

Федеральное агентство по образованию
Государственное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Омский государственный технический университет»

В.С. КУШНЕР, А.С. ВЕРЕЩАКА, А.Г. СХИРТЛАДЗЕ,
Д.А. НЕГРОВ

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ
В МАШИНОСТРОЕНИИ
Часть I
МЕТАЛЛУРГИЯ, ЛИТЕЙНОЕ
ПРОИЗВОДСТВО
И ОБРАБОТКА РЕЗАНИЕМ**

Под редакцией доктора техн. наук, проф. В.С. Кушнера

Допущено Учебно-методическим объединением вузов по образованию в области автоматизированного машиностроения (УМОАМ) в качестве учебника для студентов высших учебных заведений, обучающихся по направлению подготовки дипломированных специалистов «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств»

Омск-2005

УДК 621:658.562.3(075)

ББК 34.5я73

Т38

Рецензенты:

Б.А. Калачевский, д-р техн. наук, проф., СИБАДИ

К.Н. Полещенко, д-р техн. наук, проф., ОГУ

Т38 Кушнер В.С. **Технологические процессы в машиностроении (Часть I): металлургия, литейное производство и обработка резанием:** Учеб. для машиностроительных направлений и специальностей технических университетов / В.С. Кушнер, А.С. Верещака, А.Г. Схиртладзе, Д.А. Негров; под. ред. В.С. Кушнера. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2005. 200 с.: ил.

ISBN 5-8149-0265-5

Рассмотрены основные металлургические и машиностроительные технологические способы получения металлов и сплавов, формообразования заготовок и деталей машин литьем, резанием. Описание технологических процессов основано на рассмотрении их физической сущности и предваряется теоретическими сведениями о тепловых, механических и термомеханических закономерностях.

Для студентов технических университетов.

УДК 621:658.562.3(075)

ББК 34.5я73

© Авторы, 2005

© Омский государственный
технический университет, 2005

© Московский государственный
технологический университет
«СТАНКИН», 2005

ISBN 5-8149-0265-5

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	6
1. МЕТАЛЛУРГИЯ И ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО	11
1.1. Элементы теплофизики металлургических и литейных процессов	11
1.1.1. Теплофизические характеристики материалов. Основной закон теплопроводности.....	11
1.1.2. Определение затрат энергии на нагрев и плавление металлов.....	13
1.1.3. Уравнение теплопроводности. Фундаментальное решение..	15
1.1.4. Метод точечных источников тепла. Выравнивание температуры в неограниченном стержне.....	17
1.1.5. Температурное поле стержня при постоянной начальной температуре и постоянной температуре на торце.....	18
1.1.6. Закономерности отвода тепла в литейную форму.....	20
1.2. Производство чугуна и стали	25
1.2.1. Производство чугуна.....	25
1.2.2. Оценка потерь тепла через стены шахтной печи при стационарном теплообмене с окружающей средой.....	31
1.2.3. Сущность процесса выплавки стали.....	33
1.2.4. Производство стали.....	35
1.3. Литье в песчаные формы	43
1.3.1. Изготовление песчаных литейных форм.....	43
1.3.2. Закономерности кристаллизации и затвердевания отливки в литейной форме.....	49
1.3.3. Основные технологические операции и закономерности получения отливок в песчаных формах.....	54
1.4. Специальные способы литья	61
1.4.1. Способы литья в оболочковые формы и по выплавляемым моделям.....	61
1.4.2. Литье в кокиль.....	66

1.4.3. Литье под давлением.	72
1.4.4. Центробежное литье.	76
2. ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ.	79
2.1. Кинематические и геометрические параметры способов обработки резанием.	79
2.1.1. Способы лезвийной и абразивной обработки.	79
2.1.2. Координатные плоскости и действительные углы режущего лезвия.	86
2.1.3. Характеристики режима резания и сечения срезаемого слоя [1].	89
2.1.4. Усадка стружки и относительный сдвиг.	93
2.1.5. Скорости деформаций и истинные деформации в зоне стружкообразования.	99
2.2. СИЛЫ РЕЗАНИЯ.	101
2.2.1. Технологические и физические составляющие силы резания при точении.	101
2.2.2. Схема и расчет сил при свободном прямоугольном точении.	103
2.2.3. Схема и расчет сил при свободном косоугольном точении.	106
2.2.4. Силы при фрезеровании торцово-коническими прямозубыми фрезами.	108
2.2.5. Силы при фрезеровании цилиндрическими фрезами с винтовыми зубьями.	110
2.2.6. Удельные силы.	112
2.3. ТЕПЛОФИЗИКА И ТЕРМОМЕХАНИКА РЕЗАНИЯ.	114
2.3.1. Температура в полуплоскости от равномерно распределенного быстро движущегося источника теплоты.	114
2.3.2. Термомеханическое определяющее уравнение для адиабатических условий деформации.	117
2.3.3. Температура деформации и тепловой поток из зоны стружкообразования.	119

2.3.4. Температура передней поверхности инструмента.	120
2.3.5. Температура задних поверхностей инструмента	123
2.4. Изнашивание режущих инструментов и рациональные режимы резания.	125
2.4.1 Характеристики износа, изнашивания, износостойкости и критерии затупления режущего инструмента.	125
2.4.2. О природе явлений, приводящих к изнашиванию и деформации инструмента.	133
2.4.3. Обрабатываемость материалов.	139
2.4.4. Выбор материала и геометрических параметров инструмента, назначение рациональных режимов черновой и чистовой обработки резанием.	144
2.5. Проектирование заготовок и их предварительная обработка резанием.	157
2.5.1. Маршрутный технологический процесс механической обработки заготовки.	157
2.5.2. Определение допусков на диаметральные размеры обработанных цилиндрических поверхностей.	163
2.5.3. Определение диаметральных размеров заготовки.	168
2.5.4. Определение линейных размеров заготовки.	174
2.5.5. Разрезание прутков проката дисковыми пилами.	178
2.5.6. Сверление и зенкерование заготовок на вертикально-сверлильных станках.	185
2.5.7. Растачивание отверстия на токарном вертикальном шестишпиндельном полуавтомате.	191
Библиографический список.	196

ВВЕДЕНИЕ

Основной задачей дисциплины «Технологические процессы в машиностроении» является подготовка студентов машиностроительных направлений и специальностей в области технологии производства и обработки конструкционных материалов, формообразования заготовок и деталей машин.

Авторы настоящего учебника опирались на принципы курса, заложенные в учебнике проф. А.М. Дальского и др. [10]. Они заключаются в единстве методов обработки конструкционных материалов: литья, сварки, обработки давлением и резанием, в их слиянии и взаимопроникновении.

Дисциплина «Технологические процессы в машиностроении» является основой для специальных дисциплин, изучающихся студентами позже, и охватывает очень широкий спектр разнообразных технологий, огромное множество описаний оборудования, инструментов. Рассмотрение столь большого числа технологических способов обработки конструкционных материалов и формообразования заготовок и деталей неизбежно перегружает дисциплину описательным материалом, зачастую в ущерб углубленному изучению физико-химической сущности этих процессов. Время, предусмотренное новыми учебными планами на изучение технологических процессов в машиностроении, существенно сократилось, а содержание дисциплины и задачи, которые необходимо рассмотреть и решить в рамках этой дисциплины, значительно усложнились.

Дисциплина «Технологические процессы в машиностроении» представляет возможность проиллюстрировать применение фундаментальных законов, методов, понятий, составляющих содержание естественно-научного и общепрофессионального циклов дисциплин, на прикладных технологических задачах, имеющих прямое отношение к выбранным студентами направлениям образования и специальностям. Это может и должно быть сделано, поскольку изучение физических основ технологических процессов и способов важно не только для усиления фундаментальной подготовки, но и для более глубокого понимания изучаемых процессов и технологий. Кроме того, учитывалась еще одна современная тенденция – необходи-

мость разработки методов расчета основных технологических и физических характеристик рассматриваемых технологических способов на основе применения вычислительной техники. Для решения этой задачи в настоящем учебнике за счет некоторого неизбежного сокращения технических подробностей быстро развивающихся и изменяющихся технологий усилено внимание к изучению их теплофизических и термомеханических основ.

Еще в 60–80-х гг. XX в. усилиями отечественных ученых (академика Н.Н. Рыкалина [7], проф. А.Н. Резникова [6], проф. Н.В. Дилигенского, и др.) сложилось и успешно развивалось научное направление – «Технологическая теплофизика», целью которого была разработка единого подхода к описанию теплофизики разнообразных технологических процессов обработки материалов сваркой, резанием, давлением, литьем, и др. Эти исследования, сыгравшие важную роль в совершенствовании машиностроительных технологий, должны найти соответствующее отражение и в дисциплине «Технологические процессы в машиностроении». В связи с этим в настоящем учебнике усилено внимание к теплофизике технологических процессов. Однако для того, чтобы не перегружать дисциплину сложными теплофизическими расчетами, авторы настоящего учебника в большинстве случаев ограничились только качественным анализом, используя для этого необходимый минимум наиболее простых и важных теоретических решений в области технологической теплофизики.

Создание и развитие технологической теплофизики показали эффективность создания общего подхода к описанию различных технологических процессов. Аналогичный подход принят и в настоящей версии преподавания дисциплины. Он основывается на современных научных представлениях в области технологической теплофизики, механики, термомеханики и на связи курса «Технологические процессы в машиностроении» с другими естественнонаучными и общепрофессиональными дисциплинами.

Содержание дисциплины условно сгруппировано в четырех основных разделах. В начале каждого раздела приведены теоретические сведения, необходимые для анализа физической сути рассматриваемых процессов. Первая часть учебника посвящена металлургии и литейному производству.

Рассмотрение химических превращений и реакций позволило охарактеризовать суть процессов восстановления железа из руд при выплавке чугуна и снижения содержания углерода и примесей при выплавке стали. Процессы затвердевания и кристаллизации металла и строение слитка объяснены на основе анализа закономерностей отвода тепла в изложницу, или литейную форму.

Изучая этот раздел, студент должен *иметь представления* об основных закономерностях теплообмена в твердых телах, об уравнении теплопроводности и теплофизических характеристиках материалов, о закономерностях выравнивания температуры и описании их методом точечных источников, в частности о температуре стержня с постоянной температурой на торце; *знать* характеристики технологических процессов и оборудования, применяющихся в металлургическом и машиностроительном производствах для получения металлов и сплавов, методы расчета энергетических затрат, количественной оценки времени остывания отливок или слитков с помощью ЭВМ, основные направления повышения качества отливок и производительности металлургического и литейного производства; *уметь* проектировать заготовки, получаемые литьем, выбирать рациональные технологии и оценивать затраты энергии и времени, связанные с производством отливок.

Второй раздел, посвященный технологическим способам обработки заготовок резанием, написан с использованием учебника [1]. На основе кинематического подхода даны характеристики способов лезвийной и абразивной обработки резанием, определения геометрических характеристик режущих инструментов и режима резания, деформации материала при резании.

Рассмотрено влияние схемы резания (свободного и несвободного, прямоугольного и косоугольного, стационарного и нестационарного) на технологические составляющие силы резания применительно к основным способам лезвийной обработки. Приведены теоретические и эмпирические сведения об удельных силах резания.

Методы технологической теплофизики и термомеханики использованы для определения температур в зоне стружкообразования, на передней и задней поверхностях инструмента.

Рассмотрены геометрические характеристики износа, а также дифференциальные и интегральные характеристики изнашивания режущего лезвия, выяснены связи между ними и влияние условий термомеханического нагружения режущего лезвия на его износ или пластические деформации. Рассмотрены методики определения допустимых режимов резания по заданным рациональным температурам или по условиям достижения критериев затупления инструмента.

Приведены основные понятия, использующиеся при разработке технологических процессов обработки резанием, методика расчета заготовок и назначения межоперационных размеров деталей, а также примеры проектирования лезвийной обработки при получении заготовок.

Изучив второй раздел, студент должен *иметь представления* об условиях образования сливной стружки и вытекающих из них характеристиках (усадке стружки, относительном сдвиге), о деформациях и скоростях деформации при резании, о закономерностях распространения тепла от быстродвижущихся источников, о взаимосвязи температуры и механических характеристик обрабатываемого материала, о влиянии температуры на изнашивание инструмента; *знать* основные понятия, определения и расчетные формулы, характеризующие способы лезвийной и абразивной обработки резанием, методики расчета сил, температур, режимов резания, выбора рациональных инструментальных материалов и назначения рациональных режимов резания, а также методики оценки точности и шероховатости обработанных поверхностей, размеров заготовок; *уметь* рассчитывать оптимальные размеры заготовок, выбирать и проектировать рациональные способы обработки резанием, описывать характеристики оборудования и режущих инструментов, рассчитывать на ЭВМ и выбирать по таблицам рациональные параметры режима резания, разрабатывать технологические наладки обработки резанием, обосновывать оптимальные варианты технологических процессов обработки деталей резанием.

В учебнике использовались специально разработанные программы для ЭВМ. Программы для расчета основных физических и технологических характеристик этих способов и процессов предназначены для использования при проведении лабораторных работ, а

также при выполнении домашних заданий или курсовой работы.

Включение в число обязательных форм проведения занятий по дисциплине «Технологические процессы в машиностроении» курсовой работы (проекта) имеет принципиальное значение. Решая конкретную технологическую задачу, студент более активно и целенаправленно относится к лекционному материалу. В свою очередь, выполнение проекта окажет влияние и на содержание лекционного курса, поскольку в лекциях должны содержаться расчетные методы и сведения, необходимые и достаточные для выполнения конкретного технологического проекта.

1. МЕТАЛЛУРГИЯ И ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

1.1. ЭЛЕМЕНТЫ ТЕПЛОФИЗИКИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ И ЛИТЕЙНЫХ ПРОЦЕССОВ

1.1.1. Теплофизические характеристики материалов. Основ- ной закон теплопроводности

В основе металлургических и литейных процессов, использующих изменение агрегатного состояния материала – переход металлов и сплавов из твердого состояния в жидкое путем нагрева или, наоборот: из жидкого в твердое путем охлаждения, – лежат закономерности теплообмена, являющиеся предметом исследования технологической теплофизики и, в частности, теплофизики литейных и металлургических процессов. В связи с этим рассмотрим некоторые основные понятия, определения, законы, теоретические решения и пр.

Удельной теплоемкостью, c , называют отношение количества тепла, ΔQ , сообщенного 1 единице массы материала, к соответствующему изменению температуры, ΔT , при бесконечно малых изменениях температуры [3]:

$$c = \frac{1}{M} \lim_{\Delta T \rightarrow 0} \frac{\Delta Q}{\Delta T} = \frac{1}{M} \frac{dQ}{dT}. \quad (1.1)$$

Единица удельной теплоемкости – джоуль на килограмм-кельвин, $Дж/(кг \cdot K)$. Теплоемкости расплавленных металлов вблизи температуры начала кристаллизации на 10–15 % больше, чем затвердевших. С увеличением температуры удельная теплоемкость несколько возрастает [11].

Произведение удельной теплоемкости на плотность материала, ρ , или, C_V , называют удельной объемной теплоемкостью. Единица удельной объемной теплоемкости – джоуль на кубический метр кельвин, $Дж/(м^3 \cdot K)$. Например, для сталей на ферритной основе $C_V = 5 \text{ МДж}/(м^3 \cdot K)$, а для песчано-глинистой формовочной смеси – около $1,35 \text{ МДж}/(м^3 \cdot K)$.

Совокупность мгновенных значений температуры во всех точках пространства называют температурным полем. Если температура не зависит от времени, то поле $T(x, y, z)$ называют стационарным. Различают также двухмерные нестационарные $T(x, y, \tau)$ и одномерные нестационарные $T(x, \tau)$ температурные поля. В дальнейшем для обозначения температуры в градусах по шкале Цельсия будет ис-

пользоваться буква θ , для термодинамической (абсолютной) температуры, измеряемой по шкале Кельвина, – T , а для отношения абсолютной температуры T к абсолютной температуре плавления $T_{пл}$, (то есть для гомологической температуры) – T' .

Точки поля, имеющие одинаковую температуру, образуют изотермическую поверхность. Наибольший перепад температуры на единицу длины происходит в направлении нормали к изотермической поверхности.

Вектор, направленный по нормали к изотермической поверхности в сторону возрастания температуры, модуль которого равен производной температуры по этому направлению, называется градиентом температурного поля. В частности, для одномерного температурного поля $T(x, \tau)$

$$\overline{gradT} = \frac{\partial T}{\partial x} \bar{e}_x \quad (1.2)$$

Передача тепла теплопроводностью происходит по нормали к изотермической поверхности от мест с большей температурой к местам с меньшей температурой.

Количество тепла, поступившее через некоторую изотермическую поверхность площадью F за единицу времени, называют тепловым потоком Φ :

$$\Phi = dQ/d\tau, \quad (1.3)$$

где Q – количество тепла, τ – время.

Тепловой поток, отнесенный к единице площади изотермической поверхности, называют плотностью теплового потока q_ϕ .

Основной закон теплопроводности (закон Фурье) гласит, что плотность теплового потока q_ϕ прямо пропорциональна градиенту температуры [3]. В частности, для одномерного температурного поля:

$$\bar{q}_\phi = -\lambda \cdot \overline{gradT} = -\lambda \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial x} \bar{e}_x. \quad (1.4)$$

Здесь λ – коэффициент, называемый коэффициентом теплопроводности. Размерность коэффициента теплопроводности: $Вт/(м К)$.

Коэффициент теплопроводности λ зависит от температуры. Однако при тепловых расчетах и удельную теплоемкость, и коэффициент теплопроводности зачастую считают постоянными, не зависящими от температуры.

Кроме уже перечисленных основных теплофизических характеристик, используются и другие, как правило, выражающиеся через основные (например, коэффициент температуропроводности ω , коэффициент аккумуляции тепла ε):

$$\omega = \lambda / C_V, \quad \varepsilon = \sqrt{\lambda C_V}. \quad (1.5)$$

Размерность коэффициента температуропроводности: m^2 / c , а коэффициента аккумуляции тепла – $\frac{\kappa \text{Дж}}{m^2 K c^{1/2}}$.

Изменение агрегатного состояния металла при температуре плавления связано с затратами тепла: для перехода единицы массы металла из жидкого состояния в твердое необходимо отвести определенное количество тепла, а для плавления металла, наоборот, подвести такое же количество тепла. Теплоту, затрачиваемую на переход единицы массы вещества из кристаллического состояния в жидкое при температуре плавления, называют удельной теплотой плавления. Так, например, для стали удельная теплота плавления равна 270 $\kappa\text{Дж}/\text{кг}$, для алюминия – 400 $\kappa\text{Дж}/\text{кг}$, для кремния – 1800 $\kappa\text{Дж}/\text{кг}$, для свинца – 24 $\kappa\text{Дж}/\text{кг}$.

1.1.2. Определение затрат энергии на нагрев и плавление металлов

Пример 1. Требуется определить затраты электроэнергии, необходимые для плавки 100 т стали в дуговой электропечи. КПД дуговой электропечи $\eta=0,7$. Удельная объемная теплоемкость стали $C_V=5 \text{ МДж}/(\text{м}^3\text{К})$. Удельная теплота плавления стали $L=270 \kappa\text{Дж}/\text{кг}$.

Определим количество энергии, требующейся для расплавления шихты и нагрева расплава до температуры заливки $\theta_3=1600 \text{ }^\circ\text{C}$.

Для нагрева 1 кг стали до температуры заливки потребуется количество тепла:

$$Q_1 = \theta_3 C_V \frac{G}{\gamma} \frac{1}{\eta} \approx 1,46 \text{ МДж}. \quad (1.6)$$

Для расплавления 1 кг стали потребуется

$$Q_2 = \frac{L}{\eta} = \frac{0,27}{0,7} = 0,4 \text{ МДж}. \quad (1.7)$$

Итого 1,86 МДж, или (1,86/3,6 \approx 0,5 кВт · ч).

При стоимости 1,13 руб за 1 кВт · ч затраты на нагрев и плавление 1 кг стального литья составят около 0,57 руб./кг, то есть примерно около 12% стоимости самого металла.

В частности, для плавки 100 т стали потребуется около 50 000 кВт · ч электроэнергии, а ее стоимость составит около 56 500 руб.

Пример 2. При работе домы в сутки сжигается 6600 тонн кокса и выплавляется 11 000 тонн чугуна. Теплота сгорания кокса $L=29$ МДж/кг. Удельная объемная теплоемкость чугуна $C_V=3,5$ МДж/м³К, плотность $7,1 \cdot 10^3$ кг/м³. Удельная теплота плавления $L_{пл}=0,27$ МДж/кг. Максимальная температура нагрева расплава чугуна – 2000 °С. Определить количество образующегося при сжигании топлива тепла, а также количество тепла, расходуемого на нагрев и плавление чугуна.

Определим количество тепла выделяемого в сутки от сжигания 6600 тонн кокса:

$$Q = A \cdot L = 6,6 \cdot 10^6 \text{ (кг)} \cdot 29 \text{ (МДж / кг)} \approx 190 \cdot 10^6 \text{ (МДж)}. \quad (1.8)$$

Для нагрева до максимальной температуры 2000 °С и плавления 1 кг чугуна при теплоемкости $C_V=3,5$ МДж/м³К и удельной теплоте плавления $L_{пл}=0,27$ МДж/кг требуется:

$$Q_c = \theta \cdot C_V \frac{G}{\gamma} + L_{пл} = 2000 \cdot 3,5 \cdot 10^6 \frac{0,001}{7,1} + 0,27 = 1,26 \text{ МДж},$$

а на программу выпуска 11 000 т чугуна в сутки:

$$Q_c = 1,26 \text{ МДж / кг} \cdot 11 \cdot 10^6 \text{ кг} \approx 14 \cdot 10^6 \text{ МДж}, \quad (1.9)$$

т. е. непосредственно на нагрев и плавление чугуна расходуется

только около 7,4 % от теплоты, выделившейся при сжигании топлива.

1.1.3. Уравнение теплопроводности. Фундаментальное решение

При передаче тепла теплопроводностью количество тепла, поступившее в рассматриваемый элементарный объем за единицу времени (или отведенное из этого объема) изменяет теплосодержание этого объема ровно на эту величину (рис. 1.1).

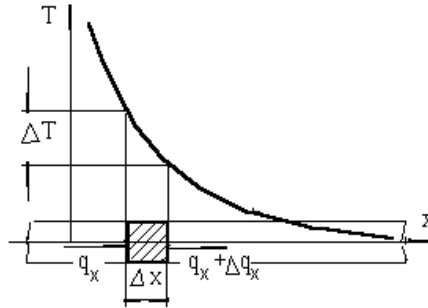


Рис. 1.1. Схема к выводу уравнения теплопроводности для одномерного нестационарного температурного поля

Изменение теплосодержания ΔQ , вызванное изменением ΔT температуры $T(x, \tau)$ за время $\Delta \tau$ в выделенном элементе стержня длиной Δx и площадью поперечного сечения, равной единице, равно

$$\Delta Q = C_V \Delta T \cdot \Delta x = C_V \frac{dT}{d\tau} \Delta \tau \cdot \Delta x. \quad (1.10)$$

Количество тепла, поступившего за это время через единичную площадь поверхности, может быть определено также через приращение плотности теплового потока Δq_x :

$$\Delta Q = -\Delta q_x \cdot 1 \cdot \Delta \tau = -\frac{dq_x}{dx} \Delta x \cdot \Delta \tau. \quad (1.11)$$

Приравнявая выражения (1.10) и (1.11) с учетом основного закона теплопроводности получим:

$$C_V \frac{dT}{d\tau} = -\frac{dq_x}{dx} = \lambda \frac{d^2 T}{dx^2} \text{ или } \frac{dT}{d\tau} = \omega \frac{d^2 T}{dx^2}. \quad (1.12)$$

Решение уравнения теплопроводности (1.12) для мгновенного точечного (плоского) источника предложено Томсоном–Кельвином и имеет вид [3]

$$G(x, \xi, \tau) = \frac{B}{\sqrt{4\pi\omega\tau}} \exp\left[-\frac{(x-\xi)^2}{4\omega\tau}\right]. \quad (1.13)$$

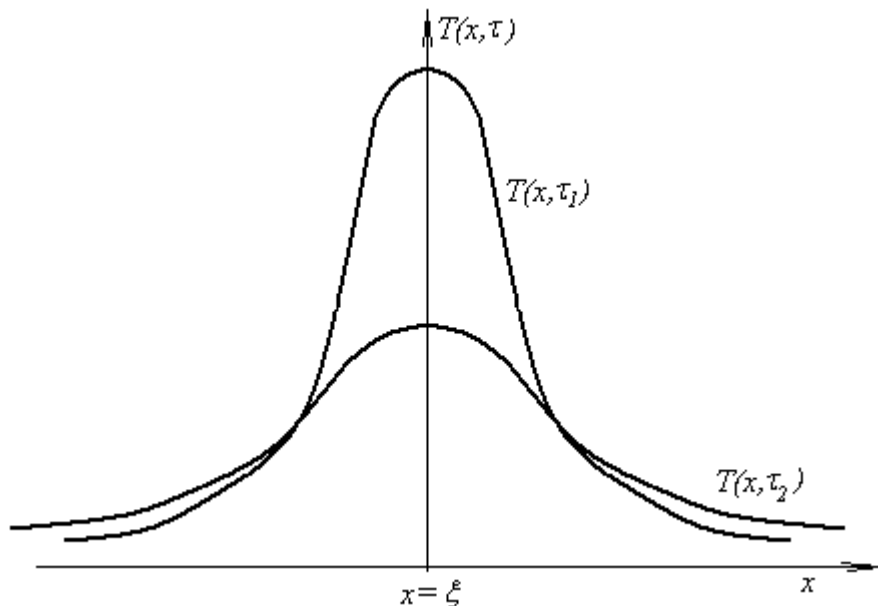


Рис. 1.2. Распределения температуры в моменты времени τ_1 и τ_2 от точечного источника тепла, вспыхнувшего в точке $x=\xi$ при $\tau=0$

Непосредственной проверкой легко убедиться, что функция (1.13) удовлетворяет уравнению теплопроводности (1.12) и, кроме того, граничным условиям, которые могут быть записаны в виде:

$$\lim_{x \rightarrow \pm\infty} \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (1.14)$$

Из формулы (1.13) также следует, что функция $G(x, \xi, \tau)$ имеет максимум в точке $x=\xi$ и что количество тепла Q в любой момент времени остается неизменным и равным $C_v B$, а также, что величина B представляет собой площадь, ограниченную функцией $T(x, \tau)$ и осью x .

1.1.4. Метод точечных источников тепла. Выравнивание температуры в неограниченном стержне

Функцию $G(x, \xi, \tau)$ называют фундаментальным решением уравнения теплопроводности. Это связано с тем, что с помощью него можно сконструировать решения уравнения теплопроводности для различных краевых условий. Для этого процесс распространения тепла в твердом теле теплопроводностью необходимо представить как совокупность процессов выравнивания температуры от множества элементарных точечных источников тепла. Этот прием называется методом точечных источников тепла.

Для решения дифференциального уравнения теплопроводности (1.12) задают краевые условия, включающие начальные и граничные условия. Начальное условие задает распределение температуры внутри тела (для одномерного поля – в стержне) в начальный момент времени:

$$\theta(x, 0) = f(x), \quad (1.15)$$

где $f(x)$ – известная функция (рис. 1.3).

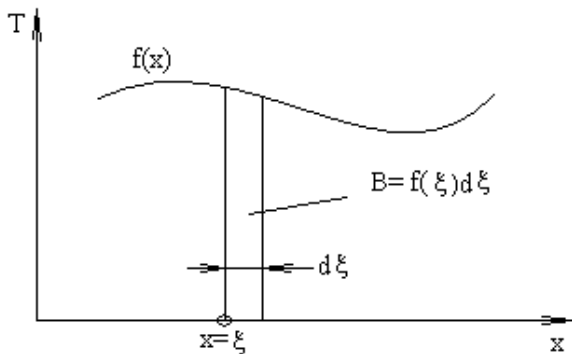


Рис. 1.3. Схема представления начального распределения температуры стержня совокупностью элементарных точечных источников теплоты

Важным частным случаем является равномерное распределение температуры в начальный момент времени:

$$\theta(x, 0) = \theta_0.$$

Граничные условия задают различными способами. В частности, один из способов, называемых граничными условиями первого рода,

состоит в задании распределения температуры на поверхности тела (например, на торце стержня) в любой момент времени [3]:

$$\theta(0, \tau) = f(\tau). \quad (1.16)$$

Важным частным случаем является задание постоянной температуры:

$$\theta_n(\tau) = \theta_c. \quad (1.17)$$

Воспользуемся идеей метода точечных источников тепла для описания процесса выравнивания температуры в неограниченном стержне. Представим начальные условия, заданные в виде известной функции $T(x,0) = f(x)$ как суммы бесконечного множества кривых вида [3]:

$$\lim_{\tau \rightarrow 0} \frac{f(\xi)d\xi}{\sqrt{4\pi\omega\tau}} \exp\left[-\frac{(x-\xi)^2}{4\omega\tau}\right],$$

$$\theta(x,0) = \lim_{\tau \rightarrow 0} \frac{1}{\sqrt{4\pi\omega\tau}} \int_{-\infty}^{+\infty} f(\xi)\exp\left[-\frac{(x-\xi)^2}{4\omega\tau}\right] d\xi. \quad (1.18)$$

Нетрудно убедиться в том, что функция

$$\theta(x, \tau) = \frac{1}{\sqrt{4\pi\omega\tau}} \int_{-\infty}^{+\infty} f(\xi)\exp\left[-\frac{(x-\xi)^2}{4\omega\tau}\right] d\xi \quad (1.19)$$

удовлетворяет уравнению теплопроводности (1.12) и начальным условиям (1.18) и, следовательно, является решением для выравнивания температуры в неограниченном стержне от заданного распределения температуры в начальный момент времени.

1.1.5. Температурное поле стержня при постоянной начальной температуре и постоянной температуре на торце

Для качественного анализа закономерностей теплоотвода в литейную форму достаточно выделить в этой форме прямолинейный элемент – стержень, площадь поперечного сечения которого равна единице. Торцы стержня контактирует с расплавленным металлом и находится при постоянной или уменьшающейся температуре. Для упрощения задачи предположим, что температура расплавленного металла θ_c постоянна, а начальная температура также постоянна по всей длине стержня

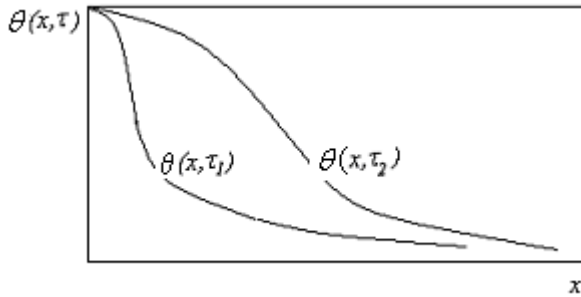
$$f(x) = \theta(x, 0) = \theta_0 = \text{const.} \quad (1.20)$$

Для таких краевых условий решение для температуры стержня с постоянной температурой θ_c на торце примет вид [3]:

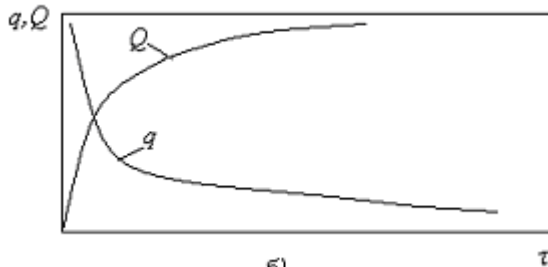
$$\frac{\theta(x, \tau) - \theta_c}{\theta_0 - \theta_c} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\phi\tau}}} \exp(-u^2) du. \quad (1.21)$$

Зная распределение температуры в любой момент времени, на основании закона Фурье (1.4) найдем плотность теплового потока

$$q_\phi = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right)_{x=0} = -\sqrt{\lambda \cdot C_V} \frac{\theta_c - \theta_0}{\sqrt{\pi\tau}}. \quad (1.22)$$



а)



б)

Рис. 1.4. Распределение температуры в стержне в моменты времени τ_1 и τ_2 при постоянной температуре на торце (а) и зависимости плотности теплового потока q и количества тепла Q от времени для торца стержня $x=0$

Из формулы (1.20) следует, что в начальный период времени (при $\tau \rightarrow 0$) плотность теплового потока очень велика, но с течением времени уменьшается. Комплекс теплофизических характеристик $\varepsilon = \sqrt{\lambda \cdot C_V}$ называют коэффициентом аккумуляции тепла, или коэффициентом тепловой активности тела [3].

Определим количество тепла Q , поступившего через торец стержня площадью F при его нагреве:

$$Q = F \int_0^{\tau} q_{\varphi} d\tau = F\varepsilon \cdot (\theta_c - \theta_0) \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau} \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}} = \frac{2\varepsilon}{\sqrt{\pi}} (\theta_c - \theta_0) F \sqrt{\tau}. \quad (1.23)$$

Таким образом, количество тепла, отведенное в литейную форму при постоянной температуре расплавленного металла, увеличивается пропорционально корню квадратному из времени нагрева, т. е. сначала быстро, а затем все медленнее.

1.1.6. Закономерности отвода тепла в литейную форму

Задача о температуре на поверхности соприкосновения литейной формы и отливки и закономерностях изменения теплового потока в литейную форму может быть решена численными методами. По закономерностям изменения температуры время остывания может быть разбито на три отрезка.

В течение первого отрезка времени расплав остывает от температуры заливки металла до температуры начала кристаллизации металла (затвердевания), т. е. до температуры плавления.

В течение второго отрезка времени происходит затвердевание отливки (кристаллизация), причем температура отливки остается примерно постоянной и равна температуре кристаллизации (плавления).

В течение третьего отрезка времени отливка охлаждается от температуры кристаллизации (плавления) до температуры извлечения отливки из литейной формы (рис. 1.5).

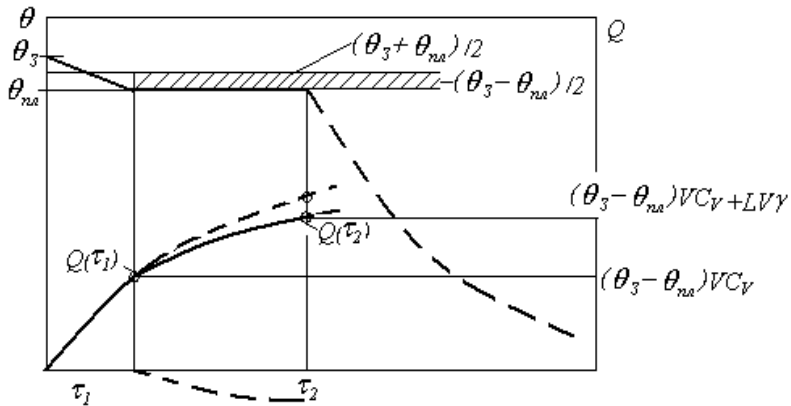


Рис. 1.5. Схема к расчету времени τ_1 остывания расплава до температуры плавления и времени затвердевания отливки

Поскольку температура заливки относительно немного превышает температуру плавления при оценке количества тепла, отведенного за время τ_1 в литейную форму, будем считать, что температура на поверхности формы (т.е. на торце стержня) в течение этого интервала времени постоянна и равна средней температуре:

$$\theta_{1c} = \frac{\theta_3 + \theta_{nn}}{2}. \quad (1.24)$$

В течение первого интервала времени τ_1 через поверхность формы площадью F от расплавленного металла объемом V при температуре заливки металла θ_3 и начальной температуре стержня θ_0 будет отведено количество тепла Q_1 :

$$\begin{aligned} Q_1 &= \frac{2\varepsilon_\phi}{\sqrt{\pi}}(\theta_{1c} - \theta_0)F\sqrt{\tau_1} = C_{v\phi}V(\theta_{1c} - \theta_0)\frac{2}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{\omega_\phi\tau_1}{(V/F)^2}} = \\ &= (\theta_3 - \theta_{nn})VC_V. \end{aligned} \quad (1.25)$$

Из формулы (1.25) найдем величину интервала времени τ_1 , необходимую для остывания расплава до температуры плавления

$$\tau_1 = \pi \left(\frac{\theta_3/\theta_{nl} - 1}{\theta_3/\theta_{nl} + 1 - 2\theta_0/\theta_{nl}} \right)^2 \frac{(V/F)^2}{\omega_\phi} \left(\frac{C_V}{C_{V,\phi}} \right)^2. \quad (1.26)$$

Теплофизические характеристики литейных сплавов и формовочных материалов могут существенно отличаться друг от друга (табл. 1.1)

Таблица 1.1

Теплофизические характеристики стали и песчаной литейной формы

Материал	$C_V,$ МДж/(м ³ К)	$\lambda,$ Вт/(м·К)	$10^6\omega,$ м ² /с
Песок	1,35	1	0,8
Сталь	5	40	8

В течение интервала времени $(\tau_2 - \tau_1)$ температура поверхности литейной формы ниже средней температуры θ_{1c} , принятой для первого отрезка времени, на величину $(\theta_{1c} - \theta_{nl})$. Поэтому действительное температурное поле в условно выделенном стержне, расположенном перпендикулярно поверхности литейной формы, представим в виде суммы (суперпозиции) температурных полей для стержня, на торце которого поддерживается постоянная температура:

$$\theta(x, \tau) = \theta_1(x, \tau) - \theta_2(x, \tau - \tau_1), \quad (\tau > \tau_1) \quad (1.27)$$

где $\theta_1(x, \tau) = \theta_3 - (\theta_3 - \theta_0) \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du,$

$$\theta_2(x, \tau) = \theta_3 - \theta_{nl} - (\theta_3 - \theta_{nl} - \theta_0) \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega(\tau-\tau_1)}}} \exp(-u^2) du.$$

При этом количество тепла, отведенное в литейную форму, равно:

$$Q_2 = (\theta_3 - \theta_{nl})VC_V + LV\gamma = C_{V,\phi}V(\theta_{1c} - \theta_0) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\omega_\phi \tau_2}{(V/F)^2}} - C_{V,\phi}V(\theta_{1c} - \theta_{nl}) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\omega_\phi (\tau_2 - \tau_1)}{(V/F)^2}}. \quad (1.28)$$

Температура на поверхности литейной формы будет постоянной, пока не будет отведено количество тепла, необходимое для затвердевания (кристаллизации) отливки (рис.1.6).

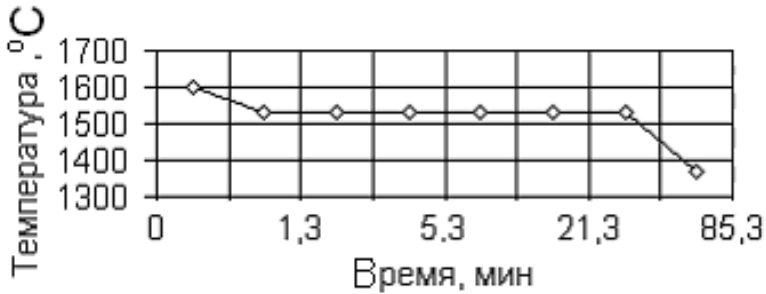


Рис. 1.6. Зависимость средней температуры расплава (отливки) от времени при толщине стенки отливки 10 мм, формовочная смесь – сырая с добавлением опилок:

$$\omega_\phi = 0,14 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2 / \text{с}, C_{V\phi} = 0,51 \text{ МДж} / (\text{м}^3 \text{ К}),$$

литейный сплав – сталь: $C_V = 6 \text{ МДж} / (\text{м}^3 \text{ К})$

В связи с большим рассматриваемым интервалом времени остывания отливки на рис. 1.6 и 1.7, а принята логарифмическая шкала по оси времени.

