной поверхности и некоторому снижению мощности. Это подтверждается данными, приведенными в табл. 51, в которой показано влияние метода фрезерования на чистоту обработанной поверхности при работе твердосплавной цилиндрической фрезой $D = 202$ мм, $s = 6$ [135].

Таблица 51

Поперечные неровности при резании цилиндрической фрезой
 стали 18ХНМА ($\gamma = -5^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; $\omega = 10^\circ$; $s_z = 0,1$ мм; $t = 4$ мм;
 $B = 22$ мм; при износе $L = 0,15 \div 0,2$ мм)

Скорость резания v в м/мин	$H_{\max}$ в мк	Класс чистоты	Методы фрезерования
209 271	2,1 9,3	$\nabla\nabla\nabla 8$ $\nabla\nabla 6$	В направлении подачи
209 271	12,0 12,0	$\nabla\nabla 5$ $\nabla\nabla 5$	Против подачи

Процесс образования стружки при фрезеровании

Фрезерование сопровождается пластической деформацией срезаемого слоя и слоя под обработанной поверхностью и характерно тем, что резание происходит при тонких стружках.



Фиг. 301. Образец с заторможенной стружкой в процессе резания зубом цилиндрической фрезы (по Исаеву А. И.).



Фиг. 302. Корень стружки в начальной стадии врезания зуба фрезы (по Исаеву А. И.).

На фиг. 301 представлен образец с заторможенной стружкой¹. Для исследования зоны деформации образец составлен из четырех точно шлифованных друг к другу плиток. Такой образец после обработки легко разбирается по плоскостям разреза и дает возможность исследовать зону деформации в различных сечениях, не подвергая ее разрезке, что обычно связано с дополнительными деформациями и не исключает возможности поломки зафиксированной на образце стружки. На фиг. 301 видно, что стружка зафиксирована (при резании стали 45 со скоростью $v = 12,2$ м/мин при подаче $s_z = 0,176$ мм) на образце в пределах почти всей длины рабочего участка режущего лезвия, и благодаря этому возможно ее исследо-

¹ Мгновенное торможение режущей кромки производилось специальным приспособлением, сконструированным А. И. Исаевым (ЦНИИТМАШ).

вание в различной стадии развития, начиная от момента врезания до окончания процесса образования стружки.

В первом сечении, характеризующем начало врезания (фиг. 302) после периода скольжения фрезы, срезаемый металл еще мало деформирован. Во втором сечении (фиг. 303) деформация металла стружки по сравнению с первым сечением в значительной мере повысилась.

В этом сечении уже можно наблюдать начальную стадию веерообразного строения текстуры срезаемого металла. На фиг. 304



Фиг. 303. Корень стружки во второй стадии врезания зуба фрезы (по Исаеву А. И.).



Фиг. 304. Корень стружки в третьей стадии врезания зуба фрезы (по Исаеву А. И.).

наблюдается полное развитие пластической деформации. Веерообразное строение аналогично строению стружки при резании токарными резцами. Следует отметить, что степень деформации металла, уходящего в стружку в третьем сечении, больше, чем во втором сечении. В четвертом сечении (фиг. 305) выявлен момент отделения сформировавшегося элемента стружки и начало образования нового элемента. На этой фигуре видна граница между деформациями в стружке и деформациями в заготовке. При этом плоскости скольжения (сдвиги) вначале располагаются параллельно друг другу, а затем принимают веерообразный характер, в пределе располагаясь параллельно передней поверхности, как это наблюдалось ранее при обработке резцом.

На фиг. 306 показана микрофотография зоны деформации при резании стали 45 торцевой фрезой со скоростью $v = 12$ м/мин при подаче $s = 0,212$ мм/об (угол в плане лезвия зуба фрезы $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 5^\circ$). Здесь рельефно видна свособразная форма нароста. Вследствие прерывности процесса резания нарост не успевает получить большое

развитие в плоскости передней поверхности и сильно развивается в высоту. Наблюдение над работой фрез показывает, что у режущего лезвия трение особенно велико, так как в этих местах стружка наиболее деформирована. Частицы деформированного металла, находящегося непосредственно в зоне режущего лезвия, замедляют свое движение и затормаживаются, образуя нарост. При работе в зоне скоростей резания свыше 50—70 м/мин нарост не образуется.

В зависимости от скорости резания изменяется характер деформации, что может быть обнаружено путем исследования микрострук-



Фиг. 305. Конец стружки в четвертой фланце резания зуба фрезы (по Исаеву А. И.).



Фиг. 306. Корень стружки при резании зубом торцевой фрезы (по Исаеву А. И.).

туры стружки. Описываемые ниже опыты [136] производились при работе дисковой фрезой, оснащенной твердым сплавом Т15К6; диаметр фрезы $D = 224$ мм; $z = 1$; ширина паза $B = 11$ мм; глубина паза $t = 12$ мм; подача $s_z = 0,1$ мм. Обрабатывалась заготовка из стали марки 40 в отожженном виде. Геометрические параметры режущей части фрезы, $\gamma = -2^\circ$; $\alpha = 22^\circ$; $\gamma_2 = 0$; $\varphi_1 = \alpha_1 = 2^\circ$. Фрезерование производилось при скоростях резания $v = 8,7$; 273; 560 м/мин. Для изготовления микрошлифов стружка помещалась в специальных стаканчиках и заливалась сплавом Вуда, после чего производилось протравливание 4%-ным раствором азотной кислоты. Шлифы фотографировались с увеличением в 200 раз.

В результате этих исследований было установлено следующее.

1. При фрезеровании со скоростью резания $v = 8,7$ м/мин наблюдалось сильное пластическое деформирование при резком увеличении толщины образуемой стружки. Усадка стружки по толщине $\zeta_a = 4,1$. С прирезцової стороны была замечена большая растянутость и деформированность слоев металла, что указывает на наличие больших сил трения, действующих между трущейся парой; задняя поверхность зуба фрезы — заготовка. Структура стружки резко отличается от структуры основного металла.

2. При фрезеровании со скоростью $v = 273$ м/мин пластическое деформирование слоев металла в стружке выражено менее резко. Усадка по толщине невелика. Зерна феррита, имевшие отчетливые очертания в основном металле, в стружке имели растянутую форму.

3. При фрезеровании со скоростью резания $v = 560$ м/мин структура стружки приближается к структуре основного металла. При этом строение структуры стружки представляет собой сочетание отдельных мало деформированных участков.

Ранее было установлено, что с увеличением скорости резания усадка стружки уменьшается. Это положение целиком относится и к скоростному фрезерованию. Так, например, при скоростном фрезеровании дисковой твердосплавной фрезой хромомолибденовой стали ($\sigma_b = 70$ кг/мм²) были получены следующие значения поперечной усадки стружки, с увеличением скорости резания:

v в м/мин	70	140	273	414	490	560
ζ_a	4,29	3,26	3,08	2,49	2,49	2,07

Из этих данных следует, что при некоторой критической скорости резания, зависящей от качества обрабатываемого металла, интенсивность изменения усадки резко снижается. Для рассматриваемого случая такой критической скоростью является $v \approx 400$ м/мин.

Влияние режима резания на температуру в зоне фрезерования

Вследствие работы деформации и работы трения по передней и задней поверхностям образуется теплота. Температура в зоне резания θ° определяется по методу естественной термопары. Наибольшее влияние на температуру θ° оказывает скорость резания, затем подача, глубина резания и ширина фрезерования. В качестве примера можно привести эмпирическую зависимость, полученную при резании цилиндрической фрезой заготовки из хромистой стали марки 40 [117]:

$$\theta^\circ = 81,24 v^{0,38} S_z^{0,17} t^{0,15} B^{0,06}. \quad (188)$$

Из рассмотрения этой зависимости следует, что интенсивность влияния скорости резания, подачи и глубины резания на температуру в зоне резания, полученной по методу естественной термопары, примерно такого же порядка, как и при работе резцами.

При фрезеровании со стружкой уходит до 50% и более всей теплоты, образующейся в процессе резания [152].

Следует отметить, что при скоростном фрезеровании средняя температура стружки θ_{cp}° , полученная калориметрическим путем, может быть несколько выше температуры в контактном слое, измеренной по методу естественной термопары.

Это явление наблюдалось при скоростном резании цилиндрическими [152] и дисковыми [151] фрезами.

В этих случаях резание теоретически начинается с нулевой толщины срезаемого слоя, поэтому стружка нагревается до высокой температуры по всей своей толщине. Наблюдалось даже выгорание наиболее тонких частей стружки.

В зоне контакта нагретой стружки с холодным зубом фрезы, периодически вступающим в работу, происходит кратковременный, но энергичный отвод тепла от контактного слоя стружки в тело зуба фрезы.

Вышеуказанное и приводит к некоторому снижению температуры в зоне контакта по сравнению со средней температурой стружки.

Изменение средней температуры стружки Θ_{cp}° от факторов режима резания аналогично изменению температуры в зоне резания Θ° . Это положение иллюстрируется зависимостями, полученными в результате резания стали марки 20 цилиндрической фрезой в зоне скоростей резания $v = 16 \div 60$ м/мин:

$$\Theta_{cp}^{\circ} = 127v^{0.4} a_{cp}^{0.18} t^{0.15} B^{0.05}; \quad (189)$$

$$\Theta^{\circ} = 109v^{0.42} a_{cp}^{0.2} t^{0.05} B^{0.06}. \quad (190)$$

Необходимо указать, что средняя температура стружки $\Theta_{cp}^{\circ} = f(D, z)$ с увеличением числа зубьев фрезы при прочих равных условиях возрастает, а с повышением диаметра несколько снижается. Это положение подтверждается опытами. Так, при резании стали марки 20 цилиндрической фрезой получена следующая зависимость:

$$\Theta_{cp}^{\circ} = C \cdot \frac{z^{0.16}}{D^{0.1}}. \quad (191)$$

С увеличением числа зубьев фрезы увеличивается работа резания, повышается нагрев как срезаемого слоя, так и самой фрезы, что и ведет к повышению температуры стружки.

С увеличением диаметра фрезы увеличивается масса фрезы, что связано с уменьшением температуры стружки Θ_{cp}° .

При скоростном фрезеровании с качественной стороны вышеуказанные закономерности сохраняются, однако с количественной стороны достигают больших значений.

Критерий износа фрез

Износ фрез. Износ фрез в зависимости от условий резания происходит или по задней поверхности, или одновременно по задней и передней поверхностям. Цилиндрические, дисковые, концевые, фасонные и прорезные фрезы, работающие в зоне тонких стружек, изнашиваются в основном по задней поверхности (фиг. 307, а). В результате износа точка 1 на режущем лезвии исчезает. Поэтому при помощи лупы может быть измерен только износ по линии 2—3.

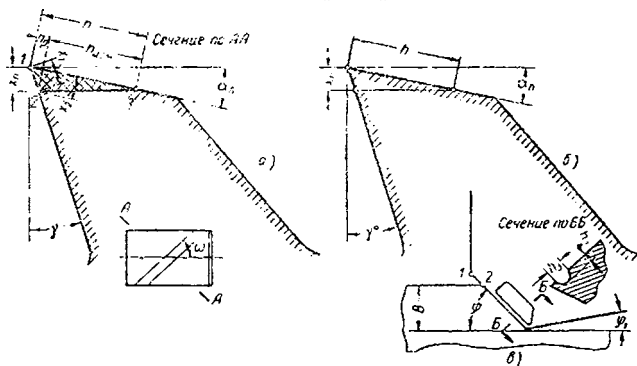
лежащий в плоскости AA , т. е. в направлении, перпендикулярном к задней поверхности зуба. Таким образом, износ h составляется из измеряемой части износа $h_{изм}$ и расчетной части h_p :

$$h = h_{изм} + h_p. \quad (192)$$

Из расчетной схемы (фиг. 307, а) следует, что

$$h_p = x_2 \operatorname{tg}(\alpha_n + \gamma);$$

$$x_2 = h_{изм} \operatorname{tg} \alpha_n;$$



Фиг. 307. Схемы износа зубьев фрезы:

а — цилиндрические, плоские, концевые, фасонные; б и в — горбевые.

но тогда

$$h_p = h_{изм} \operatorname{tg} \alpha_n \operatorname{tg}(\alpha_n + \gamma).$$

Таким образом,

$$h = h_{изм} [1 + \operatorname{tg} \alpha_n \operatorname{tg}(\alpha_n + \gamma)]. \quad (193)$$

Радиальный износ x_n , т. е. износ фрезы в направлении ее радиуса в плоскости, перпендикулярной к лезвию фрезы, определяется из уравнения

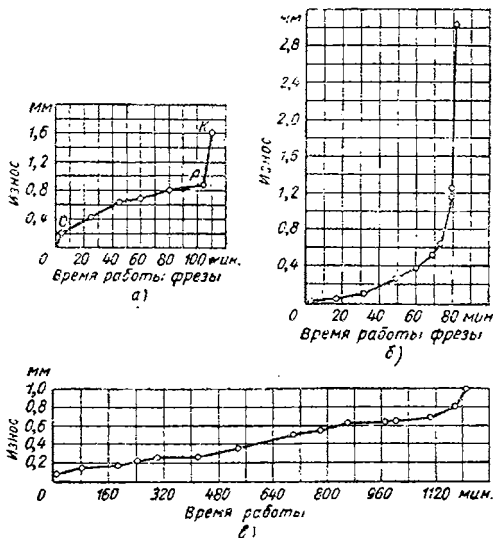
$$x_n = x_1 \cos \gamma,$$

но

$$x_1 = \frac{x_2}{\cos(\alpha_n + \gamma)} = h_{изм} \operatorname{tg} \alpha_n \frac{\cos \gamma}{\cos(\alpha_n + \gamma)}. \quad (194)$$

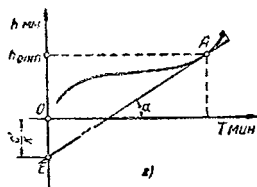
На фиг. 307, б и в показана схема износа торцевой фрезы с угловым лезвием. Изношенную часть измеряют, устанавливая нулевую линию лупы на часть лезвия 1—2, не участвующую в резании. Поэтому в данном случае $h = h_{изм}$. Радиальный износ $x_n = h \sin \alpha$.

Рассмотрим характерные виды кривых износа зубьев фрез. На фиг. 308, а показана кривая износа, состоящая из трех участков: ускоренного износа OC , нормального износа CA и катастрофического течения износа AK по задней поверхности зуба фрезы. Такой вид



Фиг. 308. Кривые износа зубьев фрез:

а — торцевая фреза из стали Р18 при резании стали 45; $D = 150$ мм; $z = 16$; $t = 95$ мм; $B = 2$ мм; $s_z = 0,12$ мм; $v = 73$ м/мин; б — цилиндрическая фреза из стали Р18 при резании стали 45; $D = 86$ мм; $z = 8$; $t = 4$ мм; $B = 90$ мм; $s_z = 0,206$ мм; $v = 63,5$ м/мин; в — торцевая фреза из стали Р18 при резании стали 45; $v = 59$ м/мин; $s_z = 0,035$ мм; $B = 4$ мм; $t = 95$ мм.



износа наблюдается при режимах резания соответственно периоду стойкости 100—200 мин. при обработке сталей, чугунов, легких сплавов и пластмасс фрезами из быстрорежущей стали или же оснащенных твердым сплавом типа ВК.

На фиг. 308, б показана кривая износа, который имеет место при чрезмерно высоких режимах резания фрезами главным образом

из быстрорежущей стали (повышенные скорости резания или повышенные подачи).

При резании фрезами из быстрорежущей стали в зоне малых подач или небольших скоростей резания или при работе фрезами,

оснащенными твердым сплавом типа ТК, износ зуба фрезы протекает по закону, приближающемуся к прямолинейному (фиг. 308, в).

На фиг. 309 показаны характерные износы вставных резцов торцевых фрез, оснащенных твердым сплавом. Разнообразные виды износа можно разбить на две группы:

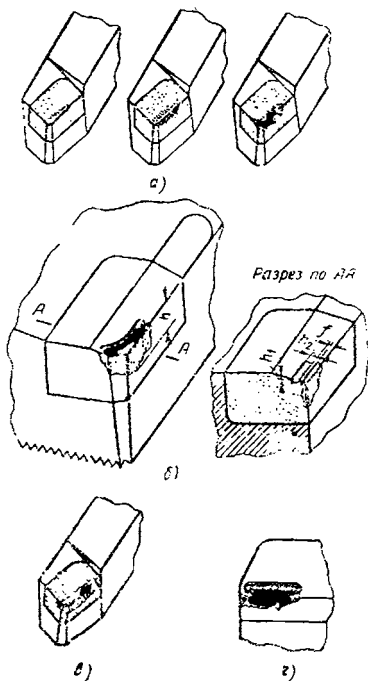
а) износ фрезы по задней поверхности (фиг. 309, а); это имеет место при обработке стальных заготовок в зоне тонких стружек ($a_{\max} \leq 0,08$ мм) и при обработке малопластичных металлов (чугун, бронза);

б) износ фрез как по задней, так и по передней поверхности (фиг. 309, б—г), что имеет место при обработке стальных заготовок при $a_{\max} > 0,08$ мм.

Виды износа зависят от условия резания фрезами, т. е. от режима резания (главным образом от скорости резания и толщины срезаемого слоя), качества обрабатываемого материала и качества материала режущего инструмента.

Фиг. 309. Характерные виды износа торцевых фрез, оснащенных пластинами твердого сплава.

При фрезеровании стали в зоне тонких стружек или при обработке заготовок из чугуна, легких сплавов, бронзы и пластмасс, опорное давление концентрируется у самого режущего лезвия, что и приводит к износу зуба фрезы по задней поверхности. По мере увеличения толщины срезаемого слоя ($a_{\max} > 0,08$ мм) износ распространяется и на переднюю поверхность в виде лунки глубиной h , и шириной h , (фиг. 309, б).



Цилиндрические, концевые, прорезные и фасонные фрезы изнашиваются только по задней поверхности. Это объясняется следующим: а) контакт передней поверхности зуба фрезы со стружкой непродолжителен; б) толщина срезаемого слоя меняется от нулевого значения; в) периоду врезания предшествует период скольжения без снятия стружки.

Торцевые и дисковые фрезы при работе с толщинами срезаемого слоя $a_{\max} > 0,08$ мм имеют износ как по задней, так и по передней поверхности зуба фрезы. Кривые износа по передней поверхности подобны кривым износа по задней поверхности.

К р и т е р и й и з н о с а ф р е з. Из предыдущего следует, что основным документом для определения объективной величины износа являются графики износа, построенные в зависимости от времени работы режущего инструмента. В дополнение к предыдущему можно назвать лимитирующим износом такой износ по передней или задней поверхностям режущего инструмента, который определяет максимально допустимое число переточек и максимальную суммарную стойкость фрезы. Суммарной стойкостью фрезы называется общая продолжительность работы фрезы при максимально допустимом числе ее переточек:

$$T_{\text{сум}} = T i_{\max},$$

где $i_{\max}$ — максимально допустимое число переточек фрезы.

Критерий износа фрез выбирается в зависимости от вида кривой износа и характера обработки (черновая, чистовая размерная с заданными допусками).

Согласно ранее изложенному, при черновом фрезеровании, когда износ зубьев фрез протекает по кривым первого и второго вида, критерием износа является точка А (фиг. 308, а) начала резкого возрастания износа, которая показывает, что дальнейшая эксплуатация фрезы является нецелесообразной. Оптимальный износ $h_{\text{опт}}$ зависит от режима резания, качества обрабатываемого металла и главным образом от скорости резания.

Величина оптимального износа может быть определена следующим образом*:

максимальное допускаемое число переточек зуба фрезы

$$i_{\max} = \frac{H}{C + C'} = \frac{H}{hk + C'},$$

где H — длина стачиваемой части зуба фрезы, измеренной по передней поверхности;

C — теоретически подсчитанный слой, снимаемый за одну переточку,

$$\left[C = h \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos(\alpha + \gamma)} = hk \right];$$

* Н. Н. Зорен, «Станки и инструмент» № 8, 1949.

C' — дополнительный слой, снимаемый при переточке (для фрез $C' = 0,075 \div 0,1$ мм).

Следовательно, величина суммарной стойкости

$$T_{\text{сум}} = T \cdot \frac{H}{h \cdot k + C'} \text{ мин.} \quad (I)$$

Поскольку $h = f(T)$, то существует такое оптимальное значение $h_{\text{опт}}$, при котором величина функции максимальна. Для этого берем первую производную зависимости (I) по h и приравниваем ее нулю

$$\frac{dT_{\text{сум}}}{dh} = \frac{\frac{dT}{dh} \cdot H}{hk + C'} - \frac{T \cdot H}{(hk + C')^2} = 0$$

или

$$\frac{dh}{dT} = \frac{h + \frac{C'}{k}}{T} = \operatorname{tg} \alpha,$$

где α — угол наклона касательной к кривой износа, проведенной из точки E (фиг. 308, з).

Для нахождения положения точки E откладываем вниз от начала координат отрезок $\frac{C'}{k}$.

Касательная из точки E в точке касания A определяет величину $h_{\text{опт}}$.

Когда износ по задней поверхности протекает по закону, близкому к прямой линии (см. фиг. 308, з), то критерием износа являются технологические факторы, как-то: чистота обработанной поверхности, точность при размерном фрезеровании, нормальная работа фрезерного станка (без дрожаний) и др., выражаемые через некоторую определенную величину износа задней поверхности ($h = \text{const}$).

Величина технологического критерия зависит от качества обрабатываемого материала, типа фрезы и от жесткости системы станок — заготовка — фреза.

Технологический критерий затупления получил широкое применение при скоростном фрезеровании твердосплавными фрезами, а также при чистовом и размерном фрезеровании, когда принятая величина износа зубьев фрезы обеспечивает получение деталей заданных классов чистоты и точности.

На основе обобщения практических данных и результатов исследований ниже приводятся примерные допустимые значения износа при обработке различных сталей фрезами из быстрорежущей стали и оснащенными твердым сплавом (табл. 52 и 53).

Таблица 52

Примерные допустимые значения износа по задней поверхности при резании твердосплавными фрезами

Наименование фрезы	Вид обработки	Обрабатываемый материал				
		Сталь σ_b в кг/мм ²			Серый и ковкий чугун	Легкие сплавы
		50—80	80—100	100—120		
		Величина износа h в мм				
Торцевая	{ Черновая Чистовая	1,5—2,0	1,75—2,25	2—2,5	1—2 *	—
Дисковая		1,0	1,25	1,5	1—1,5	0,3
Цилиндрическая	—	1—1,25	1,5—2,0	1,5—2,0	1,5—2,0	—
	—	0,5	0,5		0,5	0,3

* При работе с подачами $s_z > 0,22$ мм на станках небольшой мощности (5—6 квт) износ по задней поверхности равен 1 мм.

* При работе с подачами $s_z > 0,22$ мм на станках небольшой мощности (5—6 квт) износ по задней поверхности равен 1 мм.

Таблица 53

Примерные допустимые значения износа по задней поверхности при резании фрезами из быстрорежущей стали

Характер обработки	Фрезы						
	Цилиндрические		Торцевые		Концевые		
	Сталь	Чугун	Сталь	Чугун	Сталь — чугун		
					$d < 15$	$d > 15$	$B \leq 1,0$
	Величина износа в мм						
Черновая	0,4—0,6	0,5—0,8	1,5—2,0	1,5—2,0	0,15—2,0	0,3—0,5	0,1—0,15
Чистовая	0,15—0,25	0,2—0,3	0,3—0,5	0,3—0,5	0,1—0,15	0,2—0,25	0,1

Характер обработки	Фрезы					
	Прорезные		Отрезные		Фасовые	
	Сталь — чугун	Сталь — чугун	Незатылованные	Затылованные		
	Величина износа в мм					
Черновая	0,4—0,6	0,15—0,2	0,6—0,7	0,3—0,4		
Чистовая	0,15—0,25	—	0,2—0,3	0,2		

§ 90. ОПТИМАЛЬНЫЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ФРЕЗ

Определение оптимального заднего угла

Назначением заднего угла является:

- уменьшение работы трения по задней поверхности зуба фрезы;
- уменьшение контактной площадки трения пары заготовка — фреза;

в) уменьшение радиуса округления лезвия с целью обеспечения врезания зуба фрезы с минимальным углом скольжения.

Наблюдения за работой фрез показали, что оптимальная величина заднего угла зависит от характера износа их зубьев.

Если работа резания производится в зоне тонких стружек ($a_{\max} < 0,08 \text{ мм}$), то в результате износа на задней поверхности зуба фрезы образуется значительная контактная площадка без заднего угла.

Для ее уменьшения необходимо увеличивать величину заднего угла в пределах необходимой прочности режущего лезвия.

При работе с охлаждением в зоне толстых стружек ($a_{\max} > 0,08 \text{ мм}$) режущее лезвие охватывается деформированным материалом; опорное давление распространяется как на заднюю, так и на переднюю

поверхности, что приводит к одно-временному износу задней и передней поверхностей зубьев фрезы. При этом для уменьшения контактной площадки износа, образуемой по задней поверхности, необходимо увеличить задний угол, а для уменьшения влияния лунки, образуемой на передней поверхности, необходимо возможно больше снизить задний угол с целью увеличения массы металла в направлении движения теплового потока от передней к задней поверхности зуба фрезы.

Эти противоречивые требования обуславливают необходимость работать с несколько меньшими задними

Фиг. 310. Изменение радиального износа в зависимости от заднего угла зуба фрезы.

углами по сравнению с условиями работы при износе зуба фрезы только по задней поверхности.

Как указывалось ранее, определение оптимального заднего угла производится опытным путем. Но анализ многочисленных исследований, проведенных советскими учеными, показывает, что значение заднего угла может ориентировочно определяться по формуле (87)

$$\sin \alpha_{opt} = \frac{C}{a^k}.$$

Ниже приводятся предпосылки для вывода этой формулы.

Для установления количественной связи и вывода формулы для подсчета угла α_{opt} рассмотрим изменение радиального износа x при лимитирующем износе по задней поверхности зуба фрезы h .

Прежде всего необходимо установить связь между задним углом и радиальным износом при $h = \text{const}$ (критерий затупления).

Из $\triangle cde$ (фиг. 310) находим

$$\sin \alpha' = \frac{x'}{h}; \quad \sin \alpha'' = \frac{x''}{h}.$$

При $h = \text{const}$; $\sin \alpha' = K_1 x'$ и $\sin \alpha'' = k_1 x''$, где $K_1 = \frac{1}{h}$.

Следовательно,

$$\sin \alpha = \text{const } x. \quad (196)$$

Многочисленные опыты показывают, что величина радиального износа должна быть пропорциональна удельной силе трения F_b и обратно пропорциональна толщине срезаемого слоя a , т. е.

$$i \approx K_2 \cdot \frac{F_b}{a}, \quad (197)$$

где K_2 — коэффициент пропорциональности:

F_b — удельная сила трения, отнесенная к единице длины режущего лезвия, в кг/мм.

По Дерягину, удельная сила трения $F_b = \frac{P_{Na}}{b} \mu (1 + S_0 \rho_0)$,

где P_{Na} — нормальная сила, приложенная к задней поверхности;

μ — коэффициент трения;

S_0 — истинная площадь контакта;

ρ_0 — величина удельного прилипания.

Нормальная сила P_{Na} может быть приближенно увязана с окружающей силой:

$$P_{Na} \approx K_3 P = K_3 \sigma b a \text{ кг}, \quad (198)$$

где σ — удельная сила резания в кг/мм².

На основе проведенных опытов

$$\sigma = C_1 a_{\max}^{-k},$$

где C_1 — коэффициент, зависящий от качества обрабатываемого металла;

k — показатель степени.

Подставив полученные значения в формулу (196), получим

$$\sin \alpha_{opt} \approx k_4 \frac{C_1}{a_{\max}^k} \cdot \mu (1 + S_0 \rho_0). \quad (199)$$

Принимая, что числитель для сталей и чугунов является величиной постоянной, получим

$$\sin \alpha_{opt} \approx \frac{\text{const}}{a_{\max}^k}, \quad (200)$$

где $\text{const} = 0,13$ при резании сталей и чугунов, $k = 0,3$.

Значения const и k определяются на основе опытных данных. Если проанализировать результаты многочисленных опытов совет-

ских исследователей. то в координатах $\sin \alpha_{\text{опт}} - a_{\text{тех}}$ все данные этих опытов расположатся вблизи прямой, выражающей уравнение (200). На основе формулы (193) с увеличением заднего угла повышается радиальный износ. что снижает точность и чистоту обработанной поверхности.

Ввиду этого в тех случаях, когда критерием износа является точность фрезерования (3—4-й класс точности) или чистота (не ниже 5-го класса чистоты), величина заднего угла должна назначаться в пределах 6—10°.

Выбор заднего угла на торцевом лезвии

Задний угол на торцевом лезвии служит для уменьшения работы трения на торцевой задней поверхности и особенно у вершины зуба, непосредственно участвующей в работе резания и формирующей профиль обработанной поверхности. Чрезмерно большое значение этого угла приводит к снижению прочности вершины зуба и ее выкрашиванию в месте стыка режущих лезвий. Поэтому при работе торцевыми и концевыми фрезами величина угла $\alpha_1 = 8 + 10^\circ$. Дисковые трехсторонние фрезы ввиду небольшой высоты торцевых зубьев невозможно изготовить с указанными выше углами; поэтому значение угла снижается до $\alpha_1 = 3 + 4^\circ$.

Рекомендуемые значения углов α и α_1 для различных типов и размеров фрез приведены в табл. 56.

Определение оптимального переднего угла

Передний угол является весьма важным параметром геометрии режущего лезвия. Он предназначается: а) для уменьшения работы деформации при образовании элемента стружки; б) для снижения трения, в основном по передней поверхности; в) для придания необходимой прочности режущему твердосплавному лезвию.

При работе фрезами из быстрорежущей стали важнейшим фактором, определяющим величину оптимального переднего угла, является усадка стружки ζ , характеризующая способность обрабатываемой стали к пластической деформации. В этом случае при работе в зоне скоростей 20—60 м/мин основная работа резания затрачивается на пластическую деформацию.

Определение оптимального значения переднего угла производится согласно предыдущему (см. стр. 170) опытным путем. Но приняв сделанную ранее аналогию между процессом резания и процессом пластического сжатия, возможно получить формулу для ориентировочного подсчета угла $\gamma_{\text{опт}}$.

Как известно из предыдущего [16], кривая пластического течения при сжатии цилиндрических образцов выражается уравнением

$$Ph^m = P_0 h_0^m,$$

где P — нагрузка на образец в кг;

- h — высота образца в мм, образующаяся под воздействием нагрузки;
- P_0 — условная нагрузка, начиная с которой появились бы при сжатии первые остаточные деформации при условии, что политропическая зависимость имеет место с самого начала пластического сжатия;
- h_0 — начальная высота образца в мм; при этом коэффициент деформирования $K = \frac{h_0}{h}$. Перепишем уравнение политропы в следующем виде:

$$\frac{P}{P_0} = \left(\frac{h_0}{h}\right)^m = K^m.$$

Рассматривая передний угол зуба фрезы как фактор, снижающий работу пластической деформации, можно прийти к выводу, что чем выше пластические свойства обрабатываемого металла, тем больше должна быть величина оптимального переднего угла зуба фрезы.

Если способность металла к пластической деформации выразить через коэффициент деформирования K^m , который применительно к процессу резания выражается усадкой стружкой ζ^m , то величина оптимального переднего угла должна быть связана пропорциональной зависимостью

$$\gamma_{opt} \approx \text{const } \zeta^m, \quad (201)$$

где m — показатель степени политропы сжатия.

Согласно проведенным исследованиям [16] для условий свободного резания хорошо оправдывает себя формула

$$m = 2 - y_p, \quad (202)$$

где y_p — показатель степени при толщине срезаемого слоя в формуле для определения силы резания; принимая в среднем $y_p = 0,8$, получим $m = 1,2$.

Таблица 54

Режущий инструмент	Марка обрабатываемой стали	$\frac{1}{\zeta}$	γ_{opt}
Торцевая фреза	10	0,3	25
То же	45	0,5	14
То же	ОХМ — отж.	0,49	15
Концевая фреза	ОХМ — зак.	0,42	19
Цилиндрическая фреза	45	0,5	13
Резец проходной	ОХНЗМ — отж.	0,35	20
То же	ОХМ — зак.	0,42	13
Резец обдирочный	35	0,345	20
Резец чистовой	35	0,345	25
Торцевая фреза	Сталь жароупорная	0,55	12
Резец чистовой	53A1	0,74	10

В табл. 54 приведено значение оптимального переднего угла фрез из быстрорежущей стали по данным различных исследователей. Обработка этих данных в координатах $\gamma_{опт} - \frac{1}{\zeta_v}$ приводит к следующей зависимости:

$$\gamma_{опт} \approx 7,0 \gamma_y^{1,15}. \quad (203)$$

Сопоставляя формулу (203) с формулой (201), можно обнаружить весьма близкое их совпадение как по структуре, так и по значению показателя степени m .

Усадка стружки ζ_v в этой формуле является характеристикой способности обрабатываемого металла к пластическому деформированию и, согласно ГОСТ 2321-43, определяется при следующих условиях строгания: резец с передним углом $\gamma = 10^\circ$; задний угол $\alpha = 8^\circ$; скорость резания $v = 10$ м/мин; глубина срезаемого слоя $a = 0,5$ мм; ширина срезаемого слоя $b = 4$ мм; длина строгания $l = 100$ мм.

В табл. 55 приведены значения ζ_v согласно условиям ГОСТ 2321-43 для различных сталей.

Таблица 55
Значение условной усадки стружки ζ_v

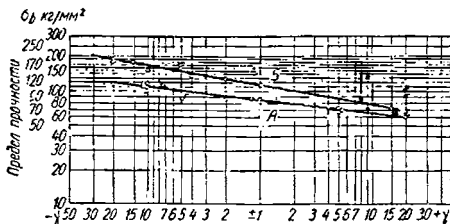
Марка стали	σ_b в кг/мм ²	ψ в %	ζ_v
20	38,5	64	3,84
10	39,5	66,4	3,34
40ХН прокатанная	68—79	49—72	2,62
40Х	46—47	52—64	2,7
ОХМ улучшенная	82,7	60,1	2,38
40Х нормализованная	73	40	2,0
45 прокатанная	66—74	28—36	2,0
45 улучшенная	80,3	55	2,27
ОХНЗМ отожженная	68	39,1	2,62
ОХНЗМ закаленная	94	60,1	2,43
ОХН отожженная	66—59	42—45	2,04

Определение оптимального переднего угла твердосплавных фрез

Величина оптимального переднего угла фрез, оснащенных твердым сплавом, при работе в зоне высоких скоростей резания, когда пластические деформации резко снижаются, не зависит от усадки стружки.

Опыты [137] показывают, что величина оптимального переднего угла твердосплавных фрез зависит главным образом от качества обрабатываемой стали, характеризуемой пределом прочности, т. е. $\gamma_{опт} = f(\sigma_b)$. Анализ результатов исследований (в координатах

$\sigma_b - \gamma_{opt}$) показывает, что опытные данные, полученные при обработке конструкционных сталей ($\sigma_b = 55 + 120 \text{ кг/мм}^2$), хорошо укладываются на прямую А (фиг. 311), это указывает на наличие искомой закономерности. Анализ опытных данных, полученных при обработке высоколегированных сталей, обладающих особыми свойствами ($\sigma_b = 70 + 190 \text{ кг/мм}^2$), показывает, что результаты хорошо укладываются



Фиг. 311. Влияние качества обрабатываемого металла, характеризующегося пределом прочности при растяжении σ_b , на величину γ_{opt} фрез и других режущих инструментов, оснащенных твердым сплавом.

на прямую Б. Математическая обработка опытных данных позволяет получить следующие зависимости:

1) при обработке конструкционной стали $\sigma_b = 55 + 80 \text{ кг/мм}^2$.

$$+ \gamma_{opt} \approx \frac{25 \cdot 10^4}{\sigma_b^8}; \quad (204)$$

2) при обработке конструкционной стали $\sigma_b = 85 + 120 \text{ кг/мм}^2$

$$- \gamma_{opt} \approx 5 \cdot 10^{-16} \cdot \sigma_b^8; \quad (205)$$

3) при обработке высоколегированной стали, обладающей особыми свойствами

$$\sigma_b = 70 + 110 \text{ кг/мм}^2;$$

$$+ \gamma_{opt} \approx \frac{50 \cdot 10^{10}}{\sigma_b^{5,7}}; \quad (206)$$

4) при обработке высоколегированной стали, обладающей особыми свойствами, $\sigma_b = 110 + 190 \text{ кг/мм}^2$

$$- \gamma_{opt} \approx 0,22 \cdot 10^{-11} \cdot \sigma_b^{5,7}. \quad (207)$$

При изготовлении зубьев фрез с двойной передней поверхностью упрочнение лезвия достигается фаской, выполненной с передним углом γ_{ϕ} от -5 до -10° , шириной $f \leq 2s_z$ при резании стали $\sigma_b = 55 + 80 \text{ кг/мм}^2$. В этом случае передний угол на основной передней поверхности $\gamma = 15 + 20^\circ$.

Определение оптимального переднего угла зубьев твердосплавных фрез при обработке чугуновых заготовок. Если принять, что твердость H_B является характеристикой качества чугуна, то можно предположить, что этот показатель является главным фактором, влияющим на величину оптимального переднего угла при резании фрезами, оснащенными твердым сплавом, т. е.

$$\gamma_{opt} \approx f(H_B).$$

Ряд опытов, проведенных советскими исследователями [138], показывает, что при нанесении на сетку в координатах $H_B - \gamma_{opt}$ они сравнительно хорошо располагаются вблизи прямой, выражаемой следующей зависимостью:

$$\gamma_{opt} \approx 17,2 - 0,066 H_B. \quad (208)$$

Проведенные исследования показывают, что чугуновые заготовки твердостью $H_B < 250$ должны обрабатываться твердосплавными фрезами, зубья которых выполнены с положительными передними углами. Режущее лезвие, выполненное с отрицательным передним углом, создает в зоне резания напряжения сжатия, которым чугун сопротивляется гораздо лучше, чем напряжениям растяжения, образующимся при положительных передних углах зубьев фрез.

При обработке легких сплавов и цветных металлов торцевой фрезой, оснащенной твердым сплавом, $\gamma_{opt} = 5 \div 10^\circ$.