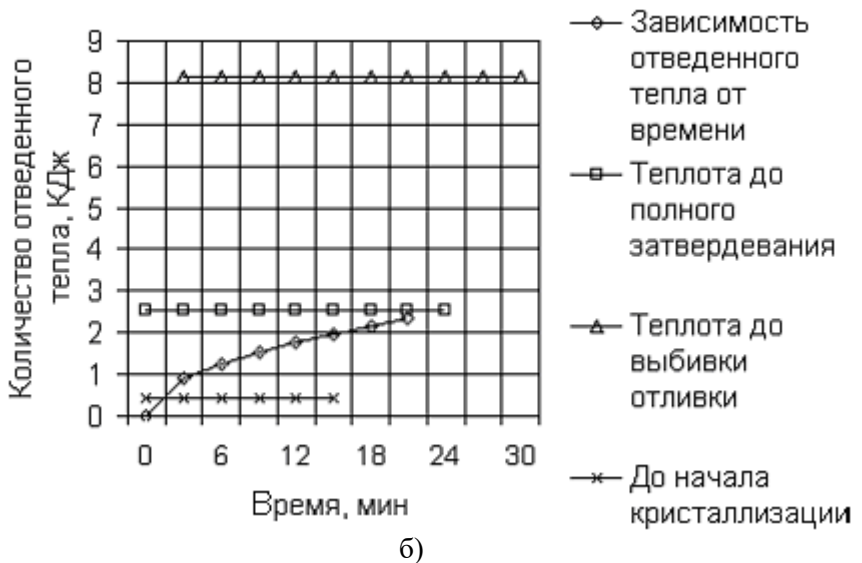
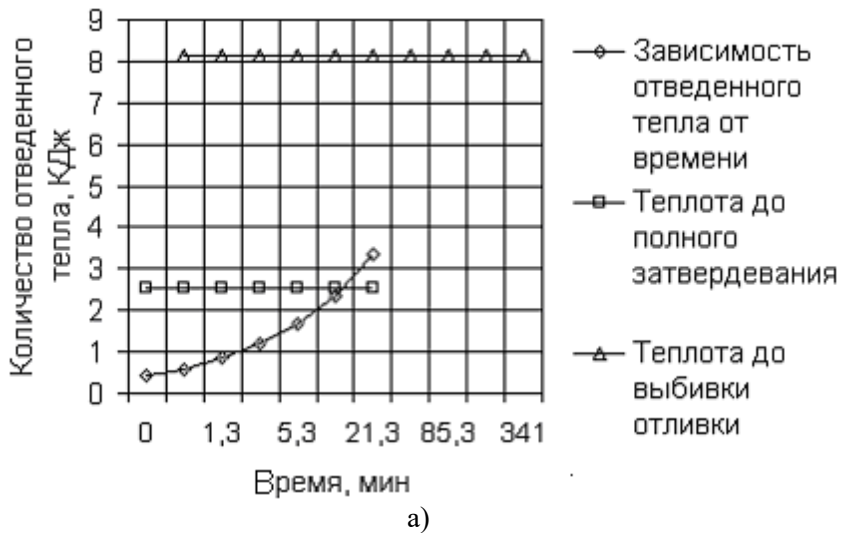


Рис. 1.7. Закономерности отвода теплоты от заливки расплава до начала остывания отливки после кристаллизации расплава
 а) логарифмическая шкала времени, б) равномерная шкала времени

Использование логарифмической шкалы искажает действительную форму зависимостей температуры и отведенного количества теплоты от времени, но позволяет более подробно представить процессы, протекающие в начальный период времени, а также рассмотреть больший период времени.

При равномерной шкале времени зависимость количества отведенного тепла от времени – выпуклая (рис. 1.7, б).

Общее количество теплоты, которое должно быть отведено до полного остывания отливки до температуры выбивки отливки из формы равно:

$$\Delta Q = V \cdot C_V (\theta_3 - \theta_{\text{выб}}) + M \cdot L. \quad (1.29)$$

Экстраполируя зависимость количества отведенной теплоты от времени до пересечения с уровнем количества теплоты, которое необходимо отвести до остывания отливки до температуры выбивки, можно примерно оценить время остывания отливки. Аналогичный вывод можно сделать и по графику изменения температуры (рис. 1.6).

При расчетах принято, что литейная форма достаточна велика по размерам и что температура на внешней поверхности формы существенно не отличается от температуры окружающей среды.

1.2. ПРОИЗВОДСТВО ЧУГУНА И СТАЛИ

1.2.1. Производство чугуна

Выплавку чугуна из железосодержащих материалов в специальных шахтных печах (домнах) называют *доменным процессом*.

Чугун – сплав железа с углеродом. Содержание углерода более 2%, обычно 3–4,5%, с некоторым количеством марганца (от 0,25 до 1,5%), кремния (от 0,6 до 4,5%), серы (от 0,03 до 0,08%) фосфора (от 0,15 до 1,8%), а иногда и других элементов. Углерод в чугуне может находиться в связанном состоянии в виде карбида железа (цементита) Fe_3C либо в свободном состоянии в виде графита. Важная роль чугуна в металлургии и вообще в экономике страны определяется тем, что он является первичным продуктом переработки железных руд путем их плавки в доменных печах. Свыше 80% чугуна, выплавляемого в доменных печах, в дальнейшем перерабатывается в сталь. Эти чугуны называются *передельными*.

Чугуны, предназначенные для получения фасонного литья в ма-

шиностроительном производстве, называют литейными. Для повышения качества отливок применяют небольшие количества добавок для модифицирования и легирования (хрома, никеля и др.). Введение в расплавы модификаторов (например, магния, ферросилиция, силикокальция, алюминия, титана) способствует кристаллизации структурных составляющих в измельченной форме. Легирование также способствует улучшению механических свойств путем изменения строения и структуры сплавов.

Специальные чугуны, или доменные ферросплавы, выплавляют в небольших количествах и применяют для раскисления и легирования стали.

Для выплавки чугуна используют железную руду, а также марганцовые, хромовые и комплексные руды, топливо и флюсы. Составленные в необходимой пропорции и форме они образуют *шихту*.

Железные руды содержат железо в виде оксидов (окислов), например: Fe_2O_3 (красный железняк), Fe_3O_4 (магнитный железняк). В 2002 г. в России добыто около 84,2 млн т железных руд.

Для повышения производительности доменной печи, экономии кокса, улучшения качества чугуна железные руды предварительно дробят и сортируют для получения кусков требуемой величины и обогащают, отделяя и устраняя пустую породу. Для удаления вредных примесей и улучшения металлургических свойств шихту, состоящую из железной руды и флюса, спекают на агломерационных машинах при температуре 1300–1500 °С, подвергают окатыванию и обжигу при температуре 1200–1350 °С, получая прочные пористые окатыши диаметром до 30 мм.

Флюсы – это материалы преимущественно минерального происхождения, вводимые в шихту для образования шлака и для регулирования его состава, в частности для связывания пустой породы, продуктов раскисления металла, а также уменьшения процентного содержания вредных примесей. По химическому составу флюсы делятся: на основные (известняк $CaCO_3$), кислые (кремнезем) и нейтральные (глинозем).

Шлаком называют расплав, покрывающий поверхность жидкого металла, после затвердевания представляющий собой камневидное или стекловидное вещество.

В качестве основного топлива для доменной плавки служит *кокс*.

Кокс представляет собой твердый углеродистый остаток, образующийся при нагревании каменного угля до температуры 950–1050 °С без доступа воздуха. Содержание углерода в коксе – 96–98%. Низшая теплота сгорания – 29 МДж/кг.

Доменная печь (рис. 1.8) [12] – шахтная печь для выплавки чугуна из железной руды. Она устанавливается на бетонном фундаменте, имеет стальной кожух, выложенный внутри огнеупорным кирпичом.

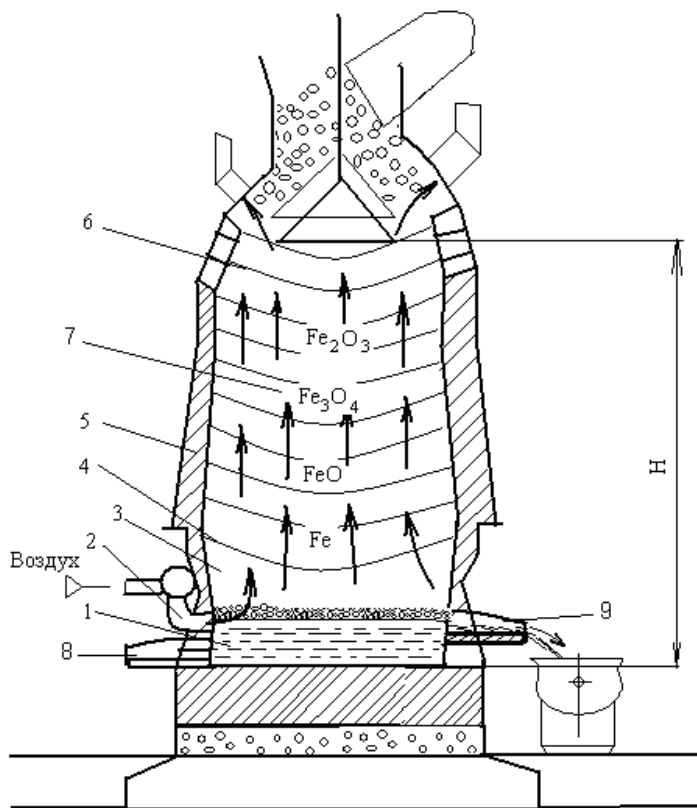


Рис.1.8. Схема устройства доменной печи
 1 – горн; 2 – фурма; 3 – заплечники; 4 – распар; 5 – шахта;
 6 – колошники; 7 – шихта; 8 – чугунная летка;
 9 – шлаковая летка

В верхней части печи, называемой колошником 6, находится засыпной аппарат, предназначенный для загрузки шихты. Под (дно) доменной печи расположен над бетонным фундаментом и называется «лещадью». Поскольку на лещади скапливается расплавленный чугун, ее выкладывают углеродистым кирпичом и блоками, содержащими до 92% углерода в виде графита, и обладающими высокой огнеупорностью.

В нижней части печи, горне, имеются отверстия для выпуска расплавленного чугуна (чугунная летка) и шлака (шлаковая летка). Чугун выпускают из печи через каждые 3–4 часа, а шлак – через 1–1,5 часа и сливают в чугуновозные ковши и шлаковозные чаши. Чугунную летку открывают бурильной машиной. После каждого выпуска чугуна или шлака чугунную летку заделывают огнеупорной массой, а шлаковую летку обычно закрывают металлической пробкой.

В верхней части горна находятся устройства (фурмы), через которые в печь поступает воздух, необходимый для горения топлива. Вблизи фурм кокс, взаимодействуя с кислородом нагретого воздуха, сгорает, образует газовый поток, содержащий угарный газ (окись углерода) CO , углекислый газ (двуокись углерода) CO_2 , N_2 , метан CH_4 и др. Следует иметь в виду, что некоторые из образующихся газов – вредные и опасные. Так, например, в производственных помещениях не допускается содержание угарного газа более чем $0,03 \text{ мг/л}$. Наличие метана в воздухе от 5 до 15% по объему приводит к образованию взрывчатой смеси.

Воздух поступает в доменную печь из воздухонагревателей. Подогрев воздуха снижает расход топлива. Внутри воздухонагревателей имеются насадки из огнеупорных кирпичей и камеры сгорания.

В камеру сгорания подают доменный газ, который, сгорая, проходит через насадку и нагревает ее. Затем подача газа прекращается и через нагретую насадку пропускается воздух, который при этом нагревается до $1000\text{--}1200 \text{ }^\circ\text{C}$. Наличие нескольких воздухонагревателей, работающих попеременно, обеспечивает непрерывную подачу в рабочее пространство печи нагретого воздуха.

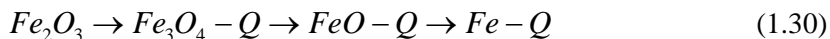
Непосредственно несколько выше зоны подачи воздуха (выше уровня фурм) температура рабочего пространства печи достигает $2000 \text{ }^\circ\text{C}$. Эта часть печи выполняется наиболее широкой и называется распаром. Ниже распара расположены заплечики с сужающимся

книзу поперечным сечением. Они замедляют опускание шихты. Выше распара поперечное сечение шахты также уменьшается, что способствует свободному опусканию шихты.

Горячие газы, более легкие, чем воздух, поднимаясь, отдают теплоту шихте, нагревают ее. Температура рабочего пространства постепенно снижается до 300–400 °С у колошника.

В процессе доменной плавки осуществляется встречное движение нисходящего потока сырых материалов (шихты) – железной руды, агломерата или окатышей, флюсов и топлива (кокса), загружаемых в доменную печь сверху, и восходящего потока газов, образующихся в горне печи. Шихта под действием веса опускается, постепенно нагреваясь. В результате взаимодействия этих потоков содержащиеся в руде окислы железа восстанавливаются при помощи углерода кокса и окиси углерода, образующейся в зоне фурм при горении кокса, которые отнимают от окислов кислород.

При температуре около 570 °С и выше происходит восстановление оксидов железа:



Реакции восстановления железа из оксидов являются эндотермическими, т. е. проходят с поглощением теплоты. Это вызывает необходимость сжигания большого количества топлива.

При температуре 1000–1100 °С восстановленное железо взаимодействует с углеродом кокса и оксидом углерода. Полученное железо, взаимодействуя с коксом, науглероживается, образуя чугуны, стекающий в жидком виде в горн доменной печи.

Образующийся железоуглеродистый сплав имеет более низкую температуру плавления (согласно диаграмме железо-цементит, от 1147 до 1500 °С), благодаря чему на уровне распара и заплечиков он расплавляется.

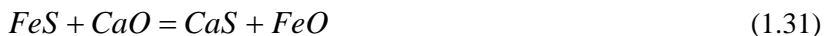
Оксиды марганца, содержащиеся в руде, восстанавливаются до MnO , который, взаимодействуя с углеродом кокса образует карбид Mn_3C или входит в состав шлака.

Карбид Mn_3C растворяется в железе, повышая содержание марганца и углерода в чугуне.

Кремний, содержащийся в виде SiO_2 , также частично переходит в шлак, а частично восстанавливается углеродом и растворяется в железе, повышая содержание кремния в чугуне.

Фосфор, восстанавливающийся при температуре 1300 °С, а также фосфид железа Fe_3P растворяются в железе, увеличивая содержание этой вредной примеси.

Аналогично растворяется в чугуна FeS . Часть серы в виде CaS удаляется в шлак:



Расплавленная пустая порода руды, зола кокса и флюсы образуют шлак, всплывающий над слоем чугуна вследствие разницы их плотностей. Чугун и шлак из доменной печи выпускают отдельно через соответствующие отверстия (летки).

Для усовершенствования доменного процесса применяют: обогащение воздушного дутья газообразным кислородом с целью интенсификации процесса; вдувание газообразного топлива (природного газа), жидкого или пылеугольного топлива в целях экономии кокса; повышения давления газа под колошником для лучшего распределения газового потока и уменьшения выноса пыли.

Характеристики доменной печи. Объем, занимаемый шихтой от лещади до нижней кромки засыпного аппарата, называется полезным объемом. Полезная высота рабочего пространства печи может быть около 35 м, а диаметр – около 15 м. Таким образом, полезный объем крупной доменной печи: $V = 5000 \text{ м}^3$. Производительность такой печи: $P = 11000 \text{ т/сутки}$.

Отношение полезного объема к суточной производительности называют коэффициентом использования полезного объема (КИПО). В рассмотренном примере $\text{КИПО} = 0,45$, то есть менее 0,5.

Другая важная характеристика – удельный расход кокса K , равный отношению расхода кокса A к количеству выплавленного за то же время чугуна. Для доменных печей удельный расход кокса K равен 0,5–0,7. Так, при $K=0,6$ $P = 11\,000 \text{ т/сутки}$ потребуется: $A = K \cdot P = 6\,600$ тонн кокса в сутки.

Стоимость суточной продукции такой домны при стоимости переловного чугуна 150 \$ составляет около 1 650 000 \$, причем примерно 60% этой стоимости, т. е. около 1 млн долларов ежедневно, составляют затраты на топливо.

В связи с большими затратами на топливо представляет интерес анализ баланса теплоты, выделяющейся в рабочем пространстве домны при сжигании кокса.

Как уже было показано выше, непосредственно на нагрев и

плавление чугуна расходуется около 7,4% теплоты, выделившейся при сгорании топлива.

Возможно, что более существенными статьями теплового баланса являются энергия, поглощаемая при эндотермических реакциях восстановления железа, а также теплота, уходящая в окружающее пространство с нагретыми газами через трубы домы. Однако даже при самых грубых допущениях, касающихся этих затрат, тепловой коэффициент полезного действия домы остается весьма низким (по некоторым данным, он не превышает 10–15%). В связи с этим энергосберегающие мероприятия имеют большое значение для совершенствования доменного процесса.

1.2.2. Оценка потерь тепла через стены шахтной печи при стационарном теплообмене с окружающей средой

Оценим эту теплоту, которая отводится через стены домы при стационарном теплообмене с окружающей средой. Высота рабочей зоны домы равна $h_1=35$ м, полезный объем $V=5000$ м³.

Внутри рабочего пространства домы температура изменяется от 2000 °С на лещади до 500 °С на высоте колошников по линейному закону:

$$\theta = 1500 \left(1,33 - \frac{h}{h_1} \right). \quad (1.32)$$

Температуру внешней поверхности домы примем равной нулю, таким образом, $\Delta\theta=\theta$. Толщина стен домы: $\Delta x = 0,5$ м (рис. 1.9).

Плотность теплового потока q , согласно основному закону теплопроводности при стационарном теплообмене, равна:

$$q = \left| -\lambda \frac{\Delta\theta}{\Delta x} \right| = 2 \frac{1500}{0,5} \left(1,33 - \frac{h}{h_1} \right). \quad (1.33)$$

Количество теплоты, которое отводится за сутки через внешнюю поверхность домы, будет:

$$Q = \frac{2\pi R\lambda}{\Delta x} \int_0^{h_1} 1500 \left(1,33 - \frac{h}{35} \right) dh = 0,7 \cdot 10^6 \text{ МДж}. \quad (1.34)$$

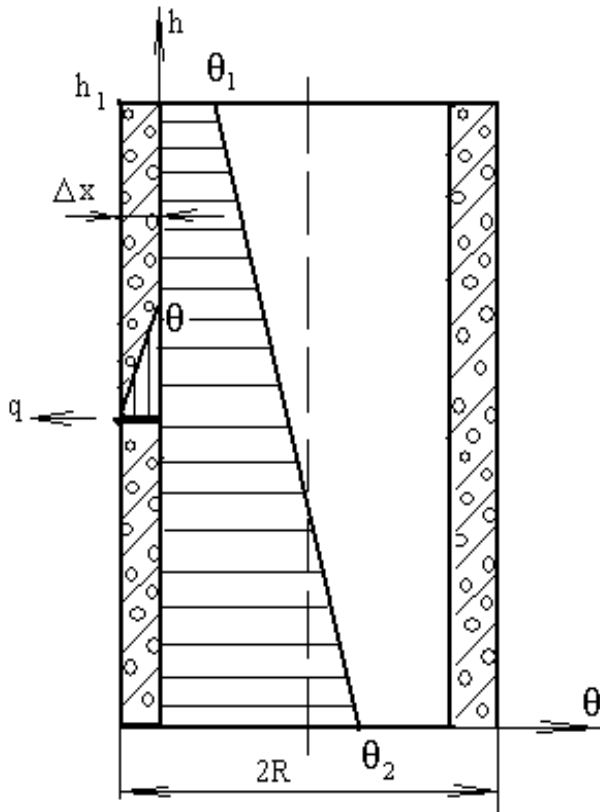


Рис. 1.9. Схема к расчету теплоотдачи от боковой поверхности домны:

коэффициент теплопроводности кладки равен $2 \text{ Вт/м} \cdot \text{К}$

При теплоте сгорания кокса $L=29 \text{ МДж/кг}$ эта теплота соответствует 24 тоннам кокса в сутки, а по стоимости – 3 600 \$. При этом за год теряется $255 \cdot 10^6 \text{ МДж}$, стоимость этой энергии составляет около 1 314 000 \$. Согласно формуле (1.34), уменьшить эти тепловые потери можно, введя дополнительную тепловую изоляцию домны. Это можно сделать, разместив между огнеупорной кладкой и кожухом домны слой из жаропрочных теплоизоляционных материалов (например, из вермикулитобетона, теплопроводность которого равна $0,08\text{--}0,1 \text{ Вт/м} \cdot \text{К}$).

1.2.3. Сущность процесса выплавки стали

Сталь – деформируемый (ковкий) сплав железа с углеродом (до 2%) и другими элементами.

Низкоуглеродистая сталь существенно отличается по составу примесей и содержанию углерода от пердедельного чугуна (табл. 1.2)

Таблица 1.2

Сопоставление содержания углерода и примесей
в пердедельном чугуне и низкоуглеродистой стали, % [10]

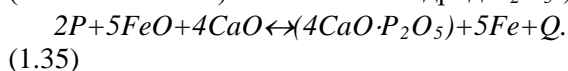
Материал	C, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %
Пердедельный чугун	4–4,4	0,76–1,26	до 1,75	0,15–0,3	0,03–0,07
Сталь низко- углеродистая	0,14–0,2	0,12–0,3	0,4–0,65	0,05	0,055

Суть пердедела чугуна в сталь состоит в снижении содержания углерода и примесей путем их избирательного окисления.

Процесс выплавки стали содержит три основных этапа [10].

Основной задачей *первого этапа* является удаление фосфора, одной из наиболее вредных примесей [10].

Для этого необходим основной шлак, содержащий CaO. Поэтому для уменьшения содержания фосфора плавку необходимо осуществлять в основной печи. Оксид кальция при невысоких температурах (в начале плавки) связывает ангидрид P_2O_5 , переводя его в шлак:



Экзотермические реакции (с выделением теплоты) согласно принципу Ле Шателье, протекают при более низких температурах, чем эндотермические (реакции с поглощением тепла). Поэтому окисление фосфора происходит в начале плавки.

Поскольку фосфор окисляется за счет кислорода оксида железа, для ускорения этого процесса в сталеплавильную печь на первом этапе плавки добавляют железную руду, окалину, содержащие много оксидов железа. По мере накопления фосфора в шлаке его сливают, наводя новый. После расплавления шихты образуются две не-

смешивающиеся среды, имеющие различные плотности: *металл и шлак*.

Примеси, а также их соединения, растворимые в металле и шлаке, согласно закону Нерста [10], будут распределяться в металле и шлаке в определенном для данной температуры соотношении. Поэтому, изменяя состав шлака, можно добиться удаления примесей из металла в шлак. С этой целью шлак чаще сливают, наводя новый путем подачи флюса требуемого состава.

Соединения примесей, нерастворимые в металле и шлаке, в зависимости от их плотностей переходят либо в металл, либо в шлак.

Задачами второго этапа являются *уменьшение содержания в металле углерода и серы* [10].

Углерод окисляется с поглощением теплоты по реакции (1.36), причем это происходит при более высокой температуре в середине и конце плавки:



На этом этапе также вводят руду, окалину, содержащие оксид железа, или непосредственно вдувают кислород. Образующиеся при этом пузырьки оксида углерода (угарного газа) выделяются из жидкого металла, вызывая эффект «кипения». Кипение не только приводит к уменьшению содержания углерода, но и способствует выравниванию температуры по объему ванны, удалению неметаллических включений, прилипающих к пузырькам CO, а также других газов. Все это в конечном счете повышает качество металла.

На этом же этапе сульфид железа растворяется в основном шлаке:



Образующееся соединение *CaS* растворяется в шлаке, таким образом, сера удаляется в шлак.

Задачей третьего этапа является восстановление железа из оксида железа, т. е. *раскисление стали* [10].

Кислород, содержащийся в оксиде железа, необходимый для окисления вредных примесей на первых двух этапах плавки, снижает качество готовой стали, т. е. сам является вредной примесью.

Сталь раскисляют двумя способами: осаждающим и диффузионным. При осаждающем способе в жидкую сталь вводят растворимые раскислители (ферромарганец, ферросилиций, алюминий), которые отбирают кислород у оксида железа, образуя оксиды *MnO*, *SiO₂*, *Al₂O₃*.



Эти оксиды легче стали, и поэтому они переходят в шлак. Однако часть их остается в стали, снижая ее свойства.

При диффузионном способе раскислители распыляют по поверхности жидкого шлака. Восстанавливая оксид железа FeO , раскислители уменьшают его содержание в шлаке. При этом восстановленное железо переходит в сталь, а в соответствии с законом распределения оксид железа FeO из стали переходит в шлак [10].

В зависимости от степени раскисления различают спокойную сталь, полностью раскисленную, кипящую сталь, раскисленную не полностью, и полуспокойную, имеющую промежуточную раскисленность между спокойной и кипящей сталями.

Для изменения строения стали, придания ей определенных физико-химических или механических свойств осуществляют легирование стали, т. е. вводят в ее состав легирующие добавки. В состав легированных сталей помимо компонентов, характерных для углеродистых сталей, входят легирующие элементы (хром, никель, молибден, вольфрам, ванадий, титан и др.), которые повышают качество стали и придают ей особые свойства [10].

Легирующие элементы, имеющие меньшее сродство к кислороду по сравнению с железом (Ni , Co , Mo , Cu), вводят в печь в любое время плавки, обычно вместе шихтой. Те легирующие элементы, которые способны отбирать кислород у оксида железа, вводят вместе с раскислителями в конце плавки, а иногда – непосредственно в ковш при разливке стали.

1.2.4. Производство стали

Масштабы производства стали характеризуют технико-экономический уровень развития государства. В 1974 г. мировое производство стали составляло более 700 млн тонн, причем примерно 20% этого количества было выплавлено в СССР. Сталь служит материальной основой машиностроения, строительства и других отраслей техники

Сталь выплавляют в мартеновских печах, конвертерах и электропечах из передельного чугуна и стального лома.

Первая *мартеновская печь* была построена в 1864 г. во Франции. Названа по имени французского металлурга П. Мартена. Она представляет собой пламенную регенеративную печь и имеет рабочее плавильное пространство в форме ванны, ограниченное снизу подиной 9, а сверху – сводом 8 (рис. 1.10) [10].

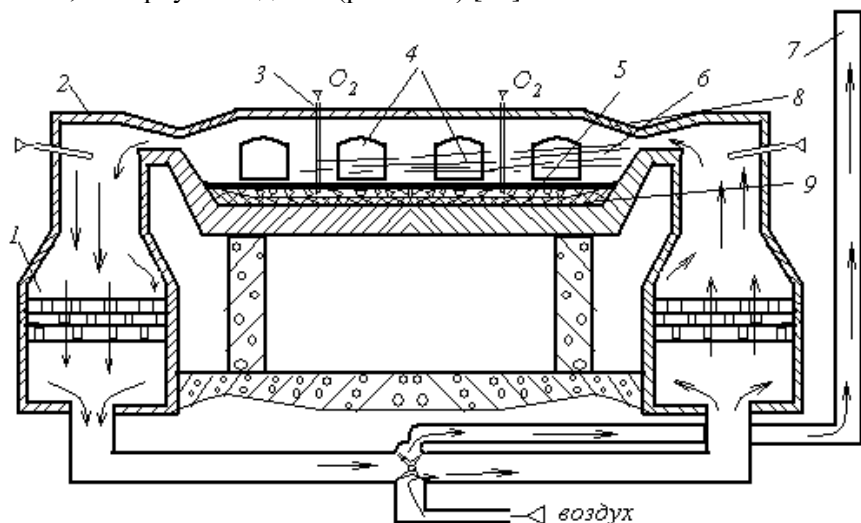


Рис. 1.10. Схема устройства мартеновской печи:
 1 – регенераторы, 2 – головки, 3 – фурма (труба) для подачи кислорода, 4 – загрузочные окна, 5 – шихта, 6 – факел, 7 – дымовая труба, 8 – свод, 9 – подина

По бокам расположены две головки 2, служащие для попеременной подачи и смешения газообразного топлива и воздуха, предварительно подогретых в регенераторах. Регенераторы 1 представляют собой камеры со специальными кирпичными насадками. Благодаря периодическому переключению горячего воздуха, поступающего из рабочего пространства печи, и холодного воздуха и газообразного топлива, поступающих в рабочее пространство печи, насадка нагревается, а затем отдает тепло холодному воздуху и газу, подогревая их до температуры 1000–1200 °С.

В мартеновских печах под, стены и свод рабочего пространства выложены огнеупорными материалами. Огнеупорные материалы делят на кислые (динас с наваркой из кварцевого песка) и основные

(магнезит, доломит, хромомагнезитовый кирпич).

Емкость мартеновских печей от 200 до 900 т. Для печи вместимостью 900 т площадь пода составляет 115 м^2 . Средний съем стали с 1 м^2 в сутки составляет 10 т/м^2 , а расход условного топлива – до 80 кг/т , т. е. 0,08 [5].

Мартеновский способ уступает место более производительному и экономичному конверторному процессу.

Конвертер (рис. 1.11) представляет собой сосуд грушевидной или цилиндрической формы, выполненный из стального листа и футерованный основным огнеупорным кирпичом [5].

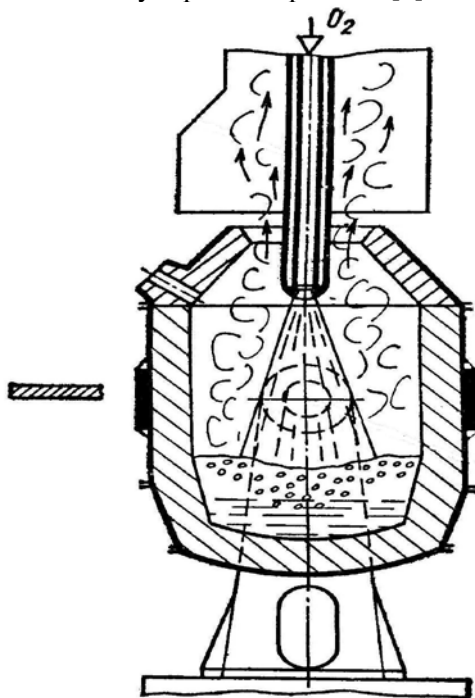


Рис. 1.11. Схема устройства кислородного конвертера

Вместимость конвертера 130–350 т жидкого чугуна. В процессе работы конвертер может поворачиваться на цапфах вокруг горизонтальной оси на 360° для заливки чугуна, завалки скрапа, слива стали и шлака.

Для выплавки стали конвертер сначала наклоняют и загружают в

него металлический лом (скрап). Количество металлолома не должно превышать 30%. Затем в конвертер заливают жидкий передельный чугун при температуре 1250–1400 °С. После этого конвертер приводят в вертикальное положение и осуществляют продувку кислородом (или воздухом). При этом происходит окисление железа и примесей (см. формулы (1.35–1.38)) и выделяется тепло.

Продувка осуществляется через водоохлаждаемый наконечник трубопровода – фурму под давлением 0,8–1,4 МПа. Применение кислородного дутья вместо воздушного позволяет получать сталь с низким содержанием азота (0,002–0,006%).

Для наведения шлака используют известь, железную руду, боксит (Al_2O_3), плавиковый шпат CaF_2 (для разжижения шлака). Поскольку высокое содержание в шлаке FeO (от 7 до 20%) затрудняет удаление серы, в качестве исходных материалов применяют чугун с содержанием серы не более 0,07%.

Плавка в конвертерах вместимостью 130–300 т заканчивается через 25–50 мин, причем расходы на топливо вообще отсутствуют.

Конверторный процесс наиболее часто применяется в сталеплавильных цехах металлургических комбинатов (заводов) для переделки чугуна в сталь путем продувки его в конвертере газами, содержащими кислород, либо технически чистым кислородом. При этом в результате окисления железа и примесей (см. формулы (1.35–1.38)) выделяется тепло в количестве, достаточном для сохранения расплавленного состояния металла в течение всего процесса без подвода тепла из каких-либо других источников.

Электроды используют для выплавки конструкционных, высоколегированных, инструментальных, специальных сталей и сплавов. В них можно получать высокую температуру, создавать окислительную, восстановительную или нейтральную атмосферу и вакуум, раскислять металл с образованием минимального количества неметаллических включений – продуктов раскисления.

В металлургии нашли применение дуговые и индукционные электроды, печи электрошлакового переплава, а также электронно-лучевые и плазменно-дуговые печи.

Дуговая плавильная электрод (рис. 1.12) [10] имеет три угольных электрода (из графитизированной массы).

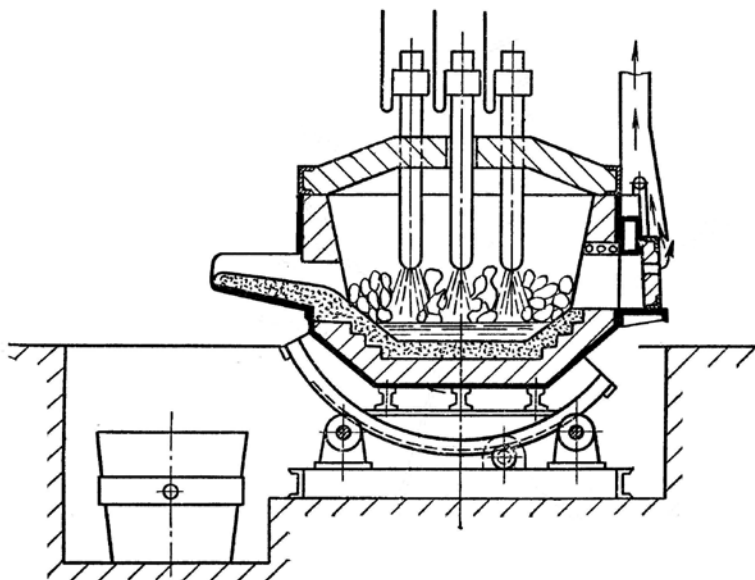


Рис. 1.12. Схема дуговой электрической плавильной печи

Питание на электроды подается от трехфазного трансформатора переменного тока. Между электродами и металлической шихтой зажигают электрические дуги при рабочем напряжении 160–600 В и токе 1–10 кА. Длина дуги автоматически регулируется путем перемещения электродов. Плавильное пространство печи ограничено стенками, подиной и сводом, футерованными огнеупорным кирпичом. Для загрузки печи свод снимают. Печь имеет возможность наклоняться в сторону загрузочного окна или летки. В металлургических цехах используют электропечи с основной футеровкой, в литейных – с кислой футеровкой.

В основной дуговой печи можно осуществлять плавку методом переplava (на шихте из легированных отходов) или с окислением примесей (на углеродистой шихте).

При плавке методом дугового переplava шихта должна иметь меньше Mn , Si , P , чем в выплавляемой стали. После расплавления шихты наводят основной шлак для удаления серы, регулируют содержание углерода и затем проводят диффузионное раскисление.

Плавку на углеродистой шихте применяют для производства

конструкционных сталей. В печь загружают стальной лом (до 90%) чушковый передельный чугун (до 10%), электродный бой или кокс для науглероживания металла и известь (2–3%). Сущность процесса выплавки стали рассмотрена выше.

Для определения химического состава металла берут пробы и при необходимости в печь вводят ферросплавы. После этого сталь раскисляют и выпускают в ковш.

При выплавке легированных сталей в дуговых печах в сталь вводят легирующие элементы.

В индукционной тигельной плавильной печи (рис. 1.13) металл помещается в металлический сосуд (тигель), футерованный огнеупорным материалом, и подвергается воздействию переменного электромагнитного поля, в результате чего в нем индуцируются вихревые токи, нагревающие металл [10].

Переменное магнитное поле создается индуктором, через который от генератора высокой частоты проходит однофазный ток частотой от 500 до 2000 Гц. Емкость индукционных тигельных печей – от 60 кг до 25 т.

Индукционные тигельные печи позволяют получать очень чистые металлы с минимальным содержанием примесей, характеризуются высокой скоростью нагрева, легкостью регулирования температуры, незначительным угаром металла, возможностью плавки в защитной газовой среде или в вакууме.

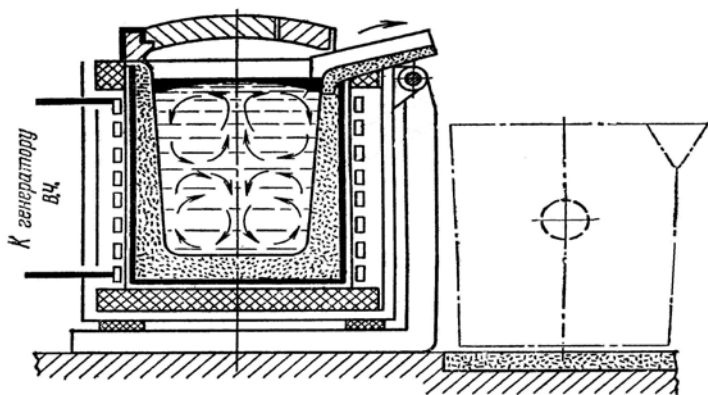


Рис. 1.13. Схема индукционной тигельной электрической плавильной печи

При вакуумной индукционной плавке индуктор с тиглем, дозатор шихты и изложницы помещают в вакуумные камеры. Плавка, введение легирующих добавок, раскислителей, разливка металла в изложницы производятся без нарушения вакуума в камере, благодаря чему получают сплавы высокого качества с малым содержанием газов, неметаллических включений, легированные любыми элементами.

Для повышения качества металла используют обработку синтетическим шлаком, вакуумную дегазацию, электрошлаковый переплав, вакуумно-дуговой переплав, вакуумно-индукционный переплав, переплав в электронно-лучевых и плазменных печах.

Обработка синтетическим шлаком, состоящим из CaO (55%), Al_2O_3 (40%) и небольшого количества SiO_2 , MgO , FeO , заключается в том, что выплавленный в электропечи шлак заливают в ковш непосредственно перед заливкой стали [10]. Благодаря перемешиванию стали и шлака реакции между ними протекают быстрее, чем в плавильной печи. В результате снижается содержание серы, кислорода и неметаллических включений, увеличивается пластичность и прочность стали.

При вакуумной дегазации стали ковш с жидкой сталью помещают в герметичную камеру, в которой создается давление 0,27–0,67 кПа (рис. 1.14).

При таком разряжении из жидкой стали интенсивно выделяются газы (водород и азот). Всплывающие пузырьки захватывают неметаллические включения.

Электрошлаковый переплав – бездуговой процесс электроплавки сталей (и других сплавов), при котором необходимое для плавки тепло выделяется при прохождении электрического тока через расплавленный электропроводящий шлак. Под действием выделяющейся в шлаке теплоты металл электродов плавится и стекает под шлак, где застывает в слиток.

Изоляция кристаллизующегося металла от атмосферы слоем шлака позволяет получать сталь высокого качества даже без применения вакуума. Электрошлаковые печи по конструкции проще дуговых, тем более вакуумных, а электрический режим в них гораздо стабильнее.

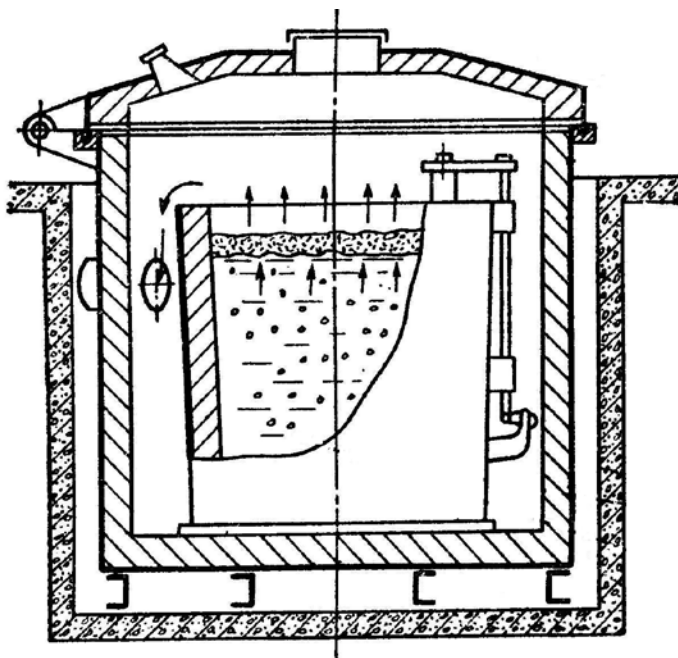


Рис. 1.14. Схема вакуумной дегазации стали в ковше

Вакуумно-дуговой переплав и вакуумно-индукционный переплав стали осуществляют в вакуумных дуговых или индукционных печах при пониженном остаточном давлении $100-0,1$ МПа. Вакуумный переплав позволяет эффективно очистить металлы от газов (азота, кислорода, водорода), примесей и неметаллических включений. Эти методы используются в производстве сплавов для особо ответственных изделий (например, для изготовления дисков и валов турбин и компрессоров).

Переплав в электронно-лучевых и плазменных печах применяют для выплавки сплавов и сталей особо высокого качества.

1.3. ЛИТЬЕ В ПЕСЧАНЫЕ ФОРМЫ

1.3.1. Изготовление песчаных литейных форм

Литье является одним из экономичных способов получения деталей и заготовок сложной формы, больших и малых размеров из различных металлов, сплавов, пластмасс и других материалов. Этот способ заключается в заливке расплавов в специально приготовленные литейные формы.

В литейном производстве для получения металлических отливок применяют более 50 разновидностей литья: литье в песчаные формы, в оболочковые формы, по выплавляемым моделям, литье в кокиль, центробежное литье, литье под давлением и др.

Литейная форма – это применяемая в литейном производстве форма для получения отливок. Она состоит из собственно формы для воспроизведения наружных контуров отливок и литейных стержней для образования внутренних полостей и отверстий (рис. 1.15).

Литейная форма может быть разовой (использоваться только один раз) или многократной.

Литье в песчаные формы – это способ получения отливок в литейных формах, изготовленных из песчано-глинистых формовочных материалов и используемых для получения одной отливки.

Рабочая часть литейной формы представляет собой полость, в которой материал, охлаждаясь, затвердевает и принимает требуемые конфигурацию и размеры.

Литейный стержень 9 – это отъемная часть литейной формы, оформляющая внутренние полости отливки. В тех случаях, когда конфигурация литейной модели затрудняет извлечение ее из литейной формы, литейные стержни могут использоваться и для формирования наружных частей отливки.

Литейные стержни устаналивают на специальные опорные поверхности литейной формы, называемые *знаками*.

Совокупность каналов (элементов), служащих для заполнения рабочей полости литейной формы расплавленным металлом, питания отливки при затвердевании и улавливания первых порций ме-

талла, шлака и загрязнений, называется *литниковой системой*. Основными элементами литниковой системы являются чаша, стояк, шлакоуловитель, питатель, боковая прибыль, шейка.

Выпор – вертикальный канал, соединенный с литниковой системой. Он расположен в верхней части литейной формы и предназначен для выхода газов при заполнении формы жидким металлом, контроля заполнения формы, а иногда питания отливки металлом во время ее остывания.

Разовые литейные формы получают с помощью специальных комплектов приспособлений – модельного комплекта и формовочного комплекта.

Модельный комплект необходим для образования при формовке рабочей полости литейной формы. В комплект входят: литейная модель, стержневые ящики, модели литниковой системы, шаблоны для конкретной отливки, модельные плиты и др.

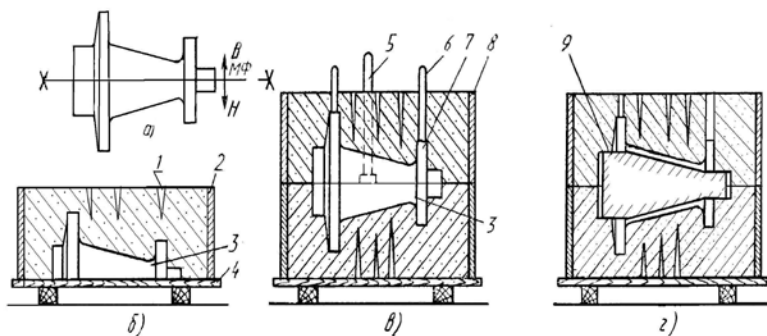


Рис. 1.15. Изготовление формы в двух опоках по разъемной модели:

- 1 – вентиляционные наколы, 2 – нижняя опока, 3 – нижняя часть литейной формы, 4 – модельная плита, 5 – модель стояка, 6 – модель выпора, 7 – верхняя половина модели, 8 – верхняя опока, 9 – литейный стержень

Литейная модель – это часть модельного комплекта, служащая для образования в литейной форме отпечатка, соответствующего конфигурации и размерам отливки (рис. 1.16, а). Модели изготавливают из древесины, металлических и специальных модельных сплавов и из пластмасс. Различают модели разовые и для многократного

использования. Деревянные модели отличаются простотой изготовления, невысокой стоимостью, относительно малой массой, но недолговечны. Поэтому их применение целесообразно в опытном и разовом производствах.

Модельная плита – это плита, оформляющая разъем литейной формы и несущая на себе различные части модели, включая литниковую систему, и служащая для набивки формовочной смесью одной из парных опоки.

Стержневой ящик – приспособление, служащее для изготовления стержней. Конструкция стержневого ящика зависит от формы и размеров стержня, способа его изготовления (рис. 1.16, в). Для свободного удаления стержня из ящика на соответствующих поверхностях предусматривают формовочные уклоны. Стержневые ящики могут быть изготовлены из дерева, металла или пластмассы.

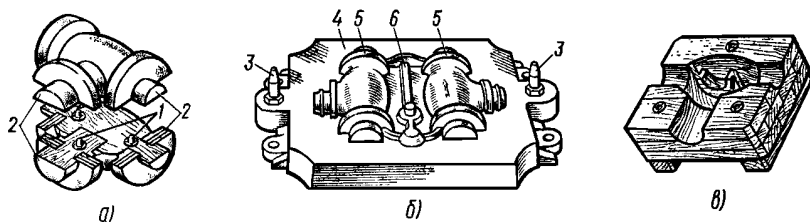


Рис. 1.16. Литейная модель (а), модельная плита (б), стержневой ящик (в) для корпуса вентиля:

1 – центрирующие шипы; 2 – стержневые знаки; 3 – центрирующие штыри; 4 – металлическая плита; 5 – модели отливок; 6 – модели элементов литниковой системы

В *формовочный комплект* входят: опоки, штыри, скобы, и другие приспособления, необходимые для получения разовой песчаной формы.

Опокой называют приспособление в виде жесткой рамы (открытого ящика), служащее для удержания в нем формовочной смеси при изготовлении разовых песчаных форм, транспортирования и заливки металлом. Опоки изготавливают из стали, чугуна, алюминиевых сплавов.

Основной операцией изготовления литейной формы является уплотнение формовочной смеси, придание форме достаточной прочности и устройство вентиляционных каналов.

Изготовление литейной формы начинают с того, что на модельную плиту 4 устанавливают нижнюю половину 3 модели и нижнюю опоку 2 рабочей плоскостью вниз (рис. 1.15, б).

На модель наносят слой облицовочной смеси толщиной 40–100 мм, который слегка уплотняют. Затем опоку заполняют наполнительной смесью и уплотняют.

Опоку с заформованной в ней половиной модели поворачивают на 180° и вновь устанавливают на модельную плиту. На нижней половине 3 модели фиксируют ее верхнюю половину 7 (рис. 1.15, в), устанавливают модели стояка 5 и выпоров 6.

На нижнюю опоку устанавливают верхнюю 8, извлекают модели стояка и выпора. Верхнюю полуформу снимают, поворачивают на 180° и извлекают половины моделей отливки и литниковой системы. Затем в нижнюю полуформу устанавливают литейный стержень 9, который оформляет внутреннюю полость отливки, и на нижнюю полуформу с помощью штырей устанавливают верхнюю полуформу (рис. 1.15, г).

Для улучшения газопроницаемости формы делают вентиляционные наколы 1.

После скрепления опок литейная форма считается подготовленной к заливке.

Формовочные материалы используются для приготовления формовочных и стержневых смесей. Различают основные формовочные материалы (кварцевые, кварцево-полево-шпатовые и глинистые пески, бентониты) и вспомогательные – связующие, крепители, противопопригарные покрытия, клеи, замазки, модельные пудры, разделительные жидкости и др.

Формовочные и стержневые смеси служат для изготовления песчаных литейных форм и стержней. В зависимости от литейного сплава, массы и толщины стенок отливки в состав формовочной смеси входят в определенной пропорции неорганические материалы (кварцевый песок, огнеупорная глина и др.) и органические материалы (опилки, каменноугольная пыль и др.).

По характеру использования различают облицовочную, наполнительную и единую смеси.

Единую формовочную смесь применяют при серийном и массовом производстве мелких и средних отливок и полностью перерабатывают после каждого употребления.

Облицовочную формовочную смесь используют для изготовления средних и крупных отливок для замены части смеси, соприкасающейся с жидким металлом. В нее добавляют значительное количество свежих формовочных материалов, увеличивающих огнеупорность и газопроницаемость формы. Остальную часть формы набивают наполнительной формовочной смесью.

Формовочные смеси должны обладать:

- достаточной прочностью (способностью не разрушаясь выдерживать внешние воздействия на стержни и форму при транспортировке, сборке и заливке расплавом);
- пластичностью (деформироваться под действием внешних усилий, сохранять полученную форму после удаления модели;
- податливостью – способностью деформироваться под действием усилий, возникающих при затвердевании и охлаждении отливок.
- текучестью (способностью смеси под действием внешних сил обтекать модели или заполнять полость стержневых ящиков и опок);
- негигроскопичностью (способностью смесей после сушки формы не поглощать влагу из окружающей атмосферы);
- выбиваемостью (способностью формовочных и стержневых смесей свободно удаляться из отливки после ее охлаждения);
- огнеупорностью (способностью смеси не оплаваться под действием тепла жидкого металла).

Кроме того, формовочные смеси должны пропускать газы, выделяющиеся при заливке и охлаждении из расплава, стержня и формы, и воздух, находившийся в полостях формы до заливки металла.

В зависимости от содержания влаги различают: сухую, сырую и подсушенную литейные формы.

К стержневым смесям предъявляются еще более жесткие требования, чем к формовочным. Это связано с тем, что стержни находятся внутри отливки, т. е. окружены расплавленным металлом до его кристаллизации и поэтому нагреваются более равномерно и до более высоких температур. После кристаллизации металла из-за его усадки стержни испытывают значительные механические воздействия.

Теплофизические свойства формовочных и стержневых смесей характеризуются их теплофизическими характеристиками: удельной

теплоемкостью c и теплопроводностью λ , а также коэффициентом аккумуляции тепла $\varepsilon = \sqrt{\lambda C_v} = \sqrt{\lambda c \rho}$.

Плотность ρ , а также теплоемкость c и теплопроводность λ формовочной смеси зависят от ее состава, а также от степени влажности смеси. Сырые песчаные смеси имеют более высокие теплофизические характеристики, чем сухие (табл. 1.3).

Таблица 1.3

Теплофизические характеристики песчаной формовочной смеси и некоторых литейных сплавов

Вид песчаной смеси	ρ , кг/м ³	c , кДж / кг · К	C_v , МДж / м ³ К	λ , Вт / м · К	ε
Песок сухой	1600	0,84	1,344	0,87	1,081333
Смесь сырая	1800	1,05	1,89	0,29	0,740338
Смесь сухая	1700	0,84	1,428	0,17	0,492707
Сырая с опилками	300	1,7	0,51	0,07	0,188944
Сталь	7200	0,84	6,048	29	13,24356
Чугун серый	7000	0,77	5,39	40	16,68332
Алюминиевые сплавы	2600	1,15	2,99	290	29,44656

Размерность коэффициента аккумуляции тепла, ε , в табл. 1.2:

$$\frac{\text{кДж}}{\text{м}^2 \text{К} \text{с}^{1/2}}$$

Теплофизические характеристики формовочной смеси существенно снижаются при добавлении в ее состав опилок.

Повышение теплоемкости и теплопроводности смеси с увеличением влажности связано с испарением воды и с переносом теплоты испаряющейся водой. Теплопроводность песчаной формовочной смеси значительно меньше теплопроводности компактного кварца, из которого она в основном состоит, и меньше теплопроводности сухого кварцевого песка.

Увеличение перечисленных характеристик может быть достигнуто путем введения в состав смесей хромагнетита, хромистого железняка и циркониевых песков, а также повышением степени уплотнения смесей или снижением их пористости.

Зная теплоемкость формовочной смеси и заданную среднюю температуру формовочной смеси, можно определить ее массу, необходимую для изготовления отливки.

Пример. Пусть вес G стальной отливки равен 10 кг , температура заливки – $\theta_3 = 1560 \text{ }^\circ\text{C}$, температура выбивки – $\theta_6 = 400 \text{ }^\circ\text{C}$, средняя температура формовочной смеси – $\theta_\phi = 200 \text{ }^\circ\text{C}$. Определить массу M формовочной смеси, необходимую для изготовления литейной формы.

Определим количество теплоты, которое необходимо отвести в литейную форму:

$$Q = [(\theta_3 - \theta_6) \cdot c + L] \cdot G = [(1560 - 400) \cdot 0,84 + 270] \cdot 10 = 12\,444 \text{ кДж.}$$

Определим массу формовочной смеси:

$$M = K_G \cdot G = 74 \text{ кг, где } K_G = \frac{Q}{\theta_\phi c_\phi G} = \frac{12444}{200 \cdot 0,84 \cdot 10} = 7,4.$$

1.3.2. Закономерности кристаллизации и затвердевания отливки в литейной форме

Рассмотрим элемент литейной формы в виде стержня с площадью поперечного сечения, равной единице, торец которого, обращенный к расплавленному металлу, находится при постоянной температуре, равной температуре плавления $\theta_c = \theta_{nl}$, а начальная температура литейной формы равномерна и равна θ_0 (рис. 1.17).

Для кристаллизации слоя металла объемом $\Delta V = \Delta X \cdot 1$ из элемента ΔX должно быть отведено количество тепла:

$$\Delta Q = \gamma \cdot L \cdot \Delta X \cdot 1. \quad (1.40)$$

Поскольку расплавленный металл внутри формы имеет одинаковую температуру, а температура литейной формы распределена неравномерно (рис. 1.17), то в соответствии с основным законом теплопроводности все тепло будет отводиться только через литейную форму.

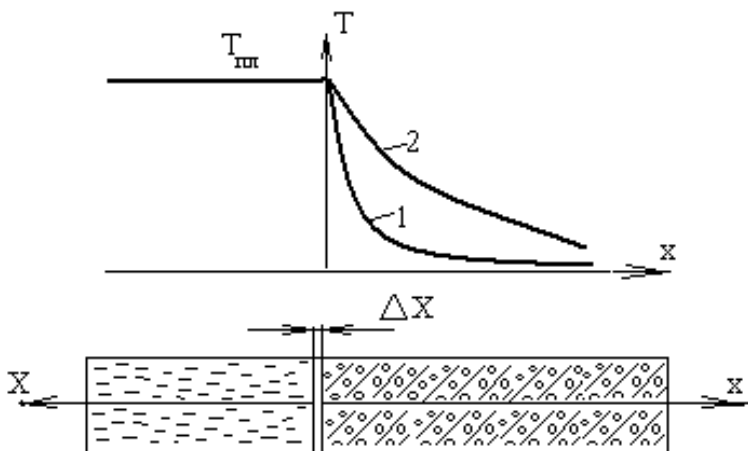


Рис. 1.17. Схема распределения температуры в расплавленном металле и в литейной форме

Следовательно,

$$\Delta Q = q_{\phi}(\tau) \cdot \Delta \tau, \quad (1.41)$$

где при постоянной начальной температуре литейной формы

$$q_{\phi}(\tau) = \varepsilon_{\phi} \frac{\theta_c - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}}. \quad (1.42)$$

Приравнивая друг к другу два полученных выражения ΔQ и обозначая предел отношения $\Delta X / \Delta \tau$ при $\Delta \tau \rightarrow 0$ через скорость затвердевания сплава U , получим

$$U = \lim_{\Delta \tau \rightarrow 0} \frac{\Delta X}{\Delta \tau} = \frac{q_{\phi}(\tau)}{\gamma \mathcal{L}} = \frac{\varepsilon_{\phi} (\theta_c - \theta_0)}{\gamma \mathcal{L} \sqrt{\pi \tau}}. \quad (1.43)$$

Отсюда также следует, что зависимость толщины затвердевшей стенки отливки от времени описывается формулой:

$$X(\tau) = \frac{\varepsilon_{\phi} (\theta_c - \theta_0)}{\sqrt{\pi} \gamma \mathcal{L}} \int_0^{\tau} \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \varepsilon_{\phi} \frac{(\theta_c - \theta_0)}{\gamma \mathcal{L}} \sqrt{\tau}. \quad (1.44)$$

Согласно формуле (1.43) скорость кристаллизации пропорциональна плотности теплового потока. С течением времени эти характеристики уменьшаются сначала быстро, а затем все медленнее (рис. 1.18).

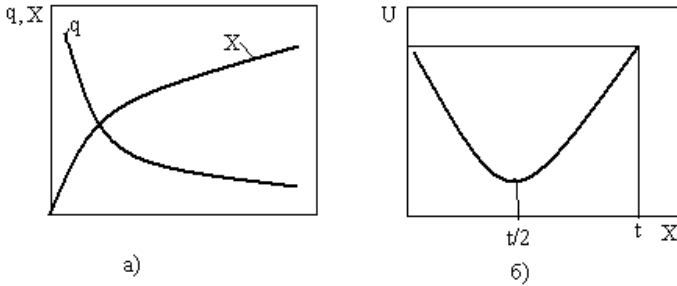


Рис. 1.18. Изменение плотности теплового потока и толщины затвердевшего слоя отливки с течением времени (а) и распределение скорости кристаллизации по толщине стенки отливки (б)

На рис. 1.19 представлены результаты конкретного расчета зависимости толщины затвердевшей стенки от времени. Использование логарифмических координат приводит к искажению формы этой зависимости.

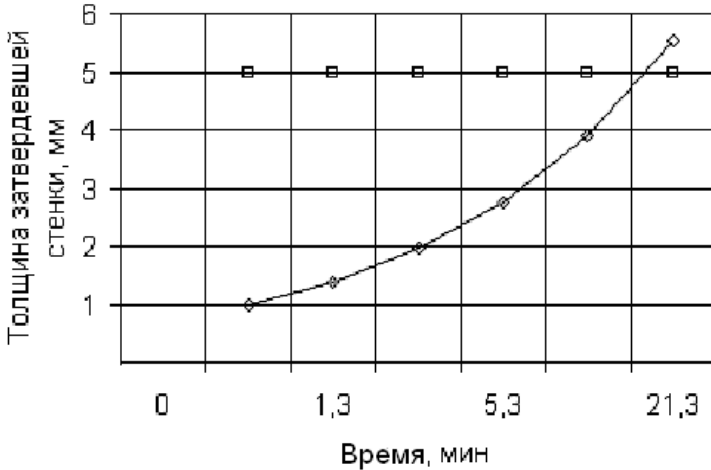


Рис. 1.19. Зависимость толщины затвердевшей стенки от времени

$$\varepsilon_{\phi} = 0,19 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2 \text{К} \text{с}^{1/2}}, L = 270 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}, \gamma = 7800 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}, \theta_{\text{пл}} - \theta_0 = 1530 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Закономерности изменения плотности теплового потока и скорости кристаллизации определяют структуру слитка (или отливки), образующуюся при разливке металла в изложницы (или литейные формы). Поскольку в начальный момент времени у самой поверхности изложницы вследствие интенсивного теплоотвода в изложницу возникает переохлаждение сплава, образуется большое число центров кристаллизации, причем кристаллизация протекает с такой высокой скоростью, что зерна металла затвердевают, еще не успев приобрести выраженную ориентацию в направлении тепловых потоков. Этот наружный слой дезориентированных мелких зерен называют литейной коркой 1, рис. 1.20. Она имеет наиболее высокие механические характеристики, однако в ней же может быть сосредоточено наибольшее число примесей, загрязняющих сплав.

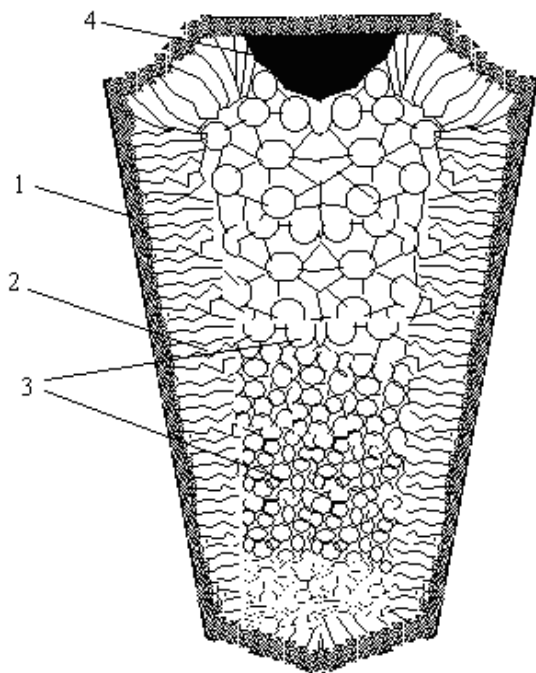


Рис. 1.20. Схема строения стального слитка [10]:
1 – литейная корка; 2 – столбчатые кристаллы; 3 – равноосные кристаллы; 4 – усадочная раковина

С течением времени τ плотность тепловых потоков и, следовательно, скорость кристаллизации резко уменьшаются, хотя и остаются все еще достаточно большими, чтобы влиять на процесс кристаллизации. Из-за уменьшения степени переохлаждения снижается и число центров кристаллизации. Поскольку тепловые потоки направлены по нормали к изотермическим поверхностям, а те, в свою очередь, практически эквидистантны поверхности изложницы (или литейной формы), то в этой зоне наблюдается рост кристаллов из небольшого числа центров кристаллизации в направлениях, перпендикулярных поверхности изложницы. Такие кристаллы, вытянутые в направлениях тепловых потоков, называют столбчатыми. В зоне столбчатых кристаллов 2 наблюдается меньше вредных примесей, раковин и газовых пузырей, плотность металла и механические характеристики достаточно высокие.

При небольшой толщине слитка (или стенок отливки) различные зоны столбчатых кристаллов, растущих от различных стенок внутри изложницы (или литейной формы), входят в соприкосновение друг с другом. Однако в местах стыка столбчатых кристаллов прочность металла снижается.

В центре слитка при температуре, близкой к температуре плавления в течение наибольшего времени сохраняются условия, близкие к изотермическим и адиабатическим. То есть температура благоприятна для начала кристаллизации, но переохлаждение минимально и теплоотвода из этой области практически нет. Поэтому число центров кристаллизации еще уменьшается и из небольшого числа таких центров вырастают крупные равноосные дезориентированные кристаллы. В зоне равноосных кристаллов механические характеристики снижаются.

Жидкий металл имеет больший объем, чем закристаллизовавшийся. Уменьшение объема металла в процессе кристаллизации и остывания слитка, а также неравномерность его остывания и затвердевания приводят к образованию пустот, называемых усадочными раковинами.

Усадка является важным свойством литейных сплавов. Различают усадку линейную и объемную.

Линейную усадку определяют как отношение разности линейных размеров литейной формы и отливки к линейному размеру отливки, %, при температуре 20 °С:

$$\zeta_{\text{л}} = \frac{\Delta l}{l_{\text{ом}}} 100\% = \frac{l_{\phi} - l_{\text{ом}}}{l_{\text{ом}}} 100\%. \quad (1.45)$$

Для серого чугуна линейная усадка равна 0,9–1,3%, для алюминиевых сплавов 0,9–1,5%, для медных сплавов 1,4–2,3, для углеродистых сталей 2–2,4% [10].

Объемная усадка определяется как отношение разности объемов полости литейной формы и отливки к объему отливки, %:

$$\zeta_{\phi} = \frac{\Delta V}{V_{\text{ом}}} 100\% = \frac{V_{\phi} - V_{\text{ом}}}{V_{\text{ом}}} 100\%. \quad (1.46)$$

Рассматривая усадку элементарного объема в виде куба со стороны Δl , получим:

$$\begin{aligned} \zeta_{\text{в}} &= \frac{\Delta V}{V_{\text{ом}}} 100\% = \frac{V(l + \Delta l) - V(l)}{V(l)} 100\% = \frac{(l + \Delta l)^3 - l^3}{l^3} 100\% = \\ &= \frac{l^3 + 3l^2 \Delta l + 3l(\Delta l)^2 + (\Delta l)^3}{l^3} 100\% \approx 3 \frac{\Delta l}{l} 100\% = 3\zeta_{\text{л}}, \end{aligned} \quad (1.47)$$

т. е. объемная усадка численно втрое больше, чем линейная.

Усадочные раковины образуются в средней верхней части отливки (или слитка). В таких местах иногда размещают дополнительный объем – прибыль, которую впоследствии удаляют вместе с усадочной раковиной.

Неравномерность теплоотвода во времени и по объему отливки является одной из наиболее важных закономерностей, определяющих производительность литейного производства и качество отливок.

1.3.3. Основные технологические операции и закономерности получения отливок в песчаных формах

Изготовление отливок в песчаных формах включает следующие основные технологические операции: заливку литейной формы расплавленным металлом, охлаждение отливки в литейной форме, выбивку отливки из литейной формы, обрубку отливок и очистку отливок.

Заливка литейной формы заключается в равномерном заполне-

нии литейной формы расплавленным металлом. Важное значение при заливке имеет обеспечение рациональной температуры заливки расплавленного металла. Она должна быть примерно на 100–150 °С выше температуры линии ликвидуса. Для отливок из серого чугуна температура заливки обычно находится в пределах 1230–1300 °С, для мелких и средних отливок 1320–1400 °С, для тонкостенных 1360–1450 °С. Высокопрочный и белый чугун заливают при температуре 1320–1450 °С, углеродистые и низколегированные стали – при температуре 1520–1560 °С. Для тонкостенных отливок из легированной коррозионно-стойкой стали 12Х18Н9ТЛ рациональная температура заливки достигает 1620 °С.

Бронзы и латуни обычно заливают при температурах 1000–1100 °С, алюминиевые и магниевые сплавы: 680–760 °С, титановые сплавы 1800–1860 °С.

Продолжительность заливки расплава в форму зависит от степени сложности конфигурации отливок, литейного сплава и металлоемкости литейной формы [15].

Таблица 1.4

Примерная длительность охлаждения отливок [14]

Характеристика отливок		Длительность охлаждения, ч	
Масса отливки, кг	Средняя толщина стенок, мм	Стальные отливки	Чугунные отливки
До 10	5–15	0,2–0,5	0,2–0,4
10–50	15–20	0,5–0,8	0,4–0,6
50–100	15–30	2–5	0,8–2,0
100–500	20–50	6–8	4–6
200–2000	30–80	18–24	18–20
2000–10000	50–120	36–50	24–36

Охлаждение отливок в литейных формах после заливки происходит от температуры заливки до достижения рациональной температуры выбивки.

Продолжительность выдержки в форме определяется толщиной стенки отливки, свойствами залитого сплава и литейной формы, температурой выбивки. Она может быть рассчитана или определена экспериментально.

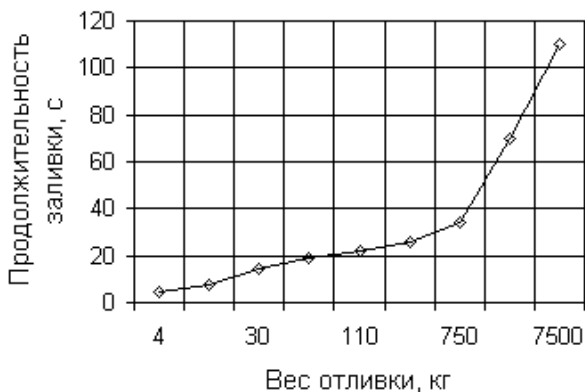


Рис. 1.21. Влияние веса отливки на продолжительность заливки

Небольшие тонкостенные отливки охлаждаются в форме несколько минут, а толстостенные, крупные (массой 50–60 т) – в течение нескольких суток и даже недель.

На рис. 1.22 представлена зависимость времени остывания расплава от температуры заливки до температуры плавления от размера, характеризующего толщину стенок отливки.



Рис. 1.22. Влияние толщины стенки на время остывания отливки от заливки расплава до начала кристаллизации отливки при теплофизических характеристиках формовочной смеси $\omega_{\phi} = 0,14 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2 / \text{с}$, $C_{V\phi} = 0,51 \text{ МДж} / (\text{м}^3 \text{ К})$, и теплоемкости литейного сплава $C_V = 6 \text{ МДж} / (\text{м}^3 \text{ К})$

Время кристаллизации значительно больше, чем время остывания расплава до начала кристаллизации (рис. 1.23).

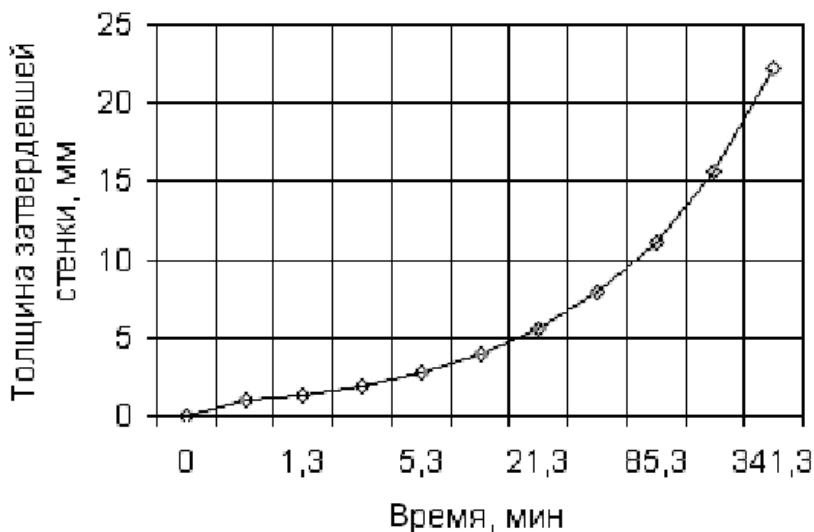


Рис. 1. 23. Влияние времени на толщину кристаллизованного слоя расплава

Это связано с тем, что скрытая теплота кристаллизации больше, чем теплосодержание расплава при остывании на сравнительно небольшое изменение температуры ($\approx 70^\circ\text{C}$), а также с тем, что с течением времени плотность теплового потока, поступающего из отливки в литейную форму, уменьшается.

Для сокращения времени охлаждения массивных отливок используют различные методы принудительного охлаждения: обдувают воздухом, в формы при формовке укладывают змеевики, по которым пропускают воздух или воду.

На время остывания и количество отведенного тепла существенное влияние оказывают свойства литейного сплава: теплоемкость, плотность, удельная теплота плавления, температуры заливки, плавления и выбивки (рис. 1.24).

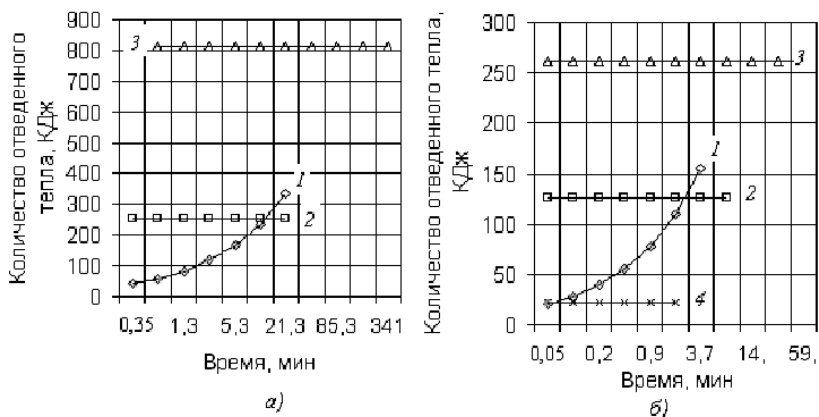


Рис. 1.24. Закономерности остывания стальной (а) и алюминиевой (б) отливок пластин размерами $100 \cdot 100 \cdot 10$ (мм) в сырую песчаную форму с добавлением опилок:
 1 – зависимость количества отведенного тепла от времени,
 2 – количество теплоты до полного затвердения, 3 – количество теплоты до выбивки отливки, 4 – количество теплоты до температуры плавления

Согласно формулам (1.39–1.40), коэффициент аккумуляции тепла формовочной смеси ε_ϕ существенно влияет на скорость кристаллизации и на время затвердевания отливки (рис. 1.25).

С уменьшением коэффициента аккумуляции тепла ε_ϕ снижается скорость отвода теплоты и, соответственно, скорость кристаллизации. Как уже отмечалось, скорость отвода теплоты в литейную форму влияет на кристаллизацию металла, на размеры образующихся зерен. В начальный период времени кристаллизации при наибольшей плотности теплового потока образуется мелкозернистая литейная корка. Поскольку она находится в контакте с формовочной смесью, литейная корка, как правило, загрязнена включениями.

Затем плотность теплового потока падает и скорость кристаллизации уменьшается. В связи с относительно малой скоростью охлаждения для литья в песчаные формы характерна крупнозернистая структура отливок.

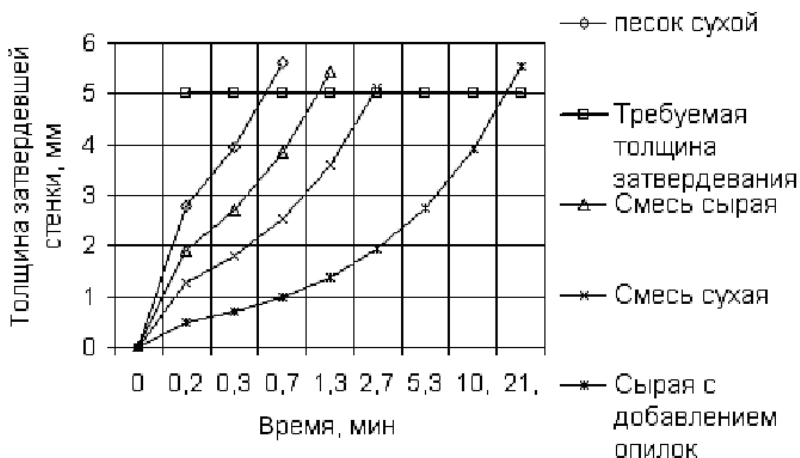


Рис. 1.25. Влияние коэффициента аккумуляции тепла формовочной смеси на время затвердевания отливки

Поскольку реальные детали имеют различную толщину стенок, элементов, то в первую очередь кристаллизуются и затвердевают более тонкие части детали, тогда как ее более массивные элементы остаются все еще жидкими.

Выравнивание процессов затвердевания различных элементов отливок может быть достигнуто с помощью регулирования теплообмена. С этой целью в литейную форму встраивают обладающие высокой теплопроводностью элементы, называемые холодильниками. Холодильники обычно изготавливают из чугуна, реже из графита, магнезита. Между холодильником и внутренней поверхностью формы оставляют стенку из формовочной смеси, через которую достаточно быстро устанавливается стационарный теплообмен. При этом тепловой поток через стенку зависит от ее толщины.

После затвердевания отливку выдерживают в форме для охлаждения до температуры выбивки. Теплота, содержащаяся в расплавленном металле с учетом скрытой теплоты кристаллизации, при охлаждении отливки до температуры ее выбивки из литейной формы переходит в литейную форму и неравномерно нагревает формовочную смесь. На периферии литейной формы, т.е. вблизи опоки, температура формовочной смеси практически не должна существенно повышаться, поскольку это привело бы к замедлению процесса ох-

лаждения отливки. На внутренней поверхности литейной формы температура формовочной смеси равна температуре выбивки:

Выбивка отливок – процесс удаления затвердевших и охлажденных до определенной температуры отливок из литейной формы, при этом литейная форма разрушается. Выбивку форм обычно выполняют на различных выбивных установках. Остатки стержней после выбивки из форм удаляют из отливок пневматическими зубилами или в гидравлических камерах и электрогидравлических установках.

Во избежание искажения формы отливок, образования трещин и других дефектов отливок выбивка должна производиться только после завершения процессов кристаллизации, формирования отливок и приобретения ими достаточной прочности.

Для неотчетственных крупных стальных отливок простой конфигурации температура выбивки должна быть ниже 600–700 °С, для небольших простых отливок 400–500 °С, для более ответственных и сложных отливок: 200–300 °С, для ответственных отливок из малотеплопроводных легированных сталей: 150–200 °С [14].

Мелкие чугунные отливки извлекают из формы при температуре 700–800 °С, средние – 400–500 °С, крупные – 300–400 °С. Отливки из бронзы выбивают при температуре 300–500 °С, алюминиевые – 200–300 °С, магниевые – при 100–150 °С [15].

Обрубка отливок представляет собой процесс удаления литников, прибылей, выпоров и заливов (облоев). Ее осуществляют с помощью дисковых и ленточных пил, пневматических зубил, а также электродуговой или газовой резкой.

Очистка отливок – процесс удаления пригара, остатков формовочной смеси с поверхностей отливок. Она производится во вращающихся барабанах за счет трения друг друга деталей и чугунных «звездочек», загружаемых в барабаны вместе с отливками; в гидropескоструйных установках струей воды с песком под давлением до 3 МПа; в дробеметных (дробеструйных) барабанах и камерах струей чугунной или стальной дроби, химической или электрохимической обработкой и другими способами.

Распространенность способа литья в песчаные формы связана с его относительно невысокой себестоимостью, сравнительно небольшими затратами на изготовление оснастки и приспособлений, возможностью изготовления отливок из различных сплавов различ-

ной массы (от мелких до очень крупных, до нескольких десятков тонн).

Наряду со многими достоинствами, литье в песчаные формы обладает рядом существенных недостатков. Технологический процесс изготовления отливок весьма трудоемкий: необходимо приготовить формовочные и стержневые смеси, изготовить формы и стержни, собрать их и подготовить к заливке, выдержать отливки в медленно охлаждающейся песчаной форме, выбить их и очистить от формовочной и стержневой смеси, переработать бывшие в употреблении смеси для их повторного использования. Параллельно этому производят подготовку шихтовых материалов, готовят расплав металла для его заливки в литейную форму.

Расплавленный металл при его заливке оказывает тепловое, силовое и химическое воздействие на песчаную форму, что отражается на точности и качестве отливок, служит причиной образования на их поверхности труднообрабатываемой литейной корки, пригара.

Для преодоления этих недостатков были разработаны, изобретены различные специальные способы литья.

1.4. СПЕЦИАЛЬНЫЕ СПОСОБЫ ЛИТЬЯ

1.4.1 Способы литья в оболочковые формы

и по выплавляемым моделям

Литье в оболочковые формы – это способ получения отливок свободной заливкой расплава в оболочковых формах.

Оболочковая (корковая) форма – разовая литейная форма, изготовленная из двух скрепленных рельефных полуформ с толщиной стенок 6–10 мм (рис. 1.26).

Оболочковые формы изготавливают из смеси, состоящей из мелкого кварцевого песка и крепителя – феноло-формальдегидной порошкообразной термореактивной смолы (пульвербакелита) на специальных автоматических или полуавтоматических машинах.

Термореактивная смола плавится при нагревании и обволакивает зерна песка, при дальнейшем нагревании затвердевает и связывает зерна песка в прочную оболочку.

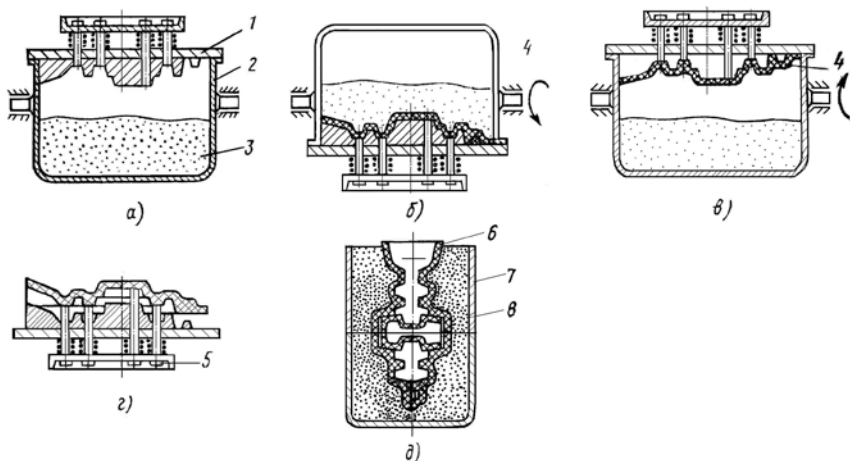


Рис. 1.26. Схема изготовления оболочковой формы:
 1 – металлическая модельная плита, 2 – опрокидывающийся бункер, 3 – формовочная смесь, 4 – песчано-смоляная оболочка, 5 – толкатели, 6 – литейная оболочковая форма, 7 – опоки-контейнеры, 8 – кварцевый песок или металлическая дробь

Соединение полуформ производят по фиксаторам, с помощью скоб, струбцин или склеиванием.

Оболочковые формы характеризуются достаточно высокой прочностью, газопроницаемостью, податливостью.

Благодаря меньшей толщине стенок оболочковые формы позволяют обеспечивать интенсивный и стационарный отвод тепла. В связи с этим отливки, полученные в оболочковых формах, имеют более плотную, однородную и мелкозернистую структуру, высокие механические свойства, меньшие усадку и внутренние напряжения, чем при литье в песчаные формы.

Тепловой поток, отводящийся из расплава или от отливки в литейную форму, может регулироваться изменением материала наполнителя формы. В кварцевом песке отливка охлаждается медленнее, чем в металлической дробе.

Отливки в оболочковых формах получают 5–7-го класса точности с шероховатостью поверхности, соответствующей 4–6-му классу, что позволяет сократить или исключить процесс очистки.

Способом литья в оболочковые формы получают отливки массой от 0,25 до 100 кг практически из любых литейных сплавов. Этим способом изготавливают ребристые мотоциклетные цилиндры, коленчатые валы автомобильных двигателей.

Преимущества способа литья в оболочковые формы: возможность получения тонкостенных отливок сложной формы; гладкая и чистая поверхность отливок; небольшой расход смеси, в 8–10 раз меньше, чем при литье в песчано-глинистые формы; качественная структура металла за счет повышенной газопроницаемости форм и регулирования теплоотвода; широкая возможность автоматизации; небольшие допуски на обработку резанием.