Выбор углов в плане

С изменением угла в плане зубьев фрез φ изменяется толщина и ширина срезаемого слоя, что в основном и влияет на стойкость фрез. В результате проведенных исследований можно установить следующие зависимости между стойкостью и углом в плане зуба торцевой фрезы:

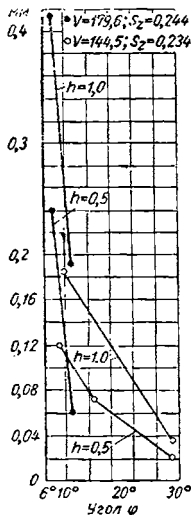
$$T = \frac{\text{const}}{(\sin \varphi)^\eta}, \quad (209)$$

где $\eta \approx 1,44$ при обработке стали 45 торцевой фрезой из быстрорежущей стали и $\eta \approx 2,0$ при скоростном резании стали 18ХНМА торцевой твердосплавной фрезой.

Следовательно, с уменьшением угла в плане зубьев φ стойкость фрез повышается. Однако существенным тормозом в деле практического применения торцевых фрез с углами $\varphi \leq 20^\circ$ (называемых торцево-коническими) является значительный рост радиальных и осевых сил, что приводит к значительным отжигам заготовки. Как показывают опыты [139], результаты которых изображены на фиг. 312, отжим стола от своего первоначального положения под действием осевой силы в направлении поперечной подачи возрастает по мере уменьшения угла в плане и повышения износа зуба фрезы

по задней поверхности. Следовательно, минимально допустимый угол в плане зуба фрезы, обеспечивающий высокопроизводительное фрезерование плоскостей, зависит от жесткости системы станок — фреза — заготовка.

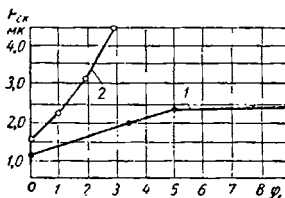
Угол в плане переходной кромки φ_0 торцевых и дисковых фрез служит для упрочнения вершины зуба фрезы. Переходное лезвие



Фиг. 312. Влияние угла φ зубьев торцевой фрезы, закрепленной на горизонтальном шпинделе фрезерного станка, на величину отжима стола от его первоначального положения в направлении поперечной подачи стола при $S_2 = \text{const}$ и $h = 0,5$ и 1 мм.

может быть выполнено криволинейной формы радиуса R или прямолинейной под углом $\varphi_0 = \frac{\varphi}{2}$ (фиг. 296).

Криволинейная форма переходного лезвия часто обуславливается контуром обрабатываемой детали. Однако такая форма сложнее для изготовления, поскольку при заточке необходимо выдержать размер как по радиусу, так и по заднему углу зубьев фрезы; поэтому прямолинейная форма переходного лезвия является более технологичной.



Фиг. 313. Влияние угла φ_1 зубьев торцевой фрезы на чистоту обработанной поверхности при резании заготовки из стали 40:

1 — однозубая торцевая фреза, острая, изготовленная из сплава Т1.К6: $v = 295$ м/мин; $S_2 = 0,73$ мм; $B = 3$ мм; 2 — многозубая фреза из стали Р18: $v = 26,2$ м/мин; $S_2 = 0,044$ мм; $B = 3$ мм.

Рекомендуемые значения углов в плане φ и φ_0 приведены в табл. 56.

Вспомогательный угол в плане φ , предназначен для уменьшения трения по задним поверхностям торцевых кромок, которые определяют точность и чистоту обработанной поверхности.

В табл. 56 приведены рекомендуемые значения углов φ_1 для различных фрез. Наибольшее влияние угла φ и формы торцевого лезвия фрез сказывается на чистоте фрезерованной поверхности.

На фиг. 313 показано влияние угла φ на чистоту обработанной поверхности при работе однозубой твердосплавной торцевой фрезой,

оснащенной твердым сплавом, и многозубой фрезой из быстрорежущей стали. Из этих опытов следует, что: а) однозубая твердосплавная торцевая фреза, работающая в зоне высоких скоростей резания и без биения зубьев, образует более чистую обработанную поверхность; б) при $\varphi_1 < 5^\circ$ чистота улучшается, причем это больше сказывается при работе многозубой фрезой в зоне низких скоростей.

Таблица 56

Рекомендуемые значения геометрических параметров режущей части фрез, оснащенных твердым сплавом

Обрабатываемый материал	Задний угол α°		Угол α_f	Передний угол γ	Угол наклона λ° для фрез		Углы в плане			Ширина переходного лезвия f_n в мм
	$\alpha_{\max} > 0,05 \text{ мм}$	$\alpha_{\max} < 0,05 \text{ мм}$			торцевых	дисковых гребенчатых	φ°	φ_1°	φ_2°	
Сталь конструкционная $\sigma_b < 65 \text{ кг/мм}^2$				+15						
То же $\sigma_b = 65 \div 80 \text{ кг/мм}^2$	12—15	18—20	8—10	+5,0	+5	-10	20—60	10—30	5	1—1,5
То же $\sigma_b = 85 \div 95 \text{ кг/мм}^2$				-5	+15					
То же $\sigma_b = 100 \div 120 \text{ кг/мм}^2$				-10		+5				
Чугун $H_B \leq 200$ " $H_B = 200 \div 250$	12—15	18—20	8—10	+5 0°	+10 +20		20—60	10—30	5	1—1,5

Примечания: 1. Для чистового и размерного (точного) фрезерования $\alpha = 5 \div 10^\circ$ и передний угол при фрезеровании сталей ($\sigma_b = 60 \div 80 \text{ кг/мм}^2$) $\gamma = -5^\circ$.

2. При фрезеровании припуска не свыше 3 мм в условиях повышенной жесткости системы станок — заготовка $\varphi = 20 \div 30^\circ$. При фрезеровании припуска 3—6 мм в условиях нормальной жесткости $\varphi = 45 \div 60^\circ$.

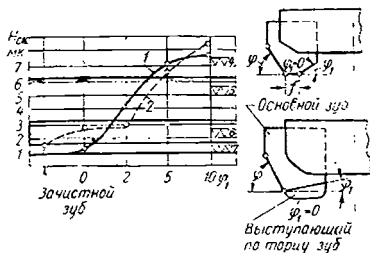
3. При симметричном фрезеровании торцевыми фрезами когда начальная толщина срезаемого слоя $a_x \geq 0,06 \text{ мм}$, $\lambda = +15^\circ$. При несимметричном фрезеровании ($a_x < 0,045 \text{ мм}$) $\lambda = +5^\circ$. При обработке чугунных заготовок при угле $\varphi = 45^\circ$ угол $\lambda = +20^\circ$, а при угле $\varphi = 60^\circ$ угол $\lambda = +10^\circ$.

На фиг. 314 показаны результаты опытов по обработке чугунных заготовок твердостью $H_B = 180$ торцевой фрезой, выполненной с углами $\varphi_1 = 2 \div 10^\circ$ при двух формах торцевой кромки: 1) $\varphi_1 = 0$ на длине $S_0 \text{ мм}$; 2) один из торцевых зубьев выступает на 0,06 мм по отношению к основным зубьям¹.

¹ Торцевая фреза с выступающими зубьями предложена Г. М. Рывкиным на Московском автозагоде имени Сталина в 1934 г.

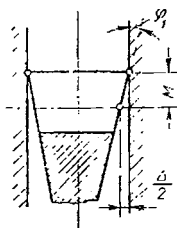
Из графиков следует, что по мере уменьшения угла φ_1 чистота поверхности улучшается и при работе торцевой фрезой с выступающим зубом достигается 7-й класс чистоты по ГОСТ 2789-51.

Назначением выступающего торцевого зуба является снятие шероховатостей, образуемых на обработанной поверхности основ-



Фиг. 314. Влияние угла φ_1 и формы зубьев торцевой фрезы на чистоту поверхности чугуновой заготовки:

1 — фрезерование без выхода фрезы из заготовки; 2 — фрезерование с выходом фрезы из заготовки; $D = 235$ мм; $z = 4$; ВК8.



Фиг. 315. Схема для определения угла φ_1 для мерных дисковых фрез.

ными зубьями фрезы. При работе мерными дисковыми трехсторонними фрезами с уменьшением угла φ_1 повышается точность обработанного паза по его ширине. Из фиг. 315 следует, что для мерных пазов

$$\varphi_1 = \arctg \frac{\Delta}{2M}, \quad (210)$$

где Δ — допуск на ширину паза в мм;

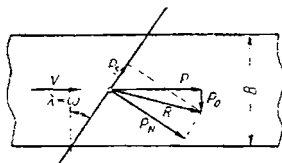
M — слой, стачиваемый при переточке фрезы, в мм.

Определение угла наклона лезвий фрезы

Угол наклона режущей кромки фрез предназначается:

- 1) для отвода стружки в определенную сторону;
- 2) для обеспечения равномерного фрезерования при работе фрезами с винтовыми зубьями;
- 3) для упрочнения вершины зуба твердосплавных лезвий.

Для уяснения влияния угла λ на работу резания рассмотрим в элементарном виде силы на наклонной режущей кромке при свободном резании (фиг. 316). Из представленной схемы следует, что окружная сила P и осевая сила P_o образуют равнодействующую силу R , которая раз-



Фиг. 316. Силы на наклонном режущем лезвии при свободном резании [133].

лагается на нормальную силу P_N и силу P_s , действующую вдоль режущего лезвия. Таким образом, вследствие наклонного расположения лезвия создается сила P_s , производящая дополнительную работу деформации и трения при образовании элемента стружки.

Все эти силы определены [133] по отношению к окружной силе:

$$P_o = 0,28P \operatorname{tg} \lambda; \quad (211)$$

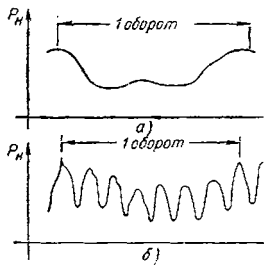
$$P_s = 0,72P \sin \lambda; \quad (212)$$

$$P_v = \left[\frac{0,28}{\sin \lambda} + 0,72 \cos \lambda \right]. \quad (213)$$

На основе этих формул составлена следующая таблица.

Данные таблицы показывают, что с увеличением угла λ интенсивно возрастают силы P_o и P_s , что сказывается на увеличении работы деформации в процессе резания. Это подтверждается опытами [139], проведенными по установлению влияния угла λ на усадку стружки ζ . Из этих опытов следует, что по мере увеличения угла λ от 0 до 15° , продольная усадка возрастает незначительно, а при углах свыше 15° усадка возрастает весьма интенсивно.

λ	20°	30°	45°	60°
P_o	0,102	0,162	0,28	0,487
P_s	0,246	0,36	0,51	0,62
P_N	0,974	0,949	0,906	0,92



Фиг. 317. Графики равномерного и неравномерного фрезерования:

a — равномерное фрезерование; $t = 5$ мм; $S_M = 85$ мм/мин; $\alpha = 12^\circ$; $\lambda = \omega = 45^\circ$; $B = 60$ мм; b — неравномерное фрезерование; $t = 5$ мм; $S_M = 85$ мм/мин; $\alpha = 8^\circ$; $\lambda = \omega = 30^\circ$; $B = 60$ мм.

Если сила резания остается постоянной, то фрезерование называется равномерным.

На фиг. 317 показаны графики равномерного и неравномерного фрезерования, зафиксированные фрезерным измерительным столом при записи горизонтальной силы P_H .

Теоретически для случая равномерного фрезерования график должен быть в виде прямой линии ($P_H = \text{const}$); в действительности же неизбежное биение зубьев фрезы вызывает некоторое плавное колебание силы резания. Теоретически [140] и экспериментально [133]. [141] доказано, что равномерное фрезерование винтовыми зубьями достигается при условии, что отношение

$$\frac{B}{\tau_o} = k,$$

где B — ширина фрезерования в мм;

τ_o — осевой шаг в мм;

k — число полных зубьев, режущих одновременно.

На фиг. 318 показана работа фрезы с винтовыми лезвиями. При развертке режущих лезвий они занимают положение, указанное на горизонтальной проекции, где в сечении находятся три зуба 1, 2 и 3. Но сумма длин рабочих участков лезвий 1-го и 3-го зубьев равна длине лезвия 2-го зуба. Следовательно, в сечении резания находятся два полных режущих лезвия. Из $\triangle abc$ следует, что осевой шаг

$$\tau_0 = \tau_T \operatorname{ctg} \omega, \quad (214)$$

где τ_T — торцевой шаг зубьев.

Если учесть, что $\tau_T = \frac{\pi D}{z}$, то получим

$$\tau_0 = \frac{\pi D}{z} \operatorname{ctg} \omega.$$

Подставив значение τ_0 в уравнение (214) и решив его относительно ω , получим [140]

$$\omega = \operatorname{arctg} \frac{Bz}{\pi D k}. \quad (215)$$

Результаты ряда опытов [141] показывают, что для достижения равномерного фрезерования k должно быть целым числом. Для практических целей можно рекомендовать конструировать фрезы со значением $k = 2 \div 3$. В этом случае наибольшая неравномерность колебания силы резания может составить около 20%, что следует признать допустимым.

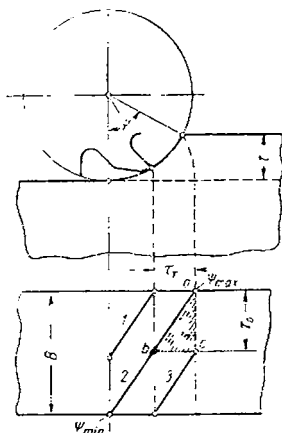
При работе фрезами с винтовыми зубьями из быстрорежущей стали с увеличением угла наклона $\omega = \lambda$ стойкость фрезы несколько снижается, так как по мере повышения силы P_s , как уже было выяснено, увеличивается дополнительная работа деформации и трения при образовании элемента стружки. Это положение подтверждается опытами.

Так, при фрезеровании хромистой стали и чугуна

$$\sigma = \frac{\operatorname{const}}{k^2}, \quad (216)$$

где $z = 0,12 \div 0,14$.

При работе торцевыми фрезами, оснащенными твердым сплавом, вследствие прерывистого резания с ударами при врезании, лучшие результаты в смысле сохранения прочности режущего лезвия и стойкости, достигаются при изготовлении зубьев фрез с углами λ от $+5$ до -15° .



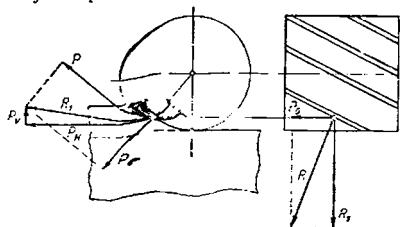
Фиг. 318. Схема расположения зубьев при равномерном фрезеровании.

§ 91. СИЛЫ РЕЗАНИЯ И МОЩНОСТЬ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Силы, действующие на зубья фрезы

Сопротивление резанию, действующее на одном из зубьев фрезы, может быть представлено в виде двух сил: окружной силы P , касательной к траектории движения точки лезвия, принимаемой за окружность, и радиальной силы P_r , направленной по радиусу этой окружности.

Результирующая этих сил R , при разложении по горизонтальному и вертикальному направлениям образует следующие составляющие силы: горизонтальную P_h и вертикальную P_v .

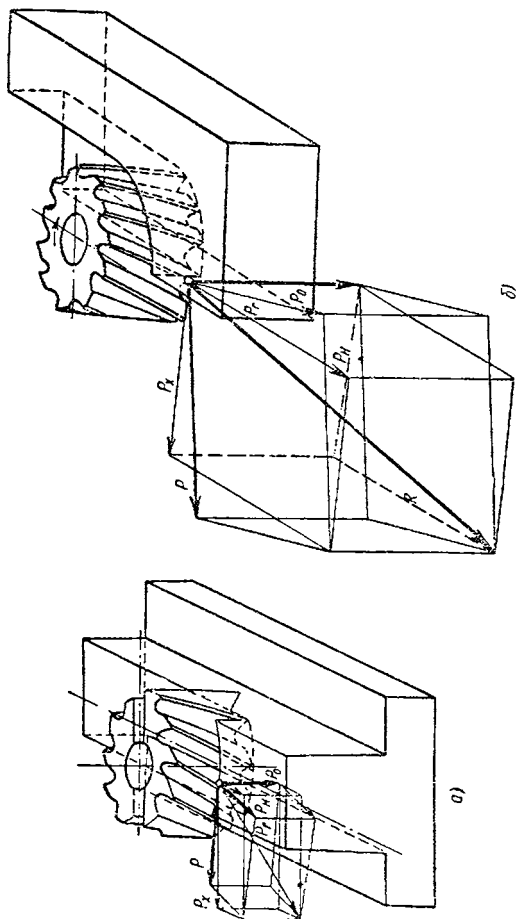


Фиг. 319. Сила резания на зубе цилиндрической фрезы с винтовыми зубьями.

На фиг. 319 показаны силы резания на одном из зубьев цилиндрической фрезы. При работе фрезой с винтовыми или наклонными зубьями действует еще в осевом направлении сила P_o на зубе фрезы. Подобная же картина наблюдается и при работе торцевыми фрезами как при симметричном, так и при несимметричном резании (фиг. 320). Окружная сила P совместно с радиальной силой P_r и осевой силой P_o образуют равнодействующую силу R , которая, в свою очередь, разлагается на горизонтальную составляющую силу P_h , боковую силу P_x и осевую силу P_o . Общая сила, действующая на фрезу, суммируется из сил, действующих на отдельных одновременно режущих зубьях фрезы.

Важнейшей силой резания является окружная сила P , производящая основную работу по срезанию элемента стружки. По ней высчитывается эффективная мощность N_e и производится расчет звеньев механизма главного движения. Осевая сила $P_o = (0,35 + 0,55) P$ оказывает давление на упорные подшипники шпинделя фрезерного станка, действует на крепежные приспособления заготовки, нагружает винт поперечной подачи и направляющие станка, что должно быть учтено при их конструировании и расчете.

Радиальная сила $P_r = (0,6 + 0,8) P$ оказывает давление на опоры шпинделя фрезерного станка, создавая дополнительный момент трения, что также должно быть учтено при расчете этих опор [153]. Кроме того, радиальная сила изгибает оправку фрезы и является важным фактором при расчете оправок на сложное сопротивление (изгиб от радиальной силы и кручение от окружной силы).



Фиг. 320. Сила резания на зубе горцевой фрезы:
 а — при симметричном резании; б — при несимметричном резании.

Горизонтальная составляющая P_n силы резания нагружает механизм подачи фрезерного станка¹; по ней рассчитываются звенья механизма подачи и элементы крепления заготовки в приспособлении.

Вертикальная составляющая силы резания P_v создает напряжение изгиба в консольном столе фрезерного станка. При фрезеровании «против подачи» она стремится приподнять стол фрезерного станка над его направляющими. Боковая сила P_x при работе торцевой фрезы создает дополнительное трение в продольных направляющих стола фрезерного станка. Опытное определение сил резания P , P_n , P_v , P_o и P_x производится при помощи специальных динамометров.

Приборы (динамометры) для измерения сил резания при фрезеровании

Для измерения максимального и среднего значения сил резания при работе фрезами из быстрорежущей стали, при сравнительно невысоких скоростях резания ($v \leq 50$ м/мин), применяют гидравлические динамометры. При исследовании изменения силы резания на зубе фрезы за весьма короткий период резания ($\tau \leq 0,01$ сек.) или при работе твердосплавными фрезами в зоне высоких скоростей резания, т. е. при быстротекущем процессе образования стружки, применяют динамометры, снабженные электрическими датчиками. Эти приборы характерны минимальным перемещением заготовки (измеряется микронами), что очень важно для предотвращения вибраций самого прибора в процессе измерения сил резания.

Рассмотрим важнейшие отечественные динамометры, хорошо оправдавшие себя в практике измерения сил при фрезеровании.

1. Фрезерный динамометр конструкции проф. А. М. Розенберга для измерения окружной силы резания.

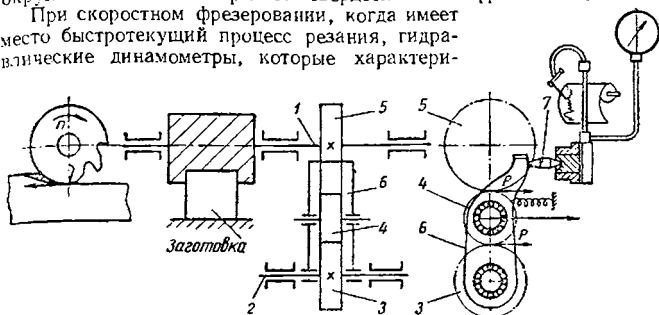
На фиг. 321 показана схема гидравлического динамометра, встроенного в коробку скоростей фрезерного станка. Принцип его действия заключается в следующем:

При передаче на шпиндель 1 крутящего момента через зубчатые колеса 3—5 окружные силы P и P , возникающие на зубчатом колесе 4, стремятся повернуть его вместе с серьями 6 по часовой стрелке (если шпиндель вращается также по часовой стрелке) вокруг оси 2 колеса 3. При этом серьи через стержень 7 передают в гидравлическую измерительную коробку давление, пропорциональное крутящему моменту на шпинделе станка. Создаваемое давление передается по трубке к манометру или к самописцу, где на движущейся ленте регистрируется величина окружной силы, возникающей в процессе фрезерования.

¹ При работе цилиндрическими фрезами «против подачи» $P_n = (1 \div 1,1) P$, а при работе в направлении подачи $P_n = (0,8 \div 0,9) P$. Для торцевых фрез $P_n = (0,6 \div 0,9) P$.

2. Фрезерный динамометр конструкции ЭНИМС для измерения окружной силы на торцевой твердосплавной фрезе [146].

При скоростном фрезеровании, когда имеет место быстротекущий процесс резания, гидравлические динамометры, которые характери-



Фиг. 321. Динамометр проф. А. М. Розенберга, встроенный в коробку скоростей фрезерного станка.

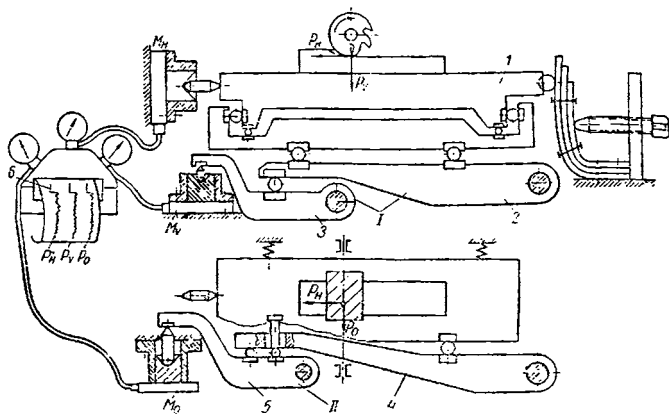
зуются большой инерционностью и значительными перемещениями поршня, не пригодны для измерения сил резания (прибор вибри-



Фиг. 322. Фреза-датчик ЭНИМС.

рует, стрелка совершает большие колебания). Ввиду этого для измерения сил в зоне высоких скоростей фрезерования применяют специальную фрезу — датчик со встроенными в ее корпусе индукционными катушками (фиг. 322). Якоря обеих индукционных катушек присоединены к наружному венцу фрезы, а сердечник — к сту-

пище. Под действием крутящего момента, приложенного к наружному венцу, вследствие прогиба спиц зазор между якорем и сердечником одной катушки увеличивается, а зазор между якорем и сердечником другой катушки уменьшается. Изменение зазора влияет на индуктивность, причем в одной катушке индуктивность растет, а в другой падает. Питание током индукционных катушек фрезы-датчика осу-



Фиг. 323. Трехкомпонентный фрезерный динамометр MBTU имени Баумана.

ществляется от специального усилителя. Провода катушек через отверстие в шпинделе станка присоединены к шпилькам токо-съемника. От него провода идут к усилителю, который состоит из генератора, вырабатывающего переменный ток частотой 5000 гц. Этим током питается дифференциальный индуктивный мост. Каждая катушка фрезы-датчика подключена к одному из плеч этого моста. Измененный индуктивный ток пропорционален окружной силе резания, которая регистрируется осциллографом.

3. Трехкомпонентный фрезерный динамометр конструкции MBTU имени Баумана.

На фиг. 323 показана схема трехкомпонентного гидравлического фрезерного динамометра, предназначенного для измерения составляющих сил при работе как цилиндрическими, так и торцевыми фрезами. Динамометр работает по принципу десятичных весов и имеет две рычажные системы I и II для передачи давлений измерительным коробкам.

Рычажные системы служат для устранения влияния положения фрезы на показания динамометра. Под влиянием вертикальной составляющей силы резания P_v давление через рычаги 2 и 3 пере-

дается измерительной коробке M_n , а под влиянием осевой составляющей P_o силы резания через рычаги 4 и 5 измерительной коробке M_o . Под влиянием горизонтальной составляющей давления через стол 1 непосредственно передается измерительной коробке M_n . Давление, создающееся в трубопроводах, передается к стрелкам самописца 6 через манометрические дуги.

Силы резания, зарегистрированные в виде графиков на движущейся ленте самописца, расшифровывают при помощи тарировочных графиков, характеризующих связь между высотой графика на ленте самописца в миллиметрах и значением измеренной силы в килограммах. Тарировочные графики создаются путем искусственного нагружения динамометра в направлении действия измеряемой силы и соответствующей регистрацией этих сил на ленте самописца.

Данные о силах фрезерования, полученные путем их динамометрического измерения, являются основой для построения общих расчетных уравнений.

Окружная сила и мощность при работе цилиндрическими фрезами [133]

Удельной силой резания σ при фрезеровании называется отношение окружной силы к сечению срезаемого слоя.

Вследствие переменного значения толщины срезаемого слоя удельная сила при фрезеровании переменна по длине дуги резания и зависит от качества обрабатываемого материала, от текущего значения толщины срезаемого слоя a_x , а также от величины угла наклона винтового зуба ω :

$$\sigma = C_\omega C_1 a_x^k, \quad (217)$$

где C_ω — коэффициент, учитывающий влияние угла наклона винтового зуба;

C_1 — коэффициент, зависящий от качества обрабатываемого материала и величины переднего угла зуба фрезы;

a_x — текущая величина толщины слоя, срезаемого зубом фрезы в его произвольном положении;

k — показатель степени — величина отрицательная и меньше единицы; зависит от качества обрабатываемого материала, износа зуба фрезы и применяемой смазочно-охлаждающей жидкости.

В случае резания фрезами с прямыми зубьями **о к р у ж н а я** сила определяется по следующему уравнению:

$$P = \sigma q_x,$$

где $q_x = a_x B$ — текущее значение сечения слоя, снимаемого зубом в его произвольном положении.

Но

$$a_x = s_z \sin \psi_x;$$

тогда

$$P = C_\omega C_1 s_z^{k+1} \sin \psi_x B.$$

Ввиду переменного значения толщины срезаемого слоя по лезвию винтового зуба окружная сила P может быть определена путем соответствующего интегрирования¹. Выделим на лезвии зуба фрезы бесконечно малый участок dx (см. фиг. 294, б). Сила на этом участке будет

$$dP = \sigma a_x dx,$$

но

$$dx = \frac{D}{2} d\psi \operatorname{ctg} \omega;$$

тогда

$$dP = \frac{D}{2} \cdot \sigma a_x \operatorname{ctg} \omega d\psi = \frac{D}{2} C_\omega C_1 s_z^{k+1} d\psi \operatorname{ctg} \omega.$$

Для получения полной силы на зубе фрезы необходимо произвести интегрирование в пределах углов контакта рабочей части лезвия:

$$P = \frac{D}{2} C_\omega \operatorname{ctg} \omega s_z^{k+1} \int_{\psi_x}^{\psi_{x_2}} \sin^{k+1} \psi_x d\psi_x. \quad (218)$$

Для решения этого интеграла представим его в следующем виде [142]:

$$\begin{aligned} \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \sin^{k+1} \psi_x d\psi_x &= \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \cos \frac{\psi_x}{2} \right)^{k+1} d\psi_x = \\ &= \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right)^{k+1} \cos \frac{\psi_x}{2} \cdot d \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right). \end{aligned}$$

По известной из математики теореме о среднем:

$$\begin{aligned} \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right)^{k+1} \cos \frac{\psi_x}{2} \cdot d \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right) &= \\ &= \cos^k \left(\frac{\xi_0}{2} \right) \cdot \int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right)^{k+1} \cdot d \left(2 \sin \frac{\psi_x}{2} \right). \end{aligned}$$

¹ В. А. Кривоухов в одной из своих работ [150] дает методику определения общего уравнения окружной силы резания, пригодного для фрез как с прямыми, так и с винтовыми зубьями.

Теорема о среднем здесь может быть применена, так как выражение $\left(2 \sin \frac{\psi_x}{2}\right)^{k+1}$ сохраняет свой знак в пределах интегрирования.

Таким образом,

$$\int_{\psi_{x_1}}^{\psi_{x_2}} \sin^{k+1} \psi_x d\psi_x = \cos^k \left(\frac{\xi_0}{2} \right) \frac{2^{k+2}}{k+2} \left[\sin^{k+2} \frac{\psi_{x_2}}{2} - \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_1}}{2} \right];$$

здесь ξ_0 — некоторая величина угла, лежащего в промежутке между пределами интегрирования ψ_{x_1} и ψ_{x_2} . Так как показатель степени k есть величина отрицательная и дробная и значение его заключается между $-0,2$ и $-0,4$, что следует из опытов [133], а угол $\frac{\xi_0}{2}$ сравнительно невелик, то можно принять, что $\cos^k \left(\frac{\xi_0}{2} \right) \approx 1$.

Тогда уравнение для мгновенной окружной силы на зубе фрезы примет следующий вид:

$$P = \frac{2^{k+2}}{k+2} \cdot \frac{D}{2} \cdot C_\omega \operatorname{ctg} \omega s_z^{k+1} \left[\sin^{k+2} \frac{\psi_{x_2}}{2} - \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_1}}{2} \right]. \quad (219)$$

В случае, если одновременно режут несколько зубьев, выражение для суммарной окружной силы на фрезе будет:

$$\sum P = \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot D C_\omega \operatorname{ctg} \omega s_z^{k+1} \sum_1^m \left\{ \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_2}}{2} - \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_1}}{2} \right\}, \quad (220)$$

а выражение для крутящего момента

$$M = \frac{D}{2} \sum P.$$

Для случая равномерного фрезерования цилиндрической фрезой (фиг. 318) $\psi_{1\min} = 0$ и $\psi_{2\max} = \psi$; кроме того, все промежуточные углы контактов крайних точек рабочей части режущих лезвий попарно равны друг другу, но имеют обратные знаки и сокращаются. Поэтому

$$\sum \left\{ \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_2}}{2} - \sin^{k+2} \frac{\psi_{x_1}}{2} \right\} = K \sin^{k+2} \frac{\psi}{2};$$

тогда

$$\sum P = \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot D C_\omega C_1 \operatorname{ctg} \omega s_z^{k+1} K \sin^{k+2} \frac{\psi}{2}.$$

Но, как было показано,

$$\operatorname{ctg} \omega D \cdot K = \frac{Bz}{\pi}.$$

и

$$\sin \frac{\psi}{2} = \sqrt{\frac{t}{D}}.$$

Подставляя эти значения в уравнение (220), получим

$$\sum P = \frac{2^{k+1}}{k+2} C_w C_1 \frac{Bz}{\pi} \cdot s_z^{k+1} \left(\frac{t}{D} \right)^{\frac{2+k}{2}}. \quad (221)$$

Таким образом, при равномерном фрезеровании цилиндрической фрезой окружная сила постоянна, если не учитывать некоторого колебания силы резания от биения зубьев фрезы и непостоянства их шага.

Уравнение (221) в явной форме показывает влияние различных факторов режима резания на окружную силу фрезы; не учтено лишь влияние скорости резания.

Мощность, затрачиваемая на работу цилиндрическими фрезами, может быть определена из общего уравнения эффективной мощности:

$$N_e = \frac{Pv}{102 \cdot 60} \text{ кВт}. \quad (222)$$

Подставляя в эту формулу значение P из уравнения (221) и имея в виду значение $v = \frac{\pi D n}{1000}$, где D — диаметр фрезы, получим

$$N_e = \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \frac{C_1 C_w}{102 \cdot 60 \cdot 1000} \cdot Bz s_z^{k+1} t^{\frac{k+2}{2}} D^{-\frac{k}{2}} \text{ л кВт}. \quad (223)$$

Формулы для определения средней окружной силы (221) и средней эффективной мощности (222) можно упростить, если принять следующие обозначения:

$$C_N = \frac{2^{k+1} C_1 C_w}{(k+2) 1000 \cdot 102 \cdot 75};$$

$$C_p = \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \frac{C_1}{\pi};$$

$$y_N = y_p = k+1; \quad x_N = x_p = \frac{k+2}{2}; \quad q_N = -\frac{k}{2};$$

$$q_p = -x_p = \left[-\frac{k+2}{2} \right].$$

Подставив эти значения в формулы (221) и (222), получим структурное выражение формул комиссии по резанию металлов, принятых в свое время в материалах БТИ МСС:

$$P = C_p B s_z^{y_p} t^{x_p} z D^{-q_p} \text{ кг}; \quad (224)$$

$$N_e = C_N B s_z^{y_N} t^{x_N} z n D^{q_N} \text{ кВт}. \quad (225)$$

Следует отметить, что структурный вид этих формул является типичным и для других фрез (дисковых, торцевых, концевых и т. д.). Несколько видоизменяются лишь формулы для определения мощности при работе фасонными фрезами.

В табл. 60 приведены опытные значения показателей степеней параметров режима резания и конструкции фрез, входящих в уравнения (224) и (225), характеризующие интенсивность их влияния на среднюю окружную силу резания. Из этих данных следует, что влияние подачи на силу резания, характеризуемое показателем степени $y_p = 0,65 \div 0,8$, такое же, как и при работе резцами.

Работа, совершаемая фрезой, прямо пропорциональна ширине фрезерования B и числу зубьев z ; поэтому их влияние на силу резания характеризуется показателем в первой степени. С увеличением ширины фрезерования в n раз, при прочих равных условиях, объем срезаемого металла также увеличивается в n раз, что указывает на прямую пропорциональность между шириной фрезерования и работой резания. То же самое можно сказать и в отношении числа зубьев фрезы; при увеличении числа зубьев в n раз, при постоянстве остальных параметров объем срезаемого слоя тоже увеличивается в n раз; поэтому изменение числа зубьев фрезы ведет к соответственному (т. е. прямо пропорциональному) изменению работы резания. Однако поскольку длина дуги резания остается постоянной, так как она не зависит от числа зубьев фрезы и ширины фрезерования, то изменение силы резания должно быть прямо пропорционально числу зубьев.

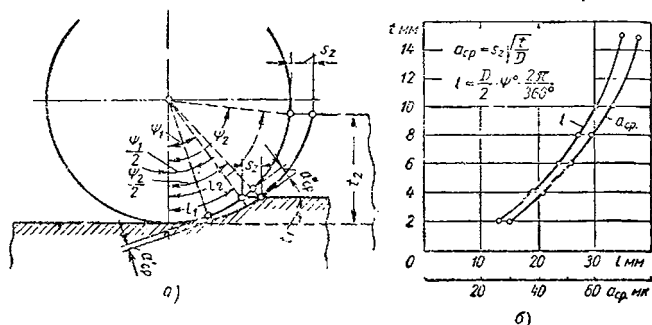
Если при точении сила резания прямо пропорциональна глубине срезаемого слоя, то при фрезеровании это не имеет места, поскольку изменение глубины фрезерования t вызывает изменение как длины дуги резания l , так и величины средней или срединной толщины срезаемого слоя.

На фиг. 324 показано изменение срединной толщины срезаемого слоя $a_{ср}$ и длины дуги резания l в зависимости от глубины фрезерования при работе цилиндрической фрезой. Из графика (фиг. 324, б) следует, что по мере увеличения глубины t толщина $a_{ср}$ увеличивается, следовательно, при $s_z = \text{const}$ удельная сила резания несколько снижается. Однако увеличение $a_{ср}$ не пропорционально возрастанию t .

Так, например, при увеличении t от 2 до 10 мм, т. е. в 5 раз, срединная толщина $a_{ср}$ увеличивается с 0,0298 до 0,0670 мм, т. е. только в 2,24 раза¹. Это относительное уменьшение $a_{ср}$, а также определенное снижение удельной силы резания, несколько снижает (по сравнению с точением) интенсивность влияния t на силу резания P , которое характеризуется значением показателя степени $x_p = \frac{k+2}{2} \approx 0,83 \div 0,86$ при фрезеровании чугунов и сталей.

¹ Фреза $D = 90$ мм; $s_z = 0,2$ мм.

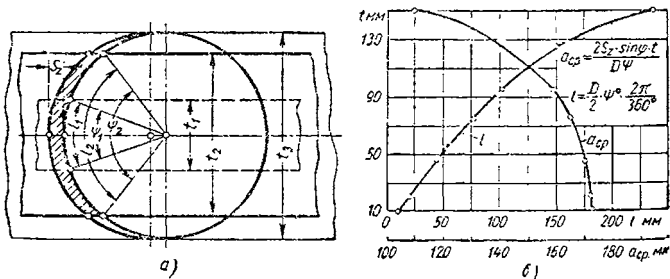
При симметричном резании торцевыми фрезами с увеличением глубины фрезерования t средняя толщина срезаемого слоя $a_{ср}$ умень-



Фиг. 324. Изменение длины дуга резания и средней толщины срезаемого слоя в зависимости от глубины резания цилиндрической фрезой:

a — схема изменения средней толщины срезаемого слоя; b — зависимость длины дуга резания l и средней толщины срезаемого слоя $a_{ср}$ от глубины фрезерования t .