Недостаток этого способа состоит в высокой стоимости материалов, оснастки и оборудования. Затраты на материалы, оснастку и оборудование окупаются при больших программах выпуска отливок, т. е. в крупносерийном и массовом производстве.

Литье по выплавляемым моделям – это способ получения фасонных отливок из металлических сплавов в неразъемной оболочковой форме, рабочая полость которой образована удалением литейной модели выжиганием, растворением или выплавлением в горячей воде.

Удаление остатков модельного состава и упрочнение оболочки достигается прокаливанием формы при высокой температуре. Заполнению тонких и сложных по конфигурации полостей формы способствует ее нагрев перед заливкой.

Технология литья по выплавляемым моделям является многооперационной.

Разовые выплавляемые модели изготавливают в пресс-формах из модельных составов, состоящих из двух или более легкоплавких компонентов (парафина, стеарина, воска, канифоли).

Выплавляемую модель 3 (рис. 1.27, а) [10] отливки 1 получают путем заполнения металлической пресс-формы 2 жидким или пастообразным модельным составом.

Жидким модельным составом пресс-форму заполняют свободной заливкой или под давлением. Пастообразным модельным составом пресс-форму заполняют запрессовкой твердожидкого состава с 8–20% воздуха. В пресс-формах модельный состав затвердевает и остывает. Затем модели отливок извлекают и объединяют в блоки путем соединения с отдельно изготовленными выплавляемыми мо-

делями литниковой системы 4 (рис. 1.27, б). Для получения оболочковой формы полученный модельный блок помещают в огнеупорную суспензию (рис. 1.27, в), вынимают и обсыпают песком (рис. 1.27, г), кварцевым песком, крошкой шамота. Полученное огнеупорное покрытие подвергают сушке на воздухе или в парах аммиака (рис. 1.27, д). Затем на блок наносятся второй и последующие слои. Первый слой обсыпают мелкозернистым песком (размер частиц 0,2–0,315 мм); последующие слои – крупнозернистым песком.

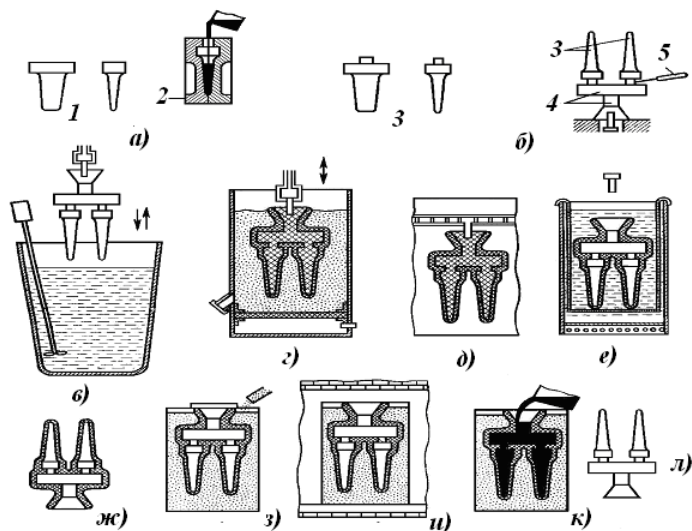


Рис. 1.27. Схема процесса изготовления отливок по выплавляемым моделям

Обычно керамическая оболочка состоит из 3–8 последовательно наносимых слоев (может достигать 20 и более), обеспечивающих общую толщину стенок формы от 2 до 5 мм. В ряде случаев допускаются и меньшие значения толщины стенок (0,5–1,5 мм) керамической оболочки.

После сушки последнего слоя модель выплавляют. Легкоплавкие составы удаляют в ваннах с горячей водой (рис. 1.27, е), а тугоплавкие выплавляют горячим воздухом, перегретым паром под высоким давлением при температуре до 120 °С и более, высокочастотным нагревом и др. Затем оболочковую форму подсушивают на воздухе (рис. 1.27, ж).

Перед заливкой расплавленным металлом оболочку засыпают в опоке (рис. 1.27, з) опорным наполнителем (чаще кварцевым песком) с целью упрочнения, защиты от резких изменений температуры при прокаливании и заливке металлом. Опорный наполнитель обеспечивает длительное сохранение высокой температуры в полости формы после прокаливании и, как следствие, хорошую заполняемость формы металлом при литье тонкостенных деталей.

После этого форма помещается в печь для прокаливании (рис. 1.27, и) при температуре 800–1100 °С с целью удаления остатков модельных составов, влаги, продуктов неполного гидролиза, а также завершения процессов ее твердения. Это способствует улучшению условий заливки металла.

Заливка металла (рис. 1.27, к) осуществляется в горячие или охлажденные формы. Температура формы зависит от состава литейного сплава: при заливке стали она составляет 800–900 °С, сплавов на основе никеля – 900–100 °С, меди – 600–700 °С, алюминия и магния – 200–250 °С.

Качество металла отливки и его свойства зависят от состава сплава, условий его плавки и заливки расплава в форму, а также от характера процесса кристаллизации отливки.

Благодаря термостойкости и прочности высокоогнеупорных оболочковых форм при литье по выплавляемым моделям достаточно широко используется направленная кристаллизация отливок. Это обеспечивает формирование столбчатой и монокристаллической структуры с высоким уровнем физико-механических и других эксплуатационных свойств.

Достоинствами литья по выплавляемым моделям являются возможность получения отливок сложной конфигурации; высокое качество поверхности и точность размеров отливок; минимальные припуски на механическую обработку; использование практически любых сплавов; обеспечение качественной равноосной, столбчатой и монокристаллической структуры с высоким уровнем эксплуатационных свойств.

К недостаткам этого способа литья следует отнести многооперационность, трудоемкость и длительность процесса, многообразие материалов, используемых для изготовления формы.

Способом литья по выплавляемым моделям изготавливают сложные отливки высокого качества, например: турбинные лопатки из жаропрочных сплавов, колеса насосов из коррозионно-стойких сплавов, детали турбомашин, постоянные магниты с определенной кристаллографической ориентацией структуры, художественные изделия и др. При этом может

быть существенно уменьшена или полностью исключена механическая обработка деталей [12].

1.4.2. Литье в кокиль

Кокильное литье – это способ получения фасонных отливок в металлических формах – кокилях.

При получении отливок в кокиле заполнение формы сплавом и его затвердевание происходят без какого-либо внешнего воздействия, т. е. посредством свободной заливки расплавленного металла в многократно используемые металлические формы.

Кокиль – металлическая литейная многократно используемая форма, состоящая из двух или более частей в зависимости от сложности конфигурации отливки.

Кокили изготавливают из чугуна, стали, медных и алюминиевых сплавов. Полости в отливках получают с помощью песчаных, оболочковых или металлических стержней.

По наличию разъемных частей и расположению в пространстве поверхности раздела различают кокили неразъемные (вытряхные) (рис. 1.28) и разъемные со стержнями (рис. 1.29, а), с охлаждением или без него (рис. 1.29, б).

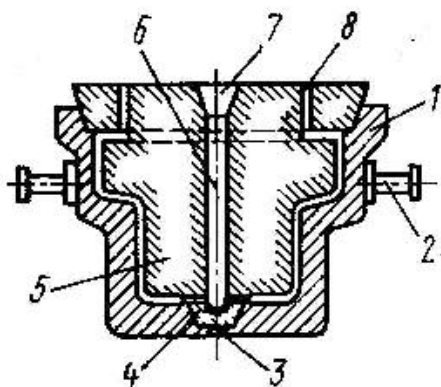


Рис. 1.28. Конструкция вытряхного кокиля для алюминиевой отливки:

- 1 – корпус кокиля, 2 – цапфы для поворота кокиля при выбивке отливки, 3 – вентиляционные отверстия, 4 – стержневая вставка,
- 5 – стержень с верхним грибовидным знаком, 6 – стояк,
- 7 – литниковая воронка, 8 – выпоры

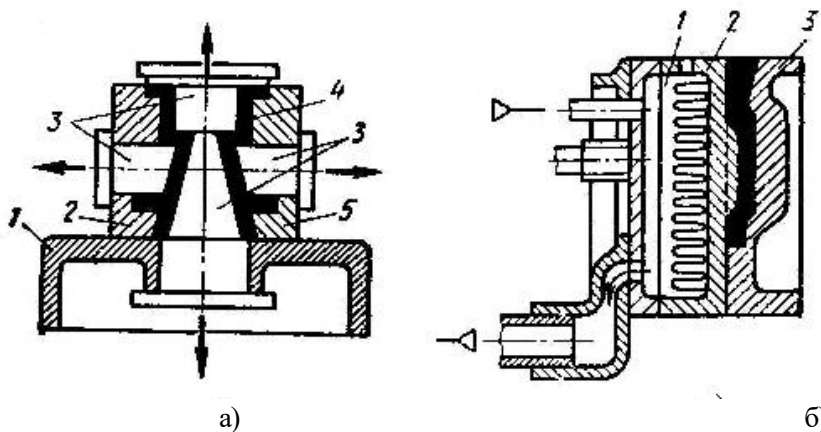


Рис. 1.29. Конструкции кокилей: а) разъемного со стержнями: 1 – плита основания кокиля, 2 – левая полуформа, 3 – металлические стержни, 4 – отливка, 5 – правая полуформа; б) с водяным охлаждением левой полуформы: 1 – полость в левой полуформе для подачи в нее воды, 2 – левая полуформа, 3 – правая полуформа

Технологический процесс литья в кокиль требует специальной подготовки кокиля к заливке и включает следующие операции:

- очистку рабочей поверхности кокиля от остатков отработанного покрытия, загрязнений и ржавчины;
- нанесение (пульверизатором или кистью) на предварительно подогретые рабочие поверхности кокиля специальных теплоизоляционных слоев и противопригарных красок;
- нагрев или охлаждение кокиля до оптимальной (для каждого сплава) температуры в пределах 115–475 °С;
- сборку формы;
- заливку расплава в форму;
- охлаждение отливок до установленной температуры выбивки;
- разборку кокиля с извлечением отливки.

Для удаления воздуха и газов из рабочих полостей кокилей широко используют естественные зазоры между элементами формы – разъемные и неразъемные стыки деталей кокиля. По этим стыкам устраивают газоотводные (вентиляционные) каналы глубиной 0,2–0,5 мм, выполняя их в виде рисок-насечек или тонких щелей. Глубокие полости вентилируются

через специально устанавливаемые в стенках кокиля вентиляционные пробки и игольчатые вставки, имеющие газоотводные зазоры.

Благодаря более высоким теплофизическим характеристикам, стальной кокиль быстрее, чем песчаные формы, отводит теплоту. Температуропроводность стальной формы примерно в 40 раз больше, чем формы из сухой песчаной смеси ($4,8 \cdot 10^{-6}$ и $0,12 \cdot 10^{-6}$). Кроме того, удельная объемная теплоемкость алюминиевого сплава вдвое больше теплоемкости песчаной формы и вдвое меньше удельной объемной теплоемкости кокиля. В частности, в результате действия всех этих факторов время остывания от температуры заливки до температуры начала кристаллизации при переходе от песчаной формы к кокилю сокращается более чем в 600 раз.

На рис. 1.30 представлены зависимости количества теплоты, отведенного в песчаную и стальную литейные формы от времени. Расчеты проводились по формуле (1.48).

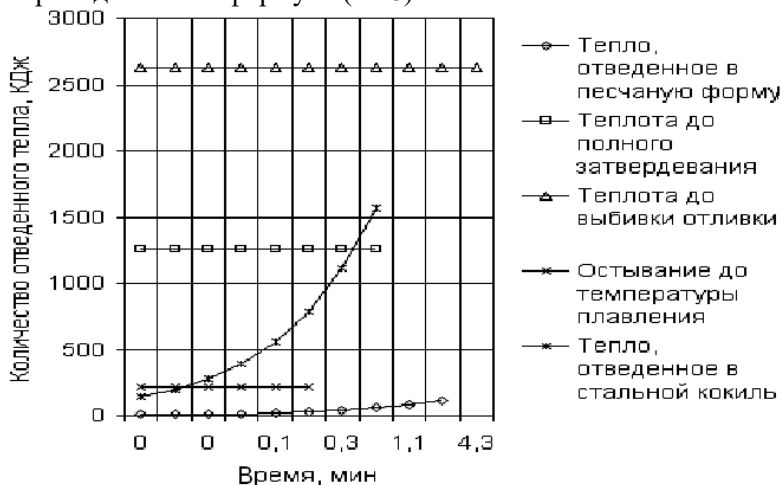


Рис. 1.30. Зависимости количества тепла, отведенного в стальную кокиль и в песчаную форму

За равное время в металлическую форму отводится значительно большее количество теплоты, чем в песчаную.

Так, коэффициенты аккумуляции тепла ε_{ϕ} сухой песчаной смеси и стали (см. табл.1.2), соответственно, равны 0,49 и $13,24 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2 \text{К с}^{1/2}}$, т.е.

при прочих равных условиях в стальной кокиль будет отводиться в 27 раз больше теплоты, чем в форму из сухой песчаной смеси (рис. 1.30).

При литье в металлические формы кристаллизация алюминиевой отливки происходит за очень малое время. При этом наиболее быстро кристаллизация осуществляется при прочих равных условиях при литье в холодный стальной кокиль. При предварительном подогреве кокиля скорость кристаллизации отливки уменьшается (рис. 1.31).

На рис. 1.31 представлены результаты расчета зависимости толщины затвердевшего слоя от времени (см. формулу (1.40)) от времени для различных материалов и состояний литейной формы.

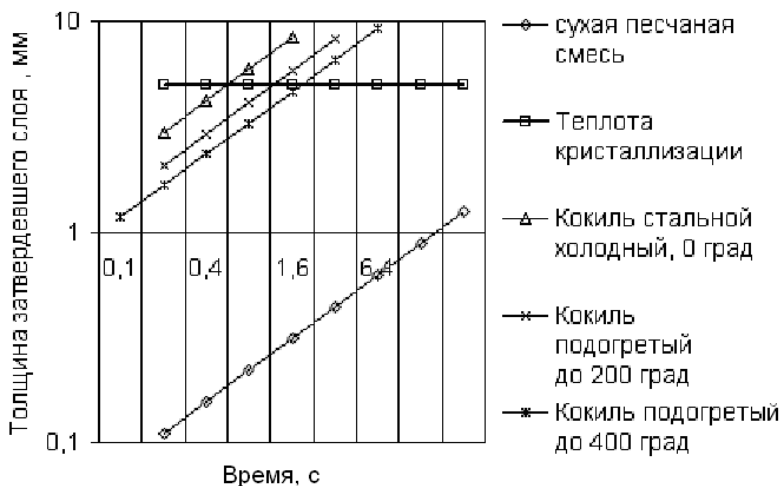


Рис. 1.31. Влияние материала литейной формы и температуры ее подогрева на зависимости толщины затвердевшего слоя от времени при литье алюминиевого кубика размерами 100 · 100 · 100(мм)

С помощью толкателей извлекают отливки из кокиля. Металлический стержень извлекается из отливки до ее удаления из кокиля. После этого отливки подвергаются обрубке, в случае необходимости – очистке или термической обработке.

Операции технологического процесса литья в кокиль обычно механизированы и автоматизированы.

Наибольшую стойкость кокиля имеют при изготовлении отливок из легкоплавких сплавов, имеющих, соответственно, меньшую температуру

заливки металла в форму: цинковые, алюминиевые и магниевые сплавы. Наименьшую стойкость имеют кокили при изготовлении крупных стальных отливок.

Для повышения стойкости кокилей и регулирования скорости отвода тепла в крупносерийном и массовом производствах применяют литые в облицованные кокили. В этом случае кокиль выполняет роль опорной, упрочняющей части литейной формы. Рабочие поверхности литейной формы перед каждой заливкой покрываются (облицовываются) слоем песчано-смоляной смеси (толщиной 6–8 мм). Облицованные кокили исключают опасность быстрого охлаждения металла и связанные с этим недостатки. Этим методом изготавливают, например, из высокопрочного чугуна коленчатые валы дизельных двигателей [15].

Стойкость кокилей зависит от температуры заливки литейного сплава и размеров отливки (табл. 1.5, рис. 1.32) [15].

Таблица 1.5

Рациональные температуры заливки различных сплавов

Сплавы:	Цинковые	Алюминиевые	Магниевые	Медные	Чугун	Сталь
Температура заливки, °С:	420–480	660–770	680–780	1000–1180	1280–1400	1420–1560



Рис. 1.32. Зависимости ориентировочной стойкости кокилей от температуры заливки сплавов

В связи с высокой скоростью затвердевания при литье в кокиль тонкостенных отливок возникают проблемы. В частности поверхности чугунных отливок отбеливаются, т. е. в поверхностном слое образуется цементит Fe_3C , поверхности стальных легированных отливок закаляются, жидкотекучести сплава недостаточно для заполнения узких полостей литейной формы, увеличиваются усадочные раковины, возникают трещины в отливках и т. д.

Скорость отвода теплоты, а следовательно, и интенсивность затвердевания отливки, а также ее отдельных частей регулируют температурой предварительного подогрева кокиля и толщиной теплоизоляционной краски.

Чтобы уменьшить слишком быстрый отвод тепла непосредственно после заливки в него расплавленного металла, кокиль предварительно нагревают. Однако это уменьшает теплоемкость кокиля. Поступающее в него тепло дополнительно прогревает кокиль, в связи с чем скорость отвода тепла со временем уменьшается. При изготовлении крупных отливок, чтобы сохранить скорость отвода тепла, а следовательно, и скорость кристаллизации металла на оптимальном уровне, а также обеспечить возможность отвода большего количества тепла от охлаждаемого расплава и отливки, начиная с определенного момента времени, кокиль принудительно охлаждают проточной водой или продувкой воздухом (рис 1.29, б).

Охлаждение отливок и формы осуществляют до достижения температуры выбивки, соответствующей 0,6–0,8 температуры плавления сплава.

Преимуществами кокильного литья являются: возможность многократного использования форм; удобства автоматизации процесса труда; хорошие механические свойства отливок, обусловленные их мелкозернистой структурой, формирующейся в условиях интенсивного теплообмена между отливкой и кокилем; высокая геометрическая точность размеров и малая шероховатость поверхности отливок; снижение припусков на механическую обработку; сокращение расхода формовочной смеси.

Высокая прочность кокиля позволяет изготавливать отливки с точными размерами, меньшими припусками на механическую обработку, чем при литье в песчаные формы.

Литье в кокиль обеспечивает точность размеров отливок 5–8-го класса и шероховатость поверхности 4–6-го класса, что близко к показателям отливок, изготавливаемых по выплавляемым моделям и под

давлением. Литьем в кокиль получают отливки из чугуна, стали, алюминиевых, магниевых и других сплавов в серийном и массовом производствах.

Недостатками литья в кокиль являются: трудоемкость изготовления кокилей, их высокая стоимость, отсутствие податливости, особенно при получении сложных фасонных отливок из легированных сталей и тугоплавких металлов. Кокильное литье применяется в массовом и серийном производстве для изготовления отливок из чугуна, стали, цветных сплавов с толщиной стенок от 3 до 100 мм, массой от нескольких граммов до нескольких сотен килограммов.

1.4.3. Литье под давлением

Литье под давлением – способ получения отливок из сплавов цветных металлов и сталей, максимально приближающий размеры и форму отливки к размерам и форме готовой детали. Это позволяет уменьшить или совсем исключить их последующую механическую обработку.

Литье под давлением осуществляется в металлических формах. Этому способу так же, как литью в кокиль, соответствуют очень малые времена остывания и кристаллизации отливок.

На рис. 1.33 представлены результаты расчета количества тепла, отведенного в стальную пресс форму при литье под давлением алюминиевой отливки. Расчеты проводились по формуле (1.48).

Так, производительность машин для литья под давлением достигает 50 заливок в 1 минуту. При такой высокой скорости охлаждения и затвердевания жидкотекучесть литейного сплава оказывается недостаточной для заполнения литейной формы самотеком. Этот недостаток эффективно устраняется с помощью подачи расплава в полость литейной формы под давлением.

Сущность способа состоит в том, что на расплавленный металл (расплав), залитый в камеру прессования, сообщающуюся с оформляющей полостью формы (рис. 1.34, а), давит поршень.

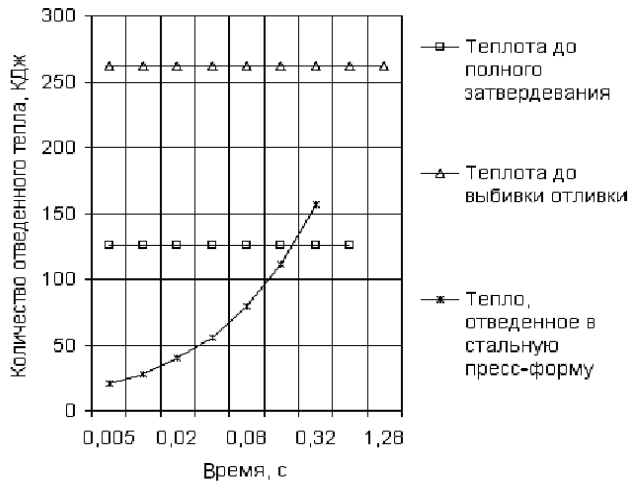


Рис. 1.33. К определению времени остывания отливки из алюминиевого сплава размерами $0,1 \cdot 0,1 \cdot 0,01$ (мм) под давлением

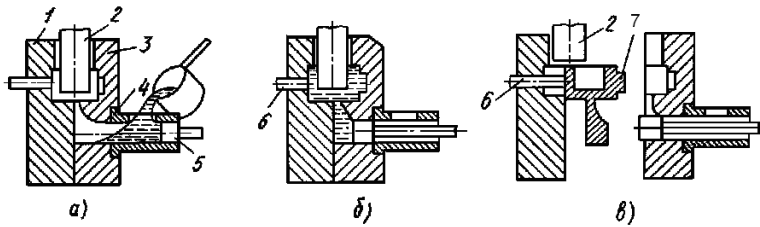


Рис. 1.34. Схема процесса изготовления отливок на машинах с горизонтальной холодной камерой прессования:

1 – 1-я половина пресс формы; 2 – стержень; 3 – 2-я половина пресс-формы; 4 – цилиндр; 5 – поршень; 6 – толкатель; 7 – деталь

В результате этого расплав быстро заполняет форму (рис. 1.34, б) и застывает в ней, приобретая очертания отливки. При литье под давлением металлическая форма (пресс-форма) заполняется расплавом под избыточным давлением (до 300 МПа) и формирование отливки также осуществляется под избыточным давлением. Благодаря этому надежно обеспечивается заполняемость формы даже при пониженной температуре заливки расплава. После застывания отливки форма разъединяется (рис. 1.34, в), и отливка извлекается.

По роду применяемых сплавов различают машины для литья оловянных, свинцовых и цинковых сплавов; магниевых и алюминиевых сплавов; черных металлов (чугуна и стали). Каждая из машин той или иной группы может отливать сплавы более легкоплавкие, чем те, для которых она предназначена.

В зависимости от массы отливок различают малые машины – для отливок массой от 50 до 300 г, средние – для отливок от 0,3 до 3 кг и крупные, позволяющие получать отливки до 15 кг.

Технологический процесс литья под давлением характеризуется коротким циклом и малым числом операций.

Малые машины для литья под давлением выполняются полуавтоматическими или автоматическими. Автоматические машины осуществляют до 1000–1200 операций в час. Располагая детали по несколько штук в форме (обычно до 6–10) можно получить производительность до 10 000 отливок в час.

Средние машины для литья под давлением выполняются полуавтоматическими, реже автоматическими – для отливок простой формы. Производительность таких машин обычно до 250 операций в час.

Большие машины менее автоматизированы и более тихоходны и позволяют выполнять до 100 операций в час.

Литье под давлением производят на литейных машинах с холодной и горячей камерами прессования.

На машинах с горячей камерой прессования (рис. 1.35.) [10] камера прессования 2 расположена в обогреваемом тигле с расплавленным металлом. При верхнем положении плунжера 3 расплавленный металл через отверстие 4 заполняет камеру прессования. При движении плунжера вниз отверстия перекрываются, сплав под давлением 10–30 МПа заполняет полость пресс-формы 5. После затвердевания отливки плунжер возвращается в исходное положение, остатки расплавленного металла из канала сливаются в камеру прессования, а отливка из пресс-формы удаляется выталкивателями 6.

Машины с горячей камерой прессования используют при изготовлении отливок малых размеров и незначительной массы (до нескольких граммов) благодаря медленному охлаждению расплава и используются в основном для литья легкоплавких (цинковых, свинцово-сурьмянистых и др.) сплавов, из цинковых и магниевых сплавов.

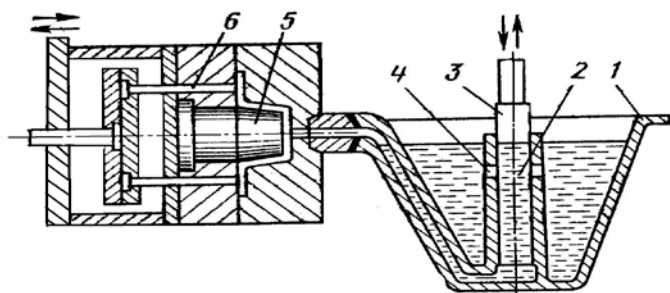


Рис. 1.35. Схема процесса изготовления отливок на машинах с горячей камерой прессования: 1 – тигель; 2 – камера прессования; 3 – плунжер; 4 – отверстие; 5 – полость пресс-формы; 6 – выталкиватель

Особенности способа литья под давлением обусловлены условиями заполнения пресс-форм и питания отливок. Расплавленный сплав заполняет пресс-форму за доли секунды (0,001–0,6 с) при скорости до 120 м/с. С такой скоростью поступления сплава в форму турбулентный поток металла, ударяясь о стенку формы, разбивается на отдельные капли. При этом происходит закупорка вентиляционных каналов мелкодисперсными каплями металла. Вихревой поток расплава захватывает оставшиеся в полости формы газы – компоненты воздуха и пар от смазывающего материала, образуя при этом газометаллическую эмульсию, быстро затвердевающую в форме. Вследствие этого отливки имеют специфический дефект – газовую пористость, низкую плотность, низкие пластичность и механические свойства. Их нельзя подвергать термической обработке, так как при нагреве поверхность вспучивается вследствие расширения газа в порах.

В момент окончания заполнения полости формы движущийся с большой скоростью сплав мгновенно останавливается. Энергия движения потока преобразуется в энергию давления, которое мгновенно повышается. Происходит гидравлический удар, действующий в течение

малого времени. Повышенное давление прижимает металл к рабочей поверхности пресс-формы и способствует четкому оформлению конфигурации отливки. Отливка тонкостенная с гладкой поверхностью точно воспроизводит конфигурацию полости пресс-формы. Благодаря тесному

контакту между пресс-формой и отливкой увеличивается интенсивность теплообмена, уменьшается время затвердевания отливки. Вследствие гидравлического удара поверхностный слой (0,02–0,2 мм) отливок получается плотным, без газовой пористости, лишь внутренние части отливки имеют пористость.

Весь процесс литья под давлением автоматизирован, автоматически производятся смазывание пресс-форм, регулирование их теплового режима, подача расплавленного металла в камеру прессования, извлечение отливки и транспортирование ее к обрезающему прессу для удаления литников.

Для уменьшения возможности образования газовой и усадочной пористости в отливках применяют:

- а) вакуумирование полости пресс-формы и сплава;
- б) применение толстых питателей (вместо тонких щелевых), затвердевающих позже отливки и обеспечивающих ее полное заполнение под давлением; и др.

Преимуществами данного вида литья являются высокая производительность, точность размеров и хорошее качество поверхности отливок, автоматизация процессов литья, снижение в 10 раз трудоемкости изготовления отливок по сравнению с литьем в песчаные формы, без механической обработки или с минимальными припусками, изготовление деталей с готовой резьбой.

Недостатки литья под давлением — высокая стоимость пресс-форм и оборудования; ограниченность габаритных размеров и массы отливок; наличие воздушной пористости в массивных частях отливок, снижающей прочность деталей и др.

Литье под давлением используют в массовом и крупносерийном производстве отливок. Получают детали различных приборов, электрических машин, карбюраторов и др. [12].

1.4.4. Центробежное литье

Литье центробежное – способ получения отливок, как правило, в металлических формах (изложницах), при котором расплавленный металл, под действием центробежных сил отбрасывается к стенкам формы и затвердевает, образуя отливку.

Центробежным способом получают отливки из чугуна, стали и из цветных сплавов (алюминия, цинка, меди, титана и др.) на литейных центробежных машинах. В зависимости от расположения оси

вращения центробежные машины подразделяются: на машины с горизонтальной (рис. 1.36, а), вертикальной (рис. 1.36, б) и наклонной осью вращения [10]. Внутренняя поверхность отливки при центробежном литье формируется без непосредственного контакта с литейной формой и без стержней.

Расплав заполняет полость литейной формы и затвердевает под воздействием центробежной силы $F_{ц}$, значительно превышающей силу тяжести F_m .

При оптимальной частоте вращения происходит хорошее заполнение форм жидким металлом, и неметаллические включения, шлаки и газовая пористость оттесняются к внутренней поверхности отливок. В случае превышения оптимальных значений частоты вращения возрастает ликвация в отливке, а также опасность образования в ней трещин из-за роста давления. При невысоких частотах вращения отливка плохо очищается от шлаков и газов, в результате чего приобретает шероховатую поверхность.

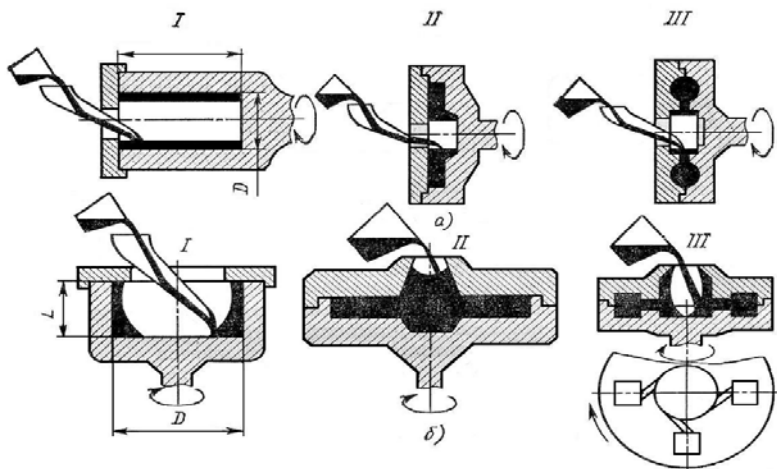


Рис. 1.36. Схемы центробежного литья

Литейные формы (изложницы) предварительно нагревают или охлаждают до $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, затем на рабочую поверхность наносят огнеупорное покрытие в виде красок, облицовок из сыпучих материалов. Это повышает стойкость изложниц, снижает скорость охлаждения отливки, предупреждает образование спаев и трещин.

Этот способ литья широко используется в промышленности, особенно для получения пустотелых отливок со свободной поверхностью – чугунных и стальных труб, колец, втулок, цилиндрических или конических барабанов (обечаек) и др.

Центробежное литье применяют для получения пустотелых отливок типа тел вращения (втулки, роторы). Фасонные отливки получают в центробежных машинах с вертикальной осью вращения в песчаных, металлических, керамических и других формах.

Преимуществами данного способа литья являются:

- высокий выход годного литья (90–95%);
- получение высокой плотности и мелкозернистости металла за счет больших скоростей охлаждения;
- возможность получения тонкостенных отливок из сплавов с низкой жидкотекучестью;
- возможность получения двухслойных отливок (поочередно заливают в форму различные сплавы: сталь-бронза, сталь-чугун и др.);
- большая производительность данного способа и возможность его автоматизации.

Недостатки способа:

- химическая неоднородность в толстостенных отливках; возможность деформации формы под давлением жидкого металла;
- разностенность по высоте отливок, полученных в центробежных машинах с вертикальной осью вращения;
- высокие внутренние напряжения в поверхностном слое, способствующие образованию трещин.

Центробежным литьем изготавливают водонапорные и канализационные трубы, гильзы внутреннего сгорания, поршневые кольца, подшипники качения, втулки, диски и других [12].

2. ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

2.1. КИНЕМАТИЧЕСКИЕ И ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ СПОСОБОВ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ

2.1.1. Способы лезвийной и абразивной обработки

Движение резания – это такое относительное движение детали и инструмента, которое без движения подачи осуществило бы только однократный сьем срезаемого слоя за один оборот или ход [1].

Движение подачи совместно с движением резания обеспечивает многократный или постоянный сьем срезаемого слоя в течение нескольких оборотов или ходов.

Движения резания и подачи показаны на схеме в системе декартовых координат XYZ (рис. 2.1), причем эту схему обычно называют принципиальной кинематической.

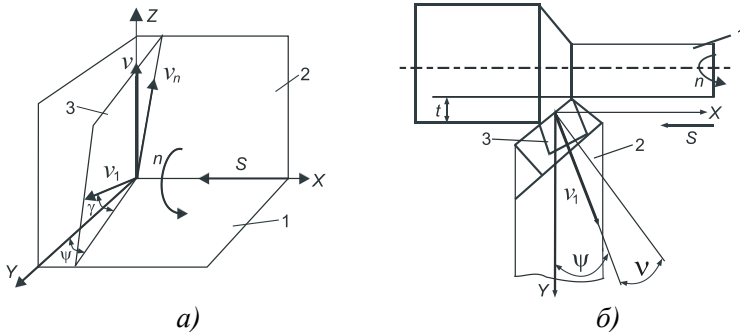


Рис. 2.1. Принципиальная кинематическая схема продольного точения (а) и схема продольного точения в основной плоскости (б):

а) 1 – основная плоскость, 2 – рабочая плоскость, 3 – плоскость стружкообразования, v – вектор скорости резания, v_n – направление нормали к режущей кромке в плоскости резания, v_1 – вектор скорости схода стружки, S – направление подачи;

б) 1 – деталь, 2 – резец, 3 – стружка

Одной принципиальной кинематической схеме может соответствовать несколько способов обработки, отличающихся друг от друга не кинематическими, а какими-либо другими признаками. В частности, одной схемой могут быть охарактеризованы продольное точе-

ние, растачивание, сверление, зенкерование, развертывание.

Давая определения способам лезвийной обработки, необходимо охарактеризовать движение резания, движение подачи и режущий инструмент.

Под *точением* обычно имеют в виду обработку резцом с замкнутым (чаще всего круговым) движением резания и любым движением подачи в плоскости, перпендикулярной направлению движения резания.

При движении подачи вдоль оси вращения детали точение называют *продольным*. Обработанная поверхность в этом случае представляет собой цилиндр.

При *поперечном (торцовом) точении* движение подачи перпендикулярно оси вращения, при наружной токарной обработке конических поверхностей направление подачи составляет с осью вращения постоянный угол. При токарной обработке фасонных поверхностей этот угол изменяется.

Строгание – способ лезвийной обработки при прямолинейном возвратно-поступательном движении резания и дискретном прямолинейном движении подачи, осуществляемом в направлении, перпендикулярном движению резания (рис. 2.2).

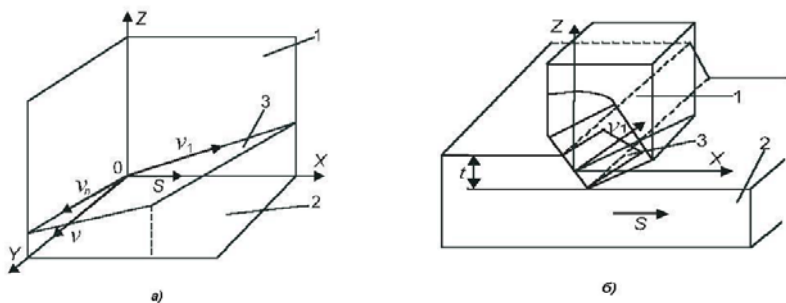


Рис. 2.2. Принципиальная кинематическая схема строгания (а) и схема строгания в основной плоскости (б): а) 1– основная плоскость, 2– рабочая плоскость, 3– плоскость стружкообразования, v – вектор скорости резания, v_n – направление нормали к режущей кромке в плоскости резания, v_1 – вектор скорости схода стружки, s – направление подачи, б) 1 – резец, 2 – деталь, 3 – стружка

Обработку инструментом, которому сообщается вращательное движение резания при любых направлениях подачи в плоскости, перпендикулярной оси вращения (рис. 2.3), называют *фрезерованием* [1].

Угол между скоростью резания v и подачей s является угловой координатой, характеризующей положение зуба, его называют *углом контакта* θ [1].

Особенностью процессов фрезерования в сравнении со строганием является переменность угла контакта θ . Способы лезвийной обработки с изменяющимся углом θ между скоростью резания v и подачей s относят к *нестационарному резанию*. Это связано с изменением нормальной к скорости резания составляющей подачи s_θ , влияющей на толщину срезаемого слоя.

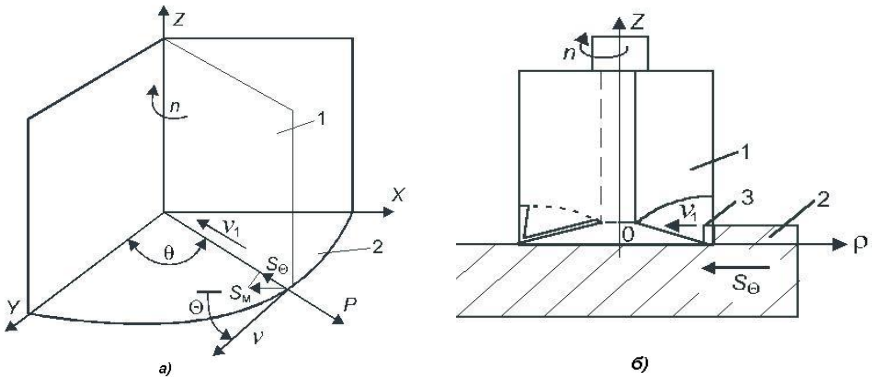


Рис. 2.3. Принципиальная кинематическая схема фрезерования (а) и схема торцевого фрезерования в основной плоскости (б);

- а) v – вектор скорости резания, s_m – вектор подачи,
- s_θ – нормальная к скорости резания составляющая подачи,
- θ – угол между скоростью резания и подачей; б) 1 – фреза,
- 2 – деталь, 3 – стружка в основной плоскости

При строгании, точении, сверлении угол контакта θ постоянен и равен 90° . Поэтому эти способы относят к *стационарному резанию* [1].

Способы шлифования достаточно разнообразны. Процесс шлифования характеризуется весьма малыми значениями толщины слоя, срезаемого каждым зерном. Однако благодаря одновременному уча-

стию в процессе шлифования большого числа абразивных зерен может быть достигнута относительно высокая производительность резания и небольшая шероховатость обработанной поверхности.

Абразивная обработка существенно расширяет технологические возможности формообразования резанием. Это относится к окончательной обработке деталей с высокими требованиями к точности и шероховатости, прошедших термическую обработку и имеющих высокую твердость. Например, при шлифовании сравнительно легко можно обеспечить допуск до 0,5 мкм по некруглости, до 4 мкм – по точности сопряжения. При обычном шлифовании достигается шероховатость поверхности $R_a=0,63-1,25$ мкм (7–8-й класс), при тонком шлифовании – $R_a=0,16-0,32$ мкм (9–10-й класс), а при отделочных операциях (притирке, доводке, хонинговании, полировании, суперфинишировании) – $R_a=0,04-0,08$ мкм (11–12-й класс) и выше [1]. В машиностроении станки для абразивной обработки составляют примерно пятую часть всех металлорежущих станков, а в некоторых отраслях еще выше (например, в подшипниковой промышленности до 60%).

По форме обрабатываемых поверхностей различают шлифование: плоское, круглое, винтовых поверхностей (резьбы), зубчатых колес, профильное, копировальное и ручную. По расположению рабочей поверхности шлифовального круга различают периферийное и торцовое шлифование, а по виду движения подачи – продольное или врезное. По способу крепления детали различают шлифование с закреплением детали и бесцентровое [12].

Кинематические характеристики процессов шлифования. Для характеристики кинематики шлифования используется большое число факторов (рис. 2.4).

При наружном круглом шлифовании используются:

ширина шлифовального круга $B_{кр}$;

ширина контакта шлифовального круга b_k ;

скорость резания или окружная скорость шлифовального круга, м/с:

$$v_{кр} = \frac{\pi D_{кр} n_{кр}}{60000}, \quad (2.1)$$

где $D_{кр}$ – диаметр круга, мм; $n_{кр}$ – частота вращения круга, об/мин;

окружная скорость детали или скорость круговой подачи, м/мин:

$$U_{\delta} = \frac{\pi D_{\delta} n_{\delta}}{1000}, \quad (2.2)$$

где D_{δ} – диаметр детали, мм; n_{δ} – частота вращения детали, об/мин;
 продольная подача круга (или детали) на один оборот детали, мм/об:

$$S_t = \frac{U_t}{n_{\delta}}, \quad (2.3)$$

где U_t – скорость продольной подачи, мм/мин;

поперечная подача врезания круга на один оборот детали, мм/об:

$$S_p = \frac{U_p}{n_{\delta}}, \quad (2.4)$$

где U_p – скорость поперечной подачи (врезания), мм/мин.

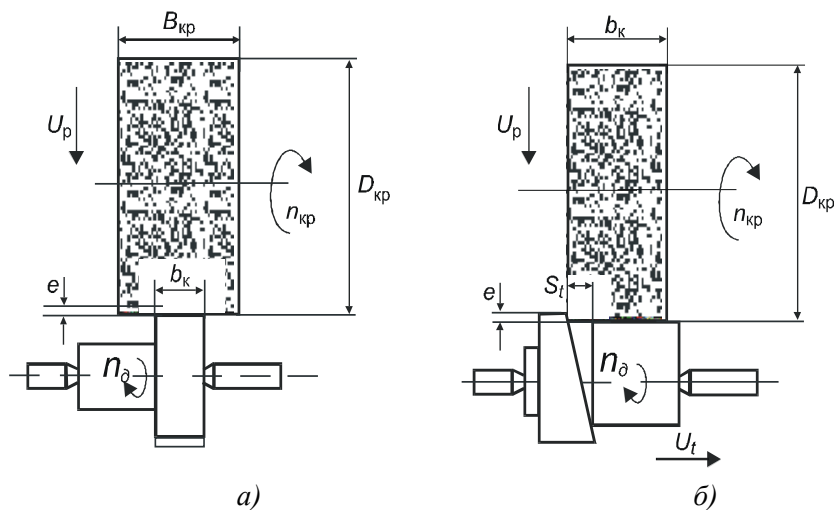


Рис. 2.4. Параметры наружного круглого шлифования:
 а – врезного, б – продольного

Обработка абразивными кругами применяется не только для формообразования, но и для разделения. Примерами являются абразивная отрезка пруткового материала, труб, профилей, удаление прибылей, раковин на отливках и др.

При *наружном круглом продольном* или *врезном шлифовании* поперечная подача на один оборот детали является также глубиной врезания, т. е. $S_p = e$. Глубина резания измеряется в направлении, перпендикулярном рабочей плоскости, т. е. $t = S_t$. Если рабочая ширина круга больше подачи S_t , то вычисляют коэффициент перекрытия при шлифовании $K_b = b_k/S_t$.

Для характеристики производительности шлифования и износа шлифовального круга используют следующие показатели: объем снятого материала V ($мм^3$) и удельный объем снятого материала V' ($мм^3/мм$), объемный износ шлифовального круга $V_{кр}$ ($мм^3$), коэффициент абразивной способности $G = V/V_{кр}$, объемную производительность Z ($мм^3/с$) и удельную объемную производительность Z' ($мм^3/(мм\cdot с)$).

При *наружном круглом продольном шлифовании* (см. рис. 2.4) объемную производительность вычисляют по формуле

$$Z = \frac{eS_t U_\delta}{60} \cdot 10^3. \quad (2.5)$$

Удельную объемную производительность (производительность резания) относят к единице ширины шлифовального круга.

Отношение скоростей круга и деталей называют коэффициентом скоростей [1]

$$q = \frac{v_{кр}}{U_\delta} \cdot 60. \quad (2.6)$$

При скоростном шлифовании $q = 60 - 80$.

Способы абразивного отрезания различаются движениями подачи инструмента (или детали). Наиболее простым по кинематике является отрезание при неподвижной детали. При этом отрезной круг вращается и перемещается в направлении нормали к скорости резания (рис. 2.5) или в направлении самой скорости (рис. 2.6).

Подача может осуществляться и за счет перемещения детали. При неподвижной детали и подаче круга по нормали к скорости резания (рис. 2.5) обеспечивается наибольшая площадь контакта абразивного круга с деталью. Этой схеме соответствуют высокая производительность, но и более высокие температуры, вследствие чего возможно появление прижогов на обработанной поверхности.

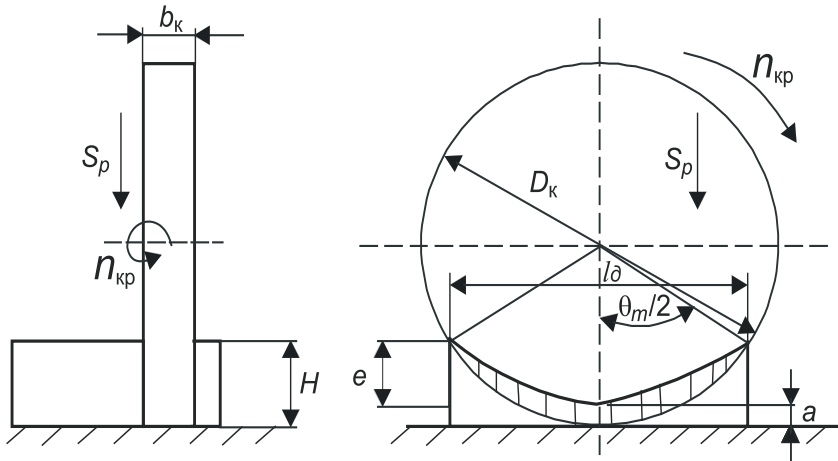


Рис. 2.5. Схема абразивного отрезания при неподвижной детали с вертикальной подачей круга

При подаче круга в направлении скорости резания (рис. 2.6) площадь контакта круга с деталью вдвое меньше. При этом соответственно снижаются силы и температура шлифования.

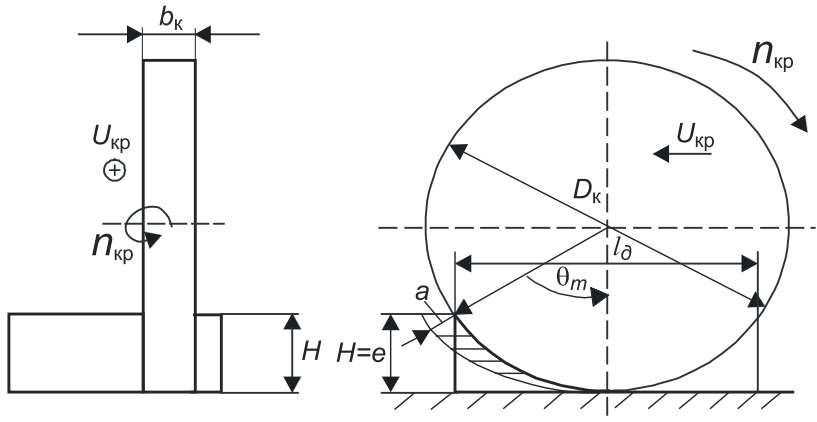


Рис. 2.6. Схема абразивного отрезания при неподвижной детали с подачей круга по горизонтали

Схема абразивного отрезания при возвратно поступательном движении детали (или инструмента) отличается от схемы с подачей в направлении скорости тем, что сьем металла по высоте детали H разбивается на интервалы, равные глубине врезания e . Для обеспечения глубины врезания при каждом реверсе детали (или инструмента) осуществляется вертикальная подача круга $S_p/2=e$ (рис. 2.7).

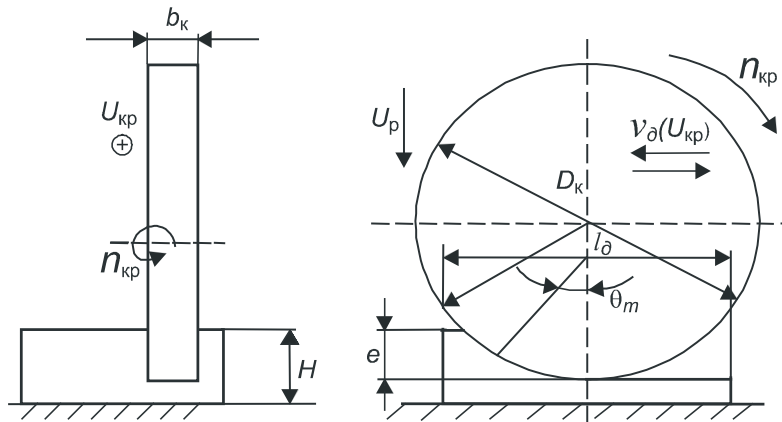


Рис. 2.7. Схема абразивного отрезания при возвратно-поступательном движении детали (или инструмента) и с вертикальной подачей на глубину врезания

При такой схеме площадь контакта круга с деталью еще меньше, что приводит к снижению сил и температуры шлифования. Уменьшение глубины врезания позволяет применять большие тангенциальные подачи.

Однако производительность отрезки достигается более низкая, чем в первых двух случаях.

При отрезке круглых деталей (прутков) возвратно-поступательное движение детали может быть заменено вращательным.

2.1.2. Координатные плоскости и действительные углы режущего лезвия

Для определения действительных углов режущего лезвия, параметров сечения срезаемого слоя используются следующие координаты

натные плоскости [1]: *основная плоскость, рабочая плоскость, плоскость резания и плоскость стружкообразования.*

Основная плоскость перпендикулярна скорости действительного главного движения. Для строгания (см. рис. 2.2) основной плоскостью будет *ZOX*.

Рабочая плоскость содержит векторы скорости резания v и подачи s (см. рис. 2.1, 2.2).

Плоскость резания проводится через режущую кромку и скорость резания v (см. рис. 2.2). Если режущая кромка криволинейная, то плоскость резания касается режущего лезвия в рассматриваемой точке.

Плоскость стружкообразования (для всей стружки) проходит через перпендикуляр к режущей кромке в плоскости резания и через вектор схода стружки v_j . В данной точке режущей кромки (для элементарного участка стружки шириной Δb) плоскость стружкообразования перпендикулярна режущей кромке.

Действительные углы режущего лезвия: угол в плане, задний угол, угол наклона режущей кромки и передний угол – определяются, соответственно, в основной плоскости, рабочей плоскости, плоскости резания и плоскости стружкообразования [1]. В основной плоскости измеряют углы в плане и радиус r закругления вершины (рис. 2.8, а).

Действительный угол в плане φ измеряют в основной плоскости между проекцией режущей кромки и рабочей плоскостью (рис. 2.8, а).

Действительный задний угол α измеряют в рабочей плоскости (рис. 2.8, б) как угол между задней поверхностью и направлением вектора скорости движения резания.

В плоскости резания измеряют *угол наклона режущей кромки λ* (рис. 2.8, г) между режущей кромкой и основной плоскостью. Положительным считается угол λ , если вершина резца – самая низкая точка режущей кромки [1].

При фрезеровании цилиндрической фрезой (рис. 2.9) угол λ наклона режущей кромки является углом наклона винтового зуба. Соответственно, для прямозубой фрезы угол λ равен нулю.

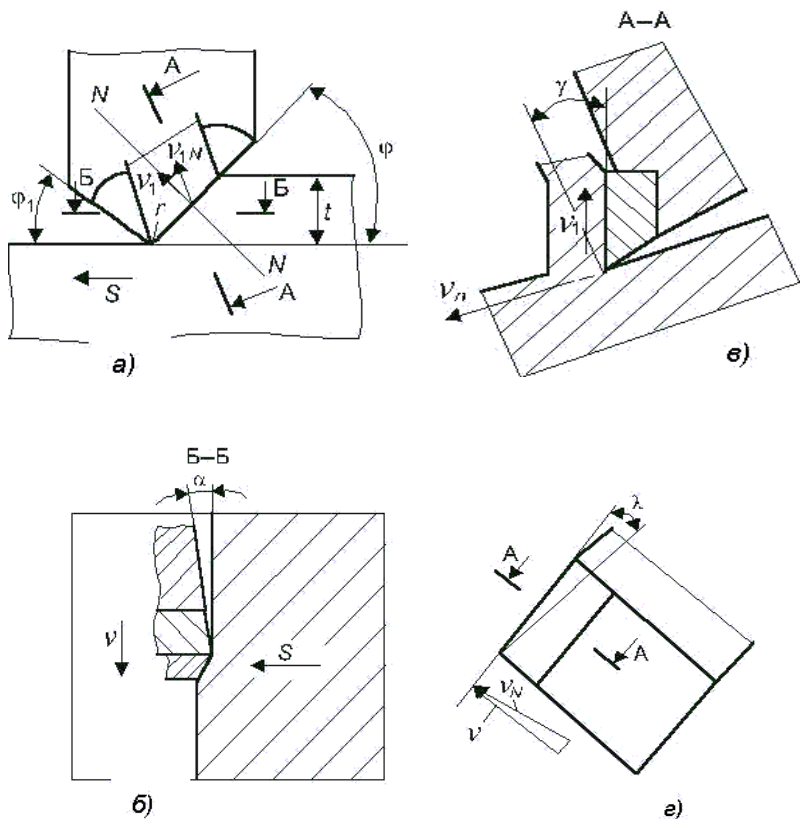


Рис. 2.8. Действительные углы режущего лезвия при строгании: а) в основной плоскости, б) в рабочей плоскости, в) в плоскости стружкообразования, г) в плоскости резания

Действительный передний угол γ_d измеряют в плоскости стружкообразования (рис. 2.7, в), как угол между основной плоскостью и направлением вектора скорости V_1 схода стружки. Направление схода стружки в плоскости стружкообразования зависит от многих факторов и может существенно изменяться при изменении условий резания. Увеличение действительного переднего угла γ_d может быть вызвано возникновением на режущем лезвии наростов или застойных зон.

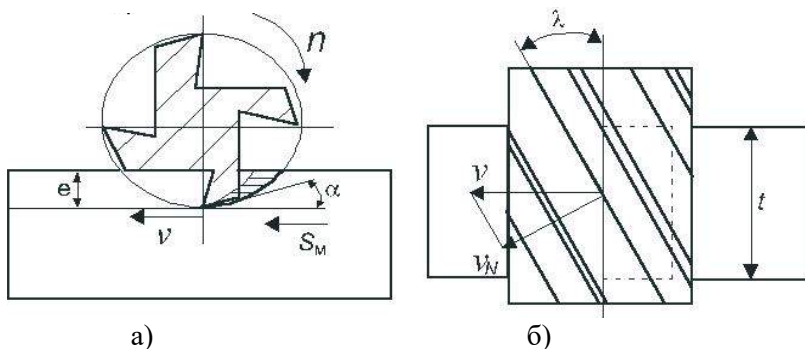


Рис. 2.9. Схема фрезерования цилиндрической фрезой с винтовым зубом

2.1.3. Характеристики режима резания и сечения срезаемого слоя [1]

К числу основных характеристик режима резания относятся *глубина резания t и глубина врезания e , подачи на оборот S_0 , на зуб S_z , минутная подача S_m , скорость резания v .*

Глубина резания t характеризует величину врезания режущей кромки, измеренную перпендикулярно рабочей плоскости. При прямых срезах, т. е. при $t/\sin \varphi > s$, глубина резания вместе с углом в плане определяет ширину срезаемой стружки (рис. 2.8, а).

При обратных срезах, т.е. при $t/\sin \varphi < s$, глубина резания более тесно связана с толщиной срезаемого слоя.

При торцовом фрезеровании на вертикально фрезерном станке (см. рис. 2.3.) рабочая плоскость расположена горизонтально и глубина резания измеряется перпендикулярно этой плоскости, т. е. вдоль оси вращения фрезы. При цилиндрическом фрезеровании (рис. 2.5) рабочая плоскость расположена вертикально. Глубина резания и в этом случае измеряется вдоль оси вращения фрезы, но в горизонтальной плоскости.

Глубина врезания e измеряется в рабочей плоскости в направлении, перпендикулярном подаче.

Этот параметр рассматривают только для таких способов обра-

ботки, в которых угол между векторами скорости резания и подачи изменяется, например для торцового и цилиндрического фрезерования. Глубина врезания инструмента e вместе с его диаметром D характеризует путь режущего лезвия за один оборот, часть траектории, при прохождении которой зуб находится в контакте с деталью.

Подача характеризуется несколькими различными параметрами. Скорость подачи, как правило, измеряют в мм/мин и называют *минутной подачей* S_m .

Кроме минутной подачи S_m , используют *подачу S_0 на один оборот инструмента (или детали) (мм/об)* или *подачу на один двойной ход (мм/дв. ход)*, а также *подачу на одно режущее лезвие или зуб (мм/зуб) – подачу на зуб S_z* .

Все три перечисленные характеристики измеряют в направлении движения подачи S_m , а следовательно, в рабочей плоскости. Они связаны между собой следующими соотношениями:

$$S_0 = \frac{S_m}{n}, \quad (2.7)$$

$$S_z = \frac{S_0}{Z} = \frac{S_m}{nZ}, \quad (2.8)$$

где n – частота вращения, Z – число зубьев (режущих лезвий) инструмента.

Поскольку в общем случае подача не перпендикулярна скорости резания v и, следовательно, не обязательно находится в основной плоскости, целесообразно рассматривать также *нормальную к скорости резания составляющую подачи S_z – подачу S_θ*

$$S_\theta = S_z \sin \theta. \quad (2.9)$$

Для точения, например,

$$S_\theta = S_z = S_0 = S, \quad (2.10)$$

а минутная подача

$$S_m = Sn. \quad (2.11)$$

Скорость резания v при вращательном движении инструмента или детали рассчитывается по формуле

$$v = \frac{\pi D n}{1000}, \quad (2.12)$$

где D и n – диаметр и частота вращения инструмента или детали.

При прямолинейном движении, например при строгании с

длиной хода ползуна L и частотой n , скорость резания v определяется следующим образом:

$$v = \frac{2Ln}{1000}. \quad (2.13)$$

Сечение срезаемого слоя в основной плоскости при несвободном резании, прямолинейных главной и зачищающей кромках и нулевом вспомогательном угле φ в плане имеет форму параллелограмма (рис. 2.10).

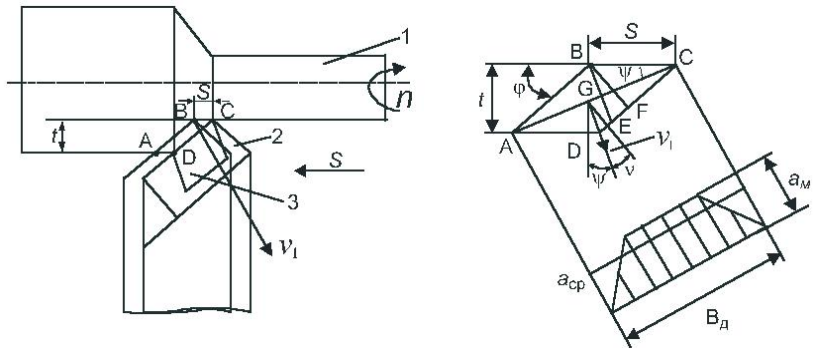


Рис. 2.10. Схема к определению действительной и средней толщин срезаемого слоя в основной плоскости при продольном точении: 1 – деталь; 2 – резец; 3 – стружка

Проекция скорости стружки v_1 на основную плоскость составляет с нормалью к проекции главной режущей кромки угол ν . При прямоугольном несвободном резании ($\lambda=0$) в первом приближении принимают, что скорость стружки v_1 перпендикулярна диагонали параллелограмма $ABCD$ – сечения срезаемого слоя [1].

Длина диагонали AC сечения срезаемого слоя (рис. 2.10) при нулевом угле наклона режущей кромки λ может быть принята за действительную (максимальную) ширину срезаемого слоя

$$b = b_d = \frac{t}{\sin \psi}, \quad (2.14)$$

где $ctg \psi = ctg \varphi + \frac{S}{t}$.

При значительном превышении длины главной режущей кромки в сравнении с длиной зачищающей (вспомогательной) кромки, т. е. при

$$\frac{t}{\sin \varphi} \gg S, \quad (2.15)$$

отклонением скорости v_I от нормали можно пренебречь ($\nu=0$), а угол ψ между диагональю AC и подачей считать равным углу в плане φ . При этом приближенное (статическое) значение ширины срезаемого слоя b_c вычисляется по простой формуле

$$b = b_c = \frac{t}{\sin \varphi}. \quad (2.16)$$

При косоугольном резании (т. е. когда угол λ не равен нулю) ширина срезаемого слоя будет несколько больше

$$b = b_c = \frac{t}{\sin \psi \cos \lambda}. \quad (2.17)$$

Толщина срезаемого слоя a может быть охарактеризована: действительной толщиной a_d , действительной максимальной толщиной a_m , действительной средней толщиной a_{cp} , статической толщиной срезаемого слоя a_c .

Действительная толщина срезаемого слоя a_d измеряется в основной плоскости в направлении скорости стружки v_I , т.е. перпендикулярно диагонали сечения срезаемого слоя. Поскольку в направлении скорости v_I расстояние между ломаными линиями ABC и ADC переменное, то и действительная толщина срезаемого слоя может быть переменной по ее ширине (рис. 2.10).

Эпюра изменения действительной толщины срезаемого слоя имеет вид трапеции, а при равных длинах главной и вспомогательной режущих кромок – треугольника.

При прямоугольном резании ($\lambda=0$) и выполнении условия (2.10) толщина срезаемого слоя приближенно оценивается *статической толщиной* срезаемого слоя $a_c=BF$, измеренной в направлении нормали к проекции главной режущей кромки:

$$a = a_c = S \sin \varphi. \quad (2.18)$$

Средняя толщина срезаемого слоя $a_{cp}=BG$ определяется в на-

правлении скорости стружки из условия равенства

$$a_{\text{cp}} b = St, \quad (2.19)$$

поскольку оба эти произведения выражают площадь сечения срезаемого слоя:

$$a = a_{\text{cp}} = S \sin \psi = \frac{S}{\sqrt{1 + \left(\frac{S}{t} + \text{ctg} \varphi \right)^2}}. \quad (2.20)$$

При свободном резании (одной прямолинейной режущей кромкой), а также при несвободном резании, не вызывающем отклонения вектора стружки v_1 от нормали к проекции главной режущей кромки на основную плоскость (например, при отрезке, сверлении и др.), используют статические значения толщины и ширины срезаемого слоя ($\psi = \varphi$, $v=0$).

2.1.4. Усадка стружки и относительный сдвиг

Согласно современным представлениям, при образовании непрерывной и сплошной (сливной) стружки зона деформации имеет сложную форму и условно может быть разбита на несколько зон (рис. 2.11).

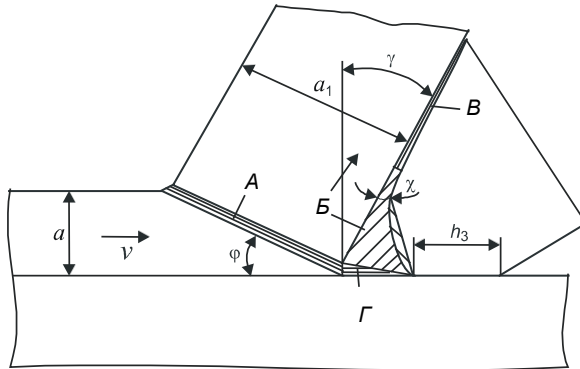


Рис. 2.11. Схема зоны деформации: А – зона стружкообразования с параллельными границами; Б – застойная зона адиабатических деформаций, поперечное сечение «уса»; В и Г – зоны контактных деформаций на передней и задней поверхностях

Однако более широко применяется упрощенная схема зоны деформации с единственной плоскостью сдвига, предложенная русским ученым – проф. И.А. Тиме [1].

Условие непрерывности (сплошности) несжимаемой деформируемой среды при образовании стружки при плоской деформации выражается в постоянстве скорости в направлении 1–1 (рис. 2.1.8, б), перпендикулярном условной плоскости сдвига.

Для выполнения условий непрерывности несжимаемой среды при плоской деформации проекции скорости резания v (а при косоугольном резании – ее нормальной к режущей кромке составляющей в плоскости резания) и скорости стружки v_1 на нормаль к условной плоскости сдвига должны быть равны друг другу:

$$v_y = v_{1y} = v_n \quad \text{или} \quad v \sin \varphi_y = v_1 \cos(\varphi_y - \gamma). \quad (2.21)$$

Из формулы (2.15) следует

$$\frac{v}{v_1} = \frac{\cos(\varphi_y - \gamma)}{\sin \varphi_y} = \zeta, \quad v_1 = \frac{v}{\zeta}. \quad (2.22)$$

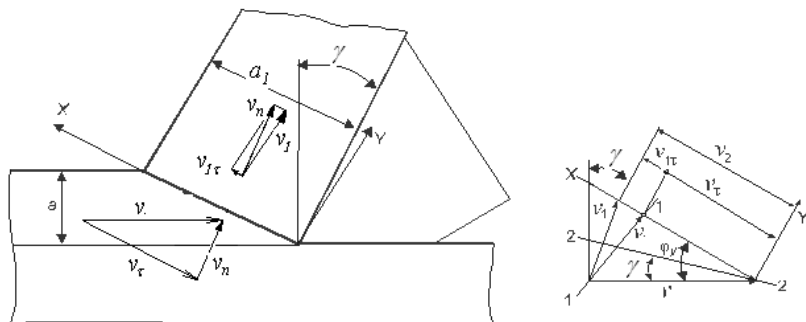


Рис. 2.12. Соотношения между скоростями стружки и детали при деформации по схеме И.А. Тиме – единственной плоскости сдвига: а – схема зоны стружкообразования; б – план скоростей

Отношение скорости резания v к скорости стружки v_1 , согласно терминологии, введенной И.А. Тиме [1], называют *усадкой стружки* ζ (а иногда – коэффициентом усадки стружки K).

Вследствие постоянства объема $vab = v_1 a_1 b_1$ и равенства ширины стружки ширине срезаемого слоя $b_1 \approx b$ усадка стружки может быть определена как отношение толщины стружки a_1 к максималь-

ной толщине срезаемого слоя a_m [1]:

$$\xi_a = \frac{a_1}{a_m}. \quad (2.23)$$

По усадке стружки ζ и переднему углу γ вычисляется угол φ_y наклона условной плоскости сдвига, а также длина контакта C_A стружки с передней поверхностью режущего лезвия:

$$\varphi_y = \text{arc tg} \frac{\cos \gamma}{\zeta - \sin \gamma}. \quad (2.24)$$

Длина контакта C_A может быть оценена по формуле Н.Г. Абуладзе [1]

$$C_A = a\zeta^{0,1} \left[\zeta(1 - \text{tg} \gamma) + \frac{1}{\cos \gamma} \right]. \quad (2.25)$$

Условие контакта инструмента со стружкой определяет величину скорости v_2 , с которой стружка перемещается вдоль условной плоскости сдвига. Для большей наглядности рассмотрим соотношения между этими скоростями при неподвижной детали (например, при строгании) (рис. 2.13). Условие контакта стружки с инструментом требует, чтобы проекции скоростей стружки и резца на нормаль к передней поверхности режущего лезвия были равны друг другу, т. е. [1]

$$v \cos \gamma = v_2 \cos(\varphi_y - \gamma), \text{ откуда } v_2 = v \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi_y - \gamma)}. \quad (2.26)$$

Скорость v_2 характеризует перемещение частиц стружки, находящихся на верхней границе зоны стружкообразования относительно нижней в направлении условной плоскости сдвига.

Отношение скорости v_2 , полученной из условия контакта стружки с резцом, к нормальной относительно условной плоскости сдвига составляющей скорости резания $v_n = v \sin \varphi_y$ называют относительным сдвигом ε [1]:

$$\frac{v_2}{v_n} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi_y - \gamma) \sin \varphi_y} = \varepsilon. \quad (2.27)$$

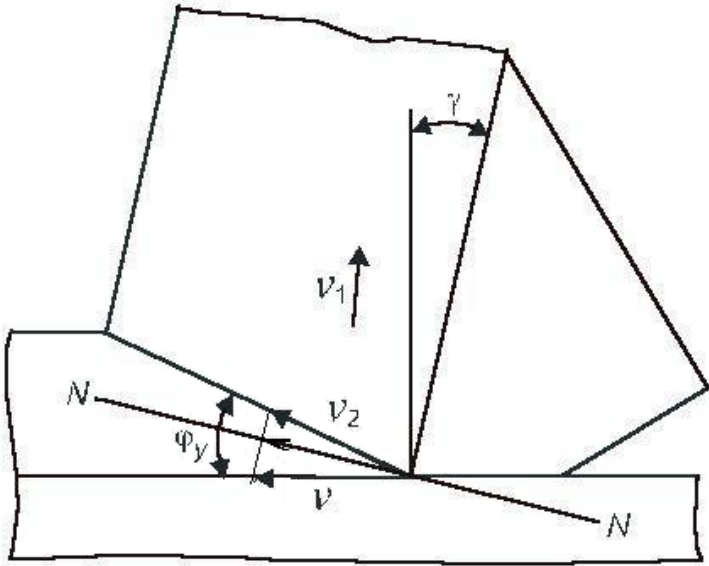


Рис. 2.13. Схема скоростей резца и стружки при строгании

Выражение для относительного сдвига в виде формулы (2.20) использовалось еще И.А. Тиме [1]. В специальной литературе используются и другие выражения для относительного сдвига ε , тождественные (2.20):

$$\varepsilon = \operatorname{ctg} \varphi_y + \operatorname{tg}(\varphi_y - \gamma) = \frac{\zeta + 1/\zeta - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma}. \quad (2.28)$$

Термин «относительный сдвиг» заимствован из линейного преобразования, называемого простым сдвигом. Простой сдвиг является плоской однородной деформацией. Он может быть представлен в виде линейного преобразования вектора $X=(x,y)$ в вектор $X'=(x',y')$ (рис. 2.14):

$$\left. \begin{aligned} x' &= x + \varepsilon \cdot y, \\ y' &= 0 \cdot x + y. \end{aligned} \right\} \quad (2.29)$$

Здесь ε – тангенс угла ν , на который при простом сдвиге вдоль

оси x повернулась сторона квадрата, перпендикулярная направлению сдвига, при преобразовании квадрата в параллелограмм, – относительный сдвиг:

$$\varepsilon = \operatorname{tg} \nu = \frac{\Delta U_x}{\Delta y}, \quad (2.30)$$

где ΔU_x – приращение перемещения вдоль оси x , Δy – высота деформируемого элемента в направлении оси y . При простом сдвиге относительный сдвиг ε используется в качестве характеристики деформации.

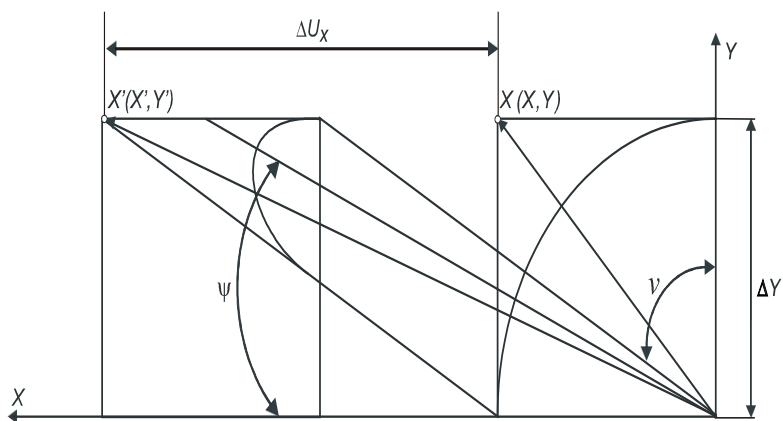


Рис. 2.14. Однородная плоская деформация по схеме простого сдвига

Для пояснения правомерности применения схемы простого сдвига к резанию рассмотрим преобразование квадрата 1–2–3–4 в параллелограмм 1''–2''–3'–4' при переходе его через зону стружкообразования в виде единственной плоскости сдвига (рис. 2.15).

Применительно к резанию, воспользовавшись ранее принятыми обозначениями, запишем: $\Delta U_x = v_2 \Delta t$, $\Delta y = v_n \Delta t$,

$$\frac{\Delta U_x}{\Delta y} = \frac{v_2}{v_n}. \quad (2.31)$$

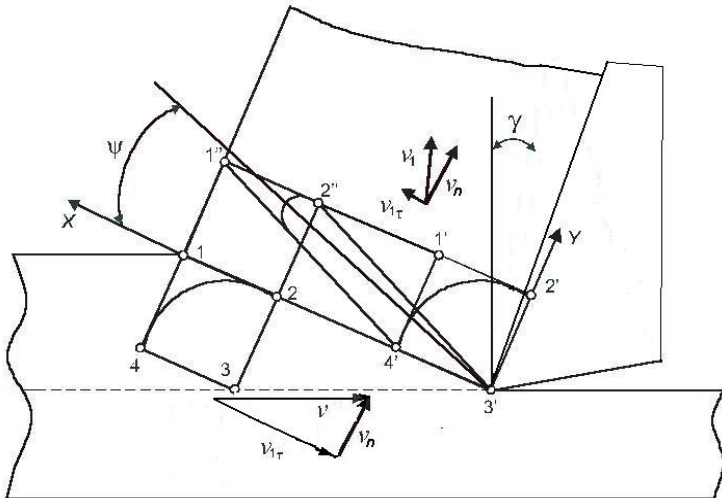


Рис.2.15. Преобразование квадрата 1–2–3–4 в параллелограмм 1'–2'–3'–4' по схеме простого сдвига при прохождении его через зону стружкообразования

Относительный сдвиг часто называют характеристикой деформации при резании. Однако это было бы корректно, если бы деформация в зоне стружкообразования была однородной не только в стружке за конечной границей зоны стружкообразования, но и внутри этой зоны. В действительности деформация в зоне стружкообразования и в контактной пластической области всегда неоднородна. Таким образом, относительный сдвиг может характеризовать только конечные деформации материала, уже прошедшего через зону стружкообразования.

Угол ψ между большой осью эллипса и направлением сдвига называют углом текстуры. Между углом текстуры и относительным сдвигом имеется связь [1]:

$$\operatorname{ctg} 2\psi = \frac{\varepsilon}{2}, \operatorname{ctg} \psi = \frac{\varepsilon}{2} + \sqrt{\frac{\varepsilon^2}{4} + 1}. \quad (2.32)$$

2.1.5. Скорости деформаций и истинные деформации в зоне стружкообразования

Формулы Коши [3] для компонент тензора приращений скоростей деформаций имеют вид:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right), \quad (i = 1, 2, 3; j = 1, 2, 3). \quad (2.33)$$

При резании металлов непрерывное изменение скоростей при переходе деформируемой частицы через зону стружкообразования с параллельными границами может быть достаточно хорошо аппроксимировано функциями вида (рис. 2.16) [1].

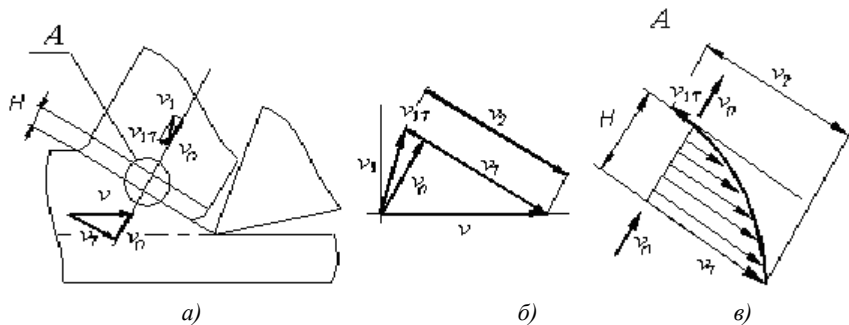


Рис. 2.16. Распределение касательных скоростей в зоне стружкообразования: а) схема зоны стружкообразования и скоростей; б) план скоростей для условной плоскости сдвига; в) эпюра изменения касательной скорости в зоне с параллельными границами

$$\left. \begin{aligned} v_x(y) &= -v_\tau + v_2 \left(\frac{y}{H} \right)^n, \\ v_y &= v_n. \end{aligned} \right\} \quad (2.34)$$

Здесь n – показатель степени, характеризующий неоднородность распределения касательной скорости $v_x(y)$ в зоне стружкообразования и, следовательно, неоднородность сдвига.

С учетом сказанного, деформация в зоне стружкообразования может рассматриваться как *неоднородный сдвиг*.

Для плоской деформации ($v_z=0$) в силу условий (2.27) на основании формул (2.26) получим [1]

$$\dot{\varepsilon}_{xy} = \dot{\varepsilon}_{yx} = \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{xy} = \frac{1}{2} \frac{\partial v_x(y)}{\partial y} = \frac{1}{2} n \frac{V_2}{H} \left(\frac{y}{H} \right)^{n-1}. \quad (2.35)$$

Все остальные компоненты тензора приращений скоростей деформаций равны нулю.

В частности, у конечной границы зоны деформации при приближении к ней со стороны зоны стружкообразования, т. е. при y , стремящемся к $H-0$, скорость деформации может быть оценена с помощью формулы (2.28):

$$\dot{\gamma}_{xy}(H) = \frac{V_2}{H} n = \varepsilon \frac{V_n}{H} n. \quad (2.36)$$

Для средних условий резания: $\varepsilon = 2,5$, $v = 1$ м/с, $\varphi_y = 30^\circ$, $n = 5$, $H = (0,2-0,5)a$, $a = 0,2$ мм,

$$\dot{\gamma}_{xy}(H) = (0,6-1,5) \cdot 10^6, c^{-1}. \quad (2.37)$$

В сравнении со стандартными механическими испытаниями на растяжение, сжатие, при которых скорость деформации приблизительно равна $10^4 - 10^5 c^{-1}$, и даже в сравнении со скоростями деформаций при различных методах обработки металлов давлением $\dot{\gamma}_i \approx 10^2 - 10^{-2}$, c^{-1} скорости деформации при резании очень велики.

Закон изменения истинных деформаций в зоне стружкообразования может быть получен интегрированием скоростей деформации:

$$\varepsilon_n(y) = \int_0^{y/v_n} \frac{V_2}{H} n \left(\frac{y}{H} \right)^{n-1} d\left(\frac{y}{v_n} \right) = \frac{V_2}{v_n} \left(\frac{y}{H} \right)^n = \varepsilon \left(\frac{y}{H} \right)^n. \quad (2.38)$$

Наибольшего значения истинный сдвиг достигает при $y = H$, т.е. у конечной границы зоны стружкообразования:

$$\varepsilon_n(H) = \varepsilon. \quad (2.39)$$

2. 2. СИЛЫ РЕЗАНИЯ

2.2.1. Технологические и физические составляющие силы резания при точении

К технологическим силовым характеристикам точения относят: составляющую силы резания P_z , направленную по скорости резания v , проекцию P_x силы резания на направление подачи S , перпендикулярную названным направлениям силу P_y (рис. 2.17), а также крутящий момент $M_{кр}$ и мощность резания N_e .

Сила P_x нагружает механизм подачи станка и ограничивается прочностью наиболее слабых звеньев этого механизма. Сила P_y отжимает резец в направлении, перпендикулярном обработанной поверхности. Величина этой силы ограничивается требованиями к точности обработки, а также виброустойчивостью процесса резания. Силу P_z , перпендикулярную основной плоскости, часто называют *главной составляющей силы резания*. Это связано с тем, что она, как правило, превышает по величине силы P_x и P_y и, кроме того, совпадая по направлению со скоростью резания, определяет мощность резания N_e (кВт):

$$N_e = P_z (v/60) \cdot 10^{-3}. \quad (2.40)$$

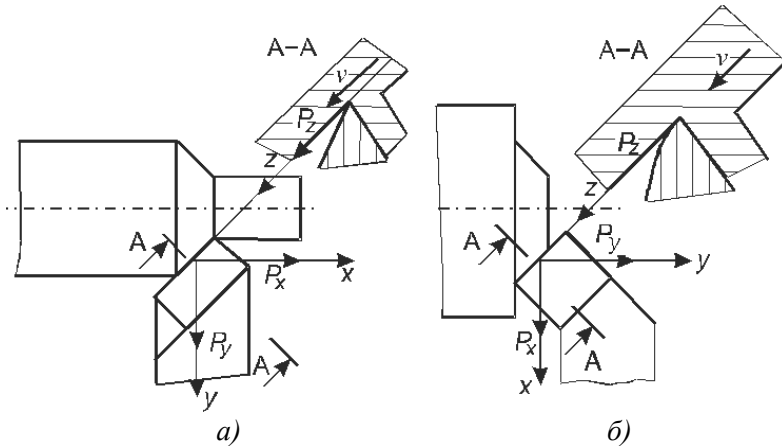


Рис. 2.17. Схема технологических осей x, y, z и технологических составляющих P_x, P_y, P_z силы резания при продольном (а) и торцовом (б) точении

Вместе с диаметром D обработки сила P_Z определяет также крутящий момент ($H \cdot м$):

$$M_{кр} = P_z (v/60) \cdot 10^{-3}. \quad (2.41)$$

Величина крутящего момента ограничивается прочностью коробки скоростей станка или допускаемым усилием зажима патрона, в котором закрепляется обрабатываемая деталь. Сила P_Z может ограничиваться также допускаемым прогибом или прочностью режущего инструмента. Силы P_X, P_Y, P_Z , крутящий момент $M_{кр}$, мощность резания N_e необходимо знать при определении допускаемых режимов резания, а также при проектировании станков, приспособлений и металлорежущих инструментов.