шается (фиг. 325) при одновременном увеличении сечения срезаемого слоя. Если при работе торцевой фрезой $D = 150$ мм с подачей $s_z = 0,2$ мм и глубиной $t = 10$ мм толщина $a_{ср} = 0,173$ мм, то при

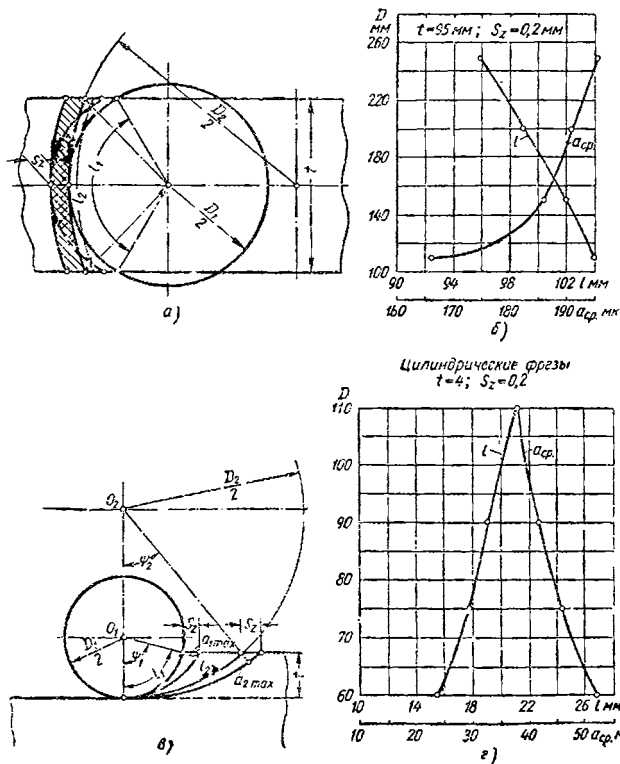


Фиг. 325. Изменение длины дуга резания и средней толщины срезаемого слоя при работе торцевой фрезой:

a — схема изменения средней толщины срезаемого слоя; b — зависимость длины дуга резания l и средней толщины срезаемого слоя $a_{ср}$ от глубины фрезерования t .

$t = 150$ мм значение $a_{ср} = 0,11$ мм. Уменьшение $a_{ср}$ приводит к некоторому увеличению удельной силы резания, а следовательно, и к увеличению интенсивности влияния глубины t на среднюю окружную силу P . Проведенные эксперименты [148], [133] показы-

вают, что это влияние довольно велико, поскольку при обработке стали и чугуна значение показателя степени $x_p = 1,1 \div 1,14$.



Фиг. 326. Изменение длины дуги резания и срединной толщины срезаемого слоя в зависимости от диаметра фрезы:

а — схема изменения срединной толщины срезаемого слоя при торцевом фрезеровании; б — зависимость длины дуги резания l от диаметра торцевой фрезы D ; в — схема изменения срединной толщины срезаемого слоя при фрезеровании цилиндрической фрезой; г — зависимость длины дуги резания l и срединной толщины срезаемого слоя a_{cp} от диаметра цилиндрической фрезы D .

Из уравнений (224) и (225) следует, что интенсивность влияния диаметра фрезы на силу резания такая же, как и глубины фрезерования, только с обратным знаком. Следовательно, с увеличением:

диаметра фрезы, при прочих равных условиях, сила резания уменьшается. Проанализируем причину этого изменения.

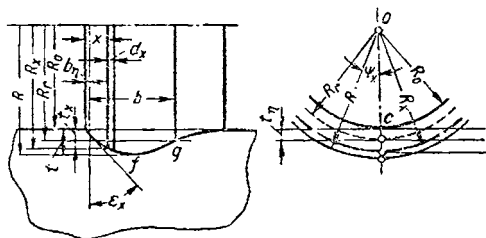
С увеличением D при постоянных значениях B , t , s_z и z , средняя окружная сила уменьшается. Следовательно, при увеличении диаметра фрезы в n раз число зубьев, участвующих в работе фрезерования, уменьшается примерно в такое же число раз; это приводит к соответственному уменьшению силы резания. Кроме того, при симметричном резании торцевыми фрезами с увеличением диаметра фрезы длина дуги резания уменьшается ($l_2 < l_1$), а толщина срезаемого слоя $a_{ср}$ увеличивается (фиг. 326, а, б), что несколько снижает удельную силу резания и дополнительно уменьшает среднюю окружную силу резания.

При увеличении диаметра цилиндрических фрез длина дуги резания увеличивается, а средняя толщина срезаемого слоя $a_{ср}$ уменьшается (фиг. 326, в, г).

Поэтому интенсивность влияния диаметра цилиндрической фрезы на силу резания несколько меньше, чем при работе торцевыми фрезами при симметричном резании.

Окружная сила резания и мощность при фасонном фрезеровании [144].

Фасонную фрезу можно представить себе состоящей из ряда бесконечно узких фрез шириной dx , имеющих прямолинейную режу-



Фиг. 327. Схема для определения окружной силы при работе фасонными фрезами.

щую кромку. Каждая из таких фрез радиуса R_x , работая при глубине резания t_x , имеет свой угол контакта ϕ_x (фиг. 327).

При криволинейном очертании профиля зуба толщина срезаемого слоя, измеряемая в плоскости, нормальной к лезвию, определяется уравнением

$$a_x = s_z \sin \phi_x \sin \epsilon_x, \quad (226)$$

где ϕ_x — мгновенный угол контакта в град.;

ϵ_x — угол профиля в рассматриваемой точке лезвия фрезы.

Вследствие этого удельная сила резания будет переменна по лезвию фрезы и определяется уравнением

$$\sigma = C_1 a_x^k = C_1 s_z^k \sin \psi_x^k \sin^k \varepsilon_x. \quad (227)$$

Исходя из этого уравнения можно установить силы, действующие на фрезу.

Применительно к фрезе с радиусом R и шириной dx

$$dP_l = \sigma a_x dl,$$

где dl — длина режущего лезвия у рассматриваемой бесконечно узкой фрезы;

$$dl = \frac{dx}{\sin \varepsilon_x};$$

$$dP_l = \frac{\sigma a_x dx}{\sin \varepsilon_x}.$$

Элементарный крутящий момент от силы dP_l будет

$$dM_l = C_1 s_z^{k+1} \sin^{k+1} \psi_x \sin^k \varepsilon_x R_x dx.$$

Крутящий момент от сил, действующих на работающей части профиля,

$$M_l = C_1 s_z^{k+1} \sin^{k+1} \psi_x \int_{b_1}^{b_2} R_x \sin^k \varepsilon_x dx. \quad (228)$$

В этом уравнении величина ψ_x , b , R_x , $\sin \varepsilon_x$, а также

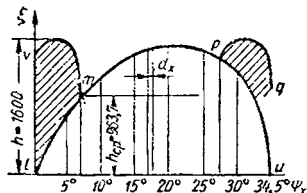
$$\xi = \sin^{k+1} \psi_x \int_{b_1}^{b_2} R_x \sin^k \varepsilon_x dx$$

представляют собой величины переменные, зависящие от положения зуба. Если определить ξ для нескольких мгновенных положений зуба, то можно построить кривую $lmprq$ (фиг. 328), дающую возможность для любого положения зуба найти значение M_l .

$$M_l = C_1 \xi s_z^{k+1}. \quad (229)$$

Когда в резании одновременно участвуют два зуба, то изменение M на фрезе характеризуется уже кривой $lmprq$. При этом максимальное значение крутящего момента на фрезе определяется уравнением

$$M_{\max} = C_1 h s_z^{k+1}, \quad (230)$$



Фиг. 328. Изменения сил резания на длине дуги резания.

где h — максимальное значение ординаты кривой mpq . Максимальное значение расходуемой мощности выражается уравнением

$$N_{\max} = \frac{M_{\max} \tau}{1,36 \cdot 716 \cdot 200} = 1,03 \cdot 10^{-6} C_1 h s_2^{k+1} n. \quad (231)$$

Для определения среднего крутящего момента и средней расходуемой мощности определим работу одного зуба фрезы. Согласно уравнению (229),

$$A_z = C_1 s_2^{k+1} \int_0^{\psi} \xi d\phi_x, \quad (232)$$

где $\xi d\phi_x$ представляет собой площадь, ограниченную осью ϕ_x и кривой mpq , построенной для одного зуба, и может быть определен приблизительно как произведение $h_{cp} \psi$, где h_{cp} — средняя величина ординаты рассматриваемой кривой.

Следовательно,

$$A_z = C_1 s_2^{k+1} \psi h_{cp};$$

$$N_{cp} = \frac{A_z z n}{1,36 \cdot 1000 \cdot 4500} = 0,16 \cdot 10^{-6} C_1 \psi h_{cp} s_2^{k+1} z n. \quad (233)$$

На основе этой методики [144] ниже приводятся зависимости для определения средней мощности при работе различными фасонными фрезами.

1) Резание одноугловой фрезой без участия торцевых зубьев:

$$N_{cp} = \frac{0,16 \cdot 10^{-6} \cdot 1,92^{k+2}}{(k+2)(k+4)} \cdot C_1 s_2^{k+1} D^{-\frac{k}{2}} t^{\frac{k}{2} + \frac{k}{2}} z n \sin^k \beta \operatorname{tg} \beta, \quad (234)$$

где β — угол одноугловой фрезы в град.

2) Резание двуугловой фрезой:

$$N_{cp} = \frac{0,16 \cdot 10^{-6} \cdot 1,92^{k+2}}{(k+2)(k+4)} \cdot C_1 s_2^{k+1} D^{-\frac{k}{2}} t^{\frac{k}{2} + \frac{k}{2}} \times$$

$$\times z n (\sin^k \beta_1 \operatorname{tg} \beta_1 + \sin^k \beta_2 \operatorname{tg} \beta_2), \quad (235)$$

где β_1 и β_2 — углы двуугловой фрезы в град.

3) Резание трапециoidalной фрезой:

$$N_{cp} = 0,15 \cdot 10^{-6} C_1 s_2^{k+1} D^{-\frac{k}{2}} t^{\frac{k}{2} + \frac{k}{2}} z n (b_0 + 1,072 t \sin^k \beta \operatorname{tg} \beta), \quad (236)$$

где b_0 — ширина вершины профиля в мм;

β — угол наклона боковых сторон профиля в град.

4) Резание фрезой с радиусным профилем:

$$N_{cp} = \frac{1,016}{\pi} \cdot \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot 10^{-6} C_1 C_0 s_2^{k+1} D^{-\frac{k}{2}} r^{\frac{k}{2} + \frac{k}{2}} z n, \quad (237)$$

где r — радиус профиля фрезы.

Коэффициент C_0 определяется по табл. 57.

Таблица 57

$\frac{t}{r}$	Значение C_d при		$\frac{t}{r}$	Значение C_c при	
	$k = -0,25$	$k = -0,33$		$k = -0,25$	$k = -0,33$
0,1	0,04	0,043	0,7	0,552	0,569
0,3	0,178	0,191	0,9	0,754	0,769
0,5	0,370	0,393	1,0	0,835	0,852

5) Резание дисковой зуборезной фрезой за один проход:

$$N_{cp} = 0,72 \cdot 0,47^k \cdot 10^{-6} C_1 C_0 s_z^{k+1} m^{2+\frac{k}{2}} 2\pi, \quad (238)$$

где m — модуль зуборезной фрезы;

C_0 — числовой коэффициент в выражении, определяющем величину средней ординаты кривой (ξ , ψ_x) (табл. 57а).

Таблица 57а

Значения k	Значения C_0 при m , равном								
	1	3	5	7	9	11	13	15	
-0,25	1,034	1,042	1,037	0,983	0,934	0,919	0,901	0,949	
-0,4	0,185	1,090	1,093	1,147	1,111	1,095	1,060	1,064	

Значения коэффициента C_1 и показателя степени k при работе фасонными фрезами приводятся в табл. 58 [144].

Таблица 58

Значение C_1 и k

Характеристика фрезы	Сталь $\sigma_b = 44 \text{ кг/мм}^2$		Сталь $\sigma_b = 56 \text{ кг/мм}^2$		Чугун $H_B = 115$		Чугун $H_B = 175$	
	C_1	k	C_1	k	C_1	k	C_1	k
Угловая $\beta = 70^\circ, 60^\circ, 45^\circ$ без торцевых зубьев	201	-0,34	181	-0,33	59	-0,44	84	-0,41
Двуугловая $\beta_1 + \beta_2 = 70 \div 15^\circ$	176	-0,38	—	—	—	—	79	-0,12
$\beta_1 + \beta_2 = 55 \div 15^\circ$	—	—	170	-0,35	56	-0,46	83	-0,42
Тrapeцонпальная $\beta = 30^\circ$	163	-0,34	150	-0,32	53	-0,43	68	-0,40
$\beta = 20^\circ$	167	-0,34	148	-0,315	53	-0,43	71	-0,42
$\beta = 15^\circ$	170	-0,31	159	-0,31	57	-0,42	72	-0,42
Полукруглая выпуклая	173	-0,325	143	-0,325	60	-0,4	7	-0,4
Дисковая зуборезная	—	—	158	-0,3	64	-0,4	71	-0,4

Согласно исследованиям [145], мощность, затрачиваемая при работе фасонными фрезами, может быть приближенно выражена через мощность резания цилиндрической фрезой. При этом было установлено, что

$$N_{\text{фас}} \approx C N_{\text{цил}} \text{ л. с.}$$

Для одноугловой фрезы $C = 0,6$; для круглой фасонной выпуклой $C = 0,75$, а для круглой фасонной вогнутой $C = 0,35$.

Влияние геометрических параметров режущей части фрез и факторов режима резания на окружную силу

Влияние переднего угла. Как было выяснено ранее, изменение переднего угла приводит к изменению работы деформации и работы трения, затрачиваемой в процессе резания металла. С уменьшением переднего угла окружная сила при фрезеровании возрастает. Так, при работе фрезами из быстрорежущей стали уменьшение переднего угла на 1° приводит к увеличению окружной силы на 1,5—2% [133]. При скоростном фрезеровании интенсивность влияния переднего угла на окружную силу несколько снижается, поскольку в зоне высоких скоростей резания удельное значение работы деформации уменьшается. Вместе с тем наличие отрицательных передних углов приводит к повышению силы резания. Так, при скоростном фрезеровании снижение переднего угла на 1° вызывает увеличение силы резания на 1,3%. Величина переднего угла фрез оказывает существенное влияние на величину составляющих силы резания. С увеличением переднего угла снижаются силы P_o и P_n ; при этом наибольшее снижение получает сила P_n .

Ниже приведены значения коэффициента K_{ip} , характеризующего влияние переднего угла на окружную силу резания при скоростном фрезеровании:

$$\begin{array}{cccccccc} \gamma^\circ & \dots & -20 & -15 & -10 & 0 & +5 & +10 & +15 & +20 \\ K_{ip} & \dots & 1,39 & 1,32 & 1,26 & 1,12 & 1,07 & 1,0 & 0,94 & 0,87 \end{array}$$

Влияние угла наклона режущего лезвия на силу резания. При углах $\lambda = 0+50^\circ$ этот угол не оказывает какого-либо заметного влияния на окружную силу резания. Однако при углах λ свыше 50° дополнительная работа деформации, вызываемая силой P_s , приводит уже к некоторому возрастанию силы P . Это возрастание характеризуется коэффициентом C_λ .

Угол λ°		0—50	55	60	65	70
C_λ	Сталь	1,0	1,0	1,03	1,16	1,38
	Чугун	1,0	1,05	1,12	1,22	1,34

При резании торцевыми фрезами, зубья которых выполнены в диапазоне углов λ от $+5$ до $+20^\circ$, не обнаружено какого-либо влияния этого угла на силу резания. При изменениях угла λ от -10 до $+25^\circ$ усадка увеличивается в пределах 15—20%, а окружная сила — в пределах 4—5%. Следовательно, в практическом диапазоне углов наклона винтовых зубьев от $\lambda = 0$ до 50° и в диапазоне углов зубьев торцевых фрез, λ от -15 до $+20^\circ$ — *окружная сила фрезерования не зависит от угла наклона режущих лезвий*.

Одновременно необходимо указать, что изменение угла λ оказывает значительное влияние на осевую силу P_o при весьма незначительном влиянии на горизонтальную силу P_n . С увеличением отрицательного наклона угла $-\lambda$ осевая сила резания значительно снижается. С увеличением положительного угла наклона режущего лезвия $+\lambda$ горизонтальная сила почти не меняется, однако осевая сила резко увеличивается; поэтому для снижения осевой силы P_o необходимо лезвиям зуба фрезы придавать отрицательное значение угла λ .

Влияние угла в плане φ на силы резания при фрезеровании. С изменением угла в плане режущих лезвий фрезы изменяется толщина и ширина срезаемого слоя, что приводит к соответствующему изменению как окружной силы P , так и составляющих сил резания P_n и P_o .

С возрастанием угла в плане лезвия зуба фрезы толщина срезаемого слоя увеличивается, а усадка стружки уменьшается. Это приводит к снижению удельной силы резания, а следовательно, и к снижению окружной силы при увеличении угла в плане до 60° . Дальнейшее увеличение угла в плане характеризуется снижением интенсивности падения усадки стружки, приводящим к некоторому повышению силы резания P , подобно тому как это имеет место при резании резцами.

Изменение угла в плане режущих лезвий фрезы приводит к количественному изменению составляющих сил P_n и P_o : с увеличением угла φ осевая сила P_o резко снижается, а горизонтальная сила P_n несколько повышается.

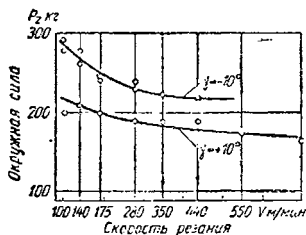
На основе опытов установлены следующие значения коэффициентов $K_{\varphi p}$, учитывающие влияние угла в плане фрез на окружную силу резания.

φ°	15	30	45	60	75	90
$K_{\varphi p}$	1,24	1,15	1,06	1,0	1,04	1,08

Влияние скорости резания на силу фрезерования. Как было установлено ранее, с изменением скорости резания изменяется физическая картина в зоне резания: деформации снижаются, температура возрастает, коэффициент трения до скорости $v \leq 70 \div 80$ м/мин повышается, а затем снижается. Ввиду этого с увеличением скорости фрезерования окружная сила несколько падает.

В качестве примера рассмотрим результаты опытов [146] по исследованию влияния скорости резания на окружную силу при работе торцевой фрезой (фиг. 329).

Представленные графики показывают, что в зоне скоростей $v = 100-650$ м/мин с повышением скорости резания окружная сила снижается, причем для фрез, выполненных с отрицательным значением переднего угла, снижение силы P происходит более интенсивно.



Фиг. 329. Влияние скорости резания на окружную силу. Торцевая фреза Г15К6; $D = 300$ мм; $z = 1$; $\varphi = 60^\circ$; $\lambda = +15^\circ$; $\alpha_n = 15^\circ$; $t = 40$ мм; $B = 4$ мм; $s_x = 0,155$ мм; $\gamma = -10^\circ$.

Совершенно аналогично протекает изменение усадки стружки в зависимости от скорости резания. Этим подтверждается положение, согласно которому снижение деформации является одним из существенных факторов, обуславливающих снижение силы фрезерования.

Проведенные исследования позволяют оценить влияние скорости резания на окружную силу при помощи коэффициентов K_{vp} (табл. 59).

Таблица 59

Поправочные коэффициенты на окружную силу резания

Для зоны	Значение K_{vp} при скорости резания v в м/мин						
	100	200	300	400	500	600	700
Положительных передних углов	1,0	0,92	0,86	0,83	0,8	0,78	0,77
Отрицательных передних углов	1,0	0,87	0,8	0,77	0,73	0,71	0,695

Влияние затупления фрезы на окружную силу и мощность

Рассмотренные выше зависимости для определения силы резания и мощности при фрезеровании построены для случая работы острой, незатупленной фрезой.

По мере износа фрезы по задней или одновременно по задней и передней поверхности, изменяются величина контактной площадки трущейся пары, коэффициент трения, а также фактическая величина переднего и заднего углов резания. Все это приводит к изменению окружной силы P и эффективной мощности N_e . Вместе с этим необхо-

димо подчеркнуть, что изменение N_e от износа зубьев фрезы зависит от ряда факторов: скорости резания, подачи, качества обрабатываемого металла, характера износа. С повышением скорости резания интенсивность роста мощности N_e от износа возрастает. При резании вязких металлов повышение N_e от износа зубьев фрезы больше, чем при резании малопластичных металлов. Так, при обработке фрезами из быстрорежущей стали углеродистой стали и чугуна в зоне нормальных режимов резания мощность от износа практически не изменяется, в то время как при обработке хромоникелевой стали уже при износе $h = 0,8$ мощность увеличивается в 1,5 раза. При работе торцевыми фрезами из быстрорежущей стали, когда износ зубьев протекает по задней и передней поверхности, по мере образования лунки мощность N_e даже несколько снижается.

С повышением подачи увеличение N_e от износа фрезы снижается.

На фиг. 330 в качестве типичного примера показано изменение N_e (в процентах) в зависимости от износа зубьев торцевой твердосплавной фрезы. Из представленного графика следует, что при износе $h = 1,9$ мм увеличение мощности доходит до 160% [147]. При резании твердосплавными фрезами по мере увеличения износа на стыке передней и задней поверхности образуется фаска с углом до -45° , что способствует повышению значения N_e . Следовательно, повышение мощности N_e от износа зубьев фрезы наиболее интенсивно происходит в зоне скоростного фрезерования вследствие изменения фактических значений переднего и заднего углов, приводящих к повышению работы деформации и трения на контактных поверхностях.

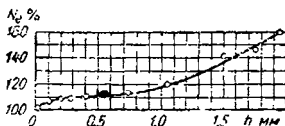
В табл. 60 приведены формулы для определения средней окружной силы P и средней эффективной мощности N_e , полученные на основе опытов советских исследователей.

§ 92. СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Как уже указывалось ранее, между работой лезвия фрезы и лезвия резца имеется много общего [143]; поэтому, основываясь на закономерности изменения скорости резания резца при точении, можно построить закономерность изменения скорости резания при фрезеровании с учетом его специфических особенностей.

Формула скорости резания при точении имеет следующий вид:

$$v_r = \text{const} = \frac{C_v}{a^{x_1} b^{y_1}}$$



Фиг. 330. Повышение эффективной мощности N_e в зависимости от износа торцевой фрезы.

Таблица 60

Формулы для определения средней окружной силы резания и эффективной мощности при фрезеровании стали ($\sigma_b = 70 \div 75 \text{ кг/мм}^2$) и чугуна ($H_B = 170 \div 180$)

Мат. рил	Тип фрезы	Окружная сила P в кг	Эффективная мощность N_e в кВт
Сталь	Цилиндрические, концевые и торцевые при несимметричном резании	$P = 18t^{0,86} s_z^{0,71} z B D^{-0,86}$	$N_e = 2,47 \cdot 10^{-5} \pi t^{0,86} s_z^{0,71} D^{0,14} B$
	Торцевые при симметричном резании	$P = 70t^{1,1} s_z^{0,8} z B^{0,95} D^{-1,1}$	$N_e = 3,6 \cdot 10^{-5} \pi t^{1,1} s_z^{0,78} D^{-0,1} B^{0,96}$
Чугун	Цилиндрические, концевые и торцевые при несимметричном резании	$P = 21t^{0,83} s_z^{0,65} z B D^{-0,83}$	$N_e = 1,08 \cdot 10^{-5} \pi t^{0,83} s_z^{0,65} D^{0,17} B$
	Торцевые при симметричном резании	$P = 43t^{1,14} s_z^{0,7} z B^{0,9} D^{-1,14}$	$N_e = 2,53 \cdot 10^{-5} \pi t^{1,14} s_z^{0,7} D^{-0,14} B^{0,9}$

Примечания: 1. Формулы построены для работы острыми фрезами, выполненными с передним углом $\gamma = +10^\circ$ и углом в плане $\varphi = 60^\circ$ (для торцевых фрез).

2. Влияние скорости резания v , переднего угла γ , угла в плане φ , величины износа h и качества обработанного металла определяются соответствующими поправочными коэффициентами ($K_{v,p}$, $K_{\gamma,p}$, $K_{\varphi,p}$, $K_{h,p}$, $K_{\mu,p}$).

Применительно к фрезерованию, когда одновременно работают z' зубьев при средней толщине срезаемого слоя a_{cp} и угле в плане лезвия $\varphi = 90^\circ$

$$v = \frac{C_{vy}}{(Bz')^y a_{cp}^x}. \quad (239)$$

В этом случае общая ширина резания, осуществляемая всеми одновременно режущими зубьями, $b = Bz'$.

При работе цилиндрическими фрезами среднее число одновременно режущих зубьев

$$z' = \frac{\psi}{\tau},$$

где ψ — угол контакта в град. и τ — торцевой шаг зубьев.

Из предыдущего известно, что

$$\cos \psi = 1 - \frac{2t}{D},$$

разлагая $\cos \psi$ в ряд, получим

$$\cos \psi = 1 - \frac{\psi^2}{2} + \frac{\psi^4}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4} + \dots$$

Если взять только два первые члена ряда, можно написать

$$\cos \psi \approx 1 - \frac{\psi^2}{2} = 1 - \frac{2t}{D}.$$

Следовательно,

$$z' = \frac{2\sqrt{\frac{t}{D}}}{\frac{2\pi}{z}} = \frac{z}{\pi} \sqrt{\frac{t}{D}}.$$

откуда

$$\psi \approx 2\sqrt{\frac{t}{D}}.$$

Средняя толщина срезаемого слоя

$$a_{cp} = s_z \sqrt{\frac{t}{D}}.$$

Ширина резания

$$b = \frac{B}{\cos \omega}.$$

Подставляя эти значения в общую формулу скорости резания (239), с учетом стойкости и других факторов получим

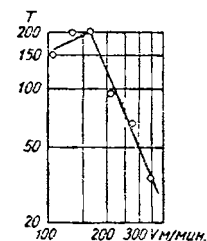
$$v = \frac{C_v \pi^y \cos \omega}{T^m B^x \left(\frac{t}{D}\right)^{\frac{y}{2}} s_z^x \left(\frac{t}{D}\right)^{\frac{x}{2}}} = \frac{C_v D^{\frac{x+y}{2}} \cos \omega K_A K_B K_H K_F}{T^m B^x z^y t^{\frac{x+y}{2}} s_z^x}, \quad (240)$$

где K_u — коэффициент, учитывающий влияние качества материала режущего инструмента;

K_m — коэффициент, учитывающий влияние качества обрабатываемого материала;

K_B — коэффициент, учитывающий состояние поверхностного слоя обрабатываемой заготовки;

K_γ — коэффициент, учитывающий влияние угла в плане.



Фиг. 331. Влияние скорости резания на стойкость цилиндрической фрезы, оснащенной твердым сплавом Т15К6 при обработке заготовки из стали 18Х11МА; $s_x = 0,1$ мм; $t = 0,6$ мм; $B = 22$ мм; $\gamma = -5^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; $\omega = 10^\circ$.

Следовательно, если известны показатели степени при подаче и глубине резания в формуле скорости резания для точения, то можно определить показатели степени всех членов, входящих в формулу скорости резания при фрезеровании¹.

В табл. 61 приведены значения показателей степени, полученных в результате опытов при резании различными фрезами.

Рассмотрим влияние отдельных факторов режима резания и конструкции фрезы на ее скорость.

Влияние скорости резания на стойкость фрезы. С увеличением периода стойкости, при прочих равных условиях, скорость фрезерования, согласно уравнению (240), уменьшается. Интенсивность этого снижения определяется показателем степени m , величина которого зависит от физических условий резания.

На фиг. 331 показан типичный график $T = f(v)$ при резании цилиндрической фрезой, оснащенной твердым сплавом.

По мере увеличения скорости резания до некоторого критического значения стойкость фрезы повышается, а затем падает, причем интенсивность этого падения определяется показателем степени $\frac{1}{m}$.

Для фрез из быстрорежущей стали $m = 0,15 - 0,33$; для твердосплавных $m = 0,2 - 0,6$ (см. табл. 61). Следовательно, при резании твердосплавными фрезами, обладающими большей теплоустойчивостью и износоустойчивостью, интенсивность влияния стойкости на скорость резания меньше, чем при резании фрезой из быстрорежущей стали.

Влияние глубины резания на скорость резания. С увеличением глубины резания увеличивается объем срезаемого каждым зубом металла, следовательно, увеличиваются работа деформации, силы резания, трение и тепловыделение.

¹ Если условия резания при точении близки к условиям резания при фрезеровании, т. е. когда $\alpha = \alpha_{гр}$; $v_{мин} \approx v_{фрез}$; $b = B$.

Таблица 61

Значение показателей степеней в формуле скорости фрезерования

Значение показателей степени в формуле скорости резания											
Наименование фрез	Обрабатываемый материал	Общая для формулы	Материал и инструмент	s_z	x_v	m	a_0	n_v	r_v	y_v	
Цилиндрические, концевые, фасонные	Стали	$v = \frac{C_v D^{p_v} K_K K_R K_F K_B}{T_m s_z^{x_v} v^{r_v} B^{y_v} z^{y_v}}$ м./мин	Быстрорежущая сталь	$\leq 0,1$ $\geq 0,1$	0,2 0,4	0,33	0,45	0,1	0,1	0,3	
			Твердосплавные	$\leq 0,15$ $\geq 0,15$	0,35 0,6	0,6	0,25	0,18	0,5	0,45	
	Серый Чугуны Ковкий		Быстрорежущая сталь	$\leq 0,15$ $\geq 0,15$	0,2 0,6	0,25	0,7	0,3	0,3	0,5	
			Быстрорежущая сталь	$\leq 0,1$ $\geq 0,1$	0,2 0,4	0,33	0,45	0,1	0,1	0,3	
Торцевые, дисковые и трехсторонние, прорезные	Стали		Быстрорежущая сталь	$\leq 0,1$ $\geq 0,1$	0,2 0,4	0,2	0,25	0,1	0,1 0,2*	0,3 0,15**	
			Торцевые	0,04— 0,08— 0,08— 0,2	0,1 0,4	0,2	0,2	—	—	0,2	
	Серый Чугун Ковкий		Дисковые	0,04— 0,09	0,47	0,35	0,3	—	0,1	0,5	
			Быстрорежущая сталь	—	0,4	0,15	0,2	0,1	0,5 0,1**	0,5 0,1**	
	Серый		Быстрорежущая сталь	$\leq 0,1$ $\geq 0,1$	0,4 0,2	0,2	0,25	0,1	0,3 0,1**	0,3 0,15**	
			Твердосплавные	$\leq 0,16$ $\geq 0,16$	0,3 0,56	0,35	0,25	—	0,15	0,2	

* Прорезные.

** Торцевые.

Интенсивность влияния глубины резания на скорость определяется показателем степени y_v , величина которого, согласно проведенным исследованиям, изменяется в пределах 0,3—0,5 (см. табл. 61).

Интенсивность влияния глубины резания на скорость резания при работе торцевыми фрезами меньше, чем при работе цилиндрическими фрезами, и оценивается показателем степени $x_v = 0,1 \div 0,2$ (см. табл. 61).

Влияние подачи на скорость фрезерования. С увеличением подачи повышается работа деформации и работа трения в процессе образования элемента стружки, увеличивается интенсивность износа по задней и особенно по передней поверхности зубьев фрезы, что приводит к снижению скорости резания, рассматриваемой при постоянной стойкости. Принципиально влияние $v = f(a_{\max})$ определяется параболической зависимостью, из которой следует, что с увеличением толщины срезаемого слоя $a_{\max}$ интенсивность влияния этого фактора на скорость резания увеличивается. Это положение подтверждается многочисленными опытами советских исследователей, проведенными при резании различными фрезами.

Влияние диаметра фрезы на скорость резания. С увеличением диаметра фрез изменяется ряд важных факторов, влияющих на их стойкость, а именно: длина дуги резания, толщина срезаемого слоя, шаг зубьев, масса фрезы, что приводит к лучшему теплоотводу от режущих лезвий и, следовательно, к увеличению стойкости фрезы.

Интенсивность этого влияния определяется показателем степени $q_v = 0,25 \div 0,7$ при обработке стальных и чугунных заготовок (см. табл. 61).

Влияние диаметра торцевых фрез на скорость резания снижается по сравнению с цилиндрическими фрезами и определяется показателем степени $q_v = 0,15 \div 0,2$ при обработке стальных и чугунных заготовок (см. табл. 61).

Влияние ширины фрезерования B на скорость фрезерования. С увеличением ширины фрезерования одновременно увеличиваются сила и работа резания, износ фрез и температура в зоне резания. Однако удельная работа резания, приходящаяся на единицу длины режущей части лезвия, почти не изменяется. Поэтому увеличение ширины фрезерования B приводит лишь к небольшому снижению скорости фрезерования, главным образом за счет изменения условий образования и отвода тепла от режущих лезвий.

При увеличении ширины B образование тепла в процессе фрезерования возрастает в прямой пропорции, в то время как отвод тепла ухудшается вследствие постоянства массы фрезы. Поэтому при значительной диспропорции между образованием и отводом тепла в тело фрезы интенсивность влияния ширины фрезерования на скорость резания может значительно возрасти.

Так, при резании торцевыми фрезами, когда отношение длины рабочей части лезвий Σl к массе фрезы M — мало, интенсивность влияния ширины фрезерования на скорость резания определяется показателем степени $r_v = 0,1 + 0,15$, а при резании цилиндрическими фрезами (из быстрорежущей стали) — показателем степени $r_v = 0,1 + 0,3$.

При скоростном резании твердосплавными цилиндрическими фрезами при обработке стали или дисковыми трехсторонними фрезами при обработке чугунов (без охлаждения), когда процесс фрезерования сопровождается образованием большого количества тепла при ограниченных условиях ее отвода, величина показателя степени достигает больших значений ($r_v = 0,5$).

Влияние числа зубьев на скорость резания при фрезеровании. С увеличением числа зубьев при постоянном значении других факторов режима резания и конструкции фрезы работа резания увеличивается, что приводит к некоторому снижению стойкости фрезы (при $\sigma = \text{const}$) или снижению скорости резания (при $T = \text{const}$).

С уменьшением числа зубьев фрезы снижается износ зубьев фрезы, что может быть объяснено:

1) значительным уменьшением окружной силы резания и особенно горизонтальной силы, поскольку [148]

$$P_k = C_k z^{1,23};$$

2) увеличением удельной массы корпуса фрезы, приходящейся на долю одного зуба, что улучшает теплоотвод от режущих лезвий;

3) увеличением окружного шага зубьев фрезы, что способствует лучшему размещению и удалению нагретой стружки.

Влияние числа зубьев фрезы на скорость резания, как это следует из общей формулы (см. табл. 61), подобно влиянию ширины фрезерования. Это подтверждается опытными данными, по которым $n_v = 0,1 + 0,3$ (см. табл. 61).

При работе твердосплавными торцевыми или дисковыми фрезами, когда шаг зубьев $t \geq 75$ мм, число зубьев фрезы практически не влияет на ее стойкость.

Влияние качества обрабатываемого металла и материала фрезы на скорость фрезерования. Качество обрабатываемого металла, определяемое химическими, физическими и механическими свойствами, оказывает значительное влияние на стойкость фрез. Однако в настоящее время еще нет возможности определить обрабатываемость фрезерованием, как и других видов резания, какими-либо физическими характеристиками. Поэтому для определения влияния обрабатываемости отдельных групп материалов принимаются сравнительные грубые показатели в виде опытных коэффициентов.

Для суждения об обрабатываемости фрезерованием различных групп сталей с пределом прочности $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$ в табл. 62 при-

ведены коэффициенты C_M , характеризующие влияние рассматриваемой группы стали на скорость фрезерования; при этом влияние группы углеродистых конструкционных сталей принято за единицу.

Таблица 62

Обрабатываемость различных групп сталей, характеризующихся пределом прочности $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$, и чугуна

Наименование группы металла	Коэффициент C_M	
	для фрез из быстрорежущей стали	для фрез, оснащенных твердым сплавом
Углеродистые, конструкционные ($C \leq 0,6\%$)	1,0	1,0
Углеродистые ($C > 0,6\%$)	0,8	0,85
Марганцовистые	0,75	0,9
Хромистые	0,85	1,1
Хромоникелевые	0,9	1,1
Инструментальные быстрорежущие	0,6	0,65
Чугун серый $H_B = 190$	1,0	1,0
Чугун ковкий $H_B = 150$	1,0	1,0

Наиболее важным показателем, характеризующим обрабатываемый металл в пределах рассматриваемой группы, является предел прочности $\sigma_b \text{ кг/мм}^2$ или твердость H_B .

Так, при фрезеровании стали влияние ее качества (в пределах группы) на скорость резания определяется опытным коэффициентом

$$K_{M\sigma} = C_M \left(\frac{\sigma_b}{\sigma'_b} \right)^{n_\sigma},$$

а при резании чугунов коэффициентом

$$K_{MH} = C_M \left(\frac{H_B}{H'_B} \right),$$

где σ_b и H_B — характеристики материалов, принятые за единицу в группах стали и чугунов, а σ'_b и H'_B , характеристики конкретных обрабатываемых сталей и чугуна¹.

Значение константы C_v в формуле скорости резания при фрезеровании определяется опытным путем.

В табл. 63 приведены значения C_v при фрезеровании различными фрезами при обработке стали и чугуна, обрабатываемость которых принята за единицу ($C_M = 1$).

¹ Значение показателей степени n_σ при фрезеровании приводится в нормативах БТИ МС, полученных на основе обработки опытных данных [149], [118].

Таблица 63

Значение C_v в формуле скорости фрезерования

Фрезы	Материал фрезы	Сталь углеродистая $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$		Чугун серый $H_B = 190$		Чугун кокий $H_B = 150$	
		s_z	C_v	s_z	C_v	s_z	C_v
Цилиндрические	Сталь быстрорежущая	$> 0,1$	35,4	$> 0,15$	27	$> 0,1$	49,5
		$\leq 0,1$	55,0	$\leq 0,15$	57,6	$\leq 0,1$	77,0
	Твердый сплав	$> 0,15$	7 180	—	—	—	—
		$\leq 0,15$	13 600	—	—	—	—
Концевые	Сталь быстрорежущая	—	49	—	72	—	68,5
Торцевые	То же	$> 0,1$	41	—	42	$> 0,1$	57,4
		$\leq 0,1$	64,7	—	—	$\leq 0,1$	90,5
	Твердый сплав	0,08—0,2	300	$> 0,15$	176,5	—	—
Дисковые цельные с прямым зубом	Сталь быстрорежущая	—	68,5	—	72	—	95,8
		—	—	—	—	—	—
Дисковые со вставными зубьями	То же	$> 0,1$	48,5	—	85	$> 0,1$	68
		$\leq 0,1$	75,5	—	—	$\leq 0,1$	105,8
Прорезные и отрезные	Твердый сплав	0,08—0,12	450	—	—	—	—
		—	53	—	30	—	74
Фасонные	Сталь быстрорежущая	—	53	—	—	—	—
	То же	—	44	—	—	—	—
	Раднусные, радиусные, вогнутые и угловые	—	—	—	—	—	—

Примечание. При фрезеровании за один проход, когда предъявляются повышенные требования к чистоте обработанной поверхности $k = 0,8$. При фрезеровании фрезами из быстрорежущей стали без охлаждения $k = 0,5$. При фрезеровании фрезами в направлении подачи: а) из быстрорежущей стали $k = 1,5$; б) твердосплавными цилиндрическими $k = 1,25$.