При сверлении, зенкеровании, развертывании в качестве технологических составляющих используются осевая сила и крутящий момент.

При торцовом фрезеровании с вертикальной осью вращения фрезы используют крутящий момент, осевую силу P_W (вертикальную) и две силы в горизонтальной плоскости – силу подачи P_H перпендикулярную ей силу P_V .

Физические составляющие силы резания относят к тем площадкам (или зонам), где они в действительности возникают, т.е. к условной плоскости сдвига, к передней и задней поверхностям режущего инструмента и застойной зоны. Таким образом, при этом раздельно учитываются силы на передней и задней поверхностях инструмента [1].

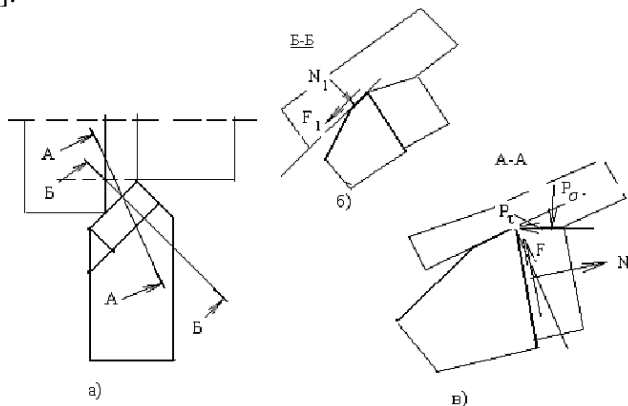


Рис. 2.18. Физические составляющие силы резания

Раздельно рассматриваются также силы на главной и вспомогательной задних поверхностях [1]. Для повышения точности расчета сил целесообразно раздельно учитывать силы на задних поверхностях застойной зоны и фаски износа.

2.2.2. Схема и расчет сил при свободном прямоугольном точении

Методика расчета сил резания в каждом конкретном случае должна учитывать закономерности и специфику рассматриваемого способа обработки. По числу, форме и расположению режущих кромок точение может представлять собой одну из четырех разновидностей лезвийной обработки: свободное прямоугольное, несвободное прямоугольное, свободное косоугольное и несвободное косоугольное резания. Каждая из названных схем имеет свои особенности, которые проявляются, главным образом, в положении плоскости стружкообразования относительно системы технологических координат x, y, z .

Наиболее простым является случай свободного прямоугольного резания, когда резание осуществляется одной прямолинейной кромкой, перпендикулярной к скорости резания v (рис. 2.18)

При свободном прямоугольном точении плоскость стружкообразования перпендикулярна режущей кромке, т. е. совпадает с главной секущей плоскостью, и содержит векторы скоростей схода стружки v_1 и резания v . Введем систему координат ν, μ, ξ , связанную с плоскостью стружкообразования (рис. 2.19).

Ось ν совпадает с проекцией вектора скорости схода стружки на основную плоскость, а ось ξ – с вектором скорости резания. При этом третья ось координат μ направлена вдоль режущей кромки резца. Силы на задней поверхности (F_1 и N_1), определяющиеся в главной секущей плоскости (рис. 2.19, b), и проекции силы стружкообразования (R_ν и R_ξ), определяющиеся в плоскости стружкообразования, в данном случае находятся в одной плоскости. Проекция силы резания на ось μ равна нулю.

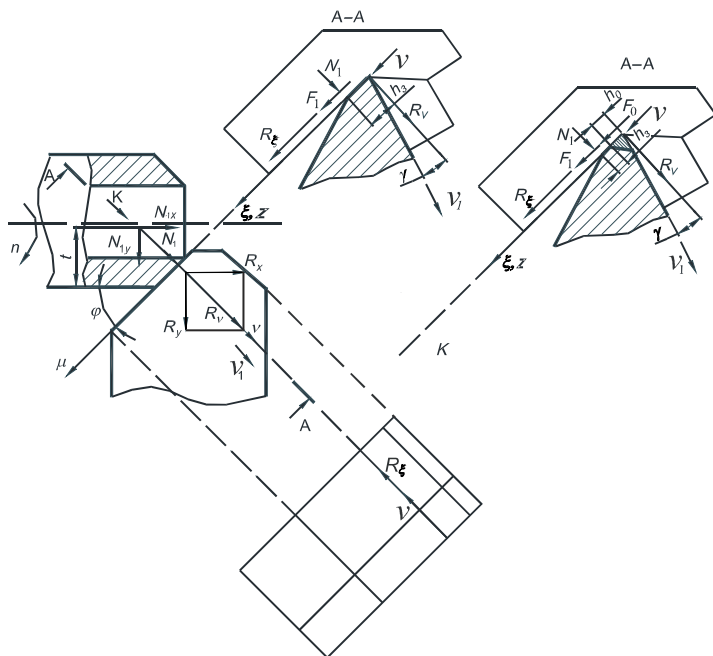


Рис. 2.19. Положение плоскости стружкообразования и схема сил при свободном прямоугольном точении: а) силы в основной плоскости; б) силы в плоскости стружкообразования; в) силы в плоскости резания; г) силы в плоскости стружкообразования при наличии застойной зоны

При расчете сил будем исходить из того, что в плоскости стружкообразования проекции силы стружкообразования на оси v , ξ и μ определяются одинаково для свободного прямоугольного, несвободного прямоугольного, свободного косоугольного и несвободного косоугольного резания: $R_v = K_v S_b St$, $R_\xi = K_\xi S_b St$.

Отличия в расчетных схемах при определении проекций этих сил на технологические оси заключаются лишь в учете того факта, что в каждом из этих случаев положение плоскости стружкообразования относительно технологических осей различно.

Силы F_1 и N_1 на задних поверхностях инструмента, или в застойной зоне, для всех схем резания будем определять в плоскостях,

перпендикулярных проекциям режущих кромок на основную плоскость.

Выразим силы N_1 и F_1 через нормальные напряжения q_{N1} и коэффициент трения μ_1 на задней поверхности инструмента [1]:

$$\begin{aligned} N_1 &= q_{N1} h_3 (t/\sin \varphi), \\ F_1 &= \mu_1 N_1. \end{aligned} \quad (2.42)$$

Согласно экспериментальным данным, для резания сталей на ферритной основе твердостью $HB < 3000 \text{ МПа}$ без применения смазочно-охлаждающих жидкостей можно принять

$$q_{N1} \approx HB/3 \approx \sigma_b, \mu_1 \approx 0,4. \quad (2.43)$$

На задней поверхности застойной зоны, образующейся при наличии на передней поверхности инструмента упрочняющей фаски, удельные касательные силы больше, чем на фаске износа. Они могут быть ориентировочно приняты в следующем соотношении к действительному пределу прочности при растяжении:

$$q_{F1} \approx (0,7 - 0,8) S_b. \quad (2.44)$$

С учетом вышеизложенного формулы для определения сил P_x , P_y , P_z при свободном прямоугольном точении имеют вид:

$$\begin{aligned} P_x &= (R_v + N_1) \sin \varphi = \left(K_v S_b S t + \sigma_b h_3 \frac{t}{\sin \varphi} \right) \sin \varphi, \\ P_y &= (R_v + N_1) \cos \varphi = \left(K_v S_b S t + \sigma_b h_3 \frac{t}{\sin \varphi} \right) \cos \varphi, \end{aligned} \quad (2.45)$$

$$P_z = R_\xi + F_1 = K_\xi S_b S t + (\mu_1 \sigma_b h_3 + 0,7 S_b H_0) (t/\sin \varphi).$$

В третьей из формул (2.45) учтена касательная сила на задней поверхности застойной зоны, высота которой равна H_0 .

При несвободном прямоугольном резании направление схода стружки ν определяется с учетом формы и длин режущих кромок, участвующих в резании.

2.2.3. Схема и расчет сил при свободном косоугольном точении

Для свободного косоугольного резания положение системы координат μ, ν, ξ зададим относительно другой системы координат μ_0, ν_0, ξ_0 , справедливой для свободного прямоугольного резания (рис. 2.19).

При этом действительное положение системы координат μ, ν, ξ может быть охарактеризовано с помощью двух последовательных поворотов системы координат μ_0, ν_0, ξ_0 . Первый поворот осуществляется в плоскости μ_0, ξ_0 относительно оси ν_0 на угол λ . При этом новые оси μ' и ξ' будут составлять угол λ со старыми осями μ_0, ξ_0 (рис. 2.20).

В плоскости стружкообразования ξ, ν известны силы R_ξ и R_ν , которые могут быть определены по аналогии со свободным прямоугольным точением. По определению, сила R_ξ составляет с осью ξ_0 (или с технологической осью z) угол λ . Однако направление силы R_ν в плоскости μ_0, ν_0 , перпендикулярной скорости резания ν , неизвестно.

Для определения угла ψ_1 между осью y и ν (см. рис. 2.20) примем допущение, что сила R_ν равна R_{ν_0} и направлена вдоль оси ν_0 , т.е. перпендикулярно проекции режущей кромки на плоскость μ_0, ν_0 . Проекция этой силы на технологические оси x и y соответственно будут: $R_{x_0} = R_{\nu_0} \sin \varphi$ и $R_{y_0} = R_{\nu_0} \cos \varphi$.

Силу R_ξ также разложим на две составляющие (см. рис. 2.20): $R_{\xi_0} = R_\xi \cos \lambda$ и $R_{\mu_0} = R_\xi \sin \lambda$.

Поскольку сила R_{μ_0} так же, как сила R_{ν_0} , находится в плоскости x, y , найдем ее проекции на технологические оси:

$$R_{\mu x} = R_\xi \sin \lambda \cos \varphi, \quad R_{\mu y} = R_\xi \sin \lambda \sin \varphi.$$

Таким образом, результирующие значения проекций силы стружкообразования на технологические оси x, y определяются как:

$$\begin{aligned} R_x &= R_{x_0} - R_{\mu x} = R_\nu \sin \varphi - R_\xi \sin \lambda \cos \varphi, \\ R_y &= R_{y_0} + R_{\mu y} = R_\nu \cos \varphi + R_\xi \sin \lambda \sin \varphi. \end{aligned} \quad (2.46)$$

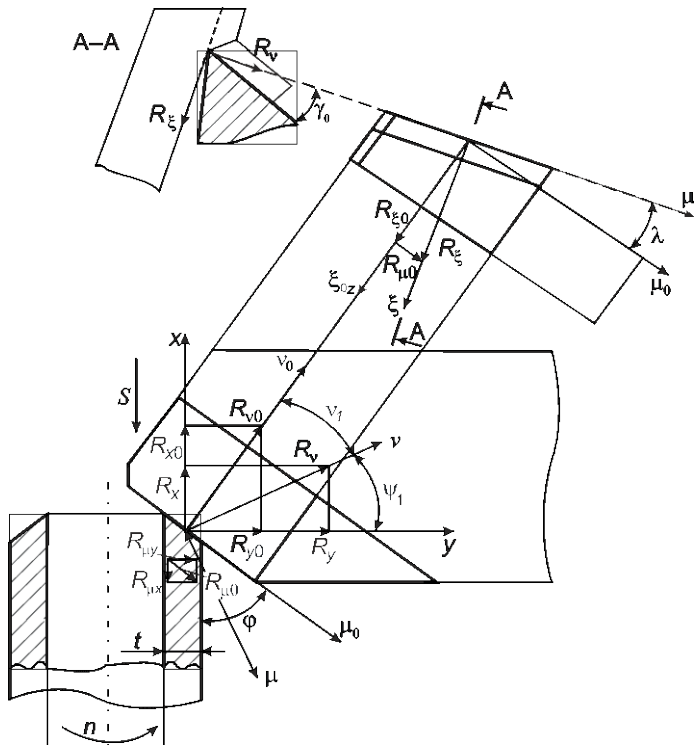


Рис. 2.20. Схема сил при свободном косо-
угольном продольном точении

Зная проекции силы стружкообразования на оси x и y , найдем угол ψ_1 :

$$\psi_1 = \operatorname{arctg} \frac{R_x}{R_y}.$$

С учетом вышеизложенного, а также с учетом сил на задней поверхности режущего лезвия формулы для технологических проекций силы резания при свободном косоугольном точении примут вид:

$$\begin{aligned}
 P_x &= K_v S_b S t \sin \psi_1 + \sigma_b h_3 t, \\
 P_y &= K_v S_b S t \cos \psi_1 + \sigma_b h_3 t \operatorname{ctg} \varphi, \\
 P_z &= K_\xi S_b S t \cos \lambda + (\mu_1 \sigma_b h_3 + 0,7 S_b H_0) t / \sin \varphi.
 \end{aligned}
 \tag{2.47}$$

При несвободном косоугольном резании углы отклонения стружки от нормали к режущей кромке в плоскости μ_0, ν_0 необходимо алгебраически складывать.

2.2.4. Силы при фрезеровании торцово-коническими прямозубыми фрезами

Фрезерование торцовыми фрезами (торцовое фрезерование) представляет собой нестационарное несвободное резание (рис. 2.21) с круговым движением резания и любым движением подачи в плоскости, перпендикулярной оси вращения.

Как следует из вида в основной плоскости (рис. 2.21, а) и сечения в плоскости стружкообразования (рис. 2.21, в), торцовое фрезерование имеет много общего с несвободным точением.

Оно может быть как *косоугольным* ($\lambda \neq 0$), так и *прямоугольным* ($\lambda=0$). Однако для торцовых фрез обычно применяют небольшие углы наклона зубьев. Это связано с тем, что при больших углах λ создается неблагоприятная геометрия режущего лезвия на вспомогательных режущих кромках, расположенных на торце фрезы. Таким образом, влиянием угла λ в этом случае оказывается возможным пренебречь с целью упрощения расчетных формул. В связи с этим ниже рассматривается прямоугольное фрезерование.

Технологические оси при торцовом фрезеровании выбирают неподвижными относительно станка. Две оси (H и V) располагают в рабочей плоскости, причем ось H – в направлении подачи S_m , а третья ось Y – перпендикулярно рабочей плоскости.

Таким образом, при фрезеровании система координат X, Y, Z , связанная с режущим лезвием, вращается относительно оси Y и оси X, Z изменяют свое положение относительно осей H и V .

Вследствие изменения толщины срезаемого слоя на каждом из работающих зубьев крутящий момент и мощность будут функциями угла θ .

Не меньшее значение имеют изменения величины и направления сил P_H и P_V , действующих на механизмы перемещения стола фрезерного станка, а также изменения величины силы P_Y , отжимающей фрезу от обработанной поверхности детали и влияющей на точность обработки. При повороте фрезы силы P_H и P_V могут изменяться не только по величине, но и по направлению. Все это способствует возникновению вынужденных колебаний.

Для определения сил P_H и P_V , действующих в рабочей плоскости, на оси H и V проектируются силы P_{zi} и P_{xi} .

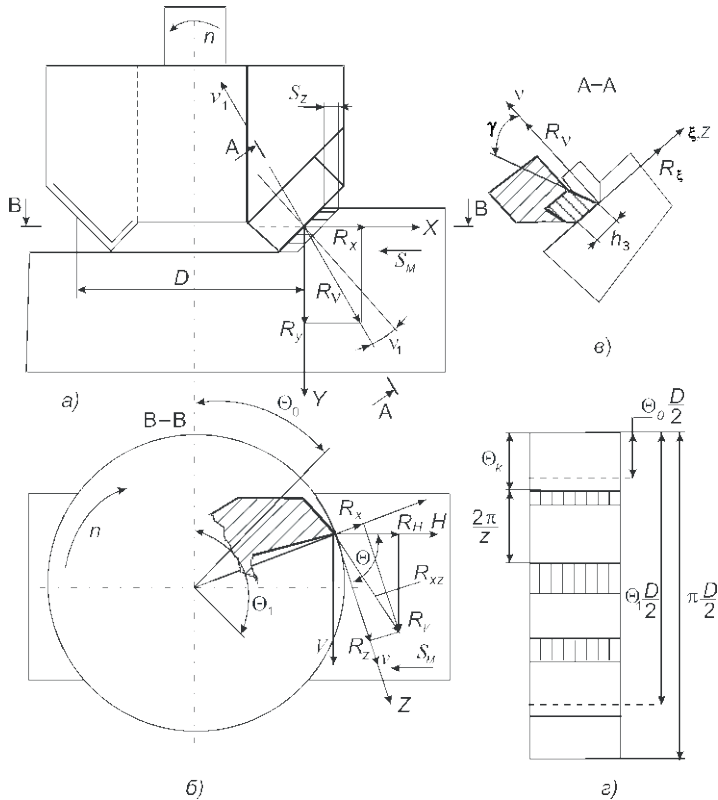


Рис. 2.21. Схема сил при несвободном прямоугольном фрезеровании торцово-конической фрезой: а) в основной плоскости; б) в рабочей плоскости; в) в плоскости стружкообразования; г) развертка поверхности резания

Суммируя проекции сил P_{zi} и P_{xi} на оси H и V по всем зубьям Zp , контактирующим с обрабатываемой деталью, получим:

$$P_H = \sum_{i=1}^{Z_p} (P_{xi} \sin \theta_i + P_{zi} \cos \theta_i), \quad (2.48)$$

$$P_V = \sum_{i=1}^{Z_p} (-P_{xi} \cos \theta_i + P_{zi} \sin \theta_i). \quad (2.49)$$

Анализ изменения всех составляющих силы фрезерования и крутящего момента необходим для оптимизации режимов фрезерования и конструкции фрез.

2.2.5. Силы при фрезеровании цилиндрическими фрезами с винтовыми зубьями

Технологические оси при фрезеровании цилиндрической фрезой на горизонтально-фрезерном станке направляют таким образом, чтобы две оси (H и V) находились в рабочей плоскости: одна из осей – в направлении подачи, другая – ей перпендикулярна, – а третья ось W , перпендикулярная рабочей плоскости, совпадала с осью вращения фрезы (рис. 2.22).

К технологическим силовым характеристикам процесса фрезерования цилиндрическими фрезами относят вертикальную P_V , горизонтальную P_H и осевую P_W силы, а также крутящий момент $M_{кр}$ и мощность N_e .

Горизонтальная сила P_H направлена по подаче S_M . При встречном фрезеровании векторы подачи S_M и силы P_H направлены навстречу друг другу, а при попутном – в одном направлении.

При наличии зазоров в механизме подачи при попутном фрезеровании стол фрезерного станка может перемещаться рывками, что приводит к резкому изменению толщины срезаемого слоя, сил фрезерования и к поломке фрезы.

Во избежание этого для работы с попутной подачей станки оборудуются натяжными устройствами, воздействующими на стол в направлении против подачи S_M с силой, превышающей P_H . При отсутствии натяжных устройств встречное фрезерование с этой точки зрения является предпочтительным.

Вертикальная сила P_V прижимает стол фрезерного станка к направляющим. Неблагоприятным является случай, когда сила P_V изменяет свое направление и, будучи направленной вверх, отрывает стол от направляющих. С этой точки зрения схема встречного фрезерования менее благоприятна. При встречном фрезеровании сила P_V уменьшается и может изменить направление с увеличением глубины врезания e . В связи с этим при расчете режимов резания при фрезеровании необходимо учитывать величину и направление силы P_V . При попутном фрезеровании сила P_V всегда направлена вниз, что благоприятно сказывается на плавности перемещения стола.

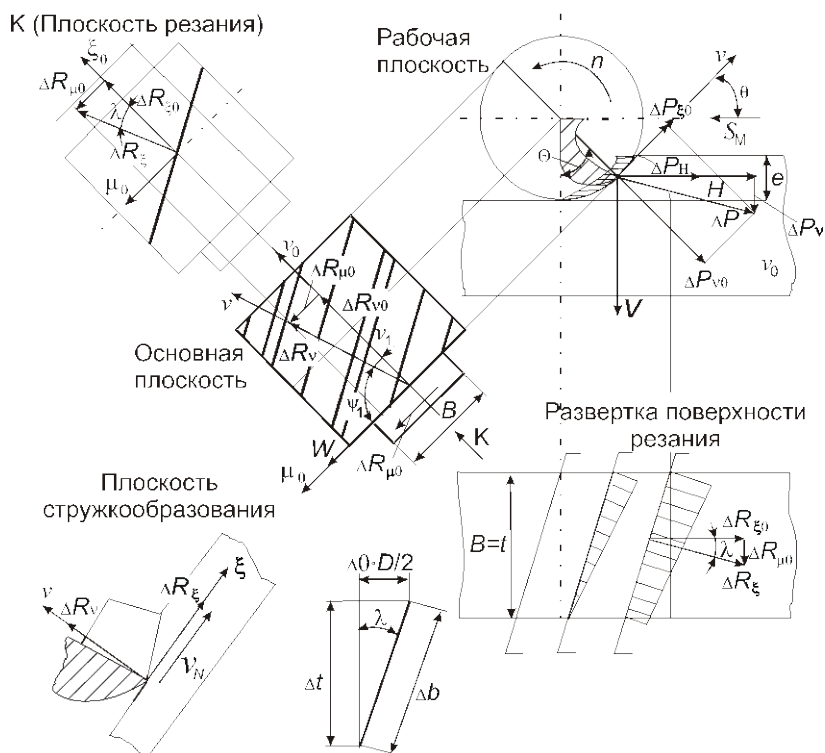


Рис. 2.22. Схема технологических осей и приращений сил при встречном фрезеровании цилиндрической фрезой с винтовыми зубьями

Осевая сила P_w прижимает фрезу к шпинделю, или, напротив, отрывает ее от шпинделя станка вдоль оси его вращения. Крутящий момент $M_{кр}$ относительно оси шпинделя (или фрезы) нагружает фрезу и механизм коробки скоростей станка и вместе с частотой вращения n определяет мощность N_e привода главного движения.

Особенности расчета силовых характеристик при фрезеровании цилиндрическими фрезами с винтовыми зубьями в сравнении с рассмотренным выше свободным косоугольным точением связаны с тем, что фрезерование является нестационарным резанием. В отличие от рассмотренного выше торцового прямоугольного фрезерования при фрезеровании цилиндрическими фрезами с винтовыми зубьями необходимо учитывать влияние угла наклона режущих кромок λ .

При косоугольном фрезеровании изменения толщины срезаемого слоя, а также величины и направлений приращений сил в плоскости стружкообразования обусловлены не только вращением фрезы, но и тем, что различным участкам режущей кромки одного режущего зуба соответствуют различные углы контакта рассматриваемого участка режущей кромки с поверхностью резания. В связи с этим следует говорить не о самих силах, а только об их приращениях.

2.2.6. Удельные силы

Расчет технологических составляющих силы стружкообразования для условий пластического контакта стружки с инструментом целесообразно основывать на том, что в первую очередь определяются две касательные силы (рис. 2.23):

$$P_\tau = \tau_y \frac{ab}{\sin \varphi_y} = \frac{\tau_y}{S_b} S_b st \left(\sin \arctg \frac{\cos \gamma}{\zeta - \sin \gamma} \right)^{-1}, \quad (2.50)$$

$$F = q_F bc = \frac{q_F}{S_b} S_b st \frac{c}{a}. \quad (2.51)$$

Относительная длина контакта c/a для схем резания инструментами со стабилизирующей фаской определяется по ширине фаски и действительному углу схода стружки:

$$\frac{c}{a} = \frac{f}{a \cos \gamma_{\text{л}}}. \quad (2.52)$$

При резании инструментом с полной передней поверхностью может быть использована формула Н.Г. Абуладзе

$$\frac{c}{a} = \zeta^{0.1} \left[\zeta (1 - \text{tg} \gamma) + \frac{1}{\cos \gamma} \right]. \quad (2.53)$$

Нормальную к передней поверхности составляющую силы стружкообразования найдем, проектируя на условную плоскость сдвига силы P_{τ}, P_{σ} , действующие на стружку со стороны условной плоскости сдвига, и силы F и N , действующие на стружку со стороны передней поверхности

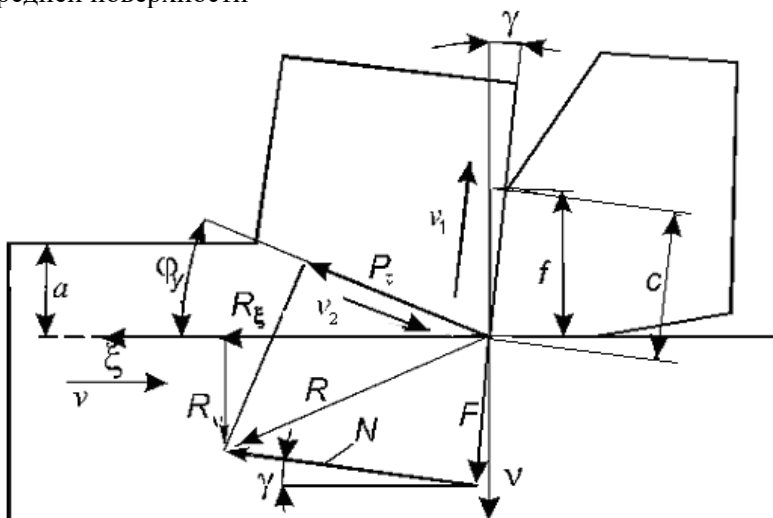


Рис. 2.23. Схема сил в условной плоскости сдвига и на укороченной передней поверхности резца со стабилизирующей фаской

$$N = P_{\tau} \frac{1}{\cos(\phi_y - \gamma)} + F \text{tg}(\phi_y - \gamma). \quad (2.54)$$

Силы R_{ξ} и R_v найдутся как проекции сил F и N на оси ξ и v :

$$R_{\xi} = N \cos \gamma + F \sin \gamma = P_{\tau} \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi_y - \gamma)} +$$

$$+ F \frac{\sin \varphi_y}{\cos(\varphi_y - \gamma)} = K_{\xi} S_b s t, \quad (2.55)$$

$$\text{где } K_{\xi} = \frac{\tau_y \zeta + 1/\zeta - 2 \sin \gamma}{S_b \cos \gamma} + \frac{q_F c}{S_b a \zeta} \quad (2.56)$$

и

$$R_v = F \cos \gamma - N \sin \gamma = F \frac{\cos \varphi_y}{\cos(\varphi_y - \gamma)} -$$

$$- P_{\tau} \frac{\sin \gamma}{\cos(\varphi_y - \gamma)} = K_v S_b s t, \quad (2.57)$$

$$\text{где } K_v = \frac{q_F c}{S_b a \zeta} \frac{1}{\cos \gamma} - \frac{\tau_y \zeta + 1/\zeta - 2 \sin \gamma}{S_b \cos \gamma} \operatorname{tg} \gamma. \quad (2.58)$$

Таким образом, безразмерные удельные силы K_{ξ} и K_v зависят от действительного переднего угла γ , усадки стружки ζ , относительной длины контакта стружки с инструментом c/a и от средних касательных напряжений в зоне стружкообразования и на передней поверхности инструмента.

2.3. ТЕПЛОФИЗИКА И ТЕРМОМЕХАНИКА РЕЗАНИЯ

2.3.1. Температура в полуплоскости от равномерно распределенного быстро движущегося источника теплоты

Для решения многих технологических задач и, в частности, для расчета температурных полей в свариваемых деталях важное значение имеет задача о температурном поле, возникающем в полуплоскости от движущегося равномерно распределенного источника тепла (рис. 2.24).

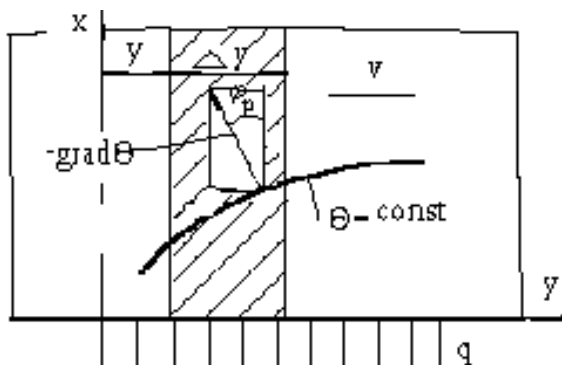


Рис. 2.24. Схема к расчету температуры в полуплоскости от быстродвижущегося равномерно распределенного источника тепла

Значительные упрощения расчета таких температурных полей могут быть достигнуты при больших значениях критерия Pe :

$$Pe = \frac{vy}{\omega}.$$

Физический смысл принимаемых при этом допущений связан с тем, что при увеличении критерия Пекле (или скорости v движущегося источника тепла) изотермы температурного поля локализуются вблизи оси y и угол наклона их к этой оси уменьшается. Соответственно нормаль к изотерме, указывающая направление теплового потока и градиента температуры, составляет с осью x малый угол φ_p (рис. 2.24). Вследствие этого составляющая теплового потока вдоль оси x существенно больше, чем вдоль оси y . При достаточно больших значениях критерия Pe влиянием перетоков тепла в направлении оси y на температуру, возникающую на поверхности движущейся полуплоскости, можно пренебречь. Пренебрегая перетоками тепла вдоль оси y , элемент полуплоскости шириной Δy можно рассматривать как теплоизолированный полуограниченный стержень, к торцу которого в течение некоторого времени

$$\tau = y/v \quad (2.59)$$

подводится постоянный тепловой поток плотностью q , а температурное поле полуплоскости – как совокупность независимых друг от друга одномерных нестационарных процессов в стержнях.

В связи с этим рассмотрим задачу о температуре неограниченно-го стержня, к торцу которого подводится тепловой поток постоянной плотности.

Эта задача может быть сведена к уже известному решению задачи об одномерном нестационарном температурном поле неограниченного стержня, на торце которого поддерживается постоянная температура. С математической точки зрения эти две задачи отличаются только обозначениями. Поэтому решение для плотности тепловых потоков может быть записано в виде:

$$\frac{q_\phi(x, \tau)}{q_c} = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du. \quad (2.60)$$

С учетом формулы (1.4) получим [1]

$$\frac{\partial T(x, \tau)}{\partial x} = -\frac{q_c}{\lambda} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du \right]$$

$$\text{или } T(x, \tau) = \frac{q_c}{\lambda} \int_x^\infty \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du \right] dx. \quad (2.61)$$

Из формулы (2.61), в частности, следует, что при постоянном тепловом потоке на торце стержня его температура прямо пропорциональна плотности теплового потока, обратно пропорциональна коэффициенту аккумуляции тепла и будет повышаться с течением времени пропорционально корню квадратному от времени нагрева

$$T(0, \tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\lambda} \sqrt{\omega\tau} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{C_V} \sqrt{\frac{\tau}{\omega}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} \sqrt{\tau} \quad (2.62)$$

где $\varepsilon = \sqrt{\lambda C_V}$.

Переход от одномерной нестационарной задачи к квазистационарной двухмерной осуществляется заменой переменной (2.59)

$$\theta(0, y) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_{\text{ТМ}}}{C_V} \sqrt{\frac{y}{v\omega}}. \quad (2.63)$$

Как следует из (2.63), при постоянной плотности теплового потока q увеличение скорости v источника тепла приводит к уменьшению температуры.

2.3.2. Термомеханическое определяющее уравнение для адиабатических условий деформации

В сравнении с различием в скоростях деформации при резании и статических механических испытаниях, составляющем 8–9 порядков, изменения скорости деформации в пределах одного порядка (или даже двух) совершенно несущественны. При допущении о постоянстве скорости деформации зависимость предела текучести от температуры и деформации может быть представлена в виде

$$\tau_p / S_b = AK \varepsilon_p^m \exp(-B\Delta T'), \quad (2.64)$$

где $A = \left\{ \sqrt{3} \left[\sqrt{3} \ln(1 + \varepsilon_z) \right]^m \right\}^{-1}$, $\Delta T'$ – приращение гомологической температуры, m , k , B – показатели деформационного и скоростного упрочнения и температурного разупрочнения.

$$\Delta T' = \frac{\bar{\tau}_p \varepsilon_p}{T_{\text{пл}} C_V} = A_1 \frac{\bar{\tau}_p}{S_b} \varepsilon_p = A_1 A_W, \quad A_W = \int_0^{\varepsilon_p} \frac{\tau_p}{S_b} d\varepsilon, \quad (2.65)$$

где A_W – безразмерная удельная работа деформации.

Для решения уравнения (2.64) воспользуемся заменой переменной:

$$\frac{dA_W}{d\varepsilon_p} = \frac{\tau_p}{S_b}. \quad (2.66)$$

Интегрируя уравнение (2.64), получаем функцию, описывающую влияние истинного сдвига ε_p на удельную работу деформации A_W и на предел текучести:

$$A_W = \frac{1}{B_\tau A_1} \ln \left(1 + \frac{AA_1 B_\tau K_\varepsilon}{1+m} \varepsilon_p^{1+m} \right). \quad (2.67)$$

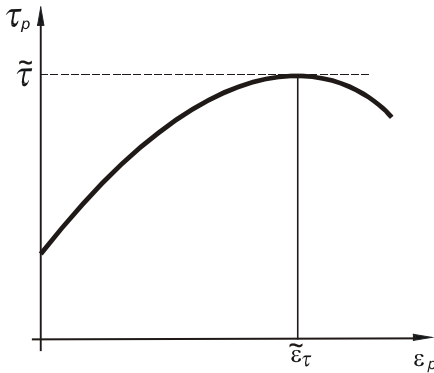


Рис. 2.25. Типичная кривая зависимости предела текучести от истинного сдвига при адиабатических условиях деформации

$$\frac{\tau_p}{S_b} = AK_\varepsilon \varepsilon_p^m \cdot \left(1 + \frac{AA_1 B_\tau K_\varepsilon}{1+m} \varepsilon_p^{1+m}\right)^{-1} \quad (2.68)$$

В стационарной точке предел текучести достигает максимума

$$d\tau_p/d\varepsilon_p = 0. \quad (2.69)$$

$$\tilde{\varepsilon}_\tau = \left[\frac{m(1+m)}{AK_\varepsilon A_1 B_\tau} \right]^{\frac{1}{1+m}}$$

$$\text{и } \frac{\tilde{\tau}}{S_b} = \frac{AK_\varepsilon \tilde{\varepsilon}_\tau^m}{1+m}, \quad (2.70)$$

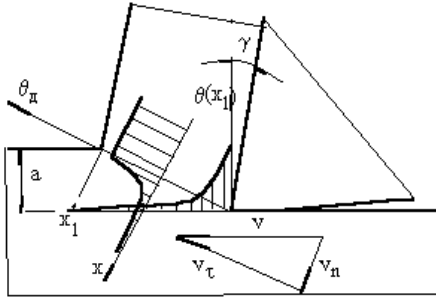
где $\tilde{\varepsilon}_\tau$, $\tilde{\tau}$ – координаты стационарной точки кривой течения: локализованный сдвиг и максимальный предел текучести обрабатываемого материала при резании.

Из формулы (2.70) следует, что максимальное отношение предела текучести при резании к действительному пределу прочности при растяжении не зависит ни от режимов резания, ни от геометрических параметров инструмента. Оно определяется только измеренными при растяжении прочностными характеристиками материала, теплоемкостью и температурой плавления обрабатываемого материала, а также константами, характеризующими способность материала к скоростному упрочнению и температурному разупрочнению при резании. Это дает основание использовать максимальное значение предела текучести при резании как прочностную характеристику обрабатываемого материала в условиях резания.

Максимальный предел текучести при резании сталей приблизительно в два раза больше, чем предел текучести этого же материала при статических испытаниях. Максимальный предел текучести достигается в узкой области в окрестности режущей кромки на перед-

ней и задней поверхностях застойной зоны, а именно: в той области, где интенсивность деформаций достигает значения $\Gamma = \tilde{\varepsilon}_\tau$.

2.3.3 Температура деформации и тепловой поток из зоны стружкообразования



Полагая в формуле

$$\frac{q_\phi}{v} = A_W = \tau_y \varepsilon_u, \quad (2.71)$$

получим для температуры деформации выражение

$$\theta_d = \frac{\tau \varepsilon_u}{C_V}. \quad (2.72)$$

Рис. 2.26. Схема к расчету температуры деформации

Такое же выражение получим из уравнения баланса тепловых потоков в зоне стружкообразования, если пренебречь оттоком тепла от зоны стружкообразования в деталь, т. е. считать процесс адиабатическим.

В действительности в деталь от плоскости сдвига поступает часть теплоты, которая пересекает линию среза.

При больших скоростях, характерных для резания, тепловой поток, поступающий в деталь от условной плоскости сдвига, не зависит ни от скорости резания, ни от толщины срезаемого слоя:

$$\Phi_0 = \lambda \theta_d b \cdot \operatorname{ctg} \varphi_y \left[1 - \exp\left(-\frac{va}{\omega} \operatorname{tg} \varphi_y\right) \right] \approx \lambda \theta_d b \cdot \operatorname{ctg} \varphi_y. \quad (2.73)$$

Из формулы (2.73) следует, что температура деформации зависит, главным образом, от отношения действительного предела прочности к объемной удельной теплоемкости S_b/C_V и от переднего угла γ . Наибольшие температуры деформации достигаются при резании высокопрочных материалов (никелевых сплавов, закаленных сталей) инструментами с малыми передними углами.

При малых критериях Pe необходимо учитывать поток тепла из

зоны стружкообразования в деталь. При этом температура деформации θ_d может быть вычислена по формуле

$$\theta_d = \frac{\tau \varepsilon}{C_V} K_{Pe}, \quad (2.74)$$

где $\tau \approx 0,8S_b = 0,8(1 + \delta/100)\sigma_b$, $C_V = 5$ МДж/м³град,

$$K_{Pe} = \left[1 + \frac{1 - \exp(Pe * tg \varphi_y)}{Pe * tg \varphi_y} \right]^{-1}.$$

2.3.4. Температура передней поверхности инструмента

Температура передней поверхности режущего лезвия является результатом действия двух быстро движущихся источников тепла.

Первый равномерно распределен в зоне стружкообразования (в условной плоскости сдвига). Второй источник тепла расположен на поверхности контакта инструмента со стружкой (рис. 2.27).

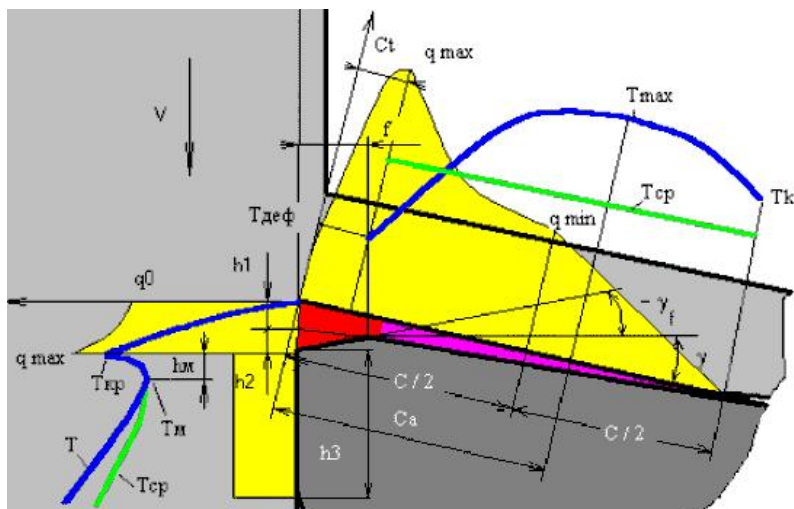


Рис. 2.27. Распределение плотностей тепловых потоков и температур по передней и задней поверхностям режущего лезвия и застойной зоны

Температуры передней поверхности рассчитываются по программам, в основу которых положена процедура «ТЕРМ» [1].

Длину рассматриваемого участка пластического контакта приведем к единице, перейдя к безразмерной координате ψ . Разобьем этот участок на N интервалов (рис. 2.28). При равномерном разбиении длина каждого интервала равна $1/N$.

Нулевое приближение приращения температуры T_{10} в конце первого интервала ($i=1$) определим, полагая источник тепла равномерно распределенным, а безразмерную плотность теплового потока равной q_0 :

$$T_{10} = A_0 q_0 \sqrt{H_N}, \quad (2.75)$$

где $A_0 = \frac{2}{\sqrt{\pi}} A_I \sqrt{Pe \frac{c_l}{a} \frac{l}{\zeta} \left(1 - \frac{\zeta}{a}\right)}$, $A_I = \frac{S_b}{C_V T_{пл}}$, $Pe = \frac{va}{\omega}$.

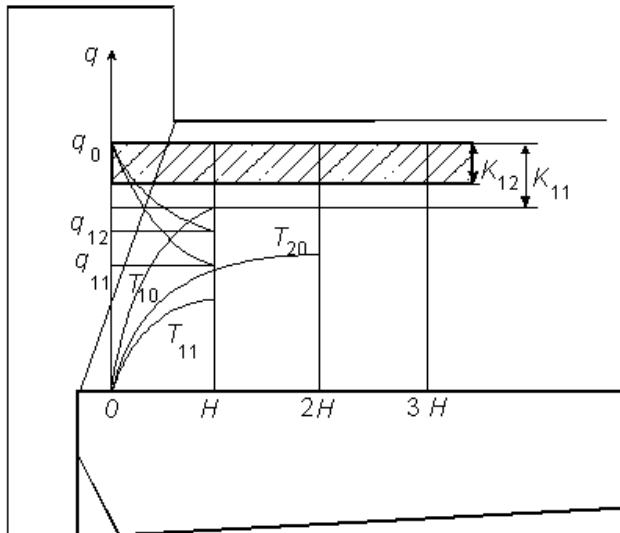


Рис. 2.28. Схема расчета температуры и предела текучести с учетом их взаимосвязи (процедура «ТЕРМ»)

Соответственно, нулевым приближением безразмерной плотности теплового потока q_{10} в конце первого интервала будет q_0 , по-

сколькx распределение $q(\psi)$ принято равномерным. При нулевой итерации для первого интервала нет необходимости вводить сток, поскольку плотность теплового потока для него равна нулю. Однако для общности процедуры это можно сделать

$$K_{10} = \frac{q_0 - q_{10}}{2}, \quad T_{10} = A_0 q_0 \sqrt{H_N} - A_0 K_{10} \sqrt{H_N}. \quad (2.76)$$

Следующее (первое) приближение для безразмерной плотности теплового потока вычислим с помощью формулы

$$q_{11} = q_0 \left(1 - \frac{T_{10}}{1 - T_0} \right)^{B_q}. \quad (2.77)$$

Затем вычислим мощность стока K_{11} и температуру T_{11} :

$$K_{11} = \frac{q_0 - q_{11}}{2}, \quad T_{11} = T_{10} - A_0 K_{11} \sqrt{H_N}. \quad (2.78)$$

Используя T_{11} вместо T_{10} и повторяя цикл вычислений (2.77)–(2.78), получим второе и аналогично p -е приближение. Ограничим число итераций значением r .

Для перехода к следующему интервалу ($i=2$) температура T_{1r} , полученная на последней итерации, экстраполируется на длину $2H_N$, соответствующую концу второго интервала, рис. 2.28.

Далее повторяется цикл вычислений по формулам, аналогичным (2.77)–(2.78). Эти формулы запишем в общем виде:

$$T_{0i} = A_0 q_0 \sqrt{iH_N} - A_0 K_{1p} \sqrt{iH_N}, \quad (i = 2), \quad (2.79)$$

$$q_{ip} = q_0 \left(1 - \frac{T_{i,p-1}}{1 - \frac{273 + \theta_A}{T_{пл}}} \right)^{B_q}, \quad K_{ip} = \frac{q_A - q_{ip}}{2}, \quad (2.80)$$

где $q_A = q_0$ при $i < 3$, и $q_A = q_{i-2}$ при $i \geq 3$,

$$T_{ip} = T_{0i} - A_0 K_{ip} \sqrt{H_N}, \quad (p = 1, 2, \dots, r) \quad (2.81)$$

Уточнение температуры в конце i -го интервала достигается путем итераций с введением дополнительного стока тепла. В результа-

те вычислений получаем распределение температуры и предела текучести на участке пластического контакта, а также среднюю температуру на этом участке.

При увеличении температуры снижаются механические характеристики материалов и уменьшаются плотности тепловых потоков. В результате этого рост температуры все более замедляется при приближении к температуре плавления.

2.3.5. Температура задних поверхностей инструмента

Температура задней поверхности режущего лезвия является результатом действия двух источников тепла: застойной пластической области, соприкасающейся с линией среза на участке h_1 , и фаски износа h_3 . Если на передней поверхности режущего лезвия имеется упрочняющая фаска, то высота застойной зоны увеличивается на величину участка h_2 .

При отсутствии упрочняющей фаски на передней поверхности режущего инструмента закон распределения плотностей тепловых потоков может быть представлен в виде двух равномерно распределенных источников тепла: плотностью q_0 на участке $(0, h_1)$ и плотностью q_3 на участке (h_1, h_3) , действующих на поверхности, движущейся со скоростью v детали (рис. 2.29).

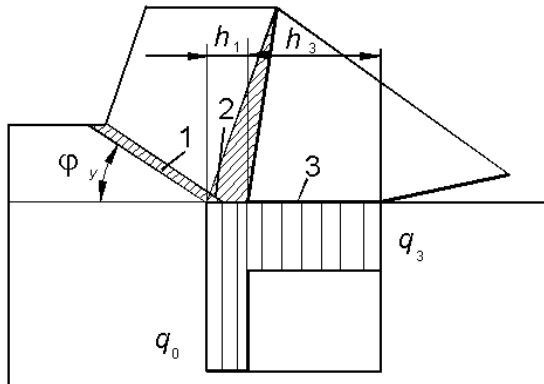


Рис. 2.29. Схема распределения плотности теплового потока на задней поверхности при резании: 1 – зона стружкообразования; 2 – застойная зона; 3 – фаска износа

Заменим два заданных источника тепла одним источником плотностью q_0 , равномерно распределенным на участке $(0, h_1 + h_3)$, и одним равномерно распределенным стоком тепла плотностью $q_0 - q_3$, действующим в интервале $(h_1, h_1 + h_3)$. В этом случае температура на фаске износа равна:

$$\begin{aligned} \theta_3 &= A_0 q_0 \left[\sqrt{\psi_3} - \left(1 - q_3/q_0\right) \sqrt{\psi_3 - \psi_1} \right] \cdot T_{ин} = \\ &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{S_b}{C_V T_{ин}} \sqrt{\frac{v H_0}{\omega}} \cdot T_{ин} q_0 \left[\sqrt{\left(h_1 + h_3\right)/H_0} - \right. \\ &\left. - \left(1 - q_3/q_0 \sqrt{h_3/H_0}\right) \right], \end{aligned} \quad (2.82)$$

где $A_0 = \frac{2}{\sqrt{\pi}} A \sqrt{\frac{v H_0}{\omega}}$, $A = \frac{S_b}{C_V T_{ин}}$, $H_0 = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $h_1 \approx 0,3a$.

Влияние застойной зоны выражается в том, что из-за разности плотностей тепловых потоков на участках застойной зоны и фаски износа температура достигает максимума непосредственно на режущей кромке.

При средних и толстых срезах именно значения этой максимальной температуры в большинстве случаев определяют допускаемые скорости резания. По мере износа инструмента, т. е. с увеличением ширины фаски износа, температура уменьшается, достигает точки минимума и только после этого снова возрастает (рис. 2.30).

Расчет температуры при других способах лезвийной обработки может быть выполнен по описанной методике с учетом специфики этих способов. Так, например, для фрезерования характерны весьма тонкие срезы. В этом случае может быть рассчитана только температура задней поверхности, значения которой выше, чем температура передней поверхности. Особенность расчета в том, что должно быть учтено влияние потока тепла в режущий инструмент. Поправочный коэффициент K_u на температуру задней поверхности с учетом теплового потока, поступающего в зуб фрезы, определится по формуле

$$K_u = 1 - \frac{Q_u}{Q_0} \approx 1 - \sqrt{\frac{2h_3}{D_{фр} \theta_m}}. \quad (2.83)$$

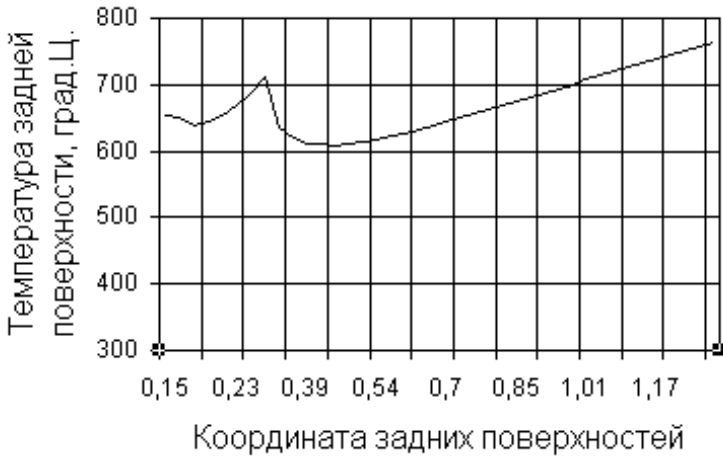


Рис. 2.30. Влияние ширины фаски износа на распределение температуры (а) и на среднюю температуру (б) при точении стали 60 НВ=2750 МПа, резцом Т5К10, $\gamma=15^\circ$, $\gamma_f=0^\circ$, $v=22$ м/мин, $s=1,5$ мм/об, $t=4$ мм

При высоких скоростях резания, больших значениях ширины фаски износа, при резании прочных материалов, то есть при условиях, соответствующих высоким температурам, для расчета температуры задней поверхности необходимо применять процедуру «ТЕРМ», описанную выше. В этом случае расчет производится по специальным программам, учитывающим взаимосвязь температуры и предела текучести.

2.4. ИЗНАШИВАНИЕ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И РАЦИОНАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ РЕЗАНИЯ

2.4.1. Характеристики износа, изнашивания, износостойкости и критерии затупления режущего инструмента

Режущие инструменты изнашиваются по задним и передним поверхностям. Изнашивание задних и передней поверхностей про-

исходит одновременно. По мере изнашивания инструмента на его задних поверхностях возникает и увеличивается фаска износа (рис. 2.31).

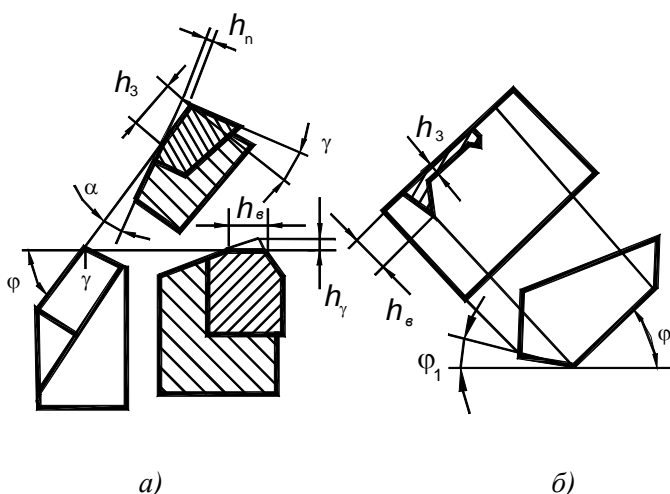


Рис. 2.31. Схема износа задних поверхностей на участке главной режущей кромки и вблизи вершины режущего лезвия: а) в секущих плоскостях, б) в плоскости резания

Ширина фаски износа используется в качестве одной из характеристик износа. Она может быть неодинаковой по длине режущих кромок. При несвободном резании очень часто наибольшая ширина фаски износа наблюдается в окрестности вершины инструмента. Отношение ширины фаски износа у вершины режущего лезвия к ширине фаски износа на главной задней поверхности характеризует неравномерность износа задних поверхностей инструмента.

Неравномерность износа задних поверхностей уменьшается при уменьшении действительных углов в плане в окрестности вершины на участке длиной $(1,5-2,0) S$. Это может быть достигнуто увеличением радиуса закругления вершины инструмента.

Исследования показывают, что, как правило, при $r/S \approx 10$ отношение $h_b/h_3 \approx 1,0$.

Ширина фаски износа задней поверхности измеряется с помощью микроскопов с относительно небольшим (двадцатикратным)

увеличением. Предельная ширина фаски износа h_3^* обычно используется в качестве одного из критериев затупления инструмента.

При обосновании рациональной ширины фаски износа с целью использования ее в качестве критерия затупления учитываются: общее время работы инструмента с учетом допускаемого числа переточек (суммарная стойкость инструмента), минимизация затрат на обработку, ограничения по прочности режущего лезвия, возникновение катастрофического износа или вибраций, требования к качеству обработанной поверхности и точности обработки и др.

С тангенциальным износом связана другая характеристика – нормальный износ h_n или у вершины инструмента – радиальный износ h_r (рис. 2.32):

$$h_n = K_n h_3, K_n = \frac{1}{\operatorname{ctg} \alpha_n - \operatorname{tg} \gamma_f} = \frac{\sin \alpha_n \cos \gamma_f}{\cos(\alpha_n + \gamma_f)}. \quad (2.84)$$

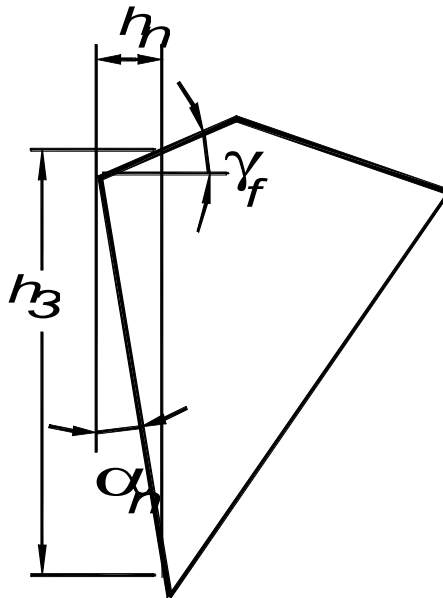


Рис. 2.32. Схема к расчету соотношения между тангенциальным и нормальным износами инструмента

Удвоенная величина радиального износа определяет погрешность обработки, связанную с износом инструмента. Это должно учитываться при назначении допуска на диаметр обработанной поверхности или при определении допускаемых погрешностей, связанных с упругими перемещениями инструмента по нормали к обработанной поверхности детали в процессе резания.

С физической точки зрения использование нормального износа в качестве характеристики износа предпочтительнее, чем тангенциального (ширины фаски износа). Понятие нормального износа сохраняется и для передней поверхности инструмента. Это позволяет применить единый подход к описанию процессов изнашивания задней и передней поверхностей.

Форма износа передней поверхности зависит от того, в каком месте происходит наибольший нормальный износ. Если наибольший нормальный износ удален от режущей кромки, то на передней поверхности образуется лунка (рис. 2.33, а).

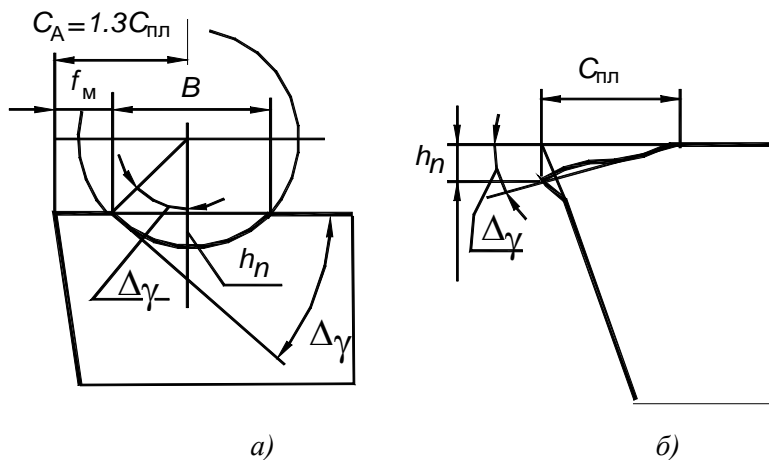


Рис. 2.33. Схемы износа передней поверхности инструмента в виде: а) образования лунки, б) опускания режущей кромки

При этом действительный передний угол увеличивается, а наибольший нормальный износ характеризует глубину лунки. Если же максимальный нормальный износ передней поверхности происходит вблизи режущей кромки, то наблюдается округление и опускание

режущей кромки, вследствие чего действительный передний угол режущего лезвия уменьшается (рис. 2.33, б).

Образование лунки на передней поверхности характерно для таких условий резания, когда температура передней поверхности резко возрастает по мере удаления от режущей кромки и достигает максимума на участке внешнего трения стружки с инструментом. При этом вблизи режущей кромки в области невысоких температур возникает устойчивая застойная зона, близкая по своим свойствам к наросту. Это характерно для обработки сталей твердосплавными инструментами. Опускание режущей кромки характерно для более равномерного распределения температуры в направлении схода стружки и неустойчивой застойной зоны, не обеспечивающей схода стружки под увеличенным передним углом. Это наблюдается при обработке высокопрочных материалов с низкой теплопроводностью (например, для обработки сплавов на никелевой основе, титановых сплавов). При этом из-за меньших применяемых скоростей резания температура изменяется в направлении схода стружки не столь сильно и высокий уровень температуры достигается в значительной мере за счет температуры деформации. В сочетании с большими нормальными контактными нагрузками высокие температуры на задней и передней поверхностях способствуют опусканию режущей кромки из-за износа и пластических деформаций.

При износе передней поверхности критерием затупления может служить допустимое изменение переднего угла $\Delta\gamma^*$, которое может быть связано с нормальным износом h_n . Увеличение переднего угла приводит к уменьшению угла заострения режущего клина и ограничивается хрупкой прочностью инструмента, а уменьшение переднего угла приводит к росту температуры и сил резания и также должно быть ограничено.

Связи интенсивностей изнашивания с температурами целесообразно устанавливать, предварительно оптимизировав форму инструмента, т. е. добившись равномерности изнашивания инструмента вдоль режущих кромок.

В тех случаях, когда износ вершины больше, чем на основном участке режущей кромки, необходимо использовать два критерия затупления: больший для задней поверхности в окрестности вершины и меньший для задней поверхности вдоль главной режущей кромки.

Как показали опыты (рис. 2.34), коэффициент неравномерности

износа инструмента $K_H = h_B/h_T$ зависит от отношения подачи к радиусу закругления вершины режущего лезвия или от угла в плане переходной кромки, измеренного на расстоянии подачи от вершины.

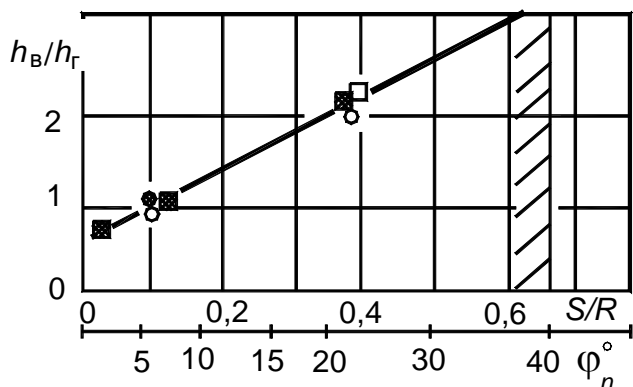


Рис. 2.34. Влияние отношения S/R и угла переходной режущей кромки на неравномерность износа при точении резцами ВОК60 стали 25ХГТ, HRC35 и резцами Т15К6 стали 45, $R=0,25$; 1,0 и 4,0 мм, $S=0,1-0,4$ мм/об

При соотношениях $0,1 < S/R < 0,67$ необходимо уменьшать величину h_T , учитывая коэффициент неравномерности износа

$$K_H = 4S/R + 0,6. \quad (2.85)$$

Процесс изнашивания инструмента может быть охарактеризован изменением характеристик износа инструмента (h_3 , h_n) в зависимости от пути L резания. В простейшем частном случае зависимости $h(L)$ могут быть линейными, однако в общем случае параметры износа нелинейно изменяются с ростом пути резания (рис. 2.35).

Производные от параметров износа по пути резания в каждый конкретный момент времени резания (или при конкретном значении пройденного пути резания) называют *интенсивностями изнашивания* поверхностей инструмента:

$$\delta_{L3} = \frac{dh_3}{dL}, \quad \delta_{Ln} = \frac{dh_n}{dL}. \quad (2.86)$$

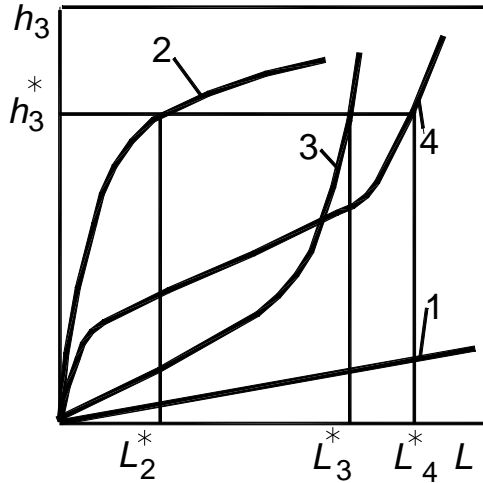


Рис. 2.35. Различные зависимости характеристик износа инструмента от пути резания:

1 – линейная, 2 – выпуклая, 3 – вогнутая, 4 – типичная кривая с выпуклым, линейным и вогнутым участками

Имея зависимости параметров износа от пути резания (кривые износа) $h(L)$, можно определить интенсивности изнашивания $\delta_{L_3}(L)$ и $\delta_{L_n}(L)$ графическим дифференцированием. Для экспериментального определения интенсивностей изнашивания в окрестности фиксированного значения параметра износа не требуется иметь всю кривую износа $h(L)$ (рис. 2.36).

Характеристики износостойкости инструмента определяются при достижении одним или несколькими параметрами износа предельных значений – критериев затупления по задней h_3^* либо передней h_n^* поверхностям. В качестве критериев затупления могут использоваться и другие прямые или косвенные характеристики износа, например: изменение переднего угла $\Delta\gamma^*$, достижение некоторого предельного уровня шероховатости обработанной поверхности, интенсивности изнашивания инструмента и т. д.

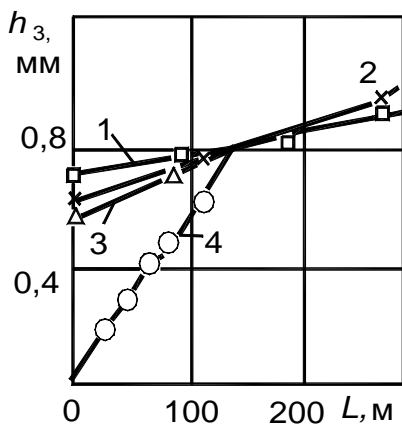


Рис. 2.36. Зависимости ширины фаски износа от пути резания при точении сплава ЭП742 ВД, ВК8, $\gamma=10^\circ$, $\varphi=45^\circ$, $R=1$ мм, $S=0,14$ мм/об, $t=1,5$ мм: 1 – $v=0,05$ м/с, 2 – $v=0,1$ м/с, 3 – $v=0,17$ м/с, 4 – $v=0,37$ м/с

Одной из характеристик износостойкости является *путь резания* L^* (см. рис. 2.35). Большему пути резания, пройденному до достижения критерия затупления, соответствует более высокая износостойкость инструмента.

С практической точки зрения во многих случаях удобнее использовать не путь резания L^* , а связанное с ним время работы инструмента до достижения одного из критериев затупления. Это время называют *стойкостью* T (или периодом стойкости) инструмента. При резании с постоянной скоростью v стойкость $T = L^*/v$.

Кроме стойкости T , пути резания L^* , в качестве характеристики износостойкости применяют также площадь обработанной поверхности $F^* = L^*S = vST$ [1]. Эта характеристика используется для обоснования выбора подачи и скорости резания в тех случаях, когда обрабатывают большие поверхности деталей с высокими требованиями к качеству обработанной поверхности или когда до замены инструмента необходимо обработать заданное количество деталей (т.е. заданную площадь обработанной поверхности).

Путь резания L^* , стойкость T , площадь F^* обработанной до затупления поверхности и средние интенсивности изнашивания $\delta_{3,ср}$,

$\delta_{n, cp}$ являются интегральными характеристиками: они зависят от изменения скорости резания, интенсивностей изнашивания инструмента и критериев затупления. В связи с этим при задании характеристик износостойкости необходимо указывать критерии затупления, которым они соответствуют.

Опыты по изучению интегральных характеристик износостойкости инструментов весьма трудоемкие, длительные и дорогие. Исследование интенсивностей изнашивания может быть выполнено с меньшими затратами материалов и времени. Износостойкость инструмента является одним из наиболее важных его качеств. Чаще всего уровни стойкости T либо площади обработанной поверхности F^* задают в качестве требований к инструменту на основании технологических ограничений или экономической целесообразности. Эти требования к износостойкости инструмента учитываются при выборе марки инструментального материала, расчете допускаемых режимов резания и назначении рациональных геометрических параметров инструмента.

2.4.2. О природе явлений, приводящих к изнашиванию и деформации инструмента

В различных условиях резания изнашивание инструмента может иметь различные механизмы. К ним относятся: пластические деформации инструментального материала при высокой температуре, адгезионное взаимодействие между инструментальным и обрабатываемым материалами (адгезионное изнашивание), диффузионное растворение инструментального материала в обрабатываемом (диффузионное изнашивание), абразивное и окислительное изнашивания, образование усталостных трещин и разрушение.

Пластические деформации инструментального материала при высоких температурах приводят к изменению формы режущего лезвия и в конечном счете могут отразиться на работоспособности инструмента. Отличие от износа состоит в том, что при пластических деформациях инструмента не происходит удаления инструментального материала. Имеются также данные о том, что пластическое состояние инструментального материала способно резко интенсифицировать процессы изнашивания инструмента. При возникновении больших пластических деформаций говорят о потере формо-

устойчивости режущего лезвия. При расчете рациональных режимов резания целесообразно исключить область режимов, в которой инструмент теряет формоустойчивость.

Адгезионное взаимодействие между инструментальным и обрабатываемым материалами (схватывание) проявляется в возникновении межмолекулярных связей на поверхности соприкасающихся материалов. При этом необходимо, чтобы соприкасающиеся поверхности были чистыми (без окисных пленок и т. п.) и контакт осуществлялся при высоких нормальных давлениях и температурах.

Все эти условия выполняются при резании. Прочность новых межмолекулярных связей может быть выше прочности обрабатываемого материала. В этом случае на поверхности инструментального материала остается тонкая пленка из обрабатываемого материала и в дальнейшем происходит схватывание нижнего слоя движущейся стружки с образовавшейся пленкой обрабатываемого материала. При контакте одноименных материалов схватывание начинается при температурах, близких к температуре рекристаллизации $(0,3-0,4) T_{пл}$, а при контакте разноименных – при более высокой температуре $(0,35-0,5) T_{пл}$.

Движение стружки и детали относительно инструмента приводит к разрушению межмолекулярных связей и к образованию новых. Таким образом, зерна карбидов в твердых сплавах (или иные частицы инструментальных материалов) находятся под воздействием многократно повторяющихся нагрузок. В результате через некоторое время достигается предел усталостной прочности и происходит микроразрушение частицы инструментального материала. При относительно невысоких температурах оно заключается в отрыве более крупных частиц (конгломератов) карбидов WC , TiC и связки, с повышением температуры удаляются все более мелкие частицы.

Различные пары материалов имеют различную склонность к адгезии. С ростом температуры в области относительно низких температур уменьшается хрупкость твердых сплавов, увеличивается их сопротивление к циклическим контактными нагрузкам. При этом интенсивность адгезионного изнашивания может оставаться приблизительно одинаковой или даже уменьшаться. Однако при дальнейшем увеличении температуры уменьшается твердость инструментального материала, в результате чего интенсивность адгезионного изнашивания инструмента повышается.

Объяснения механизма изнашивания на основе явлений *диффузионного растворения* инструментального материала в обрабатываемом были даны Т.Н. Лоладзе [1], а также Е.М. Трентом [1]. В обычных условиях диффузия в металлах является весьма медленным процессом. Скорость диффузии зависит от температуры, взаимной растворимости металлов друг в друге. По данным Т.Н. Лоладзе, скорость диффузии удваивается при повышении температуры на каждые 20 °С. Поэтому предполагают, что диффузионный износ становится преобладающим при высоких контактных температурах.

Другим фактором, влияющим на скорость диффузии, является концентрация диффундирующего вещества в металле растворителе. При увеличении концентрации (для неподвижных соприкасающихся металлов – увеличении времени) скорость диффузии резко снижается. При резании с большими скоростями скорость диффузии может в течение длительного времени оставаться достаточно большой, несмотря на то, что концентрация инструментального материала в обрабатываемом при этом может быть ничтожно мала.

Различные компоненты твердого сплава диффундируют в обрабатываемый материал с различной скоростью. Наибольшую скорость диффузии имеет углерод, наименьшую – вольфрам, кобальт и титан.

Абразивный износ чаще наблюдается при работе инструментами из быстрорежущей стали, реже – при работе твердосплавными инструментами. Он обусловлен наличием в материале заготовки твердых частиц. Причиной абразивного износа могут быть заполненные песком литейные раковины.

Интенсивность абразивного изнашивания может возрасти при окислении инструментального материала. При температурах 700–800 °С и выше кислород воздуха вступает в химическую реакцию с кобальтом и карбидами. Твердость продуктов окисления в 40–60 раз ниже твердости твердых сплавов. Например, после нагрева твердосплавных пластин в кварцевой пробирке, помещенной в тигель с расплавленным свинцом, до температуры 900 °С при тарировании естественной термопары на поверхностях пластин образовывались непрочные окисные пленки толщиной несколько десятых долей миллиметра, которые легко удалялись простым перочинным ножом. Вероятно, по этой причине на краях контакта стружки с инструмен-

том обычно наблюдается повышенный износ, несмотря на уменьшение толщины срезаемого слоя.

Изменение условий резания может оказывать большое влияние на характеристики изнашивания инструмента. Число факторов, характеризующих условия резания, велико. К ним относятся: параметры режима резания (скорость, глубина резания, подача), геометрические параметры режущего инструмента, прочностные и теплофизические характеристики обрабатываемого материала, свойства инструментального материала, влияние смазочно-охлаждающих жидкостей и др. В разное время различными исследователями предпринимались попытки сократить число этих факторов, заменив их меньшим числом обобщенных факторов, или комплексов. В качестве такого обобщенного фактора часто использовалась температура резания, измерявшаяся методом естественной термомпары.

Однако интегральные характеристики износостойкости (путь резания до затупления, средняя интенсивность изнашивания) в общем случае не связаны со средней температурой (температурой резания). Одной из причин этого может являться изменение формы кривых износа $h(L)$ при изменении условий резания.

Более корректным является сопоставление дифференциальных характеристик (интенсивностей изнашивания рабочих поверхностей) с соответствующими температурами при фиксированных геометрии и параметрах износа инструмента. В связи с этим изменения формы кривых износа $h(L)$ и зависимостей интенсивностей изнашивания от параметров износа или пути резания необходимо увязывать с изменениями температуры.

При больших скоростях резания интенсивность изнашивания с увеличением скорости резания возрастает сильнее. Быстрое изнашивание инструмента ограничивает возможности увеличения скорости резания.

Некоторый достаточно высокий уровень интенсивности изнашивания задней поверхности инструмента условно может быть принят как верхний предельный. На рис. 2.37 в качестве верхнего предельного уровня для обработки никелевого сплава резцом ВК8 принята интенсивность изнашивания $\delta_{LI}^* \approx 8 \cdot 10^{-6}$, а для обработки сталей резцом Т5К10 – $\delta_{LI}^* \approx 0,3 \cdot 10^{-6}$.

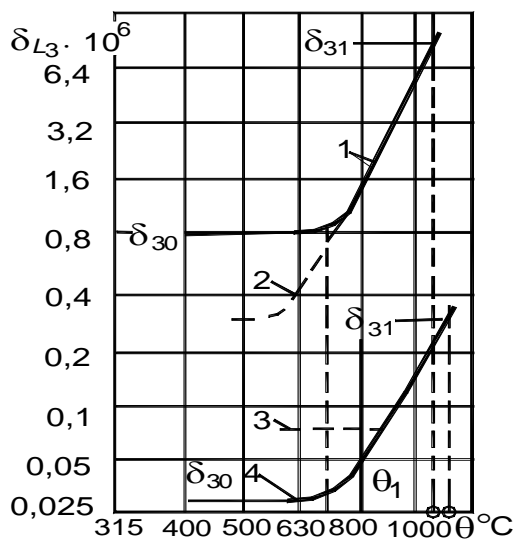


Рис. 2.37. Зависимости интенсивностей изнашивания задней поверхности от температуры этой поверхности при тчении никелевого сплава ЭИ698 ВД резцом ВК8 (кривая 1) и сталей резцом Т5К10 (кривая 2)

В диапазоне изменения температуры задней поверхности $\theta_3 > (700-800)^\circ\text{C}$ интенсивность изнашивания δ_{L3}^* возрастает с ростом температуры. Минимальные интенсивности изнашивания δ_{L0} и для обработки никелевого сплава резцами ВК8 и для обработки сталей резцами Т5К10 наблюдались при температуре $\theta_{30} \approx (700-800)^\circ\text{C}$, а интенсивности изнашивания δ_{L1} , принятые в качестве верхних уровней, соответствовали температуре $\theta_{31} \approx (1150-1200)^\circ\text{C}$. В области малых температур обычно наблюдается наибольший разброс экспериментальных результатов. Поэтому в этой области точность аппроксимации результатов эксперимента эмпирической функцией невысокая. Однако, если учесть, что эта область соответствует нерациональным режимам резания, высокая точность аппроксимации в данном случае и не требуется.

Зависимость $\Delta(\theta)$ можно аппроксимировать степенной функцией

$$\Delta = \theta_{\Delta}^m. \quad (2.87)$$

Функция (2.87) связывает экспериментально определяемую величину интенсивности изнашивания с расчетной температурой. Для определения интенсивности изнашивания по нормали к фаске износа инструмента необходимо значения δ_{30} и δ_{31} умножить на множитель:

$$K_n = \frac{h_n}{h_3} = \frac{\sin \alpha_n \cos \gamma_f}{\cos(\alpha_n + \gamma_f)}, \quad (2.88)$$

а при определении интенсивности изнашивания передней поверхности – в комплекс θ_{Δ} подставлять температуры передней поверхности:

$$\theta_{\Delta} = \frac{\theta_n - \theta_{n0}}{\theta_{n1} - \theta_{n0}}. \quad (2.89)$$

При обработке сплавов на никелевой основе увеличение температуры передней поверхности может вызвать пластические деформации режущего лезвия, рост интенсивности опускания режущей кромки $\delta_{Ln} = dh_n/dL$ и, соответственно, уменьшение переднего угла (рис. 2.38).

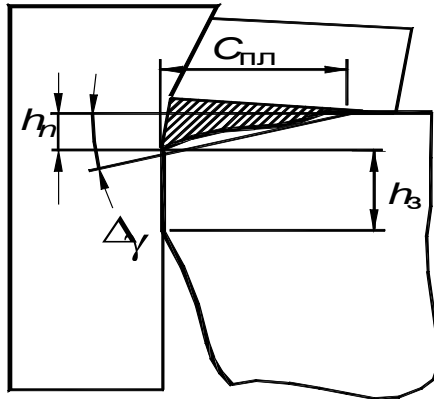


Рис. 2.38. Типичная схема износа передней и задней поверхностей режущего лезвия при точении никелевого сплава

2.4.3. Обрабатываемость материалов

Термин «обрабатываемость» используется в широком и узком смысле. В широком смысле обрабатываемость характеризует совокупность качеств материалов, определяющих производительность обработки резанием [1]. Полное исследование обрабатываемости материала включает определение оптимальных марок инструментального материала применительно к различным способам обработки резанием, оптимальных геометрических параметров режущих инструментов, составов СОЖ, установление зависимостей сил резания, стойкости инструмента, шероховатости обработанной поверхности от условий резания, установление оптимальной термической обработки материала или даже способов легирования материала с целью повышения показателей обрабатываемости. В более узком смысле под обрабатываемостью понимают соотношения между скоростями, соответствующими фиксированной стойкости инструмента, при обработке различных материалов. В этом смысле большое значение имеет установление зависимости допускаемой скорости резания от прочностных, теплофизических характеристик обрабатываемого материала.

Поскольку в общем случае заранее неизвестно, какой из критериев затупления будет достигнут первым, необходимо отдельно рассматривать зависимости характеристик износа от пути резания для задней и передней поверхностей инструмента. При постоянной в течение всего периода стойкости скорости резания путь резания может быть определен интегрированием соотношений:

$$L^* = \min \left\{ \begin{array}{l} L^* = vT = \int_{h_0}^{h_3^*} \frac{dh_3}{\delta_{L3}}, \\ L^* = vT = \int_0^{h_n^*} \frac{dh_n}{\delta_{Ln}}. \end{array} \right. \quad (2.90)$$

Эмпирическое определение стойкости инструмента по критерию затупления основано на осреднении интенсивности изнашивания инструмента за период стойкости.

Эмпирические зависимости стойкости T от скорости резания v впервые были использованы для назначения рациональной скорости резания Ф. Тейлором [1]. Опыты проводились при различных, но

постоянных в течение всего периода стойкости скоростях резания. Результаты эксперимента аппроксимировались степенной функцией, так называемым *уравнением Тейлора*:

$$Tv^m = C. \quad (2.91)$$

График функции (2.91) в координатах с логарифмическими шкалами представляет собой прямую линию $lgT + m lgv = lgC$.

Степенные функции (2.91) нашли широкое практическое применение благодаря простоте степенных функций, возможности графической обработки результатов эксперимента и минимизации при этом относительных ошибок аппроксимации во всем диапазоне изменения стойкости. На основе использования степенных функций разрабатывались нормативы режимов резания.

Считается, что степенные функции хорошо аппроксимируют результаты эксперимента при резании сталей в области высоких скоростей резания, т. е. таких скоростей, при которых температура резания приближалась к предельным значениям, характеризующим теплостойкость инструментального материала.

Уравнение (2.91) используется для определения скорости резания v_T по заданной стойкости инструмента

$$v_T = \frac{C}{T^{1/m}}. \quad (2.92)$$

Сопоставление скоростей v_T для различных материалов при прочих равных условиях резания используется для характеристики обрабатываемости материалов. В связи с этим скорости резания, допускаемые износостойкостью инструмента, относят к характеристикам обрабатываемости материалов.

Основанием для выбора стойкости могут быть требования к снижению затрат на обработку, повышению производительности, экономии инструмента и др.

Использование в качестве характеристики износостойкости только периода стойкости инструмента не позволяет исключить область больших значений интенсивностей изнашивания, так как методика экспериментального определения стойкости фактически осредняет интенсивности изнашивания в интервале $(0, h_3^*)$.

Во избежание катастрофического износа и поломок инструмента

в связи с пластическими деформациями режущего лезвия необходимо использовать в качестве критериев выбора допустимой скорости резания интенсивности изнашивания поверхностей инструмента.

Скорости резания, соответствующие конкретному уровню интенсивности изнашивания поверхностей инструмента, будем обозначать v_δ , в частности верхнему уровню интенсивности изнашивания соответствуют *наибольшие целесообразные скорости* v_1 , а нижнему (минимальному) уровню – *минимальные целесообразные скорости* v_0 (рис. 2.39).

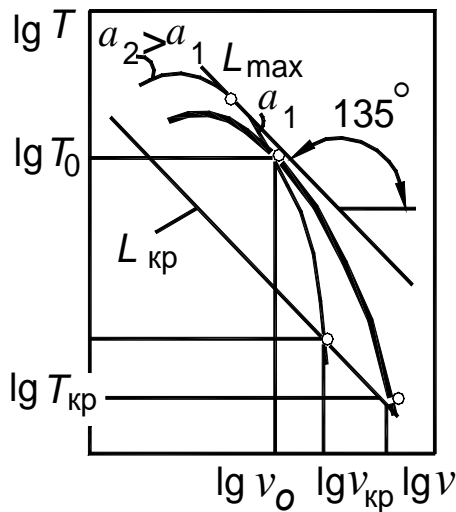


Рис. 2.39. Схема к определению минимальной целесообразной скорости резания по графику $T(v)$ в координатах с логарифмическими шкалами

Работа со скоростями резания, меньшими, чем v_0 , нецелесообразна, так как при этом не только уменьшается производительность обработки, но и возрастает расход режущего инструмента.

Одним из недостатков уравнения Тейлора является несоответствие расчетных значений стойкости, экстраполированных на малые скорости резания, фактическим. При уменьшении скорости резания графики зависимостей стойкости от скорости в координатах с логарифмическими шкалами

рифмическими шкалами не являются прямыми линиями. С практической точки зрения представляет интерес уменьшение скорости резания лишь до *минимальной целесообразной скорости* v_0 , при которой достигаются минимальная средняя интенсивность изнашивания и, соответственно, максимальный путь резания L^*_{\max} :

$$L^* = vT = \max \text{ при } T=T(v). \quad (2.93)$$

В координатах с логарифмическими шкалами соответствующие максимальному пути резания минимальная целесообразная скорость резания v_0 и стойкость T_0 определяются точкой касания прямой линии с углом наклона 135° к графику $T=T(v)$ (рис. 2.37).