Таблица 64

Значение коэффициента K_u

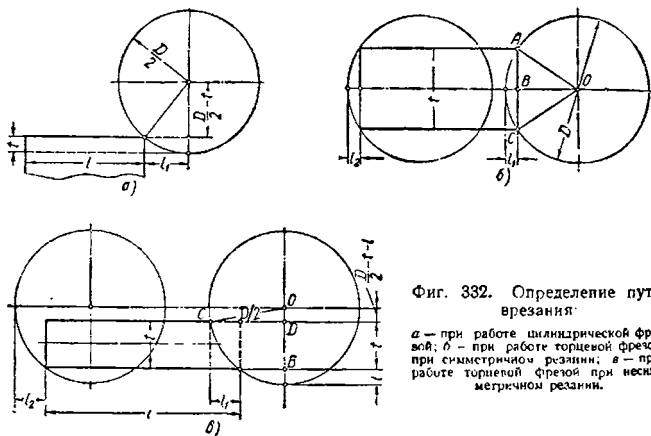
Марка инструментальной стали	P18, P9	9XC	У10А У12А	
Значение K_u	1,0	0,6	0,5	
Марка твердого сплава типа ТК	T15K6	T14K8	T5K7	TK10
Значение K_u	1,0	0,94	0,82	0,74
Марка твердого сплава типа ВК	BK8	BK6	BK3	BK2
Значение K_u при $s_z = 0,2$	1,0	1,26	1,58	1,58
То же при $s_z = 0,05$	1,0	1,47	1,58	1,2

Весьма существенное влияние на скорость фрезерования оказывает качество материала фрезы. В табл. 64 приведены значения коэффициентов K_{μ} , характеризующих режущие свойства инструментальных сталей и твердых сплавов.

Состояние обрабатываемой поверхности (окалина, корка и т. д.) учитывается коэффициентом K_{Bv} [149]. [118].

§ 93. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВРЕМЕНИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Основное технологическое время характеризуется периодом, затраченным на обработку заготовки фрезерованием с учетом времени на врезание и выход фрез из резания.



Фиг. 332. Определение пути врезания:

a — при работе цилиндрической фрезой; *б* — при работе торцевой фрезой при симметричном резании; *в* — при работе торцевой фрезой при несимметричном резании.

На фиг. 332, *a* показана заготовка и цилиндрическая фреза в исходном положении.

Пусть l — длина фрезерования; l_1 — длина врезания в мм; l_2 — длина выхода фрезы из резания в мм; i — число проходов; тогда формула основного технологического времени может быть представлена в следующем виде:

$$t_o = \frac{l + l_1 + l_2}{s_{\kappa}} \cdot i \text{ мин.} \quad (241)$$

Длина врезания для цилиндрической фрезы определяется из схемы на фиг. 332, *a*:

$$l_1 = \left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - t\right)^2 = \frac{D^2}{4} - \frac{D^2}{4} + Dt - t^2 = \sqrt{t(D-t)}.$$

Длина выхода $l_2 = l_1$.

Длина врезания и выхода для торцевой фрезы при симметричном резании определяется из схемы на фиг. 332, б:

$$l_1 = \frac{D}{2} - OB = \frac{D}{2} - \left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{t}{2}\right)^2 = \frac{D}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{D^2 - t^2} = \\ = \frac{1}{2} (D - \sqrt{D^2 - t^2}).$$

Длина врезания и выхода для торцевой фрезы при несимметричном резании определяется из схемы на фиг. 332, в.

$$l_1 = CD - AB;$$

по

$$CD = \sqrt{\frac{D^2}{4} - \left[\frac{D}{2} - (t + l)\right]^2} = \sqrt{(t + l) \cdot [D - (t + l)]};$$

$$AB = \sqrt{l(D - l)},$$

откуда

$$l_1 = \sqrt{t(D - t - 2l)}.$$

§ 94. НАЗНАЧЕНИЕ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

1. Выбор глубины срезаемого слоя t_0 . Глубина срезаемого слоя зависит от припуска на обработку детали, а также от мощности и жесткости имеющихся в наличии фрезерных станков. Для снижения основного технологического времени t_0 необходимо срезать припуск за один или минимальное число проходов фрезы с оставлением, если это необходимо, части припуска для чистового фрезерования.

2. Выбор подачи s_z . Для снижения основного технологического времени при обработке заготовок фрезерованием необходимо назначать максимальную технологически допустимую подачу, величина которой ограничивается следующими факторами: а) прочностью лезвия зубьев фрезы; б) заданной чистотой и точностью обработанной поверхности; в) жесткостью системы станок — фреза — заготовка; г) стойкостью фрезы; д) мощностью станка.

Таким образом, назначение технологической подачи зависит от большого числа факторов. Поэтому не представляется возможным дать какую-либо расчетную формулу, которая хотя бы приблизительно учитывала важнейшие факторы, влияющие на максимально допустимую подачу. Ввиду этого при назначении подачи следует пользоваться данными проведенных исследований или установленными практикой передовых заводов.

Исходя из условий изнашиваемости фрез и прочности их лезвий можно установить следующие предельные толщины срезаемого слоя:

а) для фрез из быстрорежущей стали $a_{\max} \approx 0,3 + 0,35 \text{ мм}$;

б) для фрез, оснащенных твердым сплавом $a_{\max} \approx 0,25 \text{ мм}$.

В нормативах режимов резания металлов инструментами из быстрорежущей стали [118] приведены рекомендуемые подачи для грубого и получистового фрезерования при резании стали и чугуна разными типами фрез для различных условий жесткости системы станок — приспособление — деталь, а в нормативах режимов скоростного резания [149] — подачи при работе торцевыми и дисковыми фрезами при обработке стали и чугуна для черного и чистового фрезерования. При назначении подачи для чистового фрезерования следует исходить из подачи на один оборот фрезы s_0 и поскольку этим определяются величины неровностей, образующихся в процессе фрезерования [134].

3. Выбор периода стойкости фрезы. В табл. 65 указаны рекомендуемые периоды стойкости для фрез, выполненных из инструментальной стали или оснащенных твердым сплавом, в зависимости от их массы, определяемой диаметром и шириной фрезы.

Таблица 65

Рекомендуемые значения стойкости T фрез

Фрезы концевые			Фрезы цилиндрические, дисковые, фасонные, торцевые								
Диаметр фрезы в мм	Стойкость	Ширина фрезы в мм									
			30	50	80	100	160	210	290	350	460
До 6	10	6	40	60	70	95	130	160	225	240	260
8—10	15	10	50	70	95	115	160	190	265	280	300
15	20	20	60	80	115	130	190	205	315	330	350
20	25	40	70	95	130	160	225	265	330	350	430
30	30	80	80	115	160	190	265	315	350	430	460
40	40	160	95	130	190	225	315	400	430	480	500
50	50	320	115	160	225	265	350	430	460	500	540

Примечания: 1. При работе наборами фрез стойкость должна быть увеличена на 20—30%.

2. При работе жерновыми концевыми и дисковыми фрезами стойкость должна быть увеличена в 1,5—2 раза.

Применительно к конкретным условиям производства эти данные могут быть уточнены с целью обеспечения наивысшей производительности труда и экономичности обработки заготовок фрезерованием.

4. Назначение скорости резания. После того как установлены глубина срезаемого слоя, подача и стойкость, необходимо определить ряд данных, относящихся к фрезе и обрабатываемой заготовке, а именно, а) диаметр и число зубьев¹; б) оптимальные геометрические параметры режущей части фрезы; в) харак-

¹ Из курса «Металлорежущие инструменты».

теристику обрабатываемого материала; г) состояние поверхностного слоя заготовки. После того как все эти данные определены, можно подсчитать скорость фрезерования, пользуясь данными табл. 61—63. При этом следует иметь в виду, что работа фрезами из инструментальной или быстрорежущей стали производится при обильном охлаждении 5%-ным раствором эмульсии. Резание цилиндрическими дисковыми и торцевыми фрезами, оснащенными твердым сплавом, производится без охлаждения.

Пример определения режима резания при фрезеровании. Определить скорость резания при фрезеровании плоскости поковки из стали марки 45 ($\sigma_b = 70 \div 75 \text{ кг/мм}^2$). Ширина заготовки $t = 100 \text{ мм}$; длина заготовки $l = 300 \text{ мм}$; диаметр торцевой фрезы, оснащенной твердым сплавом, $D = 150 \text{ мм}$; число зубьев $z = 6$; припуск на обработку 4 мм ; класс чистоты после фрезерования $\nabla \nabla 3$; работа должна производиться на продольно-фрезерном станке мощностью $N_p = 10 \text{ кВт}$.

Решение: для заданного припуска и класса чистоты фрезерование можно производить за один проход, если мощность фрезерного станка это допускает. Пользуясь «Режимами скоростного резания металлов» (НИИТН МСС СССР, Манигаз, 1950 г.) устанавливаем по карте 48, что при обработке стали с пределом прочности $\sigma_b = 60 \div 80 \text{ кг/мм}^2$ торцевой фрезой, оснащенной твердым сплавом Т15К6, рекомендуемая подача $s_z = 0,12 \div 0,18 \text{ мм}$. Выбираем подачу $s_z = 0,15$. Геометрические параметры режущей части торцевой фрезы определяются по табл. 56. Поскольку припуск на обработку составляет 4 мм и резание производится в условиях нормальной жесткости системы станок—заготовка, угол в плане $\varphi = 60^\circ$. При подаче $s_z = 0,15 \text{ мм}$ толщина срезаемого слоя $a_{\text{пл}} = 0,13 \text{ мм}$, следовательно, $\alpha_{\text{опт}} = 15^\circ$; $\alpha_1 = 10^\circ$. При резании стали $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$, передний угол $\gamma = +5^\circ$; $\varphi_0 = 30^\circ$; $\varphi_1 = 5^\circ$; $f_0 = 1 \text{ мм}$.

Определим значение поправочных коэффициентов в формуле скорости резания при фрезеровании. Согласно данным табл. 64, при фрезеровании стали фрезой, оснащенной твердым сплавом Т15К6, коэффициент $K_B = 1$. При фрезеровании стали $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$ значение $K_{M_v} = C_M = 1$ (табл. 62).

Согласно карте 64 [149], при фрезеровании поковки (с окалиной) значение коэффициента $K_B = 0,8$. Поскольку зубья торцевой фрезы заточены с углом

в плане $\varphi = 60^\circ$, то коэффициент $K_\varphi = \frac{\sin \chi_{\varphi 60^\circ}}{\sin \chi_{\varphi}} = 1$, где χ_{φ} — определяется из

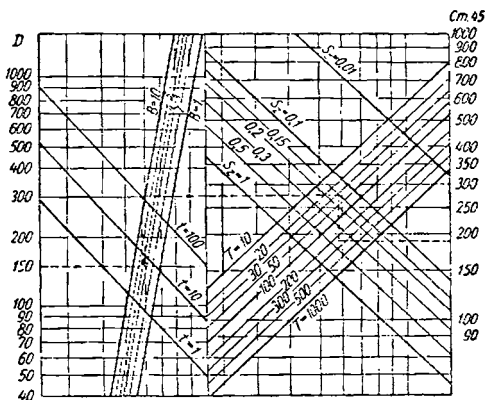
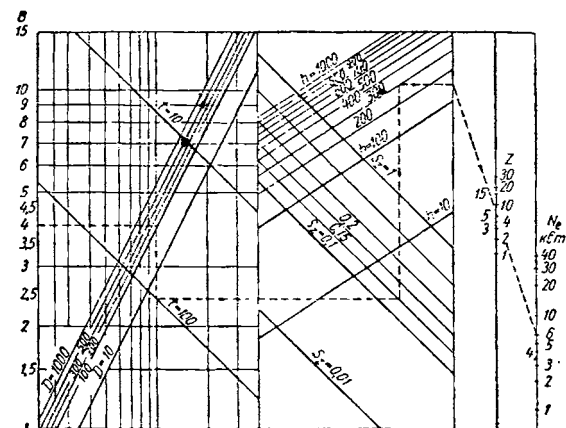
табл. 61. Скорость резания может быть определена по общей формуле (табл. 61); а также по номограмме (фиг. 333). Для условий резания при $D = 150 \text{ мм}$; $z = 6$; $t = 100 \text{ мм}$; $B = 4 \text{ мм}$; $s_z = 0,15 \text{ мм}$; $T = 240 \text{ мм}$; $K_{M_v} = 1$; $K_B = 1$ значение $v = 180 \text{ м/мин}$. С учетом резания по корке ($K_B = 0,8$) скорость резания $v = 180 \cdot 0,8 = 144 \text{ м/мин}$ при числе оборотов шпинделя

$$n = \frac{1000v}{\pi D} = \frac{1000 \cdot 144}{3,14 \cdot 150} = 305 \text{ об/мин.}$$

При определении эффективной мощности для вышеуказанных условий фрезерования при работе до износа $h = 1,5 \text{ мм}$ (табл. 52) необходимо определить поправочные коэффициенты на мощность.

Для обработки стали $\sigma_b = 75 \text{ кг/мм}^2$, согласно нормативам [149]; значение $K_{M_p} = 1$.

Значение коэффициента $K_{\gamma_p} = 1,07$ (см. стр. 378) и $K_{h_p} = 1,4$ (фиг. 330). Скорость резания учитывается коэффициентом $K_{v_p} = 0,9$ (табл. 59). Влияние угла в плане учитывается коэффициентом $K_\varphi = 1$ (стр. 379).



Фиг. 333. Номограмма для подсчета скорости резания при фрезеровании и эффективной мощности.

Основное технологическое время $t_o = \frac{l + l_1 + l_2}{S_m}$ мин.;

$$l = 300 \text{ мм}; \quad l_1 = \frac{1}{2} (D - \sqrt{D^2 - l^2}) =$$

$$= \frac{1}{2} (150 - \sqrt{150^2 - 100^2}) = 19,3 \text{ мм}; \quad l_2 = l_1 = 19,3;$$

$$s_m = s_{zп} = 0,15 \cdot 6 \cdot 305 = 275 \text{ мм/мин.}$$

Следовательно,

$$t_o = \frac{300 + 19,3 + 19,3}{275} = 1,23 \text{ мин.}$$

Для определения эффективной мощности воспользуемся номограммой фиг. 333. Для вышеуказанных условий резания $N'_e = 5,4 \text{ квт.}$ С учетом поправочных коэффициентов

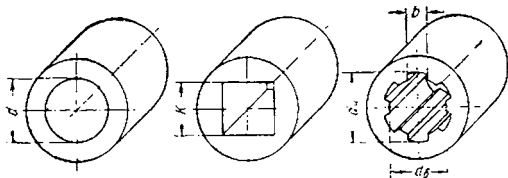
$$N_e = 5,4 \cdot 1,07 \cdot 1,4 \cdot 0,9 \cdot 1,0 = 7,3 \text{ квт.}$$

ГЛАВА XII

ПРОТЯГИВАНИЕ

§ 95. МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПРОТЯГИВАНИЕМ

В современном машиностроении протягивание применяется для точной и, как правило, для окончательной обработки отверстий, пазов, наружных поверхностей и тел вращения [155], [156] и [170]. Во всех этих случаях протягиваемые поверхности могут иметь произ-

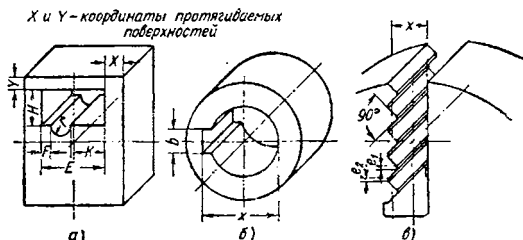


Фиг. 334. Типовые детали, протягиваемые методом свободного протягивания

вольную конфигурацию, начиная от плоскости или цилиндра и кончая сложным фигурным профилем линейных плоских винтовых поверхностей или поверхности тела вращения. Все виды протяжных работ могут быть выполнены тремя методами: а) свободного протягивания; б) координатного протягивания; в) протягивания тел вращения.

Метод свободного протягивания линейных поверхностей основан на относительно прямолинейном перемещении протяжки к обрабатываемой ею детали и срезании тонкими слоями всего припуска на обработку многими режущими зубьями протяжки. Свободное протягивание применяется во всех тех случаях, когда по чертежу требуется выдержать в пределах допусков лишь точные размеры отверстия, паза или наружной поверхности. Расположение же сторон этих отверстий, пазов и наружных поверхностей относительно базовых поверхностей обрабатываемой детали чертежом не оговорено. По этому методу протягиваются, например, круглые, квадратные, шлицевые (фиг. 334) и другие профильные отверстия. Во всех этих и им подобных случаях положение геометрической оси протянутого отверстия и положение профильных участков относительно их геометрической оси и базовых поверхностей детали может быть произвольным.

Метод координатного протягивания лицевых поверхностей также основан на прямолинейном или винтовом относительном перемещении протяжки и обрабатываемой ею детали и применяется во всех тех случаях, когда по чертежу требуется выдержать в пределах заданных допусков не только точные размеры отверстия, паза или наружной поверхности, но кроме того, необходимо также обеспечить вполне определенное положение и точные координатные размеры x и y отдельных профильных участков протягиваемых поверхностей относительно баз обрабатываемой детали. Простейшими примерами применения этого метода являются: а) протягивание фигурного отверстия (фиг. 335, а); протягивание шпо-

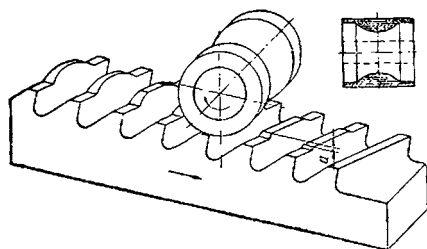


Фиг. 335. Типовые детали, протягиваемые методом координатного протягивания.

ночного паза при помощи шпоночной протяжки, когда требуется обеспечить не только точную ширину паза, но также и расстояние x и строго симметричное положение паза относительно радиуса отверстия (фиг. 335, б); протягивание рифлений в пазах корпусов фрез, разверток или других инструментов, когда требуется обеспечить не только точные размеры и профиль протягиваемых рифлений, но и расстояние x от противоположной стенки паза до линии средней толщины рифлей, обеспечивающее впоследствии плотную посадку вставных пожей в корпус (фиг. 335, в).

Метод протягивания тел вращения основан на применении протяжек для обработки тел вращения. Для этого, в отличие от протягивания линейных поверхностей, кроме прямолинейного движения, сообщаемого протяжке, обрабатываемой детали сообщается также и вращательное движение. В результате этих двух движений каждый зуб протяжки, подобно тангенциальному фасонному резцу, срезает с поверхности обрабатываемой детали слой металла, равный разности высот двух соседних зубьев протяжки (фиг. 336). Методом протягивания тел вращения можно обработать цилиндрические и фасонные поверхности на круглых деталях ограниченной длины. В настоящее время применение метода протягивания тел вращения ограничено.

Специфические условия протягивания заключаются в первую очередь в том, что в результате совместной работы всех зубьев протяжки должен быть срезан весь припуск и обеспечена высокая точность и чистота протянутых поверхностей. Точность размеров протянутых линейных поверхностей зависит: а) только от точности размеров протяжки в случае обработки деталей по методу свободного протягивания; б) от точности размеров протяжки и точности тех приспособлений, в которых фиксируются и крепятся обрабатываемые детали, а также



Фиг. 336. Схема протягивания фигурного тела вращения плоской протяжкой.

фиксируется и надлежащим образом направляется протяжка, обрабатывающая эту деталь по координатному методу протягивания.

Чистота протянутых поверхностей достигается в первую очередь последовательным срезанием всего припуска большим числом зубьев протяжки в виде отдельных слоев малой толщины и, как правило,

большой ширины. Кроме того, улучшение чистоты протянутых поверхностей достигается применением эффективных смазывающе-охлаждающих жидкостей и качественной заточкой под оптимальными углами передних и задних поверхностей зубьев

К специфическим особенностям протягивания необходимо отнести также низкую скорость резания, не превышающую на мощных станках 6 м/мин, а на быстроходных станках малой и средней мощности 15—18 м/мин.

В преобладающем числе случаев при протягивании является необходимым размещение в объеме капаков между зубьями всей той стружки, которая образуется за рабочий ход в результате срезания зубом протяжки слоя металла толщиной a мм по всей длине l_k обрабатываемой части детали.

При обработке деталей по свободному и координатному методам протягивания центрирование и направление протяжек в отверстиях и пазах при помощи их конструктивных элементов также составляет специфику этого процесса.

Подача в процессе протягивания как самостоятельное движение инструмента или обрабатываемой детали, сообщаемое им кинематическими звеньями механизма станка, отсутствует. Под подачей, определяющей толщину слоя, срезаемого каждым зубом протяжки, понимается, так же как на метчиках и плашках, превышение каждым последующим зубом предыдущего зуба. Разность высот двух смежных

зубьев протяжки равна подаче последнего из них, или, что то же самое, толщине слоя, срезаемого этим последним зубом. Разность высот последнего и первого рабочих зубьев s_0 равна припуску на обработку детали всеми рабочими зубьями рассматриваемой протяжки (фиг. 337). В практике протягивания могут быть случаи, когда весь припуск, оставленный на полную обработку детали, срезается несколькими последовательно работающими протяжками, в сумме составляю-



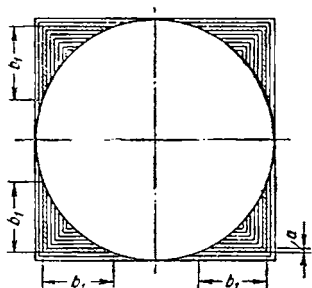
Фиг. 337.

щими комплект. Тогда общий припуск, срезанный всеми в комплекте работающими протяжками, равен s_0 разности высот последнего рабочего зуба последней протяжки комплекта и первого зуба первой протяжки этого же комплекта.

§ 96. СХЕМА РЕЗАНИЯ ПРОТЯЖКАМИ

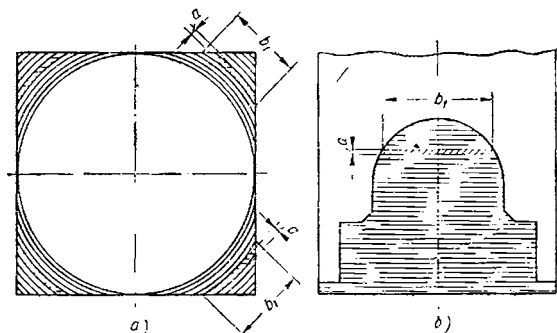
Схема резания протяжками предусматривает порядок срезания всего припуска, оставляемого на операцию протягивания. Последовательность срезания припуска может быть различна в зависимости от конструкции и прочности протяжки по опасному поперечному сечению ее стержня. В соответствии с этим различают: а) профильную схему резания; б) генераторную схему резания и в) прогрессивную схему резания.

Профильная схема резания (фиг. 338) предусматривает последовательное срезание припуска фигурными слоями, подобными конфигурации протягиваемой поверхности. Осуществление профильной схемы резания возможно лишь профильными протяжками, у которых все рабочие зубья имеют фигурный профиль, подобный конфигурации протягиваемого профиля. Трудности, связанные с изготовлением и заточкой профильных протяжек, ограничивают применение профильной схемы резания.



Фиг. 338. Схема профильного резания.

Генераторная схема резания предусматривает последовательное срезание припуска либо дугообразными слоями, расположенными по концентрическим окружностям, описанным вокруг оси протяжки (фиг. 339, а), либо плоскими параллельными слоями (фиг. 339, б). Срезание припуска дугообразными слоями широко распространено при протягивании внутренних отверстий симметричной конфигурации методом свободного протягивания, например круглых, шлицевых, квадратных и тому подобных отверстий.

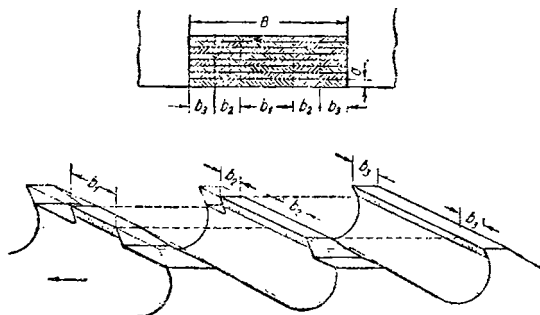


Фиг. 339. Схема генераторного протягивания.

Срезание припуска плоскими параллельными слоями широко распространено при протягивании отверстий, пазов, наружных линейных поверхностей методом свободного и координатного протягивания, например фигурных, квадратных или прямоугольных заординированных отверстий, наружных поверхностей и т. п. Широкое распространение генераторной схемы резания связано с относительным упрощением изготовления и заточки генераторных протяжек.

Прогрессивная схема резания в основе имеет несколько видоизмененную генераторную схему. Если генераторная схема резания предусматривает возможность срезания каждым зубом протяжки слоя металла по всей длине его режущего лезвия, то прогрессивная схема резания предусматривает срезание одним зубом только части длины этого же слоя, оставляя срезание остальной части длины на последующие зубья. Например, при протягивании прямоугольного паза каждый зуб генераторной протяжки, без учета стружкодепительных канавок, срезает по всей ширине паза слой толщиной a мм и длиной B мм. При протягивании этого же прямоугольного паза прогрессивной протяжкой каждый ее зуб срезае только часть этого слоя, допустим, только на длине одной трети B

и при том же не одним, а отдельными отрезками b_2 и b_3 на втором и третьем зубьях (фиг. 340). Первый зуб срезает ширину b_1 . Следующий за ним второй зуб, имея ту же высоту a мм от основания протяжки, что и первый, срезает двумя отдельными слоями по b_2 мм шириной, а третий зуб той же высоты заканчивает срезание еще двумя слоями по b_3 мм шириной на полную ширину слоя, равную B мм. Подобное дополнительное деление всего срезаемого слоя на три зуба вместо одного вызвано необходимостью уменьшить суммарную силу



Фиг. 340. Прогрессивная схема резания в случае протягивания паза прямоугольного сечения.

резания и применяется, как правило, лишь тогда, когда прочность стержня протяжки по опасному сечению недостаточна, чтобы выдержать силу резания при срезании слоя толщиной 0,02 мм и больше или же обрабатываемая деталь по своей конструкции недостаточно жестка и прочна и прогибается под действием силы резания.

§ 97. СРЕЗАЕМЫЙ СЛОЙ

Срезаемый каждым зубом протяжки слой имеет толщину a и ширину b . Толщина срезаемого слоя a одинакова вдоль всего режущего лезвия и равна разности высот рассматриваемого и предыдущего ему зуба. Если разность высот всех смежных зубьев на рабочей части протяжки одинакова, то и толщина срезаемых ими слоев будет одинакова. Толщина слоя, срезаемого каждым зубом протяжки, не должна быть меньше 0,02 мм, так как производительное срезание более тонких стружек затруднительно по причине износа и невозможности сохранять в процессе протягивания достаточную для этого остроту режущих лезвий. С другой стороны, толщина слоя ограничивается чистотой протянутой поверхности. Чем меньше предел прочности и больше вязкость обрабатываемого металла, тем меньше максимальная допускаемая толщина срезаемого слоя.

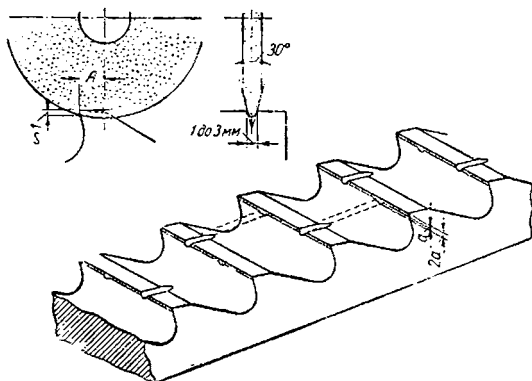
По мере увеличения предела прочности и соответствующего уменьшения вязкости увеличивается также и максимальная допустимая толщина слоя a . Исходя из этого, наибольшая допустимая толщина срезаемого слоя при протягивании $a \leq 0,07$ мм для стали $\sigma_b \leq 40$ кг/мм²; $a \leq 0,1$ для стали $\sigma_b = 40 \div 60$ кг/мм²; $a \leq 0,15$ мм для стали $\sigma_b \leq 60$ кг/мм²; $a \leq 0,1$ мм для чугуна $H_B \leq 140$ кг/мм²; $a \leq 0,15$ для чугуна $H_B = 140 \div 180$ и $a \leq 0,2$ для чугуна $H_B > 180$ кг/мм².

Ширина слоя b , срезаемого каждым зубом, равна сумме длин фактически режущих участков его лезвия и зависит от конфигурации протягиваемого отверстия, принятой схемы резания и места, занимаемого рассматриваемым зубом в принятой схеме резания. Наибольшая ширина $b_{\max}$, которую может срезать один зуб, равна длине его режущего лезвия. Во многих случаях протягивания фигурных поверхностей большинство рабочих зубьев срезает слой металла шириной b_1 , меньшей, чем длина режущего лезвия. Например, при протягивании квадратного отверстия по профильной схеме резания общая ширина Σb_1 срезаемого каждым зубом протяжки слоя складывается из суммы длин четырех самостоятельных участков этого слоя, загружающих только угловые участки профильного зуба. При этом сумма длин фактически режущих участков профильного лезвия постепенно увеличивается от первого к последнему рабочему зубу (фиг. 338). При протягивании того же квадратного отверстия, но по генераторной схеме резания, наибольшая ширина срезаемого слоя относится к первым зубьям рабочей части, режущим по всей окружности лезвия, а потом, по направлению к последнему зубу рабочей части, суммарная ширина Σb_1 четырех участков, срезаемых лишь угловыми режущими лезвиями, постепенно убывает вместе с соответствующим уменьшением длины самих режущих лезвий (фиг. 339, а). Фактическая суммарная ширина Σb_1 и ее составные части b_1 определяются для каждого зуба самостоятельно, исходя из конкретной конфигурации протягиваемой поверхности и принятой схемы резания.

Стружкоделительные канавки на режущих лезвиях рабочих зубьев протяжек имеют целью разделить один срезаемый слой большой ширины b на ряд отдельных слоев меньшей ширины b . Ширина b каждого участка срезаемого слоя устанавливается исходя из условий беспрепятственного размещения всей срезанной стружки в объеме канавки между смежными зубьями. На смежных зубьях стружкоделительные канавки наносятся в шахматном порядке. По этой причине каждый срезаемый слой имеет местное утолщение, приходящееся против стружкоделительной канавки предыдущего зуба (фиг. 341). Наличие на каждом участке срезаемого слоя одного местного утолщения существенного изменения в процесс протягивания не вносит.

Усадка стружки при протягивании, так же как при всех других видах обработки металлов резанием, выражается в линей

ном укорочении стружки по сравнению с длиной и в поперечном утолщении стружки по сравнению с толщиной срезаемого слоя. Увеличение ширины стружки по сравнению с шириной срезаемого слоя весьма мало и в большинстве случаев во внимание не принимается. Продольная усадка $\zeta = \frac{l_{\text{стружки}}}{l_{\text{срез. слоя}}}$ для некоторых конструкци-



Фиг. 341. Форма и шахматное расположение стружкоделительных канавок.

онных сталей приведена в табл. 66. Поперечная усадка $\gamma_n = \frac{a_{\text{стружки}}}{a_{\text{срез. слоя}}}$.

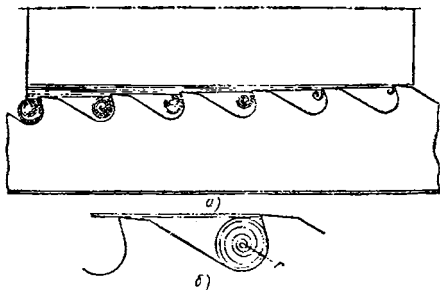
Численная величина поперечной усадки $\gamma_n \approx \frac{1}{\zeta}$.

Таблица 66

Числовые величины коэффициента продольной усадки стружки и коэффициента ξ плотности свертывания стружки в стружечную спираль

Марка стали	10	20	ЭХ10	ЭХ20	35	45 улуч- шенная	45	40Х	ХГМ
Коэффициент продольной усадки ζ	0,30	0,30	0,38	0,38	0,44	0,44	0,50	0,50	0,59
Коэффициент плотности свертывания стружечной спирали ξ	5	5	4	4	3,5	3,5	3	3	2,5

Размещение стружки в объеме канавки между смежными зубьями имеет важное значение для беспрепятственного осуществления процесса протягивания. Когда протягиваются чугуны и бронзовые детали, стружка надлома, срезанная с поверхности протягиваемой детали за рабочий ход зуба, рассыпаясь на мелкие кусочки, всегда находит достаточное пространство в канавке для размещения, если отношение объема канавки к объему срезанного металла будет больше 5. Когда протягиваются стальные детали, сливная стружка с самого начала ее образования стремится сверты-



Фиг. 342. Образование стружечной спирали и ее размещение в объеме канавки между зубьями.

ваться в спираль. В самом начале первые витки стружечной спирали имеют большую кривизну и малые радиусы кривизны (фиг. 342). По мере совершения зубом своего рабочего хода витки стружечной спирали постепенно уменьшают свою кривизну и увеличивают радиус кривизны, приобретая вид плоской спиральной пружины. Наибольший радиус наружного витка этой стружечной спирали и определяет диаметр того пространства, которое требуется для ее беспрепятственного размещения в канавке между зубьями. Этот наибольший радиус наружного витка будет тем меньше, чем меньше окажется расстояние между отдельными витками, т. е., чем более плотно будут прилегать друг к другу отдельные витки стружечной спирали. Плотность прилегания витков стружечной спирали зависит от многих причин, из которых основными являются физико-механические свойства обрабатываемого металла, толщина срезаемого слоя, величина переднего угла и скорость резания. Если стружечную спираль рассматривать как архимедову спираль с постоянным расстоянием между отдельными витками, что очень хорошо согласуется с действительностью, то для всех витков спирали

$$S = \frac{\pi r}{2},$$

где r — радиус стружечной спирали;

φ — угловой параметр спирали в радианах.

Выражая угловой параметр φ целым числом k витков, имеем

$$\varphi = 2\pi k.$$

Тогда длина спирали

$$S = rk\pi.$$

Длина стружечной спирали равна длине срезанной стружки

$$S = \zeta l_n,$$

где ζ — продольная усадка стружки;

l_n — длина протянутой поверхности в мм.

Сопоставив данные величины, получаем:

$$\zeta l_n = rk\pi.$$

Число полных витков стружечной спирали

$$k = \frac{r}{\xi a},$$

где ξ — коэффициент пропорциональности, характеризующий, во сколько раз расстояние между витками спирали больше толщины срезаемого слоя a мм. Следовательно,

$$\zeta l_n = \frac{r^2 \pi}{\xi a},$$

откуда радиус стружечной спирали, образованной при срезании слоя стали толщиной a на длине l_n протягиваемой поверхности,

$$r = \sqrt{\frac{\xi a l_n}{\pi}}. \quad (242)$$

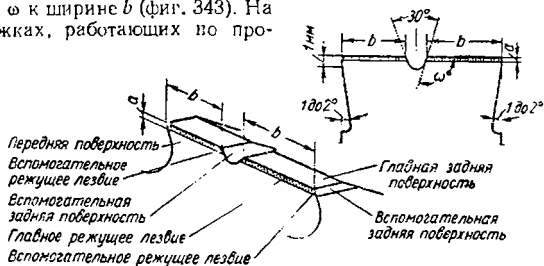
Средние значения коэффициента пропорциональности приведены в табл. 65.

Для беспрепятственного расположения стружечной спирали во впадине канавки между зубьями, очерченной радиусом r_0 , необходимо, чтобы подсчитанная по формуле (242) величина радиуса $r < r_0$.

§ 98. РЕЖУЩИЕ ЭЛЕМЕНТЫ ПРОТЯЖКИ

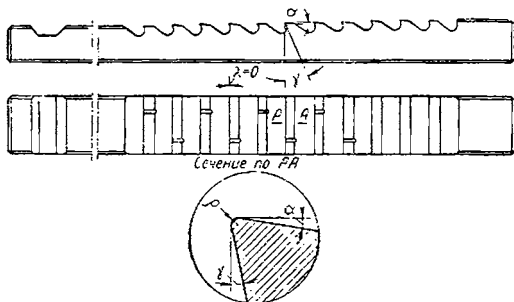
Режущие элементы протяжек расположены на рабочей и калибрующей частях. На всех зубьях протяжек имеется, как правило, одна передняя поверхность и одна задняя поверхность или более. Режущие лезвия зубьев образованы пересечением передней и задних поверхностей. Главными режущими лезвиями зубьев протяжки являются те, которые срезают слой металла по ее ширине b . вспомо-

гательными режущими лезвиями являются те, которые срезают слой металла по ее толщине a либо под прямым, либо под каким-то другим углом ω к ширине b (фиг. 343). На протяжках, работающих по про-



Фиг. 343. Режущие элементы зуба протяжки и элементы срезаемого им слоя металла.

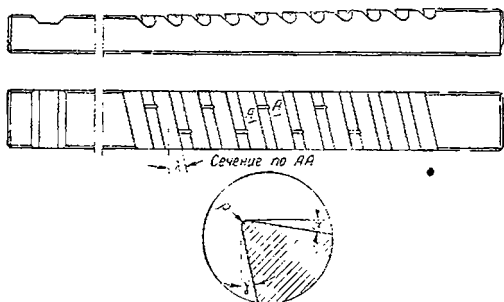
фильной схеме резания (фиг. 338), профилирование фасонной поверхности на обрабатываемой детали производится одновременно по всей длине конфигурации главными режущими лезвиями последнего рабочего зуба. На протяжках, работающих по генераторной схеме



Фиг. 344. Углы заточки у прямозубой протяжки.

резания (фиг. 339, а), профилирование фасонной поверхности на обрабатываемой детали производится последовательно профильными вспомогательными режущими лезвиями всей или части рабочих зубьев. Передние и задние углы на зубьях протяжек измеряются в плоскости $A-A$, нормальной к главному режущему лезвию (фиг. 344 и 345). Задний угол α измеряется между плоскостью резания и касательной к задней поверхности в рассматриваемой точке режущего лезвия. Передний угол γ измеряется между плоскостью, перпенди-

кулярной к плоскости резания и касательной к передней плоскости в той же точке режущего лезвия. Режущее лезвие после самой тщательной заточки зубьев протяжки остается округленным по некоторому радиусу $\rho = 0,008 \div 0,01$ мм. Это округление режущего лезвия является основной причиной, ограничивающей наименьшую толщину срезаемого слоя величиной порядка 0,02 мм для всех видов протяжек. Углы заточки зубьев у протяжек назначаются в зависимости от толщины срезаемого слоя, физико-механических свойств обрабатываемого металла, условий получения возможно более чистых



Фиг. 345. Углы заточки у косозубой протяжки.

протянутых поверхностей и возможно меньшего изменения размеров протяжек после повторных переточек, а также уменьшения износа режущих зубьев и повышения стойкости.

Передний угол γ , оказывая сильное влияние на величину силы резания и чистоту протянутой поверхности, в то же время не оказывает почти никакого влияния на износ и стойкость протяжек. С увеличением переднего угла γ сила резания пропорционально уменьшается. Чистота же протянутых поверхностей на стальных деталях резко улучшается с увеличением переднего угла до $\gamma = 10 \div 12^\circ$. Увеличение переднего угла γ свыше 12° и вплоть до 30° дальнейшего заметного улучшения чистоты протянутых поверхностей не дает. Указанное влияние величины положительного переднего угла на силу резания и чистоту протянутой поверхности относится к срезаемым слоям, толщина которых выше 0,03 мм. При срезании очень тонких слоев, порядка до 0,03 мм, влияние величины переднего угла на силу резания и чистоту протянутой поверхности сказывается незначительно, а при обработке очень вязких металлов даже отрицательно. Поэтому на рабочих зубьях, срезающих слои металла толщиной до 0,03 мм включительно, и на калибрующих зубьях передний угол следует брать небольшим, в пределах $0 \div 5^\circ$. С учетом изложенного, на рабочих зубьях протяжек, предназначенных для

обработки стали, следует затачивать передние поверхности под углом $\gamma = 12 \div 15^\circ$; чугунных деталей под углом $\gamma = 5 \div 10^\circ$; легких сплавов и бронзы под углом $\gamma = 15 \div 20^\circ$; латунных деталей под углом $\gamma = 22 \div 25^\circ$.

Задний угол α оказывает сильное влияние на величину износа зубьев по задней поверхности, а следовательно и на стойкость протяжек. Одновременно, от величины заднего угла α зависит уменьшение высоты зубьев при повторных переточках. Чем больше задний угол α , тем меньше величина износа по задней поверхности и больше стойкость, но тем больше изменяются поперечные размеры протяжки при повторных переточках. Поэтому величина заднего угла α на режущих зубьях протяжек, предназначенных для протягивания отверстий, берется порядка $3^\circ 30'$, а на калибрующих зубьях — порядка 2° . На протяжках, предназначенных для протягивания наружных поверхностей и подвергающихся регулированию на заданный размер обрабатываемой детали, после каждой переточки величина заднего угла может быть увеличена до 15° . Увеличение заднего угла α свыше 15° дальнейшего существенного уменьшения износа и соответствующего ему повышения стойкости не дает.

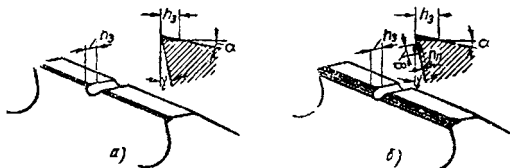
Угол наклона главного режущего лезвия λ (фиг. 345) измеряется между плоскостью, перпендикулярной к рабочему ходу протяжки, и главным режущим лезвием. На большинстве протяжек (фиг. 344) угол $\lambda = 0$. На части наружных протяжек для более плавного врезания и выхода зубьев из резания, а также для протягивания деталей с узкими прорезями или окнами на протягиваемой поверхности зубья имеют угол наклона главных режущих лезвий $\lambda = 10 \div 30^\circ$.

§ 99. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ

Тепловые явления в процессе протягивания, имея общие с другими инструментами причины возникновения и последствия, оказывают, однако, меньшее влияние на работу протяжек и их стойкость вследствие малой скорости резания. кратковременных рабочих циклов и в несколько раз более продолжительных холостых циклов между ними. Работа деформации срезаемого слоя металла и работа сил трения на контактных площадках зуба протяжки относительно невелики. Поэтому и общего количества теплоты, выделяющейся в процессе резания на протяжении кратковременных рабочих циклов, по причине обильного подвода охлаждающей жидкости недостаточно, чтобы температура, до которой в этих условиях нагреваются режущие элементы зуба протяжки, могла оказать существенное влияние на износ. За время холостых циклов это количество теплоты полностью отводится от режущих элементов зуба и в каждый последующий рабочий цикл они вступают в работу имея комнатную температуру. Все это отражается на величине показателя относительной стойкости m в формуле (246) скорости резания численная величина которого для протяжек колеблется в пределах 0,5—0,9.

§ 100. ИЗНОС ПРОТЯЖЕК

Износ протяжек [50] в зависимости от толщины слоя металла, срезаемого каждым зубом, происходит или только по задней поверхности (фиг. 346, а), или одновременно по задней и передней поверхностям (фиг. 346, б). При протягивании сталей с пределом проч-



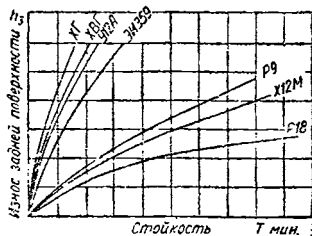
Фиг. 346. Износ зубьев у протяжки:

а — только по задней поверхности; б — по задней и по передней поверхностям.

ности $\sigma_b \leq 80 \text{ кг/мм}^2$ и чугунов твердостью $H_R \leq 180 \text{ кг/мм}^2$ с толщинами срезаемого слоя $a \leq 0,1 \text{ мм}$, износ происходит только по задней поверхности при полном отсутствии или слабо заметных признаках износа передней поверхности. При обработке более прочных сталей и более твердых чугунов с толщинами срезаемого слоя $a = 0,05 \div 0,1 \text{ мм}$ наблюдается слабый и равномерный по всей длине главного режущего лезвия износ также и на передней поверхности. С увеличением толщины срезаемого слоя металла $a \geq 0,1 \text{ мм}$ при обработке всех металлов изнашиваются как задние, так и передние поверхности. При этом износ по задней поверхности всегда значительно больше, чем на передней поверхности, и он определяет стойкость протяжек, нормы износа на сдну переточку и возможное количество переточек за весь эксплуатационный срок протяжки.

Износ задней поверхности зависит от многих причин. Главнейшими факторами, определяющими скорость нарастания ширины h_3 изношенной части на задней поверхности зуба протяжки за время стойкости, являются: а) химический состав и структурное состояние инструментальной стали; б) физико-механические свойства, химический состав и структурное состояние обрабатываемого металла; в) толщина срезаемого слоя и г) величина заднего угла α .

Влияние химического состава различных марок термически обработанных инструментальных сталей на износ зубьев протяжки



Фиг. 347. Кривые износа протяжек, изготовленных из различных марок инструментальных сталей (при обработке стали 45).

за время стойкости характеризуется расположением кривых на фиг. 347. Наименее пологую кривую, соответствующую наименьшей скорости нарастания износа и наименьшему абсолютному износу, имеют протяжки, изготовленные из быстрорежущей стали марки Р18. Наиболее крутую кривую, соответствующую наибольшей скорости нарастания износа и наибольшему абсолютному износу, имеют протяжки, изготовленные из легированной стали марки ХГ. Остальные марки инструментальных сталей дают средние между ними скорость нарастания износа, причем марки ХВГ, У12А, ЭИ359 приближаются к марке ХГ, а марки Р9 и Х12М (термически обработанная на вторичную твердость) приближаются к марке Р18.

Влияние физико-механических свойств обрабатываемого металла на износ зубьев протяжки такое же, как при обработке другими инструментами, в том числе и токарными резцами, а именно: с увеличением предела прочности или твердости обрабатываемого металла увеличивается также скорость износа зубьев протяжки. Существенное влияние на скорость износа зубьев оказывает толщина a мм слоя, срезаемого каждым зубом протяжки. С увеличением толщины срезаемого слоя скорость износа зубьев возрастает и поэтому при равном износе стойкость протяжек, срезающих более тонкие слои, будет значительно больше, чем срезающих более толстые слои. Общая закономерность зависимости износа зуба быстрорежущей протяжки от толщины срезаемого им слоя при протягивании стальных деталей выражается формулой

$$h_3 = C_1 a^{0,5} \text{ мм.} \quad (243)$$

Величина заднего угла α также оказывает существенное влияние на скорость износа зубьев протяжки. При прочих равных условиях с увеличением заднего угла α износ задних поверхностей зубьев уменьшается. Влияние величины заднего угла на скорость износа тем больше, чем меньше задний угол α и тем меньше, чем больше задний угол α . Особенно заметно это сказывается при задних углах $\alpha < 3^\circ$ и $\alpha > 10^\circ$. Поэтому заточка на протяжках задних углов $\alpha < 3^\circ$ влечет за собой быстрое нарастание износа и достижения им большой абсолютной величины, а заточка задних углов $\alpha > 10^\circ$ не дает существенного уменьшения как скорости нарастания износа, так и абсолютного износа. Общая закономерность зависимости износа h зуба быстрорежущей протяжки от величины заднего угла α при протягивании стали выражается формулой

$$h_3 = C_2 \alpha^{-0,23} \text{ мм.} \quad (244)$$

Наиболее быстро изнашиваются задние поверхности на угловых переходах главных и вспомогательных режущих лезвий. Чем больше угол ϕ (фиг. 343, а), образованный сопряженными участками главных и вспомогательных режущих лезвий, тем медленнее изнашиваются задние поверхности на этих участках и, наоборот, чем меньше

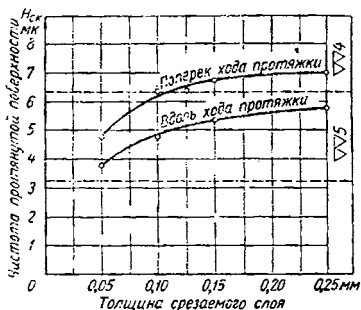
угол ω , тем быстрее протекает износ. Поэтому с целью уменьшения износа необходимо сопряжения режущих лезвий давать под возможно большим углом ω , если это не связано с конфигурацией протягиваемой детали.

§ 101. ЧИСТОТА ПРОТЯНУТОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Чистота протянутой поверхности зависит от тех же факторов, что и при других видах обработки металлов резанием. Важнейшими из них являются толщина срезаемого слоя, скорость резания, а для срезаемых слоев толщиной

$a \geq 0,03$ мм также и величина переднего угла γ . Существенное влияние на чистоту обработанной поверхности оказывает структурное состояние протягиваемой детали и величина износа на режущих и калибрующих зубьях протяжек. Для получения возможно более чистых протянутых поверхностей необходимо вести обработку, срезая металл тонкими слоями, толщиной порядка 0,02—0,05 мм. С увеличением толщины срезаемого слоя увеличивается также и шероховатость протянутой поверхности. При обработке

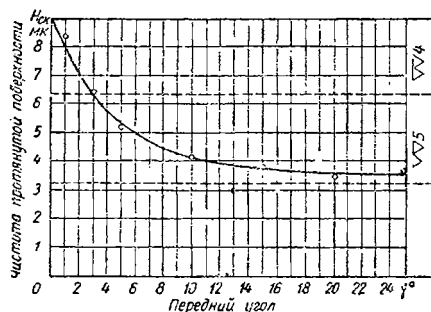
мягких сталей повышенной вязкости на поверхностях, протянутых с большой толщиной срезаемого слоя, могут оказаться резко выраженные следы сильных местных пластических деформаций, придающих этой поверхности узорчатый мугуровый вид. Общая закономерность изменения чистоты $H_{ск}$ протянутой поверхности от толщины срезаемого слоя, выраженной в микронах как средняя квадратическая величина шероховатости, измеренной вдоль и поперек рабочего хода протяжки, приведена на фиг. 348. Чистота протянутой поверхности несколько улучшается, если протягивание вести с меньшей скоростью резания. Увеличение скорости резания с 1—2 до 5—6 м/мин при всех прочих равных условиях влечет за собой увеличение шероховатости и ухудшение чистоты протянутой поверхности. При срезании слоев металла толщиной $a \leq 0,03$ мм величина переднего угла γ существенного влияния на чистоту протянутой поверхности не оказывает, и поэтому в этих случаях передний угол γ может быть равным нулю. При срезании более толстых слоев передний угол γ оказывает влияние на чистоту



Фиг. 348. Влияние толщины срезаемого слоя a на чистоту протянутой поверхности стали 45 острыми быстрорежущими протяжками.

протянутой поверхности. Общая закономерность этого влияния, выраженная графически, приведена на фиг. 349, из которой видно, что от $\gamma = 0$ до $\gamma = 10^\circ$ чистота протянутой поверхности резко улучшается с увеличением переднего угла. Увеличение переднего угла $\gamma > 10^\circ$ существенного дальнейшего улучшения чистоты не дает.

С ростом износа задней поверхности зуба протяжки чистота протянутой поверхности постепенно ухудшается. Из всех приведенных общих закономерностей влияния основных факторов на чистоту протянутой поверхности видно, что процесс протягивания обеспечивает получение на обработанных деталях чистоты поверхности от 4 до 5-го классов по ГОСТ 2789-51.



Фиг. 349. Влияние переднего угла на чистоту протянутой поверхности стали 45.

Поверхности более высокого класса чистоты можно получить при срезании более тонких слоев с меньшими скоростями резания и острыми, не изношенными режущими элементами зубьев протяжек

с применением сульфорефрезола и качестве смазывающе-охлаждающей жидкости. Несколько худшие результаты дает 3—5 %-ный водный раствор эмульсола. По мере износа режущих элементов протянутые поверхности соответствуют уже более низкому классу чистоты. При работе с более толстыми срезаемыми слоями и большими скоростями резания даже острыми, еще не изношенными режущими элементами зубьев, невозможно на деталях из сталей мягких и средней прочности получить чистоту выше 6-го класса, которая по мере износа зубьев снижается до чистоты 5-го класса и, наконец, 4-го класса.

Критерий износа протяжек выражает ту величину износа их рабочих зубьев по задней поверхности h_z , после достижения которой дальнейшая работа без переточки не целесообразна или невозможна по причинам ухудшения чистоты или недостаточной точности размеров протянутых на обрабатываемых деталях поверхностей. Долголетней практикой установлено, что по указанным выше причинам при износе по задней поверхности зубьев $h_z \approx 0.4$ мм протяжки необходимо подвергнуть переточке. Величина износа $h_z = 0.4$ мм и является количественным выражением критерия износа протяжек.

§ 102. СТОЙКОСТЬ ПРОТЯЖЕК

Стойкость протяжек выражается в минутах как сумма продолжительности всех рабочих циклов каждого зуба от и до переточки. В зависимости от марки инструментальной стали и физико-механических свойств обрабатываемого металла, режимов резания и требований, предъявляемых к чистоте и точности протягиваемых поверхностей, стойкость протяжек колеблется в пределах 100—500 мин. Зависимость стойкости протяжек от скорости резания отражена в формуле (246) показателем степени m , численная величина которого лежит в пределах 0,5—0,9. Стойкость каждого зуба протяжки подсчитывается по формуле

$$T = \frac{il_k}{1000v} \text{ мин.}, \quad (245)$$

где l — число рабочих проходов;

l_k — длина протягиваемой поверхности;

v — скорость резания в м/мин.

§ 103. СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ

Скорость резания протяжками в отличие от других видов режущих инструментов ограничивается кинематическими возможностями протяжных станков. Гидравлические протяжные станки с малым протяжным усилием, порядка до 10 т, позволяют работать со скоростями резания до 18 м/мин. С увеличением протяжного усилия станка скорость движения ходовой части уменьшается. Современные мощные гидравлические протяжные станки с протяжным усилием свыше 30 т развивают скорость стола или тяги до 6 м/мин. Поэтому применяемые на практике скорости резания протяжками соответствуют кинематическим возможностям наличных протяжных станков и находятся в пределах 1—18 м/мин, а для большинства мощных станков — в более узких пределах 1—6 м/мин. Общая зависимость скорости резания v от стойкости T протяжки, толщины срезаемого слоя a и физико-механических свойств обрабатываемого металла выражена формулой

$$v = \frac{C}{T^m a^y}. \quad (246)$$

Числовые величины коэффициента C и показателей степени m и y для круглых и шлицевых протяжек и ряда обрабатываемых марок конструкционных сталей и чугунов приведены в табл. 67.

Решая формулу (246) относительно стойкости, получим

$$T = \left(\frac{C}{va^y} \right)^{\frac{1}{m}} \text{ мин.} \quad (247)$$

По этой формуле можно определить стойкость протяжки T между переточками при известной скорости резания и толщине срезаемого слоя a .

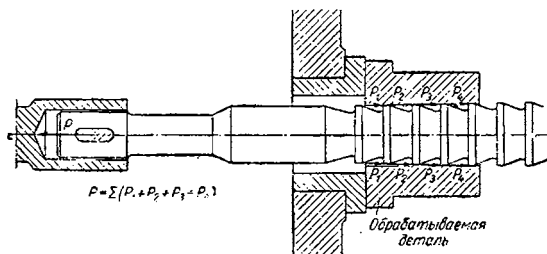
Таблица 67

Числовые значения коэффициента C и показателей степени m и y в формуле скорости резания (246)

Обрабатываемый металл	Твердость H_B	Круглые протяжки			Шлифовые протяжки		
		C	m	y	C	m	y
Сталь 45	160—180	12	0,62	0,62	11	0,60	0,75
„ 45	180—200	11	0,62	0,62	10	0,60	0,75
„ 40X	160—190						
„ 20X	140—170						
„ 12XH3	140—170						
„ 45	220—260	8	0,62	0,62	7—3	0,60	0,75
„ 40X	200—230						
„ 20X	180—220						
„ 12XH3	180—220						
„ 40X	290—330	7	0,77	0,80	5,5	0,50	0,60
„ 20X	260—290						
„ 12XH3	260—290						
Чугун	160—180	10	0,50	0,60	12,5	0,50	0,60
„	190—220	8,2	0,50	0,60	10,5	0,50	0,60

§ 104. СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ

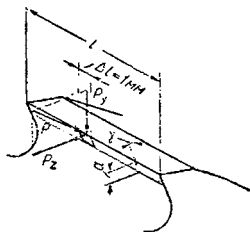
Сила резания при протягивании складывается из суммы сил, приложенных ко всем одновременно режущим зубьям (фиг. 350).



Фиг. 350. Схема действия сил резания на зубья протяжки.

При достаточном количестве стружкоделительных канавок на каждом зубе условия деформации узкой полосы срезаемого слоя между соседними канавками и свертывания его в отдельную стружечную спираль практически не зависят от кривизны участка главного режущего лезвия, расположенного между этими двумя канавками. Отсутствие сколько-нибудь заметной зависимости условий резания на отдельных изолированных друг от друга и достаточно коротких участках криволинейного главного режущего лезвия от фасонной формы и кривизны этого лезвия по всей его конфигурации приводит к тому.

что и сила резания не зависит ни от формы, ни от кривизны фасонного профильного лезвия. Исключение составляют как выпуклые, так и вогнутые резко очерченные угловые переходы. На таких угловых переходах условия деформации и отвода срезаемой стружки более затруднительны, чем на остальных участках и это сказывается на некотором увеличении силы резания. К тому же угловые переходы изнашиваются быстрее, и тогда силы резания в этих местах дополнительно возрастают от того, что на этих переходах, во-первых, не так остры режущие лезвия и, во-вторых, возрастают силы трения на изношенных контактных площадках задней поверхности. Но так как угловые переходы составляют незначительную часть от общей длины главных режущих лезвий, то влияние возрастающих на них сил резания на общую силу резания протяжками сказывается слабо. Исходя из сказанного, для установления общей зависимости при протягивании можно и целесообразно рассматривать не полную, а элементарную силу резания, приложенную не ко всей длине главных режущих лезвий одновременно работающих зубьев, а лишь на длине l мм режущего лезвия. Тогда на этой единице длины режущего лезвия будет приложена сила резания P , которая может быть разложена на две слагающие P_z по ходу протяжки и P_y перпендикулярно ходу протяжки (фиг. 351).



Фиг. 351. Схема действия силы резания P и ее слагающих P_z и P_y к единице длины главного режущего лезвия $\Delta b = 1$ мм.

Обе слагающие силы резания P_z и P_y зависят от ряда геометрических и режимных факторов [155] и [156]. Основными из этих факторов являются:

а) физико-механические свойства обрабатываемого металла; чем выше предел прочности или твердости обрабатываемого металла, тем больше слагающие P_z и P_y ;

б) толщина срезаемого одним зубом слоя a ; чем больше толщина срезаемого слоя a , тем больше и величина слагающих P_z и P_y , и наоборот;

в) количество стружкоделительных канавок; чем больше канавок на каждом зубе рабочей части протяжки, тем больше вспомогательных режущих лезвий, соответственно и угловых переходов, усложняющих условия резания и приводящих к дополнительным силам трения; поэтому чем больше число k стружкоделительных канавок, тем больше и средняя величина силы и ее слагающих, приходящаяся на 1 мм длины режущего лезвия;

г) величина переднего угла γ ; чем больше передний угол γ , тем меньше деформация срезаемого слоя и тем меньше величина слагающих P_z и P_y ;

д) величина заднего угла α ; чем больше задний угол, тем меньше силы трения и в некоторой степени также и сила, вызванная деформацией металла срезаемого слоя; поэтому с увеличением заднего угла α слагающие силы резания p_x и p_y несколько уменьшаются. В общем виде зависимость слагающих сил резания p_x и p_y , действующих на 1 мм длины острого, не изношенного главного режущего лезвия, выражается формулами:

$$p_x = C_1 a^{0,85} + C_2 k - C_3 \gamma^\circ - C_4 \alpha^\circ \text{ кг;} \quad (248)$$

$$p_y = C_5 a^{1,2} - C_6 \gamma^\circ - C_7 \alpha^\circ \text{ кг.} \quad (249)$$

Общая сила резания на всех одновременно работающих зубьях протяжки зависит от суммарной длины всех фактически режущих участков главных режущих лезвий. Кроме того, как показывают исследования и опыт заводов, с износом режущих элементов до $h_z = 0,4$ мм суммарная сила резания по ходу протяжки возрастает на 15 % по сравнению с исходной, до износа. Имея это в виду, общая сила резания определится из уравнений:

по ходу протяжки:

$$P_x = 1,15 \sum b (C_1 a^{0,85} + C_2 k - C_3 \gamma^\circ - C_4 \alpha^\circ) \text{ кг,} \quad (250)$$

перпендикулярно ходу протяжки:

$$P_y = 1,15 \sum b (C_5 a^{1,2} - C_6 \gamma^\circ - C_7 \alpha^\circ) \text{ кг.} \quad (251)$$

Числовые величины коэффициентов от C_1 до C_7 , включительно, отражающие влияние физико-механических свойств обрабатываемого металла на силы резания протяжками для ряда конструкционных сталей и чугунов, приведены в табл. 68 и 69 и соответствуют условиям протягивания с применением сульфифрезола в качестве смазывающе-охлаждающей жидкости.

Таблица 68

Числовые значения коэффициентов в формуле силы резания (250)

Марка обрабатываемого металла	C_1	C_2	C_3	C_4
Сталь 20	115	0,060	0,20	0,12
„ 35	160	0,080	0,24	0,13
„ ХМ	170	0,088	0,25	0,13
„ ОХМ	190	0,106	0,28	0,14
„ 45	220	0,108	0,32	0,14
„ 40Х	230	0,117	0,34	0,14
„ 0ХНЗМ	250	0,125	0,37	0,14
„ 20Х	265	0,137	0,40	0,15
„ 12ХНЗ	265	0,137	0,40	0,15
„ 20Х улучш.	300	0,158	0,46	0,16
„ 40Х улучш.	300	0,158	0,46	0,16
Чугун $H_B = 160 \div 180$	140	0	0,25	0,13
Чугун $H_B = 180 \div 220$	170	0	0,30	0,14

Таблица 69

Числовые значения коэффициентов в формуле силы резания (251)

Марка обрабатываемой стали	C_1	C_2	C_3
20	55	0,018	0,045
35	125	0,053	0,090
45	215	0,081	0,117

Мощность, затрачиваемая на протягивание, подсчитывается по общей формуле

$$N_e = \frac{Pv}{4500} \text{ л. с.},$$

где $P = P_z$ в кг, подсчитанному по формуле (250), и v — скорость резания в м/мин, с которой ведется процесс протягивания.

Основное технологическое время t_o выражается в минутах и равно продолжительности одного хода протяжки. Основное технологическое время при протягивании подсчитывается по формуле

$$t_o = \frac{kl_{p.x}}{1000v} \text{ мин.}, \quad (252)$$

где $l_{p.x}$ — длина рабочего хода протяжки в мм;

v — скорость резания в м/мин;

k — коэффициент, учитывающий обратный ход протяжки; обычно $k = 1,14 + 1,5$.

ГЛАВА XIII

ЗУБОНАРЕЗАНИЕ

§ 105. СПЕЦИФИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ НАРЕЗАНИИ ЗУБЧАТОГО ПРОФИЛЯ

В процессе нарезания зубчатых колес удаляется материал, заполняющий впадины между зубьями, и образуется точный профиль контура зуба

В понятие обеспечения точности зубчатого колеса, в первую очередь, входит обеспечение заданной точности профиля зуба, шага зацепления и концентричности расположения делительной окружности относительно оси ее вращения.

Указанные здесь три условия определяют класс точности зубчатых зацеплений, а потому должны контролироваться при изготовлении колес.

В отечественном машиностроении основные термины, обозначения и определения, касающиеся зубчатых зацеплений, регламентируются ОСТ ВКС 1597 и 8089, а также ГОСТ 3058-45. Классификация цилиндрических зубчатых колес по точности их изготовления регламентируется ГОСТ 1643-46. Согласно этому ГОСТ установлено четыре класса точности цилиндрических зубчатых колес.

Наиболее точными являются зубчатые колеса 1-го класса.

Образование зубчатого профиля производится при помощи строгания, долбления, фрезерования, шевингования и шлифования.

Строгание (фиг. 352) осуществляется специальными резцами с прямолинейной основной режущей кромкой (резцы для строгания профиля зуба конических колес).

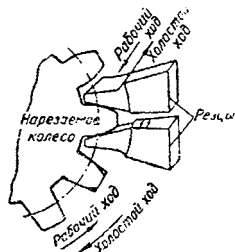
Долбление (фиг. 353) производится многолезвийным режущим инструментом со сложным профилем (долбяки).

Фрезерование при обработке зубьев осуществляется несколькими способами:

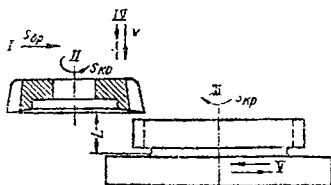
- а) дисковыми профильными фрезами;
- б) концевыми фасонными фрезами (для обработки зуба цилиндрических и конических колес);
- в) цилиндрическими и коническими червячными фрезами;
- г) торцевыми специальными головками с резцами сложного профиля для черновой и чистовой обработки конических зубчатых колес (фиг. 354).

Шевингование применяется для чистовой и отделочной обработки зубчатых колес 1 и 2-го классов точности и является процессом тонкого фрезерования с помощью специальных режущих инструментов, называемых шеверами.

Шлифование используется для нарезания мсфкомодульных колес и при чистовой обработке профиля зуба.



Фиг. 352. Схема строгания профиля зуба копилесного прямозубого колеса.



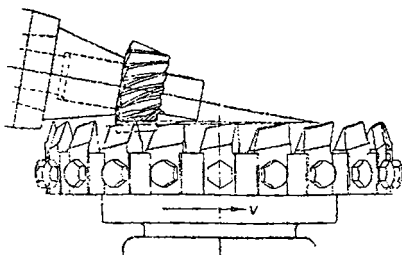
Фиг. 353. Схема работы круглого долбяка при нарезании зубчатого венца. Стрелками указаны основные движения долбяка и заготовки при нарезании внутреннего зуба.

Работа зуборезных инструментов характеризуется следующими специфическими особенностями:

1) сечение срезаемого слоя во время работы периодически изменяется;

2) отдельные элементы режущей кромки имеют различную нагрузку как по сечению среза, так и по скорости резания и подаче (долбяки, червячные фрезы и пр.);

3) по характеру работы углы заострения режущей кромки и углы резания не всегда удастся назначать в таких пределах, которые обеспечивают наилучшие условия резания.



Фиг. 354. Схема расположения специальной фрезы при нарезании конического колеса с криволинейным зубом.

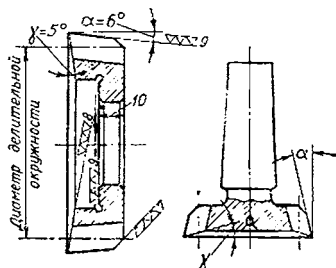
Так, задние углы режущей части иногда не удастся сделать больше $1-2^\circ$, а в некоторых сечениях режущей кромки этот угол может быть и равным нулю (долбяки, шеверы).

Некоторые зуборезные инструменты совершают во время работы весьма сложные движения (например, при нарезании конических шевронных зубьев).

В настоящей главе будет рассмотрен процесс резания при обработке зубьев круглыми долбяками, дисковыми модульными фрезами и червячными цилиндрическими фрезами. Процесс резания при других видах зубонарезания рассматривается в специальных курсах и ввиду сложности его описания здесь не приводится.

§ 106. ПРОЦЕСС РЕЗАНИЯ ПРИ ЗУБОДОБЛЕЛЕНИИ. СХЕМА ДВИЖЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ

Круглый долбяк представляет собой коническое зубчатое колесо, у которого вместо дополнительного конуса (см. ОСТ ВКС 8089) сделана специальная коническая выточка, образующая переднюю



Фиг. 355. Долбяки для нарезания цилиндрических колес внешнего и внутреннего зацепления.

поверхность на всех режущих зубьях (фиг. 355). По этой поверхности путем ее сошлифования и производится заточка долбяка.

В радиальном сечении, проходящем через середину зуба долбяка, передний угол всегда затачивается равным $\gamma = 5^\circ$, а задний $\alpha = 6^\circ$. Однако боковые задние углы режущего профиля зуба имеют значительно меньшие значения α^* .

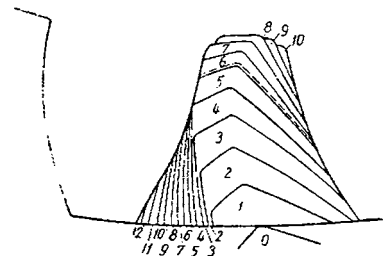
При нарезании зубчатого колеса долбяк и заготовка непрерывно вращаются с одной окружной скоростью. Долбяк, кроме того, совершает осевые перемещения — главное и холостое движения, необходимые для осуществления процесса резания. В начальный момент нарезания, кроме указанных выше движений (II, III и IV на фиг. 353), долбяк получает перемещение — врезания (движение I). Для предохранения долбяка от трения при его обратном ходе имеется дополнительное перемещение — движение V, совершающееся в момент выхода долбяка из зацепления с заготовкой. При этом перемещении заготовка отодвигается от долбяка при его обратном ходе, но затем (в конце холостого хода) снова возвращается на прежнее место. При черновом нарезании зуба после врезания, за каждый двойной ход шпинделя станка, долбяк и нарезаемая заготовка поворачиваются на заранее назначаемый угол. Обычно величина этой круговой подачи $S_{кр}$ оценивается в мм/дв. ход (взятых по делительной окружности).

Если представить себе схему образования одной впадины с помощью врезающегося с круговой подачей режущего зуба долбяка,

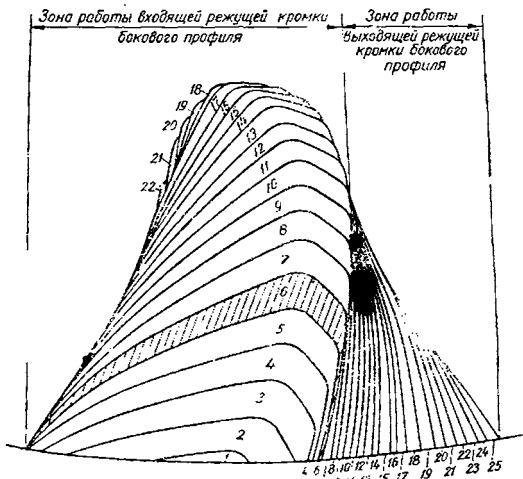
* Определение этих углов и построение профиля режущего контура рассматривается в курсе «Конструирование режущего инструмента».

то получится ряд последовательно примыкающих друг к другу срезов, постепенно образующих эту впадину. На фиг. 356 и 357 представлены схемы образования одной впадины при нарезании ее одним зубом круглого долбяка. Цифрами указаны номера последовательно срезаемых расчетных сечений стружек. Как видно, нагрузка отдельных участков режущей кромки (толщина среза) за каждый последующий рабочий ход долбяка значительно изменяется.

Кроме того, следует особо подчеркнуть то обстоятельство, что условия работы головки режущего зуба и его боковой части — входящей — отличаются от работы второй — выходящей части ¹.



Фиг. 356. Схема карезания одной впадины между зубьями круглым долбяком.



Фиг. 357. Схема нарезания одной впадины между зубьями круглым долбяком.

¹ Срез 6 заштрихован.

Расчетное сечение среза стружки за один ход долбяка за все время нарезания одной впадины изменяется по вполне определенному закону, который не меняется от выбранной подачи, скорости резания и нарезаемого модуля.

Для практических вычислений расходуемой мощности при зубодолблении и назначении величины подачи на один двойной ход, необходимо знать максимальное $\Sigma F_{\max}$ и среднее ΣF_{cp} сечения стружки, получаемые от всех одновременно работающих зубьев. Эти величины в зависимости от величины круговой подачи $s_{кр}$, модуля m и числа нарезаемых зубьев $z_{заг}$ определяются с достаточной точностью из выражений:

$$\Sigma F_{\max} = \frac{0,609 m^2 s_{кр}}{z_{заг}^{0,11}} \text{ мм}^2;$$

и

$$\Sigma F_{cp} = \frac{0,475 m^2 s_{кр}}{z_{заг}^{0,19}} \text{ мм}^2. \quad (253)$$

§ 107. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ И МОЩНОСТИ ПРИ ЗУБОДОЛБЛЕНИИ

Мощность, расходуемая на резание при нарезании на всю глубину зуба, может быть определена из выражения

$$N_p = \frac{\Sigma P_{zcp} v_{cp}}{60 \cdot 10^2} \cdot K_N \text{ кВт}, \quad (254)$$

где ΣP_{zcp} — суммарное (среднее за один шаг) усилие резания, действующее на долбяк в результате работы всех (одновременно работающих) зубьев в кг;

v_{cp} — средняя (за время рабочего хода долбяка) скорость резания; $v_{cp} = \frac{L}{\Delta T}$ м/мин; L — длина ходов в м; ΔT — время на один рабочий ход в мин.;

K_N — коэффициент, характеризующий отношение времени рабочего хода к времени двойного хода (в большинстве случаев $K_N = 0,5$).

Среднее суммарное усилие резания ΣP_{zcp} зависит от площади сечения стружки и давления резания p кг/мм²:

$$\Sigma P_{zcp} = \Sigma F_{cp} p \text{ кг}, \quad (255)$$

ΣF_{cp} определяется по формуле (253).

Примерные значения величины p приведены ниже¹.

¹ Таблица составлена на основании экспериментальных исследований [157]

Обрабатываемый материал	Механические свойства	Давление резания p и кг/мм^2
Конструкционная сталь	$\sigma_b = 60 \div 70 \text{ кг/мм}^2$ $\tau_b = 80 \div 100 \text{ "}$	170—180 320—350
Чугун серый	$H_B = 200$	120—140

Скорость движения долбяка вдоль его оси изменяется по закону, близкому к синусоидальному. Максимальное значение скорости за время хода долбяка можно определить из выражения

$$v_{\max} = \frac{\pi L n}{1000} \text{ м/мин}, \quad (256)$$

где L — длина хода долбяка в мм;

n — число двойных ходов долбяка в минуту.

Средняя скорость

$$v_{cp} = \frac{2Ln}{1000} \text{ м/мин}. \quad (257)$$

Мощность, расходуемая станком при черновом нарезании зуба (на полную глубину), равна

$$N_0 = \frac{N_z}{\tau_m} = \frac{\sum F_{cp} v_{cp}}{60 \cdot 102 \cdot \tau_m} \text{ кВт}. \quad (258)$$

Для зубодолбежных станков $\tau_m = 0,6 \div 0,7$.

§ 108. ВЫБОР СТОЙКОСТИ, СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ И ПОДАЧИ ПРИ ЗУБОДОБЛЕЖЕНИИ

Время T работы долбяков между перегонками при черновых и чистовых проходах назначается в зависимости от условий работы в пределах 180—360 мин.

На основании проведенных в СССР научно-исследовательских работ под руководством Комиссии по резанию металлов [157] и [158] найдены экспериментальные зависимости для определения скорости резания при зубодоблении в зависимости от размеров нарезаемых колес и материала, из которого они изготавливаются

При работе круглыми долбяками (диаметр делительной окружности 75 мм), изготовленными из стали Р18, на черновых проходах при обработке стали

$$v_{cp} = \frac{C_v}{\gamma^{0,25} \alpha_{кр}^{0,5} m^{0,2}} \text{ м/мин}; \quad (259)$$

при обработке чугуна $H_B = 190$

$$v_{sp} = \frac{C_v}{r^{0,2} s_{sp}^{0,25} m^{0,15}} \text{ м/мин.} \quad (260)$$

На чистовых проходах вне зависимости от сорта обрабатываемого материала (чугун или сталь)

$$v_{sp} = \frac{C_v''}{r^{0,3}} \text{ м/мин.} \quad (261)$$

Значения C_v и C_v'' для величин износа по задней поверхности при черновых проходах $h_z = 1$ мм и при чистовых $h_z = 0,1$ мм приведены ниже.

Наименование операции и коэффициента	Обрабатываемый материал			
	Сталь 45	Сталь 40Х	Сталь 12ХН3	Чугун $H_B = 190$
Черновой проход C_v	49	46,6	40,7	54
Чистовой проход C_v''	166	157,7	137,8	152

Величина подачи s_{sp} при чистовой обработке назначается, как правило, в пределах 0,28—0,38 мм/дв. ход*.

В процессе резания стальная заготовка и долбяк обильно охлаждаются сульфидфрезолом марки Р или эмульсолом 15%-ной концентрации с добавлением 4% животных жиров.

109. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ПРИ ЗУБОДОЛБЛЕНИИ

Основное время при зубодолблении определяется в соответствии с последовательностью проведения самого процесса. Вначале проходит процесс врезания долбяка с подачей $s_{sp} = 0,1 s_{sp}$. Длина рабочего хода в этом случае при черновом проходе равна глубине нарезаемой впадины, т. е. 2,1 м, при чистовом проходе — величине припуска (по радиусу).

Вторая половина процесса зубодолбления охватывает нарезание всех зубьев колеса. Здесь длина рабочего хода L равна длине делительной окружности:

$$L = zt = z\pi r \text{ мм,}$$

где t — шаг зубчатого зацепления в мм;

z — число нарезаемых зубьев.

В соответствии с этим для каждого чернового прохода

$$t_0 = \frac{2,1m}{s_{sp}n} + \frac{\pi r z}{s_{sp}n} \text{ мин.} \quad (262)$$

Для чистового прохода вместо 2,1 м необходимо учитывать припуск в радиальном направлении.

* Выбор подачи при черновых проходах см. [158].

§ 110. НАРЕЗАНИЕ ЗУБЬЕВ ДИСКОВОЙ МОДУЛЬНОЙ ФРЕЗОЙ

Дисковые модульные фрезы проектируются по типу цилиндрических фасонных фрез с затыванием режущего контура зуба по архимедовой спирали.

Профиль зубьев фрезы должен точно соответствовать контуру впадины между зубьями нарезаемой заготовки и после переточки фрезы оставаться без изменения.

Эти особенности налагают ряд условий на конструкцию фрезы и ее эксплуатационные качества.

Основными условиями являются следующие:

1) контур зубьев фрезы зависит от величины модуля и числа нарезаемых зубьев;

2) изменение углов заточки против установленных меняет профиль режущего контура;

3) передний угол γ равен нулю, задний угол α изменяется от 1 до 10° ;

4) при переточке все зубья фрезы должны затачиваться только по передней поверхности и строго на одну и ту же величину;

5) затупление фрезы определяется по величине износа задней поверхности зуба.

При черновой обработке величины износа допускаются до $h_z = 0,8 \div 1,0$ мм, при чистовой обработке $h_z = 0,25 \div 0,3$ мм.

Для черновых проходов при зубонарезании изготавливают дисковые фрезы с прямолинейным (трапециoidalным) профилем. Для улучшения условий резания, с целью повышения производительности, передний угол делается около $+10^\circ$. Такие фрезы делаются в настоящее время для скоростной обработки со вставными пластинами твердого сплава ВК8 и Т15К6. Диаметр твердосплавных фрез выбирается не менее 100 мм, число зубьев 10—12.

Дисковые модульные фрезы, как правило, работают на горизонтальных и универсально-фрезерных станках. Для поворота заготовки на один шаг используются делительные головки с ручным вращением.

При таких условиях при чистовой обработке удастся обеспечить только 4-й класс точности зубчатых зацеплений (ГОСТ 1643-46).

Законы образования новой поверхности при нарезании зуба модульной дисковой фрезой остаются такими же, как и при работе фасонной дисковой фрезой аналогичного профиля.

На основании экспериментальных исследований, произведенных по заданию Комиссии по резанию металлов, установлен порядок выбора минутной подачи s_m при нарезании зубьев нормальной модульной фрезой в зависимости от модуля и качества обрабатываемого материала для быстрорежущей фрезы

$$s_m = \frac{C_s}{m^{1,5}} \text{ мм мин.} \quad (263)$$

Здесь C_s постоянная, зависящая от качества обрабатываемого материала. Величины C приведены ниже.

Обрабатываемый материал	Значение C_s
Сталь 45 ($\sigma_B = 60 \text{ кг/мм}^2$)	263,0
Сталь 18ХГТ ($\sigma_B = 70 \text{ кг/мм}^2$)	183,0
Сталь 12ХНЗ ($\sigma_B = 80 \text{ кг/мм}^2$)	107,0
Чугун $H_B = 180$	400,0
Бронза средней твердости	565,0

Выбор подачи при черновом нарезании зубьев твердосплавными высокопроизводительными фрезами производится из расчета: 1) при обработке стали $s_z = 0,1 \div 0,12 \text{ мм/зуб}$; 2) при обработке чугуна $s_z = 0,18 \div 0,24 \text{ мм/зуб}$.

Минутная подача определяется как произведение

$$s_x = s_z z n \text{ мм/мин},$$

где z — число зубьев фрезы

n — число оборотов фрезы в минуту.

Скорости резания при нарезании зубьев дисковыми фрезами берутся из табл. 70.

Скорости определены из условия продолжительности основного времени между переточками $t_o = 150 \div 180 \text{ мин}$.

Таблица 70

Материал режущей части	Характер обработки	Скорости резания v в м/мин			
		Обрабатываемый материал			Чугун серый
		Сталь марки			
		45	40Х	18ХГТ 12ХН3	
Р9	Черновой проход . . .	32	30	22	25
	Чистовой проход . . .	40	37	27	32
ВК8	Черновой проход . . .	—	—	—	80—100*
Т15К6	Черновой проход . . .	200	180	160	—

* Минутная подача при скоростном черновом нарезании зубьев на высокопроизводительных станках доходит до 4000—5000 мм/мин.

При нарезании дисковыми модульными фрезами основное время определяется по формуле

$$t_0 = \frac{(l + l_1)z}{s_{\text{ж}}} + \frac{(l + l_1)z}{s_{\text{обр. х}}} + \tau \text{ мин.}, \quad (264)$$

где l — длина зуба в мм;

l_1 — длина врезания, подхода и выхода фрезы в мм;

$l_1 = \sqrt{t(d-l)} + 5 \text{ мм};$

t — шаг зубчатого зацепления;

d — диаметр фрезы в мм;

$s_{\text{ж}}$ — минутная подача в мм/мин;

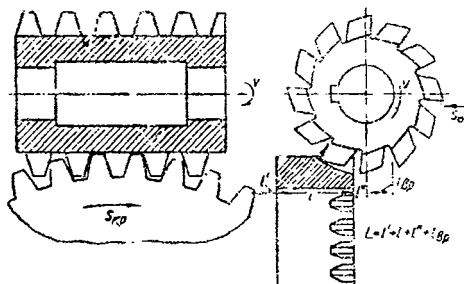
z — число нарезаемых зубьев;

$v_{\text{обр. х}}$ — скорость обратного хода; $v_{\text{обр. х}} \approx 4000 \text{ мм/мин};$

τ — время, затрачиваемое на деление, в мин.

§ III. НАРЕЗАНИЕ ЗУБЬЕВ ЧЕРВЯЧНЫМИ МОДУЛЬНЫМИ ФРЕЗАМИ

Схема нарезания зубьев червячной фрезой дана на фиг. 358. Обработка червячной фрезой применяется при чистовом и черновом нарезании цилиндрических зубчатых колес с прямыми и спи-



Фиг. 358. Схема работы червячной модульной фрезы при нарезании зубьев.

ральными зубьями. При черновой обработке применяются одно-, двух- и трехзаходные червячные фрезы. При чистовой обработке можно применять только однозаходные червячные фрезы, так как двух- и трехзаходные дают без специального корригирования, слишком большое искажение зубчатого профиля.

Скорость резания при фрезеровании червячной фрезой определяется в зависимости от выбранного числа оборотов фрезы и ее диаметра по формуле

$$v = \frac{\pi d n}{1000} \text{ м/мин.}$$

где d — наружный диаметр фрезы в мм,

n — число оборотов фрезы в минуту.

Расчетная подача при фрезеровании s_n берется на один оборот обрабатываемой заготовки. При чистовой обработке она не превышает 1 мм/об, при черновой обработке подача зависит в первую очередь от жесткости станка и может достигать до 12 мм/об.

Современные станки для работы червячной фрезой должны иметь специальные линейки для передвигания фрезы вдоль ее оси. Передвижка делается для того, чтобы все зубья фрезы равномерно изнашивались во время работы. Величина передвижки и количество передвижек зависит исключительно от модуля, числа нарезаемых зубьев на заготовке и от длины фрезы.

Передвижки увеличивают стойкость фрезы в 2—6 раз.

Зубья червячных фрез затыловываются по спирали с постоянным углом 10° .

Для скоростной обработки зубчатых колес изготавливаются червячные фрезы с твердосплавными вставными зубьями, начиная с модуля 3 и выше.

Число зубьев фрезы, участвующих в работе, определяется по приближенной формуле [159]

$$z = \frac{h \cdot z_{фр}}{\operatorname{tg} \alpha_d \cos \varphi_n t_n}, \quad (265)$$

где h — глубина впадины в мм;

$z_{фр}$ — число канавок у фрезы;

α_d — угол зацепления;

φ_n — угол подъема винтового шага фрезы;

t_n — шаг в мм.

Так при нарезании колеса $z = 18$; $m = 5$; $\alpha_d = 20^\circ$ однозаходной фрезой в работе участвует 15 зубьев.

Однако основную нагрузку по формированию профиля зуба несут только 8. Из них наиболее сильно изнашиваются 2—3 зуба. Характер протекания износа во времени у червячных фрез такой же, как и других профильно-фасонных фрез.

§ 112. ВЫБОР ПОДАЧИ НА ОБОРОТ НАРЕЗАЕМОЙ ЗАГОТОВКИ

Величина подачи на один оборот заготовки при черновом нарезании зубьев червячной фрезой зависит: 1) от прочности самой фрезы; 2) от прочности деталей станка; 3) от прочности обрабатываемой заготовки; 4) от качества обрабатываемого материала; 5) от числа зубьев и модуля нарезаемого зубчатого колеса.

Стандартные однозаходные фрезы, изготавливаемые на отечественных инструментальных заводах до $m = 8$ мм, настолько прочны, что не лимитируют величину подачи. Так, например, фрезы $m = 1$ мм легко выдерживают подачу 5—6 мм на один оборот заготовки, обеспечивая удовлетворяющий техническим условиям 4-го класса, профиль зуба при нарезании его за один проход на полную глубину.

Точно также работают фрезы $m = 5$ мм при подаче $s_n = 12$ мм/об при обработке стали 50 с нормальной твердостью.

Работу на таких больших подачах по чугуну и бронзе ограничивает выкрашивание металла на выходе фрезы из обрабатываемых заготовок. Высокие подачи (порядка 6—8 мм/об) вполне допустимы, и нарезаемые заготовки удовлетворяют (при одном проходе) 4-му классу точности зубчатых передач.

Прочность деталей станка ограничивает подачу появлением вибраций (дрожаний) суппортной каретки, несущей фрезу. Особенно сильны эти дрожания при врезании и выходе фрезы из обрабатываемой заготовки.

Наиболее неблагоприятные условия дрожания каретки имеют место при врезании фрезы, когда в работе одновременно участвуют один-два зуба.

Влияет на величину дрожаний также и скорость резания.

Практически подачи при черновых проходах выбирают согласно специальным таблицам, составленным на основании данных ряда исследований, произведенных на всех выпускаемых отечественной промышленностью станках [158].

Черновые подачи для однозаходных фрез выбирают в пределах 2,0—12 мм/об, чистовые подачи — 0,6—1,2 мм/об.

Если известны (допускаемые жесткостью станка) подачи для однозаходных фрез, то при работе двухзаходными фрезами эти подачи уменьшаются вдвое, а при использовании трехзаходных фрез — втрое.

§ 113. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ И МОЩНОСТИ ПРИ НАРЕЗАНИИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ

Скорость резания при черновом зубонарезании для данных свойств и качества материала заготовки зависит: 1) от величины подачи на один оборот заготовки s_n ; 2) от нарезаемого модуля m ; 3) от продолжительности машинного времени работы t_o и 4) от величины износа фрезы, до которого будут доводить ее за время t_o .

Число нарезаемых зубьев практически не оказывает влияния на стойкость фрезы, а следовательно на устанавливаемую скорость резания.

Экспериментальные исследования процесса резания червячными модульными фрезами, произведенные советскими учеными, позволили вывести эмпирические зависимости, с помощью которых все основные параметры режима резания связанны между собой структурно. Вид этих зависимостей тот же, что и для процесса резания токарными резцами.

Для черновых проходов с охлаждением при нарезании колес $m = 2 + 16$ мм из стали 45 скорость резания в зависимости от назначенной стойкости T , s_n и m определяется из выражения

$$v = \frac{C_v K_{\tau} K_{\eta}}{T^{0,25} s_n^{0,5} m^{0,25}} \text{ м/мин}; \quad (266)$$

при обработке зубчатых колес, изготовляемых из серого чугуна $H_B = 190$

$$v = \frac{C_v' K_{c\sigma} K_m}{T^{0,2} S_0^{0,3} m^{0,15}} \text{ м/мин.} \quad (267)$$

При нарезании червячной фрезой зубчатых колес за один проход начисто, что практикуется при обработке $m < 2,5$ мм, получены следующие эмпирические зависимости:

при нарезании колес из стали 45

$$v = \frac{C_v m^{0,5} K_{c\sigma} K_m}{T^{0,5} S_0^{0,8}}; \quad (268)$$

при нарезании колес из серого чугуна $H_B = 190$

$$v = \frac{C_v' m^{0,7} K_{c\sigma} K_m}{T^{0,3} S_0^{0,4}} \text{ м/мин.} \quad (269)$$

Значения постоянных C_v , C_v' , $K_{c\sigma}$ и K_m приведены в табл. 71 и 72.

Таблица 71

Характер обработки	Обрабатываемый материал	Модуль m в мм	Значение C_v	
			Черновой проход	Чистовой проход
Нарезание за один проход	Сталь 45	1,0—2,0 2,5—7,0	— 285	700 —
	Чугун $H_B = 190$	1,0—2,5 3,0—8,0	— 198	152 —
Нарезание за два черновых прохода	Первый черновой проход: Сталь 45	7,0—16,0	285	—
	Чугун	8,0—18,0	198	—
	Второй черновой проход: Сталь 45	7,0—16,0	400	—
	Чугун	8,0—18,0	278	—

Стойкость T нормальных модульных червячных фрез в зависимости от модуля и планового задания участка выбирают в пределах 180—540 мин.

Для увеличения производительности при зубонарезании отечественными заводами выпущены червячные фрезы с ножами из твердых сплавов марок ВК8 и Т15К6. При использовании таких фрез скорость резания повышается в 3—4 раза.

Таблица 72

Значение коэффициента	Марка стали			
	45	40Х	18ХГТ	Чугун $H_B = 190$
K_{Cv}	1,0	0,9	0,7	1
K_M при фрезе из стали Р18, оснащенной твердым сплавом	1	1	1	1
Т15К6	1,2	4,0	3,8	—
ВК8	—	—	—	2,8

Следует помнить, что использование твердосплавных фрез со скоростями резания, рекомендованными для быстрорежущих инструментов, нерентабельно. Это объясняется тем, что работа твердого сплава на пониженной скорости вызывает выкрашивание его режущих кромок.

Мощность, затрачиваемая при работе червячной фрезой на резание, зависит: 1) от обрабатываемого материала; 2) от модуля зацепления m ; 3) от подачи на оборот заготовки s_o и 4) от скорости резания v .

На основании экспериментальных исследований, произведенных проф. А. М. Розенбергом, определение мощности при зубофрезеровании однозаходной фрезой можно производить по следующей формуле:

$$N_e = \frac{C_N v^x m^y}{4500} \text{ л. с.}$$

Значения показателей степени x и y , а также постоянной C_N приводятся в табл. 73 для различных марок обрабатываемого материала.

Среднее окружное усилие резания на фрезе можно определить по экспериментальной формуле [160]:

$$P_z = C_p m^x s_o^y \quad (270)$$

где C_p — постоянный коэффициент, зависящий от обрабатываемого металла;

m — модуль нарезаемых зубьев в мм;

s_o — подача на один оборот заготовки в мм.

Значения коэффициентов C_p , x_p и y_p даны в табл. 74.

Зная P_z можно определить среднюю мощность на фрезе по формуле

$$N_{ef} = \frac{P_z v}{4500} \text{ л. с.} \quad (271)$$

Таблица 73

Обрабатываемый материал	C_N	x	y
Сталь 45	30	0,75	1,0
" 40X	24	0,75	1,0
" 18ХГТ	30	0,75	1,0
Чугун $H_B =$ $= 180 \div 200$	11,3	0,8	1,13
Чугун $H_B =$ $= 200 \div 220$	11,3	0,8	1,37

Таблица 74

Обрабатываемый материал	C_p	x_p	y_p
Сталь 20	30	1,0	0,75
" 40X	24,4	1,0	0,75
Чугун $H_B =$ $= 212 \div 223$	10,9	1,37	0,8

Основное технологическое время определяется по формуле:

$$t_o = \frac{Lz}{ns_oq} \text{ мин.}, \quad (272)$$

где L — длина прохода фрезы на рабочей подаче, которая складывается из длины зуба l , длины врезания $l_{вр}$, длины подхода l' и выхода l'' (см. фиг. 358);

z — число нарезаемых зубьев;

n — число оборотов фрезы в минуту;

s_o — подача на один оборот заготовки в мм;

q — заходность фрезы.

Длина врезания $l_{вр}$ определяется исходя из тех же соображений, что и при нарезании зубьев дисковой фрезой с учетом поворота оси червячной фрезы на угол φ_n (подъема витка).

ГЛАВА XIV

ШЛИФОВАНИЕ

Процесс шлифования металлов широко используется в машиностроении как при чистовой и отделочной, так и при черновой обработке деталей машин и инструментов. Около 10% всего действующего парка металлорежущих станков работает с помощью абразивного инструмента. Шлифование применяется не только при обработке наружных и внутренних цилиндрических поверхностей, но и при обработке плоских и фасонных профилей деталей. Обработка осуществляется при помощи копирования (фасонными кругами) и обкатки сложных профилей кругами простой прямолинейной формы.

Абразивный инструмент изготавливается в виде кругов самого различного профиля и размеров, в виде брусков и пластин (сегментов), наконец, в виде порошков и шлифовальных зерен различных размеров и качества.

При помощи шлифования можно производить обработку любых материалов и металлов, начиная от самых мягких (алюминий) и кончая твердыми сплавами, используемыми при изготовлении режущих инструментов.

Ниже будут рассмотрены только элементарные примеры шлифовальных работ, необходимые для понимания сущности процесса удаления частиц металлов с обрабатываемой поверхности при помощи абразивного инструмента.

Следует отметить, что наиболее полно и всесторонне процесс резания металлов при шлифовании был исследован советскими учеными, работы которых [161] — [163] дали возможность составить нормативы для расчета производительного режима резания при шлифовании.

§ 114. АБРАЗИВНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Химический состав и свойства. Современное машиностроение использует для осуществления процесса резания при шлифовании: электрокорунд нормальный и белый; карбид кремния (черный и зеленый); карбид бора и природный корунд.

Электрокорунд представляет собой кристаллическую окись алюминия Al_2O_3 , полученную в электрических печах из чистого глинозема (бокситов).

Нормальный электрокорунд (алунд) окрашен в розово-красный или коричневый цвет. Электрокорунд марок Э87, Э90, Э91 и Э93

содержит 87—97% окиси алюминия, 0,4—2% окиси железа и небольшое количество SiO_2 , TiO_2 и CaO .

У зерен нормального электрокорунда предел прочности на сжатие составляет 76 кг/мм^2 , а на изгиб $\sim 9 \text{ кг/мм}^2$; удельный вес $3,8\text{—}3,9 \text{ г/см}^3$. Микротвердость равна $2200\text{—}2600 \text{ кг/мм}^2$ *. Температура плавления зерен электрокорунда $1950\text{—}2000^\circ$.

Белый электрокорунд — ЭБ97 и ЭБ99 содержит, кроме окиси алюминия и других элементов, указанных выше, еще 1,5—6% глинозема.

Монокорунд марок М97 и М98 содержит до 98% окиси алюминия и до 0,9% окиси железа. Монокорунд обладает повышенными механическими свойствами по сравнению с нормальным электрокорундом. Предел его прочности на сжатие $\sigma_{сж} = 304 \text{ кг/мм}^2$ (при испытании параллельно оптической оси) и $\sigma_{сж} = 223 \text{ кг/мм}^2$ (при испытании перпендикулярно оптической оси). Предел прочности на изгиб $\sigma_{изг} \approx 37 \text{ кг/мм}^2$.

Карбид кремния (карборунд) является химическим соединением кремния с углеродом SiC при $2200\text{—}2300^\circ$. Удельный вес карбидов кремния $3,1\text{—}3,22 \text{ г/см}^3$. Предел прочности на сжатие $\sigma_{сж} = 224 \text{ кг/мм}^2$ (перпендикулярно оптической оси), на изгиб $\sigma_{изг} = 15,5 \text{ кг/мм}^2$. Микротвердость $H_v = 3310 \text{ кг/мм}^2$.

Черный карбид кремния марок КЧ97 и КЧ98 содержит 97—98% SiC и 0,6—0,7% Fe_2O_3 .

Зеленый карбид кремния марок КЗ96 — КЗ99 имеет повышенные механические свойства и используется для особо ответственных работ, например при шлифовании и заточке твердосплавного режущего инструмента.

Карбид бора содержит до 95% кристаллического карбида бора и имеет повышенную твердость против карбида кремния; применяется для доводки твердосплавного инструмента.

Искусственно получаемые абразивные материалы после выхода из печей представляют собой, как правило, большие глыбы, которые подвергают дроблению и делению по цвету массы. Дальнейшим дроблением (размалыванием) получают отдельные абразивные зерна.

Зерна абразивных материалов (особенно монокорунда и карбида кремния) имеют достаточно отчетливо выраженную огранку. Однако хорошо выраженные грани не всегда бывают на абразивных зернах.

Огранка зерен монокорунда и карбида кремния напоминает режущую часть токарного резца. Радиус округления режущей кромки на зерне электрокорунда 8—14 мк [166], а на зернах карбида кремния 6—12 мк.

Зернистость. Абразивные зерна различаются не только по химическому составу и по форме, но и по размерам, которые имеют существенное значение при работе зерна.

* Микротвердость закаленной стали, как правило, в поверхностном слое не превышает $900\text{—}1400 \text{ кг/мм}^2$.

Размерная характеристика абразивных зерен установлена ГОСТ 3238-40.

Зерном дробленого абразивного материала называется его осколок, размер которого в поперечнике не превышает 5 мм. Отношение наибольшего размера к наименьшему у одного зерна должно быть не более 3.

Размеры зерна—высота h , длина l и ширина b (описанного вокруг зерна наименьшего параллелепипеда)—должны находиться в следующей зависимости: $h > l > b$.

ГОСТ установлена классификация зерен и их обозначения по номерам. Эта классификация дана в табл. 75.

Таблица 75

№ зерна	Размерная характеристика зерна в мк	№ зерна	Размерная характеристика зерна в мк	№ зерна	Размерная характеристика зерна в мк	№ зерна	Размерная характеристика зерна в мк
5	5000—4000	20	1000—850	70	250—210	280	53—42
6	4000—3300	24	850—700	80	210—180	320	42—28
7	3300—2800	30	700—600	90	180—150	M28	28 20
8	2800—2300	36	600—500	100	150—125	M20	20—14
10	2300—2000	40	500—420	120	125—105	M14	14—10
12	2000—1700	46	420—355	150	105—85	M10	10—7
17	1700—1400	54	355—330	180	85—75	M7	7—5
16	1400—1200	60	300—250	220	75—63	M5	5—3,5
18	1200—1000			240	63—53		

По ГОСТ, зернистость абразивного инструмента есть число, показывающее предельный размер в микронах основной фракции шлифзерна, шлифпорошка и микропорошка, имеющегося в данном абразивном материале.

После размола зерна сортируются и поступают на формовку абразивных кругов, брусков или используются в виде порошков.

Так как выделить зерна одного номера представляет большие трудности, ГОСТ 3647-47 установлено только 28 номеров зернистости: 10, 12, 14, 16, 20, 24, 30, 36, 46, 54, 60, 70, 80, 90, 100, 120, 150, 180, 220, 240, 280, 320, M28, M20, M14, M10, M7 и M5.

Зерна с № 10 по 90 включительно выделяются в группу «Шлифзерно», и абразивный инструмент, изготавливаемый из них, считается крупнозернистым; зернистости от № 100 до 320 включительно составляют группу шлифовальных порошков и с № M28 по M5 — группу микропорошков.

Инструмент, изготовленный из порошков от № 100 до 180 включительно, считается мелкозернистым, а от № 220 до 320 — тонкозернистым.

Кроме основного номера зерна, в отобранном составе абразивного материала могут оказаться и более крупные и мелкие зерна.

Так, ГОСТ 3547-47 предусмотрено, например, что в абразивном инструменте зернистостью № 46 будет:

- зерен № 46 не менее 45% (основная фракция)
- » № 36 и 40 не более 30% (крупная фракция)
- » № 54 не более 20%
- » № 70 не более 3% (мелкая фракция).

В том же составе не должно быть зерен № 30 и крупнее.

§ 115. СВЯЗКИ, ПРИМЕНЯЕМЫЕ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Абразивные материалы используются при резании металлов не только в виде порошков, но также в виде шлифовальных кругов различной формы и профиля, брусков и шкурки.

При изготовлении кругов шлифовальные зерна и порошки соединяются при помощи связок, или связывающих материалов.

Наиболее распространенными являются: 1) керамические связки, изготавливаемые из белой огнеупорной глины, талька и шпата¹ и 2) органические связки — бакелитовая и вулканитовая.

Керамическая связка обладает большой химической стойкостью и не боится влаги. Абразивные инструменты изготавливаются на этой связке при высокой температуре. Однако круги с керамической связкой могут работать с окружной скоростью не выше $v_{кр} \leq 35 \text{ м/сек}$ *, так как обладают большой хрупкостью и от удара легко разламываются.

Бакелитовая связка придает абразивному инструменту большую упругость и позволяет работать с окружной скоростью до 50 м/сек, а в отдельных случаях (например, тонкие отрезные круги) и до 75 м/сек [165].

Круги на бакелитовой связке не рекомендуется нагревать выше 180°, так как связка при этом теряет прочность. Вследствие этого круги с бакелитовой связкой применяются в тех случаях, когда не допускается повышенный нагрев шлифуемой поверхности.

Вулканитовая связка придает абразивному инструменту особую упругость и разрешает в процессе работы (в особых случаях) даже деформирование круга. Так, например, мягкие эластичные круги на вулканитовой связке допускают шлифование кольцевых канавок криволинейного профиля прямым кругом.

Вулканитовая связка изготавливается из каучука с добавкой серы (до 25%) с последующей вулканизацией. Круги на вулканитовой связке широко применяются при тонком шлифовании и полировании. При температуре 150° связка вулканитового круга значительно размягчается и давление зерен на обрабатываемую поверхность уменьшается. Это свойство круга широко используется при доводочных работах.

¹ К этой категории относятся также силикатная и магнезиальная связки, в настоящее время уже не применяемые.

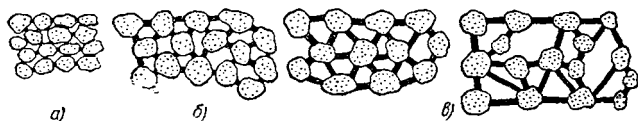
* Кроме специальных сортов, которые допускают $v_{кр}$ до 50 м/сек.

§ 116. СТРУКТУРА И ТВЕРДОСТЬ АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА

Основными составляющими элементами абразивного инструмента являются зерна и связка. Соотношение между этими компонентами в единице объема абразива бывает различно.

Применяемые в настоящее время круги содержат 10—30% сырой связки в единице объема. После обжига в связке образуются пустоты, которые легко обнаруживаются при рассмотрении готового круга под микроскопом.

В зависимости от соотношения объемов, занимаемых зерном, связкой и пустотами или порами, структура абразива может быть: плотной (фиг. 359, а), средней (фиг. 359, б) и открытой (фиг. 359, в).



Фиг. 359. Характер структуры абразивного инструмента:

а — плотная; б — средняя; в — открытая.

Высокопористые абразивы применяются при шлифовании особо вязких материалов. По плотности структуры абразивные инструменты обозначаются номерами от № 0 до 13 включительно.

Структура № 1 у абразивного инструмента, изготовляемого из карбида кремния с зернистостью № 24; делается, например, с количеством сырой связки в единицах объема от 10,4 до 27,3%, а структура № 13 — от 21,3 до 29,5%.

В зависимости от метода обжига и состава связки зерна удерживаются в абразивном инструменте сильнее или слабее.

Во время работы круга по мере затупления режущих зерен усилие, действующее на зерно, повышается и может вызвать разрушение зерна или вырывание его из круга. Если это вырывание будет происходить равномерно по всей работающей поверхности абразивного инструмента, то произойдет самозатачивание такого инструмента.

Наиболее полным самозатачивание абразивного инструмента во время работы будет в том случае, когда зерна после затупления их режущих кромок самостоятельно отделятся и уйдут вместе со стружкой.

Однако самозатачиваемые круги создать трудно, так как степень затупления зерна зависит не только от качества обрабатываемого материала и толщины снимаемого слоя (подачи), но также от формы самого зерна и от количества зерен, одновременно участвующих в работе шлифования. Это количество может быть в отдельные моменты времени различно, а следовательно данное обстоятельство будет вносить неопределенность в процесс затупления круга. На

процесс затупления влияет также твердость абразивного инструмента.

Под твердостью абразивного инструмента понимается сопротивление вырыванию абразивных зерен во время работы. Мягким абразивом будет называться такой, у которого легче вырвать зерно, и твердым у которого зерно вырвать труднее.

По твердости абразивы разделяются на категории. В табл. 76 даны названия и условные обозначения твердости абразивного инструмента по ГОСТ 3751-47.

Таблица 76

Категория твердости	Подразделение
М — мягкий	M1, M2, M3
СМ — среднемягкий	СМ1, СМ2
С — средний	С1, С2
СТ — среднетвердый	СТ1, СТ2, СТ3
Т — твердый	T1, T2
ВТ — весьма твердый	ВТ1, ВТ2
ЧТ — чрезвычайно твердый	ЧТ1, ЧТ2

На керамической и бакелитовой связках абразивный инструмент выпускается всех категорий твердости и всех указанных в табл. 76 подразделений. На вулканитовой связке только категорий СМ, С, СТ и Т.

Кроме перечисленных категорий твердости, по специальным

требованиям производится бакелизация кругов, изготовленных на керамической основе (марка ВЧК). Такая обработка, заключающаяся в пропитывании керамических кругов бакелитом, повышает их твердость и способность выдерживать более высокие температуры, чем обычные круги на бакелитовой связке.

Для определения твердости абразивного инструмента существует, согласно ГОСТ 3751-47, три способа: 1) высверливание лунки; 2) вдавливание шарика; 3) пескоструйная обработка¹.

Первым способом определяется твердость абразивных инструментов на вулканитовой связке зернистостью от № 24 до 120. Сущность способа заключается в высверливании в абразиве лунки глубиной 2,5 мм посредством специального плоского сверла, на рабочей части которого закреплены две закаленные (до $H_{RC} = 50 + 52$) прямоугольные пластинки из стали У10А. Расстояние между пластинками 1,5 мм. Сверло вращается в шпинделе прибора АОТ-4 (ЦНИЛАШ) со строго регламентированной осевой нагрузкой. Для абразивного инструмента твердостью СМ и С нагрузка выбирается 25 кг, для твердости СТ и Т — 35 кг. Прибор фиксирует глубину сверления и одновременно суммарное число оборотов шпинделя, потребовавшихся для образования лунки глубиной 2,5 мм. Степень твер-

¹ В практике используется для определения твердости также прибор Прокофьева — царапание круга алмазным наконечником (описан в монографии П. Е. Дьяченко «Шлифовальный круг и его режущая способность», Обorongиз, 1939).

дости определяется по специальной таблице ГОСТ 3751-47, в которой указаны пределы суммарного числа оборотов, соответствующие определенной твердости абразивного инструмента. На шлифовальных кругах и сегментах измерение твердости делается в четырех точках, на брусках в трех точках. Значение твердости определяется как средняя арифметическая величина из этих показаний.

Второй способ определения твердости применяется для абразивного инструмента на керамической и бакелитовой связках зернистостью от № 100 до М14. Стальной закаленный шарик диаметром 6,35 мм для категории твердости М и диаметром 3,175 мм для СМ, С, СТ, и Т вдавливается в абразивный инструмент с усилием 60 кг. ГОСТ 3751-47 дает переводную таблицу, по которой, зная глубину полученной лунки, можно определить твердость.

Третий способ применяется для определения твердости абразивных изделий на керамической и бакелитовой связках зернистостью от № 10 до 90.

На поверхность абразивного инструмента направляется струя кварцевого песка при давлении воздуха 1,5 ат. Объем песка и его зернистость (№ 24—30) регламентируются. Глубина полученной лунки измеряется, и по ней судят о твердости изделия (ГОСТ 3751-47). Тарировка прибора производится на зеркальном стекле, на котором после выхода из сопла 28 см³ песка должна образоваться лунка глубиной $2,13 \pm 0,5$ мм, а после выхода 5 см³ песка — лунка глубиной $0,53 \pm 0,03$ мм.

§ 117. ФОРМА АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И ИХ ВЫБОР ДЛЯ ШЛИФОВАЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЙ

Абразивные инструменты изготавливаются в зависимости от их назначения всевозможных форм и размеров [171].

Отечественная абразивная промышленность изготавливает большую номенклатуру абразивных инструментов, а также специальные круги, предназначенные для работы на повышенной окружной скорости (до 50 м/сек) и кругов-алмазозаменителей марки АЗ-32, А-24, А-320 и А-32К, предназначенных для правки шлифовальных кругов.

В табл. 77 приведен как пример сокращенный перечень профилей кругов с указанием, какими ГОСТ они предусмотрены.

Размеры кругов по диаметру колеблются от 3 до 2500 мм. Круги больших диаметров, предназначенные для черновых работ, прикрепляются (наращиваются) к стальным дискам (фиг. 360).

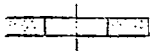
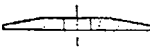
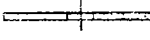
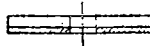
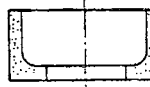
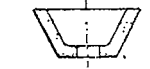
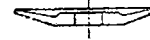
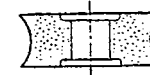
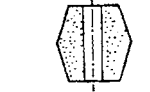
При выборе качества связки, зернистости круга и твердости всегда исходят из следующих соображений.

1. Для шлифования твердых (закаленных) сталей следует выбирать мягкие круги.

2. Для шлифования мягких материалов выбирают твердые круги с пористой (открытой) структурой.

Таблица 77

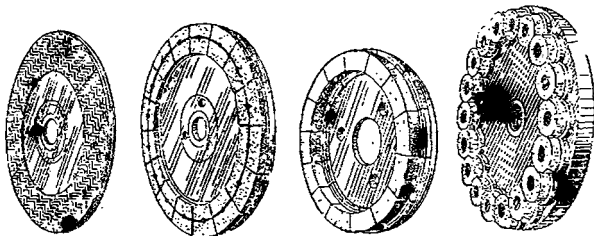
Формы шлифовальных кругов

Наименование круга	Обозначение формы круга	Форма круга	№ ГОСТ
Плоский прямой	ПП		2425-44
Плоский конический	ЧП		2426-44
Плоский с двусторонней конической выточкой	ПВДК		2430-44
Диск	Д		2434-44
Плоский парашиваемый	ПН		2433-44
Чашечный цилиндрический	ЧЦ		2436-44
Чашечный конический	ЧК		2437-44
Тарельчатый	ІТ		2438-44
Для заточки иголок	И		2441-44
Для заточки ножей коспкок	КС		2445-44

3. Для получения большей производительности (по объему снятого металла) необходимо выбирать крупнозернистые круги.

4. Для получения лучшей чистоты поверхности выбирают мелкозернистые круги.

В табл. 78 приведены ориентировочные сведения о выборе марки абразивных кругов для обработки различных материалов шлифованием. Здесь не предусмотрены случаи обдирочного шлифования, когда используются крупнозернистые круги.



Фиг. 360. Абразивные инструменты с прикреплением абразива к стальным дискам.

На всех абразивных инструментах, кроме специальной маркировки, характеризующей их качество, указывается окружная скорость, при которой гарантируется безопасность работы круга.

§ 118. СХЕМЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ

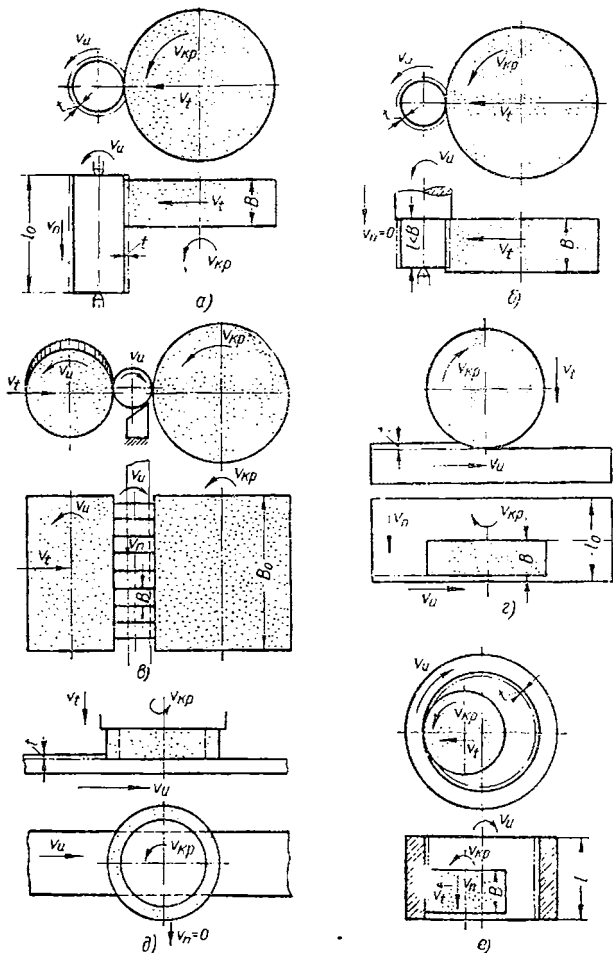
Процесс резания при шлифовании осуществляется быстро и равномерно вращающимся с постоянной скоростью абразивным кругом, к которому подводится обрабатываемая поверхность детали. Шлифовальные круги в зависимости от качества абразива получают окружную скорость $v_{кр}$ около 30 м/сек с возможными отступлениями при шлифовании твердых сплавов до 8—16 м/сек и при скоростном шлифовании до 50—75 м/сек. Понижение скорости круга против рекомендуемой ведет к быстрому осыпанию круга (понижению его стойкости)¹. Повышение скорости круга ограничивается только его прочностью и при шлифовании конструкционной стали всегда желательно, так как повышает производительность обработки, а при неизменной производительности — стойкость круга.

На фиг. 361 приведены схемы движений круга и обрабатываемой поверхности при круглом, плоском и внутреннем шлифовании. Во всех трех случаях, как правило, круг вращается с постоянной скоростью $v_{кр}$ м/сек, а обрабатываемая поверхность подается с определенной скоростью v_u м/мин для равномерного снятия с нее слоя металла Σl .

¹ При скорости 2—3 м/мин шлифовальные круги легко поддаются расточке и обточке при помощи стальных резцов.

Таблица 78

Обрабатываемый материал	Круглое шлифование				Плоское шлифование				Внутреннее шлифование			
	Сорт абразива	Зернистость	Твердость	Связка	Сорт абразива	Зернистость	Твердость	Связка	Сорт абразива	Зернистость	Твердость	Связка
Закаленная конструкционная сталь	Э и ЭБ	36—80	СМ1—М3	К или Б	Э	36—46	СМ1—М2	К	Э и ЭБ	46—60	СМ1—М2	К или Б
То же незакаленная	Э	36—60	С2—СМ2	К	Э	36—46	СМ2—М2	К	Э	36—46	СМ1—М3	К
То же инструментальная	Э	36—60	СМ2—СМ1	К или Б	Э	36—46	СМ1—М2	К	Э	46—60	СМ1—М2	К или Б
Чугун	К4	36—60	СМ1—М2	К	К4	36—46	СМ1—СМ2	К	К4	36—46	СМ1—М2	К
Алюминиевые сплавы	К4	36—46	СМ1—М3	К	К4	36—46	СМ2—СМ1	К	К4	36—46	СМ2—СМ1	К
Латунь	К4	36—46	СМ1—С1	К	К4	16—24	С2—С1	К	К4	46—60	СМ2—СМ1	К
Твердая бронза	Э	36—60	СМ1—М3	К	—	—	—	—	Э	46—60	СМ1—СМ2	К
Твердые сплавы	К3	46—100	СМ1—М3	К	К3	60—80	М3—М3	К	К3	60—80	СМ1—М2	К



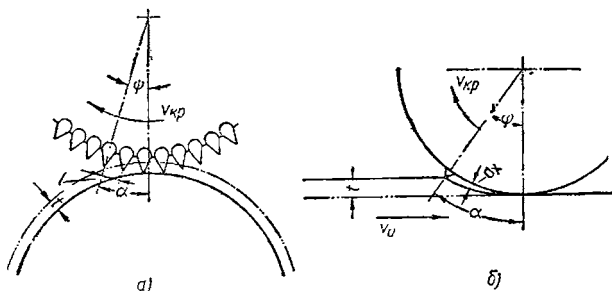
Фиг. 361. Схемы перемещений круга и обрабатываемой детали при шлифовальных процессах:

а — наружное шлифование с поперечной и продольной подачами детали; б — то же, только с поперечной подачей детали; в — бесцентровое наружное шлифование на проход; г — плоское шлифование периферии круга; д — то же торцом круга; е — внутреннее шлифование.

Как правило, при шлифовании съем припуска на обработку производится за несколько проходов, так как глубина резания t , снимаемая за один проход, обычно не превышает 0,04 мм.

Современные шлифовальные станки в общем случае имеют три вида перемещений обрабатываемой поверхности (фиг. 361).

1. Перемещение в тангенциальном направлении по отношению к рабочей поверхности круга. Это перемещение при круглом шлифовании называют окружной скоростью детали v_u м/мин. При плоском шлифовании — скоростью продольного перемещения стола v_d м/мин (фиг. 361, *г* и *д*).



Фиг. 362. Схема контакта абразивных зерен с деталью:

а — при круглом шлифовании; *б* — при плоском шлифовании.

2. Перемещение в направлении, параллельном оси вращения обрабатываемой детали, v_n мм/мин при круглом шлифовании (фиг. 361 *а*, *б* и *в*) и в плоскости обработанной поверхности при плоском шлифовании. Это перемещение при круглом шлифовании (фиг. 361, *а*, *в* и *е*) для удобства подсчета времени обработки называют продольной подачей и обозначают s_n мм/об детали. Определяют s_n в долях ширины круга B , т. е. $s_n = \kappa B$ мм/об, где $\kappa = 0,4 \div 0,8$; при плоском шлифовании (фиг. 361, *г*) $\kappa \approx (0,8 \div 0,9) B$.

3. Перемещение в направлении, перпендикулярном (нормальном) к обрабатываемой поверхности, обозначается v_t мм/мин (фиг. 361, *в* и *е*).

Для удобства расчетов, принимая во внимание, что на многих шлифовальных станках движение круга в нормальном или поперечном направлении бывает прерывистым, пользуются обозначением s_t для поперечной подачи на один проход круга по обрабатываемой детали в мм/проход или мм/дв. ход. При обработке без продольной подачи s_t назначается в мм/об. детали.

Для того чтобы представить себе процесс снятия абразивом слоя металла t , проследим за работой отдельных его зерен.

Шлифовальный круг в плоскости, перпендикулярной к оси его вращения, можно сравнить с многозубой фрезой, у которой каждое абразивное зерно является зубом. Подобная схема представлена на фиг. 362, а и б. Такое сравнение условно, так как нельзя утверждать, что режущие вершины всех зерен в пределах длины дуги контакта L находятся на дуге одной окружности и что в работе одновременно будут участвовать $z = \frac{L}{t}$ зерен. Однако заранее известно, что число фактически работающих зубьев z_{ϕ} будет меньше z .

Расстояние между зернами l зависит в первую очередь от зернистости круга и в незначительной степени от номера структуры. В табл. 79 приведены средние расчетные расстояния между зернами по данным ЦНИЛАШ.

Таблица 79

№ структуры	Зернистость круга		
	36	60	80
	Среднее расстояние между абразивными зернами в мм		
4	0,465	0,252	0,225
6	0,479	0,260	0,231
8	0,49	0,268	0,241

Каждое зерно, проходя по дуге контакта с обрабатываемой поверхностью, будет снимать металл, расчетная толщина которого a_x будет изменяться от $a_x=0$ до $a_x=a_{\max}$ и снова до $a_x=0$ (фиг. 362). В этом случае можно принять изложенные в разделе фрезерования определения и обозначения элементов, характеризующих процесс резания металла. Зная глубину снимаемого за один проход слоя t , диаметр и характеристику круга, а также скорость перемещения обрабатываемой поверхности, можно расчетным порядком определить $a_{\max}$ или $a_{ср} = 0,5 a_{\max}$, т. е. максимальную или среднюю толщину металла, срезаемую одним зерном (зубом), а также длину дуги контакта зерна с обрабатываемым металлом. Такая схема, однако, не всегда верна, так как режущие части соседних зерен не лежат в одной плоскости.

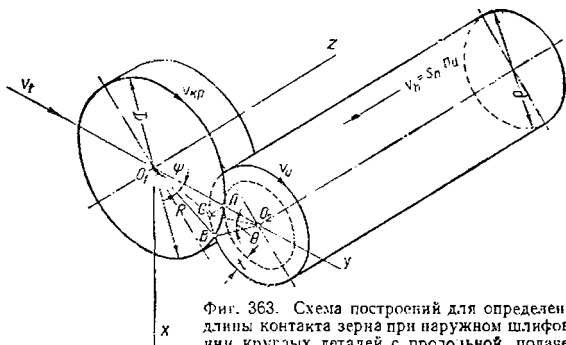
§ 119. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЛИНЫ ДУГИ КОНТАКТА ЗЕРНА С ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛЬЮ

При одних и тех же условиях наибольшая длина контакта будет (из всех представленных на фиг. 361 схем) наименьшей при круглом наружном шлифовании и наибольшей при внутреннем шлифовании. Так же будет изменяться и угол контакта ϕ .

Некоторыми исследователями произведен ряд теоретических расчетов длин дуг и углов контакта зерна с обрабатываемой поверхностью [163]. Приведем, согласно данным этих исследований, расчет длины дуги контакта зерна с обрабатываемой поверхностью для случая наружного круглого шлифования кругом диаметром D мм,

детали диаметром d мм с продольной подачей $v_n = s_n n_u$, где s_n — продольная подача за один оборот детали; n_u — число оборотов детали в минуту (фиг. 363).

В этом случае при окружной скорости круга $v_{кр}$ и обрабатываемой детали v_u , траекторией движения любой точки на поверхности круга по шлифуемой поверхности будет винтовая гипоциклическая кривая. Если выбрать начало координат на оси шлифовального круга, то



Фиг. 363. Схема построений для определения длины контакта зерна при наружном шлифовании круглых деталей с продольной подачей.

координаты точки на этой кривой определяются из системы уравнений:

$$x = R \sin \psi \pm l_\psi; \quad (273a)$$

$$y = R (1 - \cos \psi); \quad (273б)$$

$$z = \frac{s}{2\pi} \theta; \quad (273в)$$

здесь R — радиус шлифовального круга;

l_ψ — перемещение точки на поверхности детали;

l_ψ — перемещение точки на поверхности детали вдоль оси x за время поворота круга на угол ψ ;

θ — угол поворота детали за время поворота круга на угол ψ , что соответствует перемещению точки на поверхности круга из положения A в положение B и на поверхности детали из B до C .

Перемена знака в первом уравнении связана с изменением направления окружной скорости детали v_u .

С достаточной точностью можно определить величину l_ψ из отношения

$$\frac{l_\psi}{l_u} = \frac{\psi}{2\pi}; \quad l_\psi = l_u \frac{\psi}{2\pi} = \frac{v_u}{10n_{кр}2\pi} \cdot \psi,$$

где $l_{\kappa} = \frac{v_u}{60 n_{\kappa p}}$ — перемещение точки и поверхности детали за один оборот круга.

Подставляя в это уравнение значение

$$n_{\kappa p} = \frac{v_{\kappa p}}{2\pi R},$$

получим

$$l_{\kappa} = \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} \cdot R \psi. \quad (274)$$

Связь между углами ψ и θ устанавливается из соотношения окружных скоростей круга и детали:

$$\frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} = \frac{r \theta}{R \psi}.$$

Подставляя

$$\theta = \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} \cdot \frac{R}{r} \cdot \psi \text{ и } v_u = 2\pi r n_u$$

в уравнение (273в), получим:

$$z = \frac{s \cdot 2\pi r n_u R \psi}{2\pi \cdot 60 v_{\kappa p} r} = R \cdot \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} \psi. \quad (275)$$

Подставляем значения l_{κ} и z в систему уравнений (273):

$$\left. \begin{aligned} x &= R \left(\sin \psi \pm \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} \cdot \psi \right); \\ y &= R (1 - \cos \psi); \\ z &= R \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} \cdot \psi. \end{aligned} \right\} \quad (273')$$

Для определения длины дуги контакта точки круга с деталью дифференцируем выражения (273'):

$$dx = R \cos \psi d\psi \pm R \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} d\psi;$$

$$dy = R \sin \psi d\psi;$$

$$dz = R \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}} d\psi$$

и принимаем (ввиду малости угла ψ) $\cos \psi = 1$, а $\sin \psi = 0$.

Тогда, учитывая, что элементарная длина дуги контакта

$$dl_{\kappa} = \sqrt{dx^2 + dy^2 + dz^2},$$

получим после подстановки значений dx , dy и dz

$$dL_{\kappa} = R \sqrt{\left(1 \pm \frac{v_u}{60 v_{\kappa p}}\right)^2 + \left(\frac{v_u}{60 v_{\kappa p}}\right)^2} \cdot d\psi.$$

Полная длина дуги контакта при повороте круга на угол ϕ будет равна, с учетом, что $\int_0^{\phi} d\phi$ можно заменить просто величиной ϕ ,

$$L_k = R \sqrt{\left(1 \pm \frac{v_n}{60v_{кр}}\right)^2 + \left(\frac{v_n}{60v_{кр}}\right)^2} \cdot \phi. \quad (276)$$

С достаточной точностью для практического использования можно доказать, что

$$\phi = 2 \sqrt{\frac{d \cdot t}{D(D+d)}} \quad (277)$$

и что этот угол при круглом шлифовании, как правило, не превышает 10—25'.

Подставив значение ϕ в выражение (276) и принимая, что

$$\sqrt{\left(1 \pm \frac{v_n}{60v_{кр}}\right)^2 + \left(\frac{v_n}{60v_{кр}}\right)^2} = M,$$

получим:

$$L_k = M \sqrt{\frac{D t}{D+d}}. \quad (278)$$

Заметим, что величина M характеризует изменение длины дуги контакта зерна круга вследствие наличия продольной и круговой подачи обрабатываемой поверхности (v_n и v_u).

В табл. 80 даны результаты расчетов длины дуги контакта L_k для наружного круглого шлифования детали $d = 50$ мм.

Таблица 80

Толщина снимаемого слоя за один проход t в мм	Диаметр круга D в мм		
	150	600	1200
	Длина дуги L_k в мм		
0,005	0,433	0,48	0,49
0,025	0,963	1,074	1,095
0,05	1,36	1,518	1,549

Длина дуги контакта $L_{пл}$ при шлифовании плоскости периферией круга [163] может быть определена по формуле

$$L_{пл} = R \left(1 \pm \frac{v_n}{60v_{кр}}\right) \phi, \quad (279)$$

а угол контакта

$$\phi_{пл} = 2 \sqrt{\frac{t}{D}},$$

где t — толщина слоя металла, сошлифованного за один проход круга, в мм;

D — диаметр круга в мм;

v_n — скорость перемещения детали в м/мин.

§ 120. ТОЛЩИНА СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В предыдущих главах было дано понятие о глубине срезаемого за один проход слоя t (см. фиг. 362 и 363). Это понятие принималось по аналогии с процессом цилиндрического фрезерования.

В настоящем параграфе идет речь о толщине слоя a_x (фиг. 362, б), срезаемого одним зерном, и суммарной расчетной толщине слоя a , срезаемой всеми режущими зернами круга с учетом и без учета непрерывности режущей кромки, вследствие того что каждое абразивное зерно работает индивидуально.

Минутный объем металла срезаемого всеми зернами при круглом шлифовании составит:

$$W = \pi d n_u t_{\phi} s_n \text{ мм}^3/\text{мин}; \quad (280)$$

здесь t_{ϕ} — фактическая средняя глубина срезаемого слоя за один проход;

s_n — продольная подача на один оборот детали.

Длина работавшей в течение 1 мин. абразивной поверхности

$$L_{шл} = 60 \pi D n_{кр} \text{ мм}/\text{мин}.$$

Отсюда среднее мгновенное сечение слоя, снятого всеми абразивными зернами без учета прерывистости режущей поверхности

$$f_{cp} = \frac{W}{L_{шл}} = \frac{\pi d n_u t_{\phi} s_n}{60 \cdot \pi D n_{кр}} = \frac{v_u}{60 v_{кр}} \cdot t_{\phi} s_n \text{ мм}^2. \quad (281)$$

Средняя мгновенная толщина слоя для тех же условий, снимаемого всеми абразивными зернами, в пределах дуги контакта будет

$$a_{cp} = \frac{f_{cp}}{s_n} = \frac{v_u}{60 v_{кр}} \cdot t_{\phi} \text{ мм}. \quad (282)$$

Максимальная толщина и сечение снимаемого слоя с достаточной точностью ввиду малости дуги контакта могут быть приняты равными удвоенной средней толщине и сечению, т. е.

$$f_{max} = 2f_{cp} = \frac{2v_u}{60 v_{кр}} \cdot t_{\phi} s_n \text{ мм}^2; \quad (283)$$

$$a_{max} = 2a_{cp} = \frac{2v_u}{60 v_{кр}} \cdot t_{\phi} \text{ мм}. \quad (284)$$

Эти расчеты были сделаны без учета скорости вращения детали. Данное уточнение можно сделать, вводя в знаменатели выведенных формул величину $= v_u$ со знаком в зависимости от направления вращения детали:

$$a_{cp} = \frac{v_u}{60 v_{кр} \pm v_u} \cdot t_{\phi} \text{ мм}. \quad (285)$$

Ошибка, получаемая в случае, когда v_u не учитывается, не превышает 2,5%.

Изменение средней мгновенной расчетной толщины слоя, срезаемого всеми абразивными зернами a_{cp} , связано с изменением скорости вращения круга $v_{кр}$, скорости вращения детали v_u и глубины снимаемого слоя t_ϕ мм. Расчетная величина a_{cp} , как правило, меньше 1 мк.

Однако в действительности, рассматривая снятые при шлифовании стружки, можно прийти к выводу, что величина a_{cp} должна быть больше 1 мк. В данном случае необходимо принимать во внимание также и то, что усадка стружки, снимаемой абразивным зерном при скорости $v_{кр} = 30$ м/сек, не может быть больше 1,2, а радиус округления режущей кромки зерна $\rho \approx 10$ мк (см. стр. 434).

Все это неоспоримо доказывает, что часть абразивных зерен вообще не принимает участия в работе, в то время как другие зерна снимают более толстые стружки.

Для учета этих реальных условий в расчетные формулы для a_{cp} необходимо ввести, с одной стороны, увеличение пути контакта зерна с обрабатываемой поверхностью (величину M) и, с другой стороны, вместо s_n — подачи на один оборот детали — ввести величину $\frac{S}{B_\phi}$, где B_ϕ — фактическая длина режущей кромки абразивного круга, которая будет всегда меньше s_n .

Выражение (282) тогда примет вид

$$a_{cp} = \frac{v_u t_\phi}{60 v_{кр} M} \cdot \frac{s}{B_\phi} \text{ мм.} \quad (286)$$

Это выражение не учитывает, что в пределах дуги контакта (фиг. 362) при снятии глубины t действует одновременно z зерен:

$$z = \frac{l_\phi}{t_\phi},$$

где l_ϕ — расстояние между зернами, фактически снимающими стружку в пределах дуги контакта зерна с деталью.

Средняя толщина металла, срезаемая одним зерном a_{zcp} , будет меньше, чем a_{cp} в z раз.

$$a_{zcp} = \frac{a_{cp}}{z} = \frac{v_u t_\phi l_\phi}{60 v_{кр} M l_\kappa} \cdot \frac{s}{B_\phi}.$$

Подставляя сюда значение L из формулы (278), получим

$$a_{zcp} = \frac{v_u t_\phi \sqrt{t_\phi}}{60 v_{кр} M l^2} \cdot \sqrt{\frac{D+d}{Ld}} \cdot \frac{s}{B_\phi}. \quad (287)$$

Если принять в расчет, что продольная подача v_n во много раз меньше $v_{кр}$ и пренебречь этой величиной v_n при вычислении значения M , то уравнение (287) примет вид

$$a_{zcp} = \frac{v_u t_\phi \sqrt{t_\phi}}{60 v_{кр} \approx 2 v_u} \cdot \sqrt{\frac{D+d}{Ld}} \cdot \frac{s}{B_\phi}. \quad (288)$$

В этом выражении необходимо знать величины l_ϕ , t_ϕ и $\frac{S}{B_\phi}$.

Величина $t_\phi = tK_j$ всегда меньше t — расчетной глубины резания (срезаемого слоя).

Коэффициент K_j характеризует жесткость системы станок — инструмент — деталь и всегда меньше единицы. Значение K_j в зависимости от точности обрабатываемой детали колеблется от 0,4 до 0,8 и является обратной величиной коэффициента зачистных ходов при шлифовании.

Зачистными ходами называются дополнительные проходы без поперечной подачи s , в течение которых срезается слой, образовавшийся на детали за счет наличия упругих отжатий круга и детали во время процесса шлифования.

Некоторые конструкции станков предусматривают, например, поперечную подачу s при движении детали только в одну сторону. Тем самым величина t заранее делится пополам и $K_j = 0,5$.

Для случаев плоского шлифования (периферией круга) и внутреннего шлифования [163] выведены аналогичные выражения:

для плоского шлифования

$$a'_{ср} = \frac{v_n l_\phi \sqrt{t_\phi}}{60 v_{кр} \pm 2 v_n} \cdot \sqrt{\frac{T}{D}} \cdot \frac{s}{B_\phi}; \quad (289)$$

для внутреннего шлифования

$$a'_{ср} = \frac{v_n l_\phi \sqrt{t_\phi}}{60 v_{кр} \pm 2 v_n} \cdot \sqrt{\frac{d-D}{Dd}} \cdot \frac{s}{B_\phi}. \quad (290)$$

Если судить по толщине слоя, срезаемого одним зерном, все три процесса являются идентичными, отличающимися только длиной дуги контакта, а отсюда и числом одновременно работающих абразивных зерен.

Изложенное показывает, что величина срезаемого слоя a зависит от значений v_n , v_n и v_r .

При переходе на повышенные окружные скорости круга для сохранения толщины срезасмого слоя следует повышать окружную подачу v_n во столько раз, во сколько повышена $v_{кр}$. Такое мероприятие может реально повысить производительность труда при переходе на скоростное шлифование.

§ 121. ПРОЦЕСС ОБРАЗОВАНИЯ И КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ ПРИ РАБОТЕ АБРАЗИВНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В процессе шлифования за один проход круга обычно срезается припуск 0,005—0,05 мм. Участвующие при этом в работе режущие кромки абразивных зерен снимают весьма тонкие стружки. Процесс образования элементов поверхностного слоя в основном протекает так же, как и при скоростном фрезеровании.

Скорость резания при шлифовании равна окружной скорости круга (30—80 м/сек). Однако основные особенности процесса шлифования характеризуются следующим.

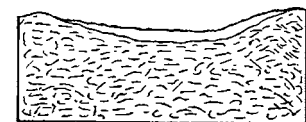
1. Размеры срезаемого одним зерном слоя металла невелики и измеряются микропами.

2. Вследствие исправильной формы режущих кромок и впадин между ними стружка даже с учетом весьма малой ее пластической деформации получается различной по форме и размеру.

3. При наличии большого числа одновременно работающих зерен не всегда можно ожидать, что стружка будет сходить беспрепятственно.

4. Не все зерна, выходящие на поверхность круга, снимают стружку. Этому способствует как форма режущего контура зерна, так и неправильное расположение зерен по периферии круга. В результате часть зерен и связующая масса не режут металл, а только царапают его.

Режущая кромка абразивного зерна оставляет на поверхности



х500

Фиг. 364. Микропрофиль стальной поверхности 7-го класса после шлифования.

детали впадину, по форме соответствующую форме зерна. На фиг. 364 показан разрез поверхности, на которой (с увеличением в 500 раз) представлен профиль такой впадины. На ее поверхности залегает отбеленный слой (толщиной до 2 мк), обладающий высокой твердостью ($H_V \approx 1100$), но по краям впадины этот слой может прерываться и даже совсем отсутствовать. На шлифованной поверхности можно найти мелкие пятна мягкого (отпущенного) металла, появляющиеся в результате наличия затупившихся зерен и участков, на которых поры круга забиты стружкой.

Если такая режущая кромка зерна круга попадает на отпущенный металл, то можно ожидать быстрого выхода этой кромки из строя со всеми вытекающими последствиями. Глубина залегания отпущенных слоев доходит до 10—20 мк, поэтому для сохранения равномерной твердости поверхностного слоя детали после шлифования всегда желательно производить ее размерную доводку.

Кроме описанных выше отбеленных и отпущенных участков, поверхностный слой после шлифования получает деформацию кристаллитов, которая зависит от глубины срезаемого за один проход слоя и зернистости абразива. При грубом шлифовании деформация может доходить до 50—60 мк, при тонком шлифовании — до 25 мк.

После шлифования поверхностный слой металла получает остаточные напряжения на глубину 0,1—0,35 мм. Эти напряжения, достигая 35 кг/мм² и выше у поверхности, затем резко падают [168].

Наличие растягивающих напряжений может вызвать появление сетки поверхностных трещин, характерных для процесса шлифования.

особенно при работе затупившимся кругом. При равномерной поперечной подаче s , на поверхности детали при наличии острого круга фиксируются напряжения сжатия. Чистота поверхности при шлифовании может быть достигнута 6—10-го классов по ГОСТ 2789-51.

Как было указано выше, процесс шлифования отличается от процесса скоростного резания при точении, тем, что вследствие наличия прерывистой режущей кромки снимается не однородная по сечению и форме стружка, а вновь образуемая на обрабатываемой детали поверхность имеет микротвердость со значительными колебаниями. Это явление особенно заметно при шлифовании закаленных деталей (на переходных кромках поверхностей) [167]. В результате высокой скорости резания и незначительной толщины стружка, несмотря на весьма небольшое время ее образования (стотысячные доли секунды), успевает нагреться до температуры интенсивного окисления на воздухе (900—1200°), а в отдельных случаях — до температуры горения, хотя применяется обильное поливание детали охлаждающей жидкостью.

§ 122. ХАРАКТЕР ИЗНОСА ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА И ПОНЯТИЕ О ЕГО СТОЙКОСТИ

Под износом абразивного инструмента в процессе шлифования понимают затупление режущих зерен и вырывание их с рабочей поверхности инструмента.

Если затупившиеся зерна не отделяются, а поры забиваются стружкой, вследствие чего круг начинает плохо работать (дробит и прижигает поверхность), его необходимо править (заточить).

Правка круга осуществляется с помощью особо твердых материалов (алмаз, минералокерамика и др.), которые срезают тонкий наружный слой, забитый стружкой, имеющий затупленные и выкрошенные режущие зерна.

Полное самозатачивание весьма желательно, но оно достигается только путем тщательного подбора круга по сорту связки и структуры, а также правильным назначением режима шлифования. Однако, ввиду того что полного самозатачивания трудно достигнуть, круги должны периодически правиться. На внутришлифовальных станках, работающих по автоматическому или полуавтоматическому циклу, перед каждым чистовым проходом круг правится для получения точного заданного размера обрабатываемой детали. Этим обеспечивается снижение давления круга на деталь при последнем его проходе и уменьшение деформации детали во время обработки.

При таком характере работы стойкость (продолжительность работы до заточки) шлифовальных кругов исчисляется несколькими минутами. Круги большого диаметра правятся через 10—15 мин. основного времени.

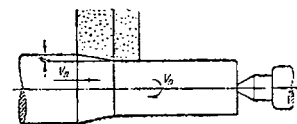
Технические алмазы, используемые для правки кругов, ввиду их дороговизны в настоящее время, как правило, заменяются другими материалами.

При точном фасонном шлифовании используются, например, алмазно-металлические карандаши, в которых алмазная крошка цементируется сплавом вольфрама (70—80%), меди (19—28%) и алюминия (~1,5%). В других случаях тонкого шлифования в качестве алмазосамнителers используются твердосплавные (ВКЗ, ВК6) диски и стальные диски со впаянной крошкой твердого сплава. Особое распространение получили для правки кругов минералокерамические диски АЗ и А, изготавливаемые отечественной промышленностью.

Для менее точных шлифовальных работ и правки крупнозернистых кругов используются шарошки, представляющие собой набор дисков (плоских или гофрированных), насаженных на общую ось.

Диски эти закалены до $R_c = 60$; свободно вращаясь от соприкосновения с абразивным кругом, они срезают часть его поверхности.

Для правки шлифовальных кругов применяются также и карбидокремниевые плоские круги прямого профиля и в виде брусков. Они используются в тех случаях, когда чистота шлифуемой поверхности не превышает 9-го класса чистоты по ГОСТ 2789-51.



Фиг. 365. Схема изменения контура шлифовального круга при затуплении.

Если станок может обеспечить для правки круга пониженную окружную скорость вращения, для правки во всех случаях используются стальные фасонные ролики (закаленные до $R_c \leq 60$), приводимые во вращение специальным приводом. То же можно применять и для правки круга с $v_{кр} = 30$ м/сек, если привод ролика дает ему окружную скорость около 26—28 м/сек.

Затупление круга протекает, как правило, в два этапа. В течение первых нескольких секунд происходит выламывание и скалывание отдельных тонких и острых особенно выступающих абразивных зерен. Затем происходит постепенное скругление режущих кромок, которое заканчивается их частичным скалыванием.

Однако не все участки режущей поверхности круга изнашиваются одинаково. По ширине круга в первую очередь осыпается и выламывается та часть, которая встречается с припуском (фиг. 365). Цилиндрическая форма круга постепенно принимает неправильные очертания, пока не превратится в конус.

Если условия работы при цилиндрическом наружном шлифовании позволяют работать до затупления круга¹, то критерием такого затупления выбирают (при обработке стали) появление прижогов, а при обработке чугуна — появление огранки на шлифуемой по-

¹ Подразумевается достаточная жесткость системы станок — деталь — инструмент.

верхности. Для такого случая экспериментально была получена эмпирическая зависимость [161], устанавливающая связь между стойкостью круга T (до затупления) и элементами режима подачи v_u , s_n и t , качеством материала круга, а также диаметром обрабатываемой детали:

$$T = \frac{C_T d^{0,5}}{v_u^{1,8} s_n^{1,8} t^{1,1}} \text{ мин.}, \quad (291)$$

где d — диаметр детали в мм;

v_u — окружная скорость детали в м/мин;

s_n — продольная подача на один оборот детали в мм; как правило, s_n выбирается от 0,3 до 0,6 B , где B — ширина круга в мм;

t — поперечная подача на один двойной ход в мм; величина t назначается от 0,005 до 0,05 мм/дв. ход;

C_T — постоянная, зависящая от обрабатываемого материала: для незакаленной стали $C_T = 2550$; для закаленной стали $C_T = 2260$; для чугуна $C_T = 2870$.

Аналогичные зависимости получены и для других видов шлифования [161], [164], [169].

§ 123. СИЛЫ РЕЗАНИЯ И МОЩНОСТЬ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В процессе шлифования на обрабатываемую деталь (фиг. 366) действует суммарная сила резания P , которую можно рассматривать как равнодействующую трех слагающих: P_z — тангенциальной составляющей, P_y — радиальной и P_x — аксиальной.

Эти составляющие характеризуют расчетные силы для определения необходимых в процессе шлифования:

а) мощности на шпинделе круга и детали P_z ;

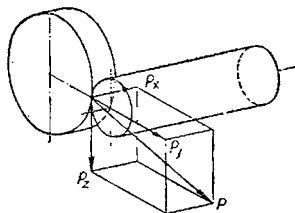
б) жесткости системы станок—деталь—инструмент P_y ;

в) мощности механизма подачи P_x .

Наличие отрицательных передних углов у режущих зерен дает право считать, что радиальная слагающая P_y будет всегда больше P_z .

Практика подтверждает, что P_y больше P_z в 1,5—3 раза [162], [163]. Величина P_x значительно меньше P_z .

Приборы, позволяющие экспериментально определить величину P_z при круглом шлифовании, несложны; они устанавливаются на планшайбе, ведущей деталь, и представляют собой динамометры легкого типа (для измерения усилий 2—50 кг).



Фиг. 366. Схема сил, действующих при шлифовании в месте контакта круга с деталью.

Экспериментально найденная зависимость при круглом шлифовании будет:

$$P_z = C_p v_u^{0,7} s_n^{0,7} t^{0,6} \text{ кг},$$

где постоянная C_p равна при обработке закаленной стали 2,2, незакаленной стали 2,1, чугуна 2,0.

Эта зависимость справедлива при наружном круглом шлифовании абразивным кругом Э46СМК5, шириной $B = 40$ мм. Величина силы P_z при обработке незакаленной стали в этом случае будет колебаться от 6 до 15 кг в зависимости от назначенных величин v_u , s_n и t . Окружная скорость резания (вращения круга) всюду предполагается равной 30 м/сек и в формулу не включается в предположении, что этот фактор постоянен. Диаметр круга предполагается от 300 до 500 мм.

Мощность, расходуемая кругом на процесс шлифования, определится из выражения

$$N_{\text{шп}} = \frac{P_z v_{\text{кр}}}{75} \text{ л. с.}$$

Мощность на вращение детали

$$N_{\text{дет}} = \frac{P_z v_u}{75 \cdot 60} \text{ л. с.}$$

Фиг. 367. Схематическое представление о толщине снимаемого слоя при работе абразивного инструмента.

Определение усилия резания при шлифовании можно произвести и расчетным методом, исходя из определения фактического сечения срезаемого металла одним шлифовальным зерном f_z и числа одновременно работающих зерен z при выбранных глубине резания t , зернистости и структуре круга.

Величина

$$f_z = a_z \cdot \frac{b}{2} \text{ мм}^2,$$

где a_z — расчетная толщина снимаемого слоя (фиг. 367);

b — ширина активной части режущего лезвия зерна.

Усилие резания на одном зерне будет равно:

$$P'_z = p_z f_z = p_z a_z \cdot \frac{b}{2} \text{ кг.}$$

Усилие резания на периферии круга P_z при z работающих зерен будет:

$$P_z = P'_z z = p_z a_z \cdot \frac{b}{2} \cdot z \text{ кг.} \quad (292)$$

Величина p_z называется условным напряжением резания при шлифовании и может быть определена расчетным способом из уравнения (292). Значения p_z , по расчетам различных авторов [163], колеблются при обработке стали от 7000 до 20 000 кг/мм², что значительно превышает аналогичные величины, определяемые при точе-

нии, фрезеровании и сверлении, где p , как правило, не превышает 450 кг/мм^2 .

Объяснить такое увеличение значения p_z при шлифовании можно только тем, что снимаемые при шлифовании стружки имеют сечение, не превышающее нескольких микронов.

Такое чрезмерное раздробление снимаемого слоя вызывает большие дополнительные потери.

§ 124. ОХЛАЖДАЮЩИЕ ЖИДКОСТИ, ПРИМЕНЯЕМЫЕ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Охлаждающие жидкости применяются в процессе шлифования:

а) для понижения температуры обрабатываемой детали до температуры окружающей среды с целью возможного определения более точного ее размера;

б) для удаления с поверхности детали абразивных зерен и пыли, отделившихся от абразивного инструмента;

в) для осаждения пыли и догорающих частиц стружки.

С этой целью охлаждающие жидкости в количестве $10\text{--}60 \text{ л/мин}$ (в зависимости от ширины круга) подаются в зону касания круга с обрабатываемой деталью.

Отработавшую жидкость необходимо тщательно очищать от мельчайших частичек шлифуемого металла, находящихся в ней во взвешенном состоянии. Для этого станки снабжаются дополнительными фильтрами и отстойниками.

В соответствии с указанными выше задачами при шлифовании используются только те жидкости, которые обладают малой вязкостью, высокой теплоемкостью и хорошими антикоррозионными свойствами.

Таковыми жидкостями являются:

а) вода с добавками соды до 2% и незначительной добавкой (до 0,8%) кальцинированной соды; для кругов на бакелитовой связке рекомендуется понижать процент соды до 0,5—1,0;

б) раствор эмульсола в воде (до 1,2%) с добавкой кальцинированной соды до 0,8%;

в) водный раствор «хромпика» с содержанием 0,5% кальцинированной соды, 0,25% нитрата натрия и 0,05% хромпика.

При использовании хромпика рабочие на станках должны работать в резиновых перчатках.

§ 125. ВЫБОР РЕЖИМА РЕЗАНИЯ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВРЕМЕНИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

При назначении режима шлифования необходимо исходить в первую очередь из соображений получения наибольшей производительности труда и наибольшего экономического эффекта в данных условиях производства, а также обеспечения заданного качества шлифуемой поверхности согласно техническим условиям на приемку детали.

При выборе режима резания при шлифовании следует исходить из того, что:

- а) материал детали и его термическая обработка известны;
- б) станок и порядок выполнения операции шлифования заданы технологическим процессом;
- в) припуск h , снимаемый при шлифовании, известен.

При этих условиях в задачу выбора режима резания входит:

- 1) назначение марки, структуры, зернистости, связки абразивного инструмента и соответствующей окружной скорости;
- 2) назначение поперечной подачи t за один проход круга и числа

проходов $\frac{h}{t}$ ($t = 0,005 \div 0,09$ мм), обеспечивающих снятие припуска, оставленного на шлифование;

- 3) назначение продольной подачи s_n за один оборот детали (или проход круга при плоском шлифовании); $s_n = kV$, где V — ширина круга, а $k = (0,3 \div 0,6)V$;
- 4) выбор окружной скорости вращения детали (или скорости перемещения детали относительно круга в направлении касательной к нему при работе периферией); эта скорость при черновой обработке $v_u = 20 \div 60$ м/мин, при чистовой обработке $v_u = 2 \div 4$ м/мин.

Для отдельных конкретных случаев при назначении режима шлифования следует руководствоваться специальными нормативными данными [169].

В практике для оценки правильности выбора марки абразива и его зернистости пользуются условным критерием удельной производительности

$$q = \frac{W_{\text{м}}}{W_{\text{абр}}},$$

где $W_{\text{м}}$ — объем снятой стружки; $W_{\text{абр}}$ — объем израсходованного абразива.

Таблица 81

Марка обрабатываемого материала	Характеристика шлифовальных кругов							
	Э36СМ1К		К36СМ1К		Э36С1Б		К36С1Б	
	Удельная производительность	Мощность на круге в кат	Удельная производительность	Мощность на круге в кат	Удельная производительность	Мощность на круге в кат	Удельная производительность	Мощность на круге в кат
Сталь У8А	22,4	4,4	6,49	4,7	5,0	2,6	6,93	4,1
• 9ХВГ	18,8	3,9	2,93	6,2	6,36	3,6	3,26	4,2
• Р18	15,3	5,6	1,74	7,2	5,98	4,3	1,97	5,5
• 45	13,6	4,6	3,41	6,8	4,8	3,9	5,42	4,9
• Р9	9,14	7,2	1,91	8,7	3,82	3,9	2,31	4,8
• 18ХНМА	7,3	5,2	2,86	7,5	5,2	3,8	3,48	4,9
• ЭИ169	1,69	8,1	1,33	7,1	1,72	5,6	1,19	4,6
Чугун	16,5	4,1	12,0	3,4	12,5	3,8	19,8	2,8

В табл. 81 приведены значения удельной производительности q и расходуемой мощности при обработке металлов шлифованием для кругов на керамической и бакелитовой связках, твердости СМ1 и С1 [162].

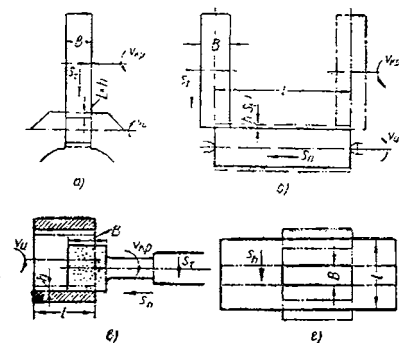
Например, при шлифовании стали ЭУ8А наиболее рациональным (по производительности) будет выбор круга Э36СМ1К. Если взять круг с твердостью С1 на бакелитовой связке, удельная производительность уменьшится в 4,5 раза.

Определение основного времени при работе на шлифовальных станках производится по единой формуле, принятой и для других видов механической обработки резанием

$$t_o = \frac{L}{n_u s_t} K_s \text{ мин.} \quad (293)$$

При круглом наружном шлифовании с поперечной подачей (фиг. 368, а) под L подразумевается длина пути круга с поперечной подачей s_t , равная припуску на обработку $L = h$; n_u — число оборотов детали в минуту; s_t — поперечная подача на один оборот детали в мм/об; K_s — коэффициент зачистных ходов, зависящий от жесткости системы станок — инструмент — деталь ($K_s \approx 1,4 + 2,5$).

При круглом наружном шлифовании с продольной s_n и поперечной s_t подачами (фиг. 368, б)



Фиг. 368. Схема расположения расчетных величин для определения основного времени:

а — при круглом шлифовании с поперечной подачей; б — то же с продольной и поперечной подачами; в — при внутреннем шлифовании; г — при плоском шлифовании.

$$t_o = \frac{l}{n_u s_n} \cdot \frac{h}{s_t} \cdot K_s, \quad (294)$$

где s_n — продольная подача на оборот детали, выбираемая в зависимости от ширины круга B : $s_n = 0,4 + 0,8 B$;

l — длина шлифуемого участка детали вдоль ее оси в мм;

h — припуск на обработку в мм;

s_t — подача круга в направлении, нормальном к обрабатываемой поверхности, в мм/ход;

При круглом внутреннем шлифовании с продольной и поперечной подачами (фиг. 369, в) расчет производится по той же формуле.

При плоском шлифовании периферией круга (фиг. 368, *з*)

l — длина прохода стола в поперечном направлении;

n_u — число ходов стола в минуту;

s_n — подача (поперечная) на один проход стола $s_n = 0,4 + 0,9B$.

§ 126. СКОРОСТНОЕ ШЛИФОВАНИЕ

Скоростное шлифование зародилось в советской промышленности более двух десятков лет тому назад и в настоящее время получило большое распространение на передовых заводах. При скоростном шлифовании окружные скорости круга $v_{кр}$ повышаются с 25—30 до 50—90 м/сек. Соответственно повышаются и скорости перемещения обрабатываемой поверхности v_u .

Из выражений (286) и (287) следует, что средняя толщина срезаемого одним зерном a_{zcp} и всеми зернами слоя металла $a_{ср}$ определяются в зависимости от v_u и $v_{кр}$:

$$a_{zcp} = \frac{v_u l_{\phi} \sqrt{t_{\phi}}}{60 v_{кр} M^2} \cdot \sqrt{\frac{D+d}{Dd}} \cdot \frac{s}{B_{\phi}} \text{ мм}$$

и

$$a_{ср} = \frac{v_u l_{\phi}}{60 v_{кр} M} \cdot \frac{s}{B_{\phi}} \text{ мм.}$$

Следовательно, для сохранения постоянной толщины $a_{ср}$ необходимо сохранить постоянство отношения $\frac{v_u}{v_{кр}}$.

Уменьшение основного технологического времени t_o прямо пропорционально повышению n_u (v_u), поэтому формально при сохранении удельной нагрузки на зерно достаточно для повышения производительности труда повысить скорость вращения круга и соответственно во столько же раз скорость вращения детали. Однако, как показывает опыт внедрения скоростного шлифования, кроме простого количественного увеличения производительности, при переходе на повышенные значения $v_{кр}$ повышается стойкость круга и чистота обработанной поверхности. Это обстоятельство позволяет в отдельных случаях повышать окружную скорость детали v_u в 2,5—3 раза при повышении $v_{кр}$ только в 2 раза и тем самым достигать еще большего увеличения производительности.

Отечественная абразивная промышленность выпускает в настоящее время около 100 типо-размеров шлифовальных кругов для работы с окружной скоростью $v_{кр} = 50$ м/сек на керамической и бакелитовой связках. Круги марки ЭБС1Б исследовались при работе со скоростью $v_{кр}$ до 80 м/сек, причем исследования показали, что при пере-

ходе от скорости 40 м/сек они обеспечивают увеличение производительности в 3 раза при сниженном расходе круга [165] и [166].

Практика применения скоростного шлифования показывает, что многие типы шлифовальных станков, выпущенных отечественной промышленностью, легко поддаются модернизации в части повышения чисел оборотов и мощности главного привода.

Наиболее ответственной задачей при переходе на скоростное шлифование является балансировка кругов и проверка их на прочность (вращением) перед установкой на станке. Обязательной является переделка предохранительных кожухов, охватывающих круги.

Чугунные кожухи, применяемые обычно на шлифовальных станках, должны быть заменены стальными с повышенной толщиной стенки и специальным усиленным креплением кожуха к станине станка.

Необходимо, как правило, повышать и мощность специальных отсасывающих устройств, которыми снабжены шлифовальные станки.

БИБЛИОГРАФИЯ

1. Маслов Е. Н., Русские ученые — основоположники и создатели науки о резании металлов, «Вестник машиностроения» № 5, 6, 8, 11, 1950 и № 2, 1951.
2. Кривоухов В. А., «Станки и инструмент» № 3, 1948.
3. Клущин М. И., Исследование процесса резания металлов, Машгиз, 1949.
4. Под ред. Г. И. Грановского, Русские ученые — основоположники науки о резании металлов, Машгиз, 1952.
5. Тиме И. А., Горный журнал, т. V, 1893.
6. Мерчант, «Journal of applied mechanics» № 3, 1944 и «Journal of applied physics» № 5 и 6, 1945.
7. Панкин А. В., Циклограммы и прибор для рационального использования металлорежущих станков, Труды Московского механического института имени Ломоносова, № 1, 1929.
8. Розенберг А. М., Экспериментальные исследования процесса образования металлической стружки. Изд. Сибирского технологического института, т. 51, 1929.
9. Кривоухов В. А., Обработка металлов резанием, ч. I и II. изд. «Техника управления», 1931—1932.
10. Кривоухов В. А., Испытание металлорежущих инструментов на производительность, ОНТИ, 1932.
11. Резников Н. И., Теория резания металлов, ОНТИ Украины, 1934.
12. Кривоухов В. А., Методы математической обработки результатов исследования, ВЛММ имени Сталина, 1936.
13. Аваков А. А., Зависимость стойкости — скорость, ТИЖДТ, 1937.
14. Беспрозванный И. М., Физические основы учения о резании металлов, Оборонгиз, 1941.
15. Клущин М. И., Единый закон постоянной стойкости инструментов, Горьковское обл. изд., 1943.
16. Кузнецов В. Д., Физика твердого тела, т. I, II, III, IV, Томск 1937—1947.
17. Кривоухов В. А., Деформирование поверхностных слоев металла в процессе резания, Машгиз, 1945.
18. Ребиндер П. А., Влияние активных смазочно-охлаждающих жидкостей на качество поверхности при обработке металлов, 1946.
19. Беспрозванный И. М., Основы теории резания металлов, Машгиз, 1948.
20. Захаров Н. Н. и Образцов Г. И., Техническое нормирование в машиностроении, Машгиз, 1949.
21. Грановский Г. И., Кинематика резания, Машгиз, 1948.
22. Гуляев А. П., Металлопедение, Оборонгиз, 1951.
23. Левин Б. З., Современные твердые сплавы и области их применения, Оборонгиз, 1951.
24. Брохин И. С., Современные отечественные инструментальные твердые сплавы и их свойства, МОНИТС МАШ, Сборник «Скоростные методы обработки металлов», Машгиз, 1948.

25. Фридман Я. Б., Механические свойства металлов, Оборонгиз, 1946.
26. Давиденков Н. Н. Динамические испытания металлов, ОНТИ, 1936.
27. Ильюшин А. А., Пластичность, ч. 1, ОГИЗ, 1948.
28. Губкин С. И. Теория обработки металлов давлением, Металлургиздат, 1947.
29. Шапошников Н. А., Основы механических испытаний металлов, ОНТИ, 1938.
30. Беляев Н. М., Сопротивление материалов, Гостехиздат, 1945.
31. Заднепровский Г. Ф., Деформация и сопротивление металлов строганию, «Известия Донского политехнического ин-та», т. 6, 1918.
32. Исаев А. И., Процесс образования поверхностного слоя при обработке металлов резанием, Машгиз, 1950.
33. Кривоухов В. А. и Невзоров А. И., Процесс резания металлов при высокой скорости, Оборонгиз, 1953.
34. Тейлор Ф., Искусство резать металлы (Русский перевод), 1922.
35. Герберт, «Proceedings of the Inst Mech. Eng.», 1928.
36. Розенгейм и Сторней, «Proceedings of the Inst. Mech. Eng.», 1925.
37. Шверд, «Stahl u. Eisen» №16, 1931.
38. Шмальц, Качество поверхности (Русский перевод), 1941.
39. Лоладзе Т. Н., Стружкообразование при резании металлов, Машгиз, 1952.
40. Зверев Е. К., Геометрия резцов и режимы резания при точении углеродистых сталей, МВТУ имени Баумана, 1939.
41. Еремин А. Н., Физическая сущность явлений при резании стали, Машгиз, 1951.
42. Грудов П. П., Основы скоростного резания металлов, изд. Дома инженера и техника имени Дзержинского, 1951.
43. Дьяченко П. Е., Качество поверхности при точении, ЦБТИ МСС, 1951.
44. Кравченко и др., Рентгенографические исследования наклепа при токарной обработке, «Заводская лаборатория» № 10, 1935.
45. Костецкий Б. И., Стойкость режущих инструментов, Машгиз, 1949.
46. Кудрявцев И. В., Саверия М. М., Рябченков А. В., Методы поверхностного упрочнения деталей, Машгиз, 1949.
47. Одинг И. А., Допускаемые напряжения в машиностроении и циклическая прочность металлов, Машгиз, 1947.
48. Рудник С. С., Теория резания металлов, ОНТИ Украины, 1932.
49. Ахматов А. С., Некоторые итоги исследования плешного трения твердых тел, Труды Московского станкоинструментального института имени Сталина, вып. 9, 1940.
50. Крагельский И. В., Трение и износ в машинах, «Известия института машиноведения АН СССР», т. I, 1941 и т. III, 1949.
51. Некрасов С. С., О максимальном значении удельного давления резания, «Подшипник» № 2 и 4, 1953.
52. Розенберг А. М. и Еремин А. Н., Теоретическое уравнение силы резания, «Вестник машиностроения» № 8, 1953.
53. Егоров С. В., Теплообразование при деформации металлов в процессе резания как критерий обрабатываемости металлов, «Вестник машиностроения» № 7, 1951.
54. Можаяев С. С. и Саромотьян Г. Б., сб. «Прогрессивная технология машиностроения», ч. 1, ЛОНИТОМАШ, Машгиз, 1951.
55. Кярпичев М. В., Михеев М. А. и Эйгенсон Л. С., Теплопередача, Госэнергоиздат, 1940.
56. Гребер Г. и Эрк С., Основы учения о теплообмене, ОНТИ, 1936.

57. Гуляев А. П., Температура резания и методы ее определения, «Заводская лаборатория» № 6, 1949.
58. Даниэлян А. М., Износ инструмента и тепловые явления при резании металлов, Машгиз, 1946.
59. Готвейн, Temperaturen des Meissels beim schrupperchen von Metallen, «Maschinenbau», Sonderheft № 23, 1925.
60. Герберт, The measurement of cutting temperatures. «Proceedings of the Inst. Mech. Eng», № 2, 1926.
61. Аваков А. А., Измерение температуры надрезово́й стороны тонкой стружки (при скоростном точении минералокерамической пластинкой), «Журнал технической физики», т. XXIII, вып. 8, 1953.
62. Глэбов С. Ф., Теория наивыгоднейшего резания металлов, ОНТИ, 1939.
63. Левицкий М. Я., Температура при резании металлов, «Журнал технической физики», вып. 13, 1940.
64. Малкин А. Я., Скоростное точение закаленных сталей, сб. «Скоростная обработка металлов резанием», Оборонгиз, 1951.
65. МОНИТСМАШ, Скоростные методы обработки металлов, Машгиз, 1949.
66. ЛОНИТСМАШ, Скоростные методы обработки металлов, Машгиз, 1948.
67. Ребиндер П. А. и Калиновская И. А., Физико-химия смазки и диспергирование металлов, сб. «Исследования в области прикладной физико-химии поверхностных явлений», ОНТИ, 1936.
68. Ошер Р. Н., Изготовление и применение смазочно-охлаждающих жидкостей, используемых при обработке металлов резанием, Гостехиздат, 1950.
69. Охлаждающие и смазочно-режущие жидкости, НКМ СССР, БТИ, Машгиз, 1940.
70. Дерягин Б. Б. и Кусаков М., Экспериментальные исследования сольватации поверхностей в применении к построению математической теории устойчивости лиффильных коллоидов, «Известия АН СССР», 1937.
71. Кривоухов В. А., Геометрия и конструкция резцов для высокоскоростного резания металлов и результаты внедрения их в промышленность, сб. «Скоростные методы обработки металлов», МОНИТСМАШ, Машгиз, 1949.
72. Грудов П. П. и Добронovich К. В., Охлаждение токарных резцов высоконапорной струей, «Станки и инструмент» № 9, 1952.
73. Дерягин Б. В., «Журнал физической химии», т. V, вып. 9, 1934; Сорена, вып. 8, 1934.
74. Грановский Г. И., Исследование износостойкости инструментальных материалов, изд. МВТУ имени Баумана, 1952.
75. Розенберг А. М. и Зимин Ю. П., Динамика скоростного резания, «Станки и инструмент» № 9, 1951.
76. Рубинштейн С. А. под руководством П. П. Грудова, Исследования влияния геометрических параметров резцов на усадку стружки, усилия и скорости резания, МВМИ, 1946.
77. Зорев Н. Н., Нормальные силы и силы трения при косоугольном свободном резании, ЦНИИТМАШ, кн. 15, Новые исследования в области резания металлов, Машгиз, 1948.
78. Энциклопедический справочник «Машиностроение», т. VII, Машгиз, 1948.
79. Зворыкин К. А., Работа и усилия, необходимые для отделения математических стружек, 1893.
80. Челюсткин А. П., Теория резания, ОНТИ, 1932.
81. Комиссия по резанию металлов НКМ СССР, Режимы резания при работе резцами из малолегированной быстрорежущей стали, Оборонгиз, 1941.
82. Рудник С. С. и Вошнянский Я. И., Исследования динамических зависимостей при токарной обработке чугуна, «Научно-информационный бюллетень научно-исследовательского отдела Киевского политехнического института», № 4, Изд. КПИ, Киев 1939.

83. Рудник С. С., Исследование режимов резания при черновой и чистовой токарной обработке чугуна быстрорежущими резцами и резцами из сталей заменителей, Изд-во КПИ, 1939.
84. Грановский Г. И., Металлорежущий инструмент, Конструкция и эксплуатация, Машгиз, 1952.
85. Резников Н. И., Учение о резании металлов, Машгиз, 1947.
86. ИИБТН, Нормы стойкости режущего инструмента, Машгиз, 1953.
87. Зверев Е. К., Влияние геометрии в профилях режущей кромки резца на скорость резания, «Вестник металлопромышленности» № 11-12, 1940.
88. Панченко К. П., Оптимальное значение вспомогательного угла резца в плане, «Станки и инструмент» № 1, 1941.
89. Комиссия по резанию металлов и БТН, Режимы резания при обработке чугуна резцами, оснащенными твердыми сплавами, Машгиз, 1942.
90. Иткин М. Е., Режимы резания при чистовой обработке углеродистых сталей, изд. Орджоникидзградского машиностроительного института, 1939.
91. Комиссия по резанию металлов и БТН, Справочник по режимам резания для работ на автоматах, полуавтоматах, револьверных и многорезцовых токарных станках, Машгиз, 1942.
92. Дроздов Н. А., К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке, «Станки и инструмент» № 12, 1937.
93. Дроздов Н. А., Виброустойчивость станков, Сборник научных работ кафедры «Резание, станки и инструмент» Московского механического института, Машгиз, 1952.
94. Каширин А. И., Исследование вибраций при резании металла, АН СССР, 1944.
95. Соколовский А. И., Жесткость в технологии машиностроения, Машгиз, 1946.
96. Под ред. А. П. Соколовского, Точность механической обработки и пути ее повышения, Машгиз, 1951.
97. Кучма Л. К., Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке, ЦНИИТМАШ, кн. 15, Машгиз, 1948.
98. Решетов Д. Н., Методы снижения интенсивности колебаний в металлорежущих станках, ЦБТИ МСС, 1950.
99. Кучма Л. К., Виброгасители ЦНИИТМАШ, «Станки и инструмент» № 1, 1952.
100. Дьяченко П. Е., Исследование зависимости микрогеометрии поверхности от условий механической обработки, АН СССР, 1949.
101. Левант Х. В., Чистота обработанной поверхности при точении в зависимости от режимов резания, геометрии и износа инструмента, изд. МВМИ, 1948.
102. Исаев А. И., Влияние статической жесткости системы деталь — станок — инструмент на чистоту обработанной поверхности, ЦНИИТМАШ, кн. 44, Машгиз, 1951.
103. Борткевич Г. С., Мои методы скоростной обработки, сб. «Скоростные методы обработки металлов», ЛОНИТОМАШ, кн. 3, Машгиз, 1948.
104. Быков П. Б., Путь к счастью, Профиздат, 1952.
105. Инструкция по применению резцов токаря-скоростника В. А. Колесова, ЦБТИ, 1953.
106. Семинский В. К., Участок скоростной обработки металлов, «Московский рабочий», 1951.
107. Кривоухов В. А., Резание металлов, ОНТИ, 1938.
108. Баранов В. М. и Шабашев С. П., Скорость резания при строгании на шепинге, «Машиностроитель» № 3, 1938.
109. Рыбкин Г. М., Сравнение стойкости при точении, строгании и фрезеровании, 1938.
110. Тренер В. Н., Аналитический метод определения стойкости резца при работе на поперечно-строгальном станке, «Станки и инструмент» № 8, 1931.
111. Ларин М. И., Оптимальные геометрические параметры режущей части инструмента, Оборонгиз, 1953.

112. Силовой метод строгания, ЦБТИ МСС СССР, 1952.
113. Нормативы по режимам резания при работе на крупных и уникальных продольно-строгальных, карусельных и токарных станках, НИБТН МСС СССР, 1952.
114. Бакланов П. Б., Мавродин В. В., Смирнов И. И., Тульские и каширские заводы в XVII веке, «Известия Государственной академии истории материальной культуры», вып. 98, 1934.
115. Алексеев Г. А., Аршинов В. А., Смольников Е. А., Расчет и конструирование режущего инструмента, Машгиз, 1950.
116. Кривоухов В. А. и Мякишев М. А., Физическое обоснование обрабатываемости высоколегированных сталей сверлением, 1951.
117. Даниелян А. М., Резание металлов и инструменты, Машгиз, 1950.
118. НИБТН МСС СССР, Режимы резания инструментами из быстрорежущей стали, Машгиз, 1950.
119. НИБТН МСС СССР, Режимы скоростного резания металлов, ч. II, Машгиз, 1951.
120. Грудов П. П. и Еремеева Н. М., Скоростное сверление, зонкерование и развертывание чугуна, сборник ВНИИ «Скоростное резание металлов и инструментов», Машгиз, 1951.
121. Маргулис Д. К., Скоростное сверление чугуна, Сборник по обмену техническим опытом, вып. 4. Челябинское Гос. изд., 1950.
122. Воронков И. Н., Использование резервов режущего инструмента, Сборник сокращенных докладов конференций по резанию металлов, АН СССР, 1937.
123. Резников Н. И., Исследование процесса сверления и рассверливания при обработке хромоникелевой стали, Материалы к конференции по резанию металлов, Л. 1940.
124. Вермейчук И. С., Сплошное сверление глубоких отверстий, Оборонгиз, 1940.
125. Урашкин Л. С., Левин Б. Г. и Реутов И. М., Скоростное сверление стали, сборник «Новые работы в области резания металлов», Машгиз, 1951.
126. Анненкова Е. Г., Геометрия зонкеров и разверток, сборник «Скоростное резание металлов и инструментов», Машгиз, 1951.
127. Семенченко И. И., Сверла, развертки, зонкеры, Энциклопедический справочник «Машиностроение», т. 3. Машгиз, 1948.
128. Чебышев В. Л., Доклад на заседании Русского технического общества, Петербург, 1874.
129. Кнаббе В., Фреза и ее роль в современном машиностроении, Харьков. 1892.
130. Розенберг А. М. и Суднишников В. В., Теория работы цилиндрической фрезы со спиральным зубом, «Вестник металлопромышленности» № 4, 1933.
131. Рывкин Г. М., Вопросы резания при торцевом фрезеровании, ОНТИ, 1936.
132. Розенблит И. Д., О направлении подачи при фрезеровании «Станки и инструмент» № 16, 1937.
133. Розенберг А. М., Динамика фрезерования, «Советская наука», 1945.
134. Ларин М. Н., Основы фрезерования, Машгиз, 1947.
135. Морозов В. Д. и Ознобишин Н. В., Скоростное фрезерование цилиндрическими фрезами, сборник ВНИИ «Новые работы в области резания металлов», Машгиз, 1951.
136. Ознобишин Н. В., Исследование скоростного резания дисковыми фрезами, 1951.
137. Ларин М. Н., Определение оптимального переднего угла твердосплавных режущих инструментов при скоростном резании металлов, «Вестник машиностроения» № 2, 1950.

138. Ларин М. П. и Игнатов Б. А., Скоростное фрезерование чугуновых заготовок, сборник «Новое в технологии гидромашиностроения», Машгиз, 1951.
139. Грудов П. П. и Волков С. И., Скоростное фрезерование сталей, ЦБТИ МСС, 1950.
140. Грановский Г. И., Равномерность и неравномерность фрезерования, «Органиформация» № 6, 1935.
141. Ларин М. Н., О неравномерности фрезерования, «Органиформация» № 9, 1935.
142. Слуцкий, О фрезерном интеграле, «Станки и инструмент» № 6, 1934.
143. Каширин А. И. и Барбошев Ф. А., Об единых зависимостях сил и скорости резания для различных видов обработки, «Станки и инструмент» № 12, 1950.
144. Костюков Я. Х., Динамика фасонного фрезерования, Машгиз, 1950.
145. Морозов В. Д., Усилие и расход мощности при фасонном фрезеровании, Труды Ленинградского политехнического института, № 1, 1946.
146. Рассохин В. Я., Исследование окружного усилия при торцевом фрезеровании твердосплавными фрезами, Сборник ЭНИМС, Машгиз, 1953.
147. Щеголев А. В., Мурашкин Л. С., Ткачевский В. И. и Морозов В. Д., Скоростное фрезерование, Машгиз, 1949.
148. Ларин М. Н., Исследование торцевого фрезерования, Оборонгиз, 1940.
149. НИБТИ МСС СССР, Режимы скоростного резания металлов, Машгиз, 1950.
150. Кривоухов В. А., Работа и усилия резания при фрезеровании цилиндрическими фрезами, ЦБТИ МСС СССР, 1949.
151. Подъемщикова Е. К., Исследование скоростного резания дисковыми фрезами, диссертация.
152. Морозов Е. И., Тепловыделение и динамика резания при фрезеровании, диссертация.
153. Морозов В. Д., Экспериментальное определение сил резания при фрезеровании, сборник ЛОНИТОМАШ «Прогрессивная технология машиностроения», ч. 2, Машгиз, 1952.
154. Рождественский Л. А., Зависимость скорости резания и стойкости от подачи при скоростном фрезеровании, «Станки и инструмент» № 9, 1951.
155. Щеголев А. В., Стойкостные и динамические исследования протяжек, Лаборатория технологии металлов Ленинградского политехнического института, 1937—1939.
156. Комиссия по резанию металлов, Справочник по режимам резания при протягивании, Машгиз, 1942.
157. Комиссия по резанию металлов, Режимы резания на зуборезных станках, НКТП, 1942.
158. Малкин А. Я. и Михайлов Д. В., Справочник нормировщика вып. XVIII, НИБТИ МСС, Машгиз, 1950.
159. Крайтман П. М., Юлихов М. И., Введенская Н. П., Исследование процесса резания червячными фрезами, ЦБТИ МСС, 1949.
160. Розенберг А. М., Крутящие моменты и расход мощности при работе червячными зуборезными фрезами, «Станки и инструмент» № 1, 1939.
161. Кедров С. М., Экспериментальное и теоретическое исследование процесса шлифования, ЭНИМС, 1936—1939.
162. Волский Н. И., Обрабатываемость металлов шлифованием, Машгиз, 1950.
163. Маслов Е. Н., Основы теории шлифования металлов, Машгиз, 1951.
164. Справочник Машиностроителя т. 2, Шлифование, Машгиз, 1951.

165. Рыбаков В. А., Первые итоги и план дальнейших работ ВНИИАМ в области скоростного шлифования, ВНИИП МСС «Абразивы», вып. 2, ЦБТИ МСС, 1951.
166. Карпов И. В., Шлифовальные круги с нормированной структурой, «Станки и инструмент» № 7—8, 1941.
167. Костецкий Б. И., Шлифование закаленной стали, Гостехиздат Украины, 1947.
168. Гликман Л. А., Санфирова Т. П. и Степанов А. А., Возникновение остаточных напряжений при шлифовке высокохромистой нержавеющей стали, «Журнал технической физики», т. XIX, вып. 4, 1949.
169. БТИ МСС, Нормативы по режимам резания на шлифовальных станках, Машгиз, 1943.
170. ВНИИ МСС, Протягивание.
171. Прейскурант оптовых цен на абразивные изделия, ЦБТИ МСС, 1951.

О Г Л А В Л Е Н И Е

Введение	3
§ 1. Задачи дисциплины «Резание металлов»	3
§ 2. Краткий исторический очерк развития отечественной науки о резании металлов	4
§ 3. Условия, влияющие на производительность труда при работе на металлорежущих станках	9
Глава I. Геометрические параметры режущей части резцов	14
§ 4. Основные элементы резцов	14
§ 5. Основные понятия	16
§ 6. Геометрические параметры резцов	19
§ 7. Геометрические параметры резцов в движении	23
Глава II. Элементы резания и срезасмый слой	33
§ 8. Элементы резания	33
§ 9. Геометрия срезасмого слоя	36
Глава III. Инструментальные материалы	45
§ 10. Общие сведения	45
§ 11. Углеродистые инструментальные стали	46
§ 12. Легированные инструментальные стали	48
§ 13. Быстрорежущие инструментальные стали	50
§ 14. Твердые сплавы	52
§ 15. Минералокерамические пластинки	57
Глава IV. Физические основы процесса резания	58
§ 16. Общие сведения о пластической деформации	59
§ 17. Схема деформации при резании и типы получающихся стружек	66
§ 18. Положение плоскости сдвига и плоскостей скольжения	72
§ 19. Наростообразование в процессе резания	78
§ 20. Оценка величины пластической деформации в срезасмом слое	83
§ 21. Сила, потребная на деформацию срезасмого слоя	90
§ 22. Деформация в материале под обработанной поверхностью	95
§ 23. Система сил в процессе резания	100
§ 24. Определение количества тепла, выделяющегося в процессе резания	104
§ 25. Распределение тепла между режущим инструментом, обрабатываемой деталью и сходящей стружкой	105
§ 26. Расположение источников тепла в зоне резания, их роль и значение	107
§ 27. Основные понятия о потоке тепла и температурном поле. Уравнения теплопроводности	110
§ 28. Дифференциальное уравнение теплопроводности	116
§ 29. Задача о температурном поле обрабатываемого металла в главной секущей плоскости	117
§ 30. Понятие о применении теории теплообмена к решению практических задач по резанию металлов	122
§ 31. Методы приближенных решений задач о температурном поле зоны резания	124
Калориметрический метод определения средней температуры стружки при токарной обточке	124

Метод определения трехмерного температурного поля в режущем инструменте по изгибам микроструктуры . . .	126
Метод наблюдений за тепловым режимом резца с помощью специальной термопары . . .	128
Метод определения средней температуры на поверхности контактных площадок режущего инструмента с помощью термопары деталь—инструмент («естественной термопары») . . .	129
Метод определения температуры стружки с помощью скользящей термопары и оптического пирометра с нитью накала . . .	131
Метод термокрасок для определения средней температуры стружки . . .	132
§ 32. Расчет максимального значения температуры на поверхности подрезцово-й стороны стружки . . .	133
§ 33. Тепловые явления, имеющие место при скоростном резании металлов . . .	136
§ 34. Характеристика напряженности процесса резания металлов . . .	142
§ 35. Сущность действия смазочно-охлаждающих жидкостей на процесс резания . . .	144
Глава V. Износ режущих инструментов . . .	153
§ 36. Трение и износостойкость инструментальных материалов . . .	153
§ 37. Общие сведения об износе режущих инструментов . . .	156
§ 38. Влияние смазочно-охлаждающих жидкостей на процесс трения и износ режущих инструментов . . .	164
§ 39. Критерий износа инструментов . . .	166
§ 40. Оптимальная геометрия инструментов . . .	168
Глава VI. Точение . . .	175
§ 41. Силы резания при точении . . .	175
§ 42. Схема сил резания, действующих на резец . . .	179
§ 43. Удельные силы резания, удельные силы контакта и силы, приходящиеся на единицу длины режущей кромки. Мощность резания . . .	180
§ 44. Аппаратура, применяемая для измерения сил резания . . .	181
§ 45. Влияние скорости на силы резания . . .	183
§ 46. Влияние глубины резания и подачи на силы резания . . .	185
§ 47. Влияние геометрических параметров режущей части резцов на силы резания . . .	189
§ 48. Влияние качества материала резцов на силы резания . . .	196
§ 49. Влияние износа резцов и смазочно-охлаждающих жидкостей на силы резания . . .	197
§ 50. Обобщающие формулы для подсчета сил резания . . .	199
§ 51. Скорость резания и влияние на нее различных факторов . . .	204
§ 52. Основные положения о выборе периода стойкости режущего инструмента . . .	214
§ 53. Влияние глубины резания и подачи на скорость резания . . .	216
§ 54. Влияние геометрических параметров режущей части резцов на стойкость резца или скорость резания. Выбор геометрических параметров режущей части для различных условий обработки деталей . . .	220
§ 55. Влияние качества материала (инструментального и обрабатываемого) на скорость резания . . .	230
§ 56. Влияние смазочно-охлаждающих свойств жидкости на скорость резания . . .	236
§ 57. Общий вид формул для определения скоростей резания . . .	238
§ 58. Анализ уравнения эффективной мощности . . .	243
§ 59. Вибрации, возникающие при резании металлов . . .	244
§ 60. Чистота обработанных поверхностей при точении . . .	248
§ 61. Методика установления режимов резания на металлорежущих станках . . .	254
Пример назначения режима резания . . .	255

§ 62. Опыт работы токарей-скоростников Г. С. Борткевича, П. Б. Быкова, В. А. Колесова и В. К. Семинского	256
Глава VII. Строгание и долбление	264
§ 63. Параметры резания и геометрия среза	264
§ 64. Силы, действующие в процессе строгания и долбления	265
§ 65. Износ резцов и скорости резания при строгании и долблении	266
§ 66. Принципы использования строгальных и долбежных станков	268
Глава VIII. Сверление	269
§ 67. Элементы резания и геометрические параметры режущей части сверла	270
§ 68. Особенности процесса резания при сверлении	273
§ 69. Силы резания при сверлении	277
§ 70. Влияние геометрической формы сверла и режима резания на $M_{кр}$ и P_0	279
§ 71. Износ сверл и критерий износа	286
§ 72. Стойкость сверл	289
§ 73. Влияние геометрических параметров сверла на его стойкость	289
§ 74. Влияние различных факторов на скорость резания при сверлении	294
§ 75. Определение основного технологического времени и режимов резания при сверлении	298
Глава IX. Зенкерование	302
§ 76. Параметры резания и геометрия зенкера	302
§ 77. Особенности процесса резания и износ зенкеров	304
§ 78. Оптимальные геометрические параметры режущей части зенкера	307
§ 79. Силы резания и крутящие моменты при зенкеровании	308
§ 80. Скорость резания при зенкеровании	308
§ 81. Методика определения режима резания при зенкеровании	310
Глава X. Развертывание	313
§ 82. Параметры резания и геометрия режущей части развертки	313
§ 83. Особенности процесса резания при развертывании	314
§ 84. Влияние геометрических параметров режущей части на работу развертки. Износ разверток	316
§ 85. Скорость резания при развертывании	318
§ 86. Определение режима резания при развертывании	320
Глава XI. Фрезерование	322
§ 87. Элементы фрезерования и срезаемого слоя	323
§ 88. Геометрические параметры режущей части фрез	334
§ 89. Особенности процесса резания при фрезеровании	336
Процесс врезания режущего лезвия зуба фрезы	336
Процесс образования стружки при фрезеровании	339
Влияние режима резания на температуру в зоне фрезерования	342
Критерий износа фрез	343
§ 90. Оптимальные геометрические параметры режущей части фрез	349
Определение оптимального заднего угла	349
Выбор заднего угла на торцевом лезвии	352
Определение оптимального переднего угла	352
Определение оптимального переднего угла твердосплавных фрез	354
Выбор углов в плане	356
Определение угла наклона лезвий фрезы	359
§ 91. Силы резания и мощность при фрезеровании	362
Силы, действующие на зубья фрезы	362
Приборы (динмометры) для измерения сил резания при фрезеровании	364
Окружная сила и мощность при работе цилиндрическими фрезами	367

	Окружная сила резания и мощность при фасонном фрезеровании	74
	Влияние геометрических параметров режущей части фрез и факторов режима резания на окружную силу	378
	Влияние затупления фрезы на окружную силу и мощность	380
§ 92.	Скорость резания при фрезеровании	381
§ 93.	Определение основного технологического времени при фрезеровании	390
§ 94.	Назначение режима резания при фрезеровании	391
Глава XII.	Протягивание	396
§ 95.	Методы обработки деталей протягиванием	396
§ 96.	Схема резания протяжками	399
§ 97.	Срезаемый слой	401
§ 98.	Режущие элементы протяжки	405
§ 99.	Тепловые явления при протягивании	408
§ 100.	Износ протяжек	409
§ 101.	Чистота протянутой поверхности	411
§ 102.	Стойкость протяжек	413
§ 103.	Скорость резания при протягивании	413
§ 104.	Силы резания при протягивании	414
Глава XIII.	Зубонарезание	418
§ 105.	Специфические особенности процесса резания при нарезании зубчатого профиля	418
§ 106.	Процесс резания при зубодолблении. Схема движения инструмента и детали	420
§ 107.	Определение сил резания и мощности при зубодолблении	422
§ 108.	Выбор стойкости, скорости резания и подачи при зубодолблении	423
§ 109.	Определение основного времени при зубодолблении	424
§ 110.	Нарезание зубьев дисковой модульной фрезой	425
§ 111.	Нарезание зубьев червячными модульными фрезами	427
§ 112.	Выбор подачи на оборот нарезаемой заготовки	428
§ 113.	Определение скорости резания и мощности при нарезании зубчатых колес червячными фрезами	429
Глава XIV.	Шлифование	433
§ 114.	Абразивные материалы	433
§ 115.	Связки, применяемые при изготовлении абразивных инструментов	436
§ 116.	Структура и твердость абразивного инструмента	437
§ 117.	Форма абразивных инструментов и их выбор для шлифовальных операций	439
§ 118.	Схемы резания при шлифовании кругами	441
§ 119.	Определение длины дуги контакта зерна с обрабатываемой деталью	44
§ 120.	Толщина срезаемого слоя при шлифовании	449
§ 121.	Процесс образования и качество поверхности при работе абразивным инструментом	451
§ 122.	Характер износа шлифовального круга и понятие о его стойкости	453
§ 123.	Силы резания и мощность при шлифовании	455
§ 124.	Охлаждающие жидкости, применяемые при шлифовании	457
§ 125.	Выбор режима резания и определение основного технологического времени при шлифовании	457
§ 126.	Скоростное шлифование	460
	Библиография	462

ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть
26	8-я снизу уравнение (15)	$= \frac{y - y_0}{\rho \sin \omega} - \frac{z}{\rho} \frac{z_0}{\cos \omega}$	$= \frac{y - y_0}{\rho \sin \omega} - \frac{z - z_0}{\rho \cos \omega}$
82	4-я снизу	поверхности	поверхностью
119	13-я "	$r_l = 1,13$	$\zeta_l = 1,13$
121	20-я "	$l_x^D = 0,5, l_x =$	$l_x^D = 0,5 \cdot l_x =$
124	Уравнение (80)	$\frac{(K + G_c C_a)}{G_c C_c}$	$\frac{(K + G_c \cdot C_a)}{G_c C_c} \cdot \Delta \theta$
181	18-я снизу	P_z	P_x
189	4-я сверху	$= C_z t s^{0,8}$	$= C_z t^{0,8} s$
193	8-я "	$\varphi^{0,25}$	$\varphi^{0,125}$
195	12-я "	$\cos \varphi$	$\cos \lambda$
234	10-я и 9-я снизу	$C < 0,6\%$ $C > 0,6\%$	$C > 0,6\%$ $C < 0,6\%$
246	Подпись под фиг. 227	q — срез	q — груз
276	7-я снизу	$= 1,53$	$= 153$
341	15-я "	$\gamma =$	$\gamma_1 =$
344	1-я "	$\sin \alpha$	$\sin z_n$
355	Уравнение (204), в числителе	$= \frac{25 \cdot 10^4}{}$	$= \frac{25 \cdot 10^{14}}{}$
357	2-я снизу	φ	φ_1
415	21-я и 20-я снизу	P_z по ходу протяжки и P_y	p_z по ходу протяжки и p_y
419	Подпись под фиг. 353	внутреннего зуба	зубчатого колеса
458	Табл. 81	Сталь У8А	Сталь ЭУ8А

Поправки

1. Стр. 51, строки 9-я и 8-я снизу, фраза „Красностойкость быстрорежущих сталей марок Р18 и Р9 при температуре нагрева 600 и 650° — является подрисуночной подписью под фиг. 43.

2. В табл. 60 на стр. 382 в четвертой графе в выражениях для N_c пропущен множитель z .

3. На фиг. 333 (стр. 394) цифры на ординате номограммы справа означают скорости резания в m/min для Ст. 45.