Эти скорости называются *оптимальными* (по критерию износоустойчивости инструмента).

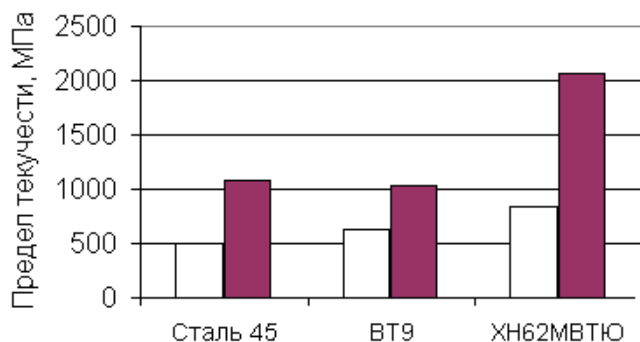
Во многих случаях для расчета скорости резания целесообразно задавать не стойкость T , а площадь поверхности $F^* = L^*S$ (или соответствующее количество и размеры деталей).

Использование площади поверхности в качестве критерия износоустойчивости целесообразно с практической точки зрения и, кроме того, позволяет более полно оценить влияние подачи на допускаемую скорость резания.

Кроме перечисленных выше понятий скорости резания, используется понятие *скорости v_0 , соответствующей постоянной температуре*.

При этом наибольшие проблемы возникают при обработке никелевых сплавов. Выполненные исследования показали, что проблемы обрабатываемости связаны не только с более высокими прочностными характеристиками никелевых сплавов в условиях статического нагружения при растяжении [1], но и с их наибольшим упрочнением при резании (рис. 2.40, а).

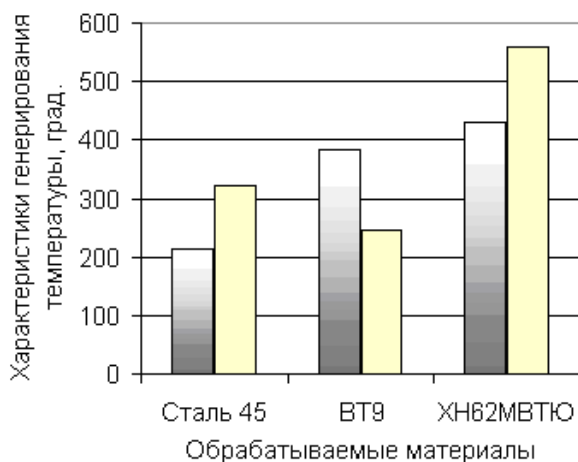
Способность материалов генерировать высокие температуры в условиях, близких к адиабатическим, зависит от отношения предела текучести на сдвиг при резании к удельной объемной теплоемкости материала (рис. 2.40, б). В качестве одной из характеристик способности материала генерировать температуры в адиабатических условиях деформации может использоваться и температура деформации. Из-за элементного характера стружкообразования температура деформации титанового сплава – наименьшая.



□ Предел текучести на сдвиг при растяжении: $S_b/1,73$

■ Максимальный предел текучести при резании (на передней поверхности)

а)



■ Отношение q_0/C_v , град ■ Температура деформации, град

б)

Рис. 2.40. Сопоставление пределов текучести на сдвиг (а) при растяжении и резании и характеристик генерирования температуры в адиабатических условиях деформации различных обрабатываемых материалов

Скорости резания v_T , v_F , $v_{\delta, cp}$ соответствуют интегральным характеристикам износостойкости (стойкости, площади обработанной поверхности и средней интенсивности изнашивания инструмента), а скорости v_{δ} , v_I и v_O , соответствуют фиксированным интенсивностям изнашивания рабочих поверхностей инструмента, скорость $v_{кр}$ соответствует потере формоустойчивости режущего лезвия.

Обрабатываемые материалы обычно делят на группы обрабатываемости. В пределах каждой группы материалы имеют близкие химический состав, структуру, теплофизические характеристики. Влияние этих факторов на допускаемые скорости резания учитывается эмпирическими константами, постоянными или малоизменяющимися в пределах одной группы обрабатываемости.

2.4.4. Выбор материала и геометрических параметров инструмента, назначение рациональных режимов черновой и чистовой обработки резанием

Обработку резанием условно разделяют на черновую и чистовую.

Черновая обработка производится с целью удаления излишнего припуска или дефектного поверхностного слоя материала, образующегося при получении заготовки методами литья, давления, сварки или после термообработки.

К чистовой обработке обычно относят лезвийную обработку, определяющую окончательные геометрические размеры, форму и качество обработанной поверхности (поверхностного слоя). При этом достижение желаемого результата зависит от припуска на обработку и его колебаний, жесткости и точности станка, технологических приспособлений, марки и геометрических параметров режущего инструмента, режима резания, а также применения смазочно-охлаждающих жидкостей (технологических сред).

Выбор инструментального материала. Учитывая, что при черновой обработке имеют место значительные колебания припуска и сил резания, а при наличии литейной корки – и твердые включения в виде песка, в качестве инструментального материала для черновых (обдирочных) инструментов применяют наиболее прочные, но несколько менее износостойкие твердые сплавы. При черновой обработке сталей на ферритной основе чаще всего используют титано-

вольфрамокобальтовый твердый сплав Т5К10 (Р30– Р40). Альтернативой сплаву Т5К10 могут быть более износостойкие, но менее прочные сплавы ТТ20К9 (Р25), Т14К8 (Р20) и при спокойных условиях работы – Т15К6 (Р10). Для тяжелых условий работы с ударами вместо сплава Т5К10 может быть применен менее износостойкий, но более прочный сплав ТТ7К12 (Р50). При точении никелевых, титановых сплавов, аустенитных сталей применяют вольфрамокобальтовый сплав ВК8 или ВК8М (К30).

Для чистовой обработки применяют более износостойкие, но менее прочные инструментальные материалы.

Для точения сталей на ферритной основе, не прошедших термообработку, применяются твердые сплавы Р01–Р10 (Т30К4, Т15К6). Сплав Р10 применяют для полустовых режимов и несколько более толстых срезов. Для чистовой обработки закаленных сталей применяют сплав Т15К6, оксидную минералокерамику (ВОК60 и др.), сверхтвердые материалы на основе кубического нитрида бора. При обработке жаропрочных сплавов на никелевой основе лучшие результаты показали мелкозернистые сплавы (ВК10–ОМ, ВК10–ХОМ).

Все более широко применяются также инструменты с износостойкими покрытиями [1]. Для более износостойких и хрупких инструментальных материалов, а также для режущих пластин с износостойкими покрытиями характерно применение более высокой скорости резания и меньших толщин срезаемого слоя.

Определение глубины резания. При черновой обработке минимальная глубина резания определяется глубиной дефектного слоя и погрешностями, характерными для метода получения заготовки. Для штамповки сюда следует отнести смещение поверхностей штампа и радиальное биение цилиндрических поверхностей для поковок указанных размеров нормальной точности. Кроме того, минимальный односторонний припуск поковок или отливок включает шероховатость обработанной поверхности, глубину дефектного слоя, а также погрешности установки и закрепления.

Максимальная глубина резания зависит от рекомендуемого или назначенного допуска на обрабатываемую поверхность наличия напусков, штамповочных или литейных уклонов, а также от принятой последовательности обработки, выбранных баз, способов настройки на размер.

При чистовой обработке глубина дефектного слоя, высота микронеровностей (шероховатостей поверхности), погрешности установки, колебания обрабатываемой поверхности также имеют место, однако они, как правило, значительно меньше по величине. Поэтому глубина резания при чистовой обработке назначается минимально возможной, но не менее суммы перечисленных погрешностей.

Определение подачи, угла в плане и допуска на обработанную поверхность.

На выбор подачи оказывают влияние требования к шероховатости и точности обработанной поверхности, к износостойкости режущего инструмента и др.

Шероховатость поверхности при черновой токарной обработке зависит в основном от геометрических факторов и определяется формулой Чебышева [1]:

$$R_z \approx \frac{s^2}{8r}. \quad (2.94)$$

В частности, при $s=0,6$ мм и $r=1,2$ мм $R_z = 30$ мкм .

Кроме того, для обеспечения равномерности износа при вершине должно выполняться соотношение [1]:

$$\frac{s}{r} \approx 0,1. \quad (2.95)$$

Коэффициент неравномерности износа вершины может быть оценен по формуле [1]:

$$K_n = 4 \frac{s}{r} + 0,6.$$

Выбор рациональных форм и геометрических параметров режущих лезвий инструмента. Для устранения неравномерности износа могут быть введены зачищающая и переходная режущие кромки. Такая форма вершины в плане особенно рациональна при больших подачах.

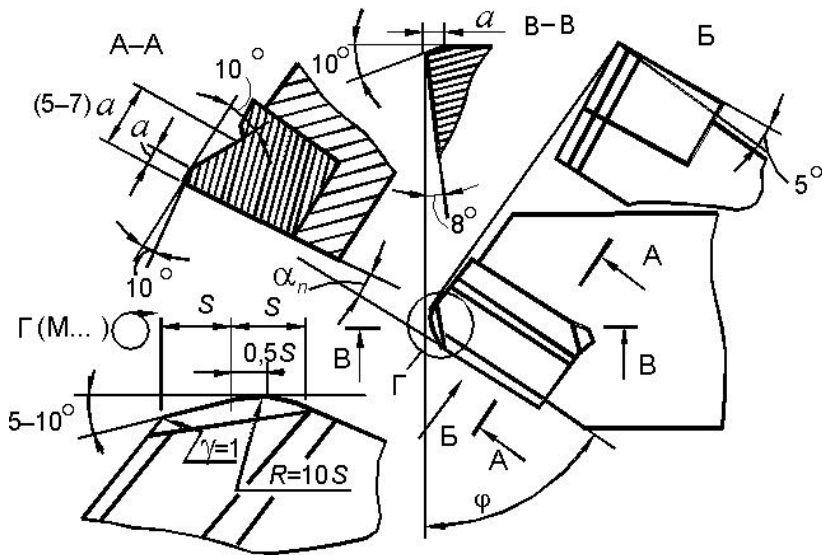


Рис. 2.41. Форма режущего лезвия резца для черновой обработки сталей

Длина зачищающей кромки должна быть не менее подачи: $l_s \approx (1,1-1,2) s$. Зачищающая кромка обеспечивает требуемую шероховатость обработанной поверхности и может быть либо криволинейной (радиусом $R \geq 10 \cdot S$), либо прямолинейной. Для предохранения зачищающей кромки от интенсивного изнашивания перед зачищающей кромкой целесообразно затачивать переходную кромку. Длина ее l_n должна быть приблизительно равна длине зачищающей кромки, а угол в плане φ_n должен находиться в пределах $5-10^\circ$.

Угол наклона режущей кромки. При крупных сечениях срезаемого слоя твердосплавную пластину располагают под углом наклона главной режущей кромки ($\lambda \approx 5^\circ$). Положительные углы наклона режущей кромки способствуют возникновению в режущей пластине благоприятных сжимающих напряжений, что необходимо для увеличения хрупкой прочности режущей пластины. При этом образующая стружка упирается в обработанную поверхность детали, что способствует стружколоманью. Однако на обработанной по-

верхности остаются характерные следы, существенно увеличивающие ее шероховатость. Однако при черновой обработке (при обдирке) это может быть вполне приемлемым. Кроме того, при положительном угле λ возникает задний угол на вспомогательной и зачищающей режущих кромках.

Задние углы. При черновой обработке задние углы инструмента задают в пределах $6-8^\circ$. При толстых срезах, увеличенных передних углах инструмента и уменьшенных скоростях резания положительное влияние на прочность режущего лезвия и износостойкость инструмента оказывают округление режущих кромок или заточка небольшой фаски с нулевым задним углом (до $0,2-0,3$ мм). Наличие фаски предварительного притупления позволяет предотвратить пластические деформации режущего лезвия.

При применении увеличенных подач более совершенной следует считать форму режущего лезвия с ограниченной криволинейной переходно-зачищающей кромкой. Во избежание возникновения вибраций длину переходно-зачищающей кромки целесообразно ограничивать. Рациональное расстояние от главной режущей кромки до вершины приблизительно равно $1,5s$. В этом случае участок длиной s выполняет роль переходной кромки с достаточно малым углом в плане (рис. 2.42).

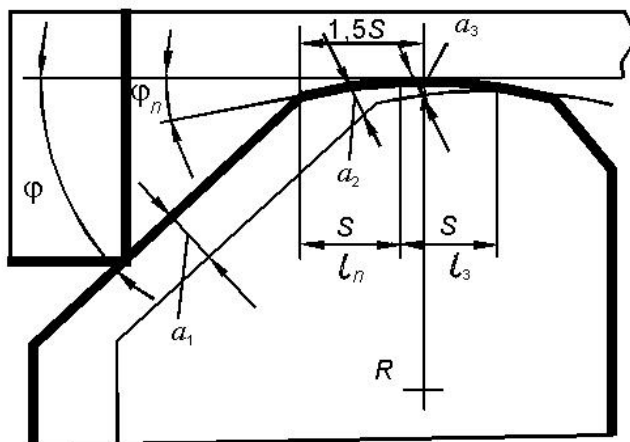


Рис. 2.42. Схема изменения толщины срезаемого слоя на участках главной, переходной и зачищающей кромок

Она характеризуется сочетанием больших радиусов на переходо-зачищающей кромке и рациональных углов в плане на участке главной режущей кромки.

Увеличение радиуса R благоприятно влияет не только на шероховатость обработанной поверхности, но и на интенсивность изнашивания инструмента в окрестности вершины резца.

Уменьшению интенсивности изнашивания на участке зачищающей кромки способствует также создание рациональных углов наклона главной и зачищающей кромок.

Зачищающая кромка должна быть расположена в основной плоскости, т. е. под углом $\lambda=0^\circ$. Это необходимо для обеспечения наименьшей шероховатости обработанной поверхности.

Переходную и главную режущие кромки целесообразно наклонить под углом $\lambda=15^\circ$ (рис. 2.43).

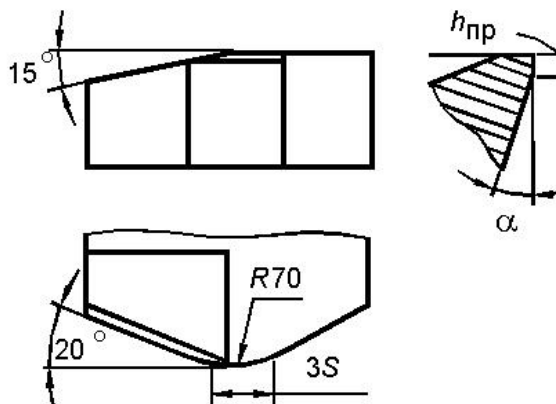


Рис. 2.43. Форма режущего лезвия с криволинейной переходо-зачищающей кромкой, различными углами наклона зачищающей и главной кромок и предварительным притуплением задней поверхности

Другим назначением указанных различных углов наклона главной и зачищающей кромок является отвод стружки от обработанной поверхности и ее завивание.

Увеличение подачи при обработке конкретной поверхности с заданной площадью уменьшает путь резания и, соответственно, не

требует малых интенсивностей изнашивания. Поэтому во многих случаях чистовая обработка с увеличенными подачами является не только более эффективным, но и единственно возможным способом удовлетворения требований к точности и качеству обработанной поверхности.

Влияние нароста и застойной зоны на качество обработанной поверхности. При обработке сталей выбор рациональной температуры может быть связан не только с изнашиванием инструмента, но и с требованиями к шероховатости обработанной поверхности. Среди факторов, влияющих на шероховатость обработанной поверхности, важное место занимают нарост или застойная зона на передней поверхности инструмента.

Высота застойной зоны уменьшается с уменьшением толщины срезаемого слоя и увеличением температур θ_n передней поверхности и $\theta_3(0)$ задней поверхности вблизи режущей кромки. При этом уменьшается и шероховатость обработанной поверхности.

В ряде случаев (например, при точении сталей невысокой твердости) увеличение температуры передней поверхности и уменьшение шероховатости обработанной поверхности могут быть достигнуты путем уменьшения переднего угла.

Таким образом, если повышение износостойкости инструмента требует уменьшения температуры и скорости резания, то уменьшение влияния застойной зоны на расчетную шероховатость требует увеличения температуры. Таким образом, оптимальными для чистового точения следует считать минимальные скорости резания и температуры, обеспечивающие требуемую шероховатость обработанной поверхности.

Для уменьшения влияния застойной зоны на шероховатость обработанной поверхности при чистовой обработке не следует применять упрочняющих фасок на передней поверхности, увеличивающих высоту застойной зоны, но можно применять стабилизирующие фаски или полную переднюю поверхность.

Назначение рациональной скорости резания. На практике обычно пользуются рекомендациями, полученными эмпирически. Они могут быть представлены в виде таблиц. Проиллюстрируем сказанное практическими рекомендациями «Сандвик Коромант» (табл. 2.1 и 2.2).

Таблица 2.1

Номинальные значения скоростей резания v_{15} для точения сталей резцами с твердосплавными пластинами S6 (P40, T5K10)

Сталь	Твердость НВ, <i>Mpa</i>	Подача <i>S</i> , мм/об		
		0,3	0,6	1,2
Легированная	1800	100	70	50
Закаленная с отпуском	2750	70	50	35

Таблица 2.2

Значения поправочного коэффициента K_T на скорость резания в зависимости от стойкости инструмента

Период стойкости T , мин	10	15	20	25	30	45	60
Коэффициент K_T	1,1	1,0	0,95	0,90	0,87	0,80	0,75

Табличное значение скорости резания, рекомендуемое «Сандвик», равно 70 м/мин. Однако необходимо учесть поправки на изменение твердости и периода стойкости:

$$K_{HB} = \left(\frac{1800}{2290} \right)^{1,5} = 0,7. \quad (2.96)$$

Если принять в качестве рациональной стойкости не 15 мин, как рекомендует Сандвик, а 60 мин, то поправочный коэффициент $K_T=0,75$.

Таким образом, рекомендуемое рациональное значение скорости резания

$$v_{60} \approx v_{маб} * K_{HB} * K_T = 37 \text{ м/мин}. \quad (2.97)$$

Другой метод назначения рациональной скорости резания связан

с анализом температур и интенсивностей изнашивания инструмента.

Воспользовавшись программой для расчета температуры, построим графики зависимости температуры от скорости резания, соответствующие рациональному диапазону изменения температуры передней поверхности 800–900 °С (рис. 2.44).

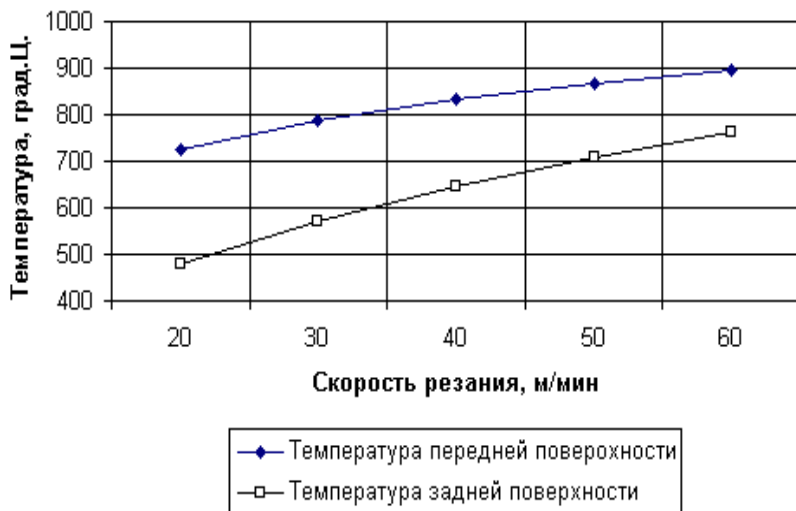


Рис. 2.44. Влияние скорости резания на температуры передней, задней поверхностей и на среднюю температуру (температуру резания) при точении стали 45 ($HV=2290 MPa$) твердосплавным резцом P30 (T5K10), $\varphi=60^\circ$, $r=1,2$ мм, $\gamma=10^\circ$, $\zeta=2$, при подаче $s=0,6$ мм/об, глубине резания $t=5$ мм, $h_3=1$ мм

Рациональная скорость резания, рекомендованная «Сандвик», соответствует температуре передней поверхности – около 800–820 °С. Таким образом, эту температуру можно считать рациональной для черновой обработки стальных деталей и по ней назначать скорости резания.

Таблица 2.3

Пример назначения режима резания и параметров режущего инструмента при черновой обработке

Обозначение перехода	Режим резания				Параметры инструмента						
	t , мм	S , мм/об	n , об/мин	v , м/мин	φ°	r , мм	γ°	α°	λ°	h_z^* , мм	f , мм
Операция 10 10.3	4,9	0,6	40	34	Резец проходной левый Р30 (Т5К10)						
					70	1,2	10	8	5	1	0,5
Операция 20 20.4	5,5	0,6	40	40	45	3	10	8	5	1,5	0,5

При чистовой обработке скорость резания также можно назначать, ориентируясь по температуре (рис. 2.45).

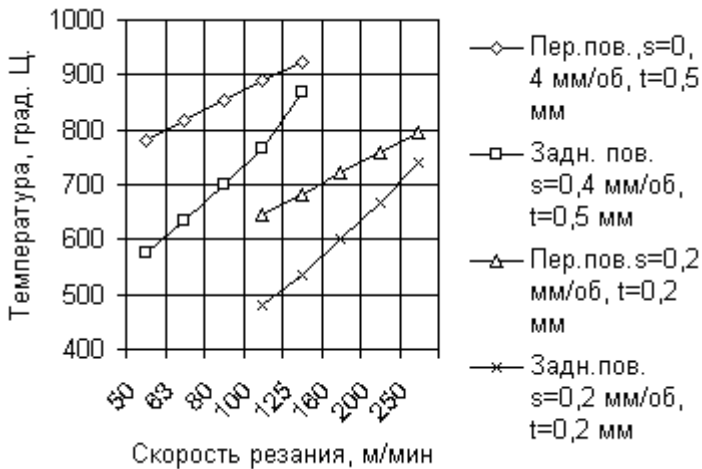


Рис. 2.45. Влияние скорости резания на температуру при точении стали НВ=2290 МПа

Меньшим температурам соответствует более высокая стойкость инструмента, но и большая шероховатость обработанной поверхности в связи с влиянием застойных зон и наростов. При увеличении температуры шероховатость поверхности уменьшается, но наряду с этим уменьшается и стойкость инструмента.

Таблица. 2.4

Пример назначения режимов резания и параметров режущего инструмента при чистовой токарной обработке

Обозначение перехода	Режим резания				Параметры инструмента						
	t , мм	S , мм/об	n , об/мин	v , м/мин	φ°	r , мм	γ°	α°	λ°	h_z^* , мм	f , мм
Операция 30 30.6.2.	0,55	0,4	80	63	Резец проходной левый Р30 (Т5К10)						
					45	1,2	10	8	0	0,6	0,25
Операция 40 40.1.1.	0,2	0,2	315	250	45	12	0	8	-15	0,4	0

Технологические и физические ограничения, учитываемые при оптимизации технологической операции.

В качестве целевой функции принято использовать технологическую себестоимость обработки [1]. Однако на практике иногда применяют более простые критерии. К ним относятся производительность обработки

$$P = vst = \max (\text{или } P = vs = \max), \quad (2.98)$$

а также площадь обработанной поверхности (или путь резания)

$$F = vsT (\text{или } L = vT), \quad (2.99)$$

качественно характеризующие расход режущего инструмента.

С математической точки зрения обеспечение максимальной производительности или минимальной себестоимости черновой лезвийной обработки представляет собой задачу поиска условного экстремума: найти максимум (минимум) некоторой целевой функции при условиях (ограничениях), имеющих вид неравенств (или равенств), связывающих независимые переменные (факторы).

При этом скорость резания v и подача s и стойкость инструмента T связаны с другими переменными и постоянными величинами, характеризующими условия резания.

Условия резания описываются двумя группами характеристик.

К первой группе относятся постоянные (или условно-постоянные) характеристики, которые называют параметрами. К параметрам относят прочностные и теплофизические характеристики обрабатываемого ма-

териала, наличие и свойства литейной корки, жесткость технологической системы, прочность ее элементов, размеры обрабатываемых поверхностей заготовок и деталей, требования к шероховатости и качеству обработанных поверхностей, характеристики металлорежущего оборудования, размеры режущих пластин, характеристики износостойкости инструмента.

Ко второй группе относятся регулируемые и изменяемые характеристики условий резания, которые будем называть факторами. К факторам следует отнести геометрические параметры режущего лезвия (передний угол γ , углы в плане φ , φ_n , φ_l главной, переходной и зачищающей кромок и радиус закругления вершины R , размеры упрочняющей и стабилизирующей фасок f_1 , f_2 на передней поверхности, задние углы α и α_l , углы наклона λ , λ_l главной и зачищающей режущих кромок, а также марки инструментального материала, износостойких покрытий и смазочно-охлаждающих жидкостей. К числу факторов могут относиться также глубина резания t , подача s и скорость резания v .

Эти факторы связаны между собой и с параметрами условий резания. Формулирование и математическая запись этих связей (ограничений) представляет собой главную проблему, определяющую успех оптимизации режимов резания и геометрических параметров режущих инструментов.

Некоторые из этих ограничений (или условий) отражают технологические требования. Например, обеспечить шероховатость и точность обработанной поверхности не выше заданных, выдержать условие, чтобы мощность резания не превышала допустимого значения, чтобы силы резания не были выше допустимых прочностью инструмента и механизмов станка, чтобы фактические характеристики износостойкости инструмента были не ниже, заданных и т. д.

Для записи этих ограничений, как правило, могут быть использованы физические характеристики процесса резания (силы и температуры резания, интенсивности изнашивания поверхностей инструмента), зависящие как от независимых переменных (факторов), так и от условий резания.

Эти зависимости могут быть представлены в виде упрощенных (иногда эмпирических) формул или более сложных алгоритмов вычисления характеристик процессов стружкообразования и изнашивания инструмента. Основная проблема заключается в том, чтобы

сформулированные и записанные ограничения оставались справедливыми при изменении условий резания. Эмпирические уравнения, как правило, не удовлетворяют этим требованиям.

Большое число параметров, характеризующих условия резания и подлежащих определению факторов, а также исключительно сложные связи между физическими характеристиками процесса резания и факторами затрудняют решение поставленной задачи.

Кроме того, одни факторы имеют количественные измерения и изменяются непрерывно в некоторой области, другие – характеризуются только качественно и изменяются дискретно. Из большого числа подлежащих определению факторов могут быть выделены выбор рационального инструментального материала, рациональной формы режущего лезвия и определение глубины резания t , подачи s , угла в плане φ и скорости резания v .

Принимая во внимание влияние этих факторов на температуру и силы резания, можно принять следующую последовательность их определения: в первую очередь выбираются инструментальный материал и форма режущего лезвия, затем определяется глубина резания, после нее – подача и угол в плане, в последнюю очередь – скорость резания. Все остальные факторы определяются либо в зависимости от основных, либо с помощью дополнительного анализа их влияния на целевую функцию (производительность или себестоимость обработки).

Учитывая большое число технологических и физических ограничений, сложность взаимосвязей между различными факторами и характеристиками процесса резания, оптимизация режима резания и геометрических параметров режущих инструментов практически сводится к выявлению области допускаемых ограничениями рациональных значений этих факторов.

Учет других ограничений по силам. На черновых переходах должна быть произведена проверка по допускаемой силе P_Z^* :

$$P_z < P_Z^* .$$

(2.100)

Допускаемая сила P_Z^* может быть определена, например, по крутящему моменту, допускаемому прочностью коробки скоростей станка.

Аналогично проверяется ограничение по силе P_x^* , допускаемой

прочностью механизма подачи.

$$P_x < P_x^* \quad (2.101)$$

Если условия (2.100–2.101) не выполняются, то возможно одно из двух решений. Первое заключается в уменьшении толщины срезаемого слоя и повторении расчета, второе – во введении дополнительного прохода, обеспечивающего требуемое колебание припуска при принятой подаче.

При необходимости выполняется проверка по мощности резания:

$$P_z^* \cdot v / 60 / 1000 < N, \quad (2.102)$$

2.5. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЗАГОТОВОК И ИХ ПРЕДВАРИТЕЛЬНАЯ ОБРАБОТКА РЕЗАНИЕМ

2.5.1. Маршрутный технологический процесс механической обработки заготовки

Технологическая операция является частью технологического процесса, выполняемой на одном рабочем месте (то есть на одном станке). Технологическая операция включает установки, переходы и проходы. *Установкой* называют каждое изменение положения детали на металлорежущем станке, *переходом* – получение каждой новой поверхности одним режущим инструментом, *проходом* – часть перехода, на которой снимается один слой материала заготовки.

Совокупность технологических операций над однородными или аналогичными изделиями (детальями) с указанием их последовательности выполнения представляет собой *технологический процесс*.

Маршрутная технология – оформление технологических операций, при котором в упрощенной технологической карте (маршрутной карте) указывается лишь последовательность обработки детали (маршрут). Маршрутная технология применяется в единичном и мелкосерийном производстве.

К важнейшим исходным данным, использующимся для разработки технологических процессов, относится *чертеж детали*. На

чертеже детали указываются марка и механические характеристики материала, допуски на линейные и диаметральные размеры и шероховатости поверхностей.

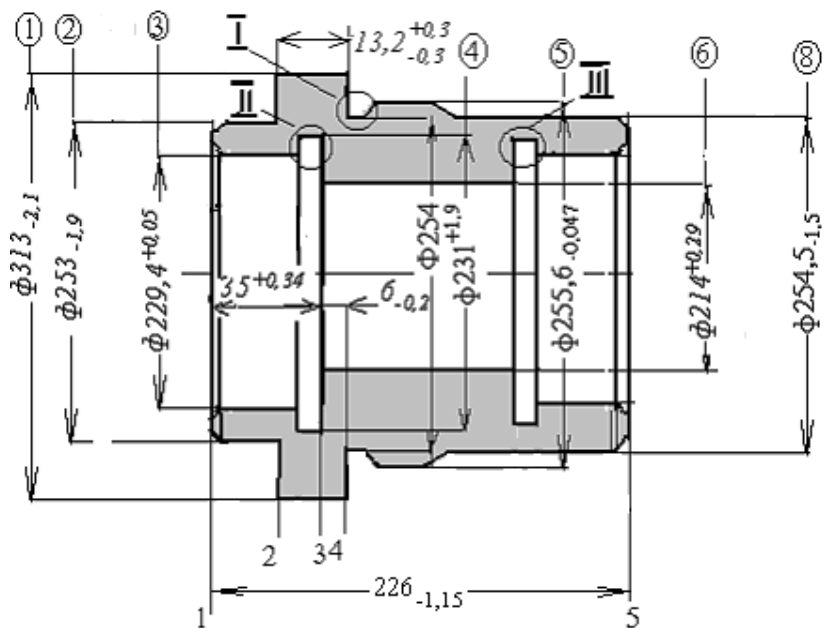


Рис. 2.46. Чертеж заготовки «Коронная шестерня»

Деталь получается в результате обработки заготовки в соответствии с принятой технологией. Размеры заготовки существенно отличаются от размеров детали.

Толщину слоя материала, удаляемую с заготовки в процессе ее обработки резанием (или иными методами, например методами физико-технической обработки), называют *припуском*.

Размер припуска аналитически определяется: высотой микронеровностей, полученных на предшествующих переходах, толщиной дефектного поверхностного слоя заготовки, погрешностями формы и положения ее взаимосвязанных поверхностей, погрешностями установки заготовки и инструмента, погрешностями станка, размерным износом инструмента, температурными изменениями размеров инструмента и заготовки при изменении температуры, выбором

конструкторских, технологических и установочных баз, простановкой размеров и другими факторами.

Припуски на обработку в ряде случаев увеличиваются за счет назначения *напусков*. Напуском называют некоторый объем металла на ковальной, штампованной заготовке или отливке, предусмотренный для облегчения (упрощения) изготовления заготовки. В некоторых случаях напуски могут остаться в детали на необрабатываемых поверхностях в виде штамповочных уклонов, радиусов закругления поверхностей и т. п.

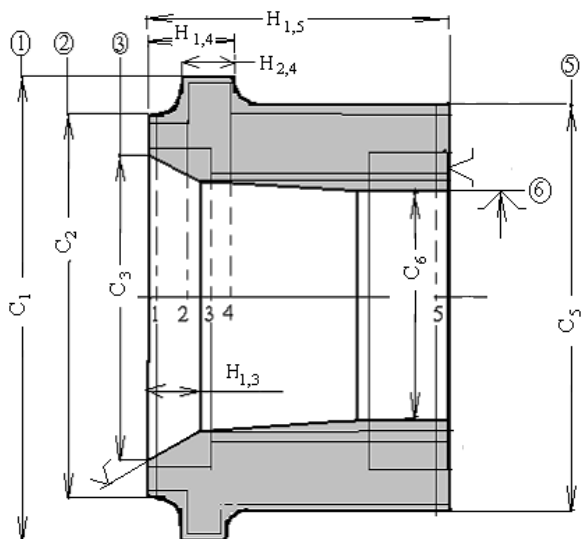


Рис. 2.47. Эскиз заготовки «Коронная шестерня»

Для удобства расчета размеров заготовки и межоперационных размеров детали все обрабатываемые цилиндрические, конические, торцовые и другие (если они имеются) поверхности нумеруются (рис. 2.46, 2.47).

Далее приводится один из возможных вариантов маршрутного технологического процесса токарной обработки заготовки «Коронная шестерня». Для большей наглядности описание маршрутного технологического процесса может сопровождаться операционными эскизами.

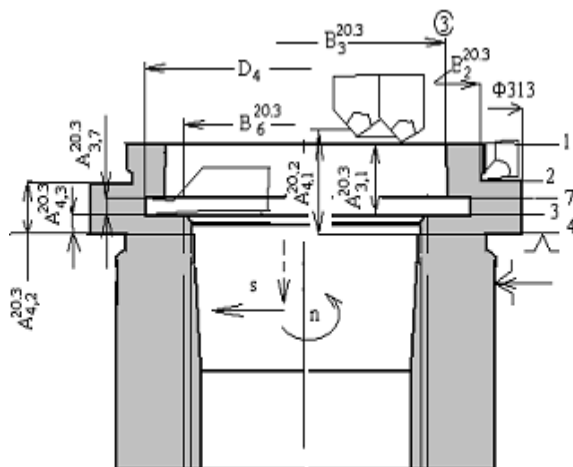
Таблица 2.5

Маршрутная технология токарной
обработки детали «Коронная шестерня»

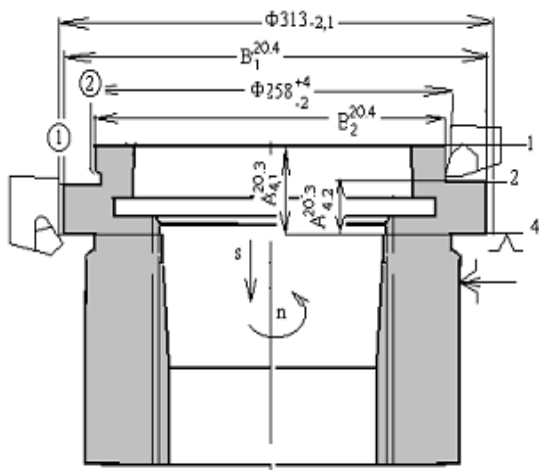
<p><i>N</i> операций, позиций, со- держание пере- ходов</p>	<p>Операционные эскизы</p>
<p>Операция 10. Токарная Подрезать торец 4, торец 8 и проточить пов. 5</p>	
<p>Операция 20. То- карная полуавто- матная Поз. 20.1 Устано- вить /снять заго- товку/деталь Поз. 20.2. Расточить пов. 6, пов. 3, проточить пов. 2</p>	

Продолжение табл. 2.5

Поз. 20.3
 Подрезать
 торец 1, торец 2,
 торец 3, торец 7



Поз. 20.4
 Проточить
 пов. 1, пов. 2.



<p>Поз. 20.5 Подрезать торец 1, торец 2, торец 3, торец 7</p>	
<p>Поз. 20.6 Расточить пов. 3, точить две фаски 2*45° (пов. 6 и 14)</p>	
<p>Операция 30. Токарная полуавтоматная. Поз. 30.1. Установить/снять заготовку/деталь Поз. 30.2. Расточить пов. 6, пов. 7 Поз. 30.3. Подрезать торец 10, торец 11, торец 5</p>	

Поз. 30.4. Расточить пов. 6, пов. 6, пов. 8
Поз. 30.5. Подрезать торец 10, торец 11, торец 5, фаски 3*45° (пов. 12, 13)
Поз. 30.6. Расточить пов. 7, проточить пов. 5
Операция 40. Поз. 1.Токарная чистовая. Проточить пов. 5, подрезать торец 4
Операция 40. Поз. 2. Расточить пов. 7, подрезать торец 5
Операция 50. Токарная чистовая Расточить пов. 3, подрезать торец 1

2.5.2. Определение допусков на диаметральные размеры обработанных цилиндрических поверхностей

Важным элементом проектирования технологии и определения размеров заготовки является определение допусков на размеры обработанных цилиндрических поверхностей.

Суммарное радиальное смещение Δ инструмента относительно детали можно представить в виде:

$$\Delta = \Delta_c(P_y^{\max}) - K_n \Delta_c(P_y^{\min}) + \Delta_u + \Delta_y, \quad (2.103)$$

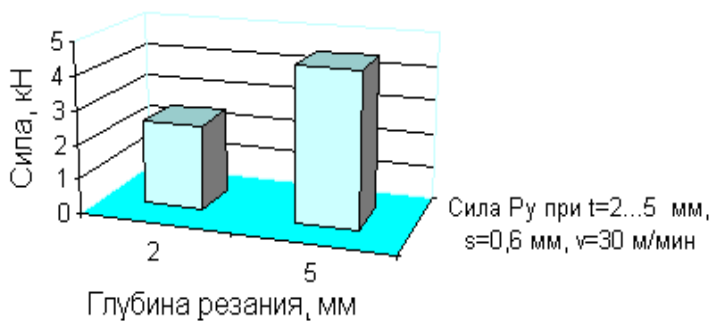
где $\Delta_c(P_y^{\max})$ – смещение под действием силы P_y , соответствующей максимальной глубине резания, K_n – доля смещения $\Delta_c(P_y^{\min})$, компенсируемая путем настройки инструмента на размер (например, $K_n=0,5$), Δ_u – смещение, соответствующее радиальному износу инструмента, Δ_y – смещение инструмента относительно детали, учитывающее погрешность установки инструмента на размер и погрешность установки самой детали. Сюда же может быть отнесено, как правило, незначительное смещение, связанное с точностью станка (биение шпинделя, погрешности направляющих и т. д.).

Смещения инструмента относительно детали под действием сил резания найдем, зная жесткость J технологической системы станок–приспособление–инструмент–деталь и значения силы $P_{y, \min}$, а также колебания этой силы ΔP_y .

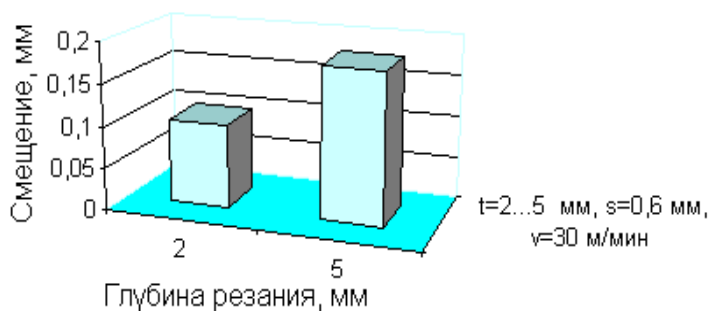
Для металлорежущих станков нормальной и повышенной точности регламентируемая отечественными стандартами жесткость находится обычно в пределах от 10 до 40 $кН/мм$. В каждом конкретном

случае жесткость может быть определена делением приращения ΔP_y расчетной силы P_y на фактическое измеренное отклонение радиального размера обработанной поверхности при обработке ступенчатой поверхности.

Пусть в рассматриваемом случае обработки заготовки «Коронная шестерня» на первом (черновом) проходе жесткость технологической системы станок–приспособление–инструмент–деталь равна: $J=25 \text{ кН/мм}$. Воспользовавшись программой, вычислим силу P_y и соответствующие заданной жесткости смещения.



а)



б)

Рис. 2.48. Минимальные и максимальные значения силы P_y (а) и смещения (б)

Расчет проекций силы резания может быть выполнен по формулам, учитывающим особенности несвободного резания с помощью

программы на ЭВМ или по упрощенной методике – на калькуляторе:

$$\begin{aligned} P_x &= K_v S_b S t \sin \psi + \sigma_b h_3 t, \\ P_y &= K_v S_b S t \cos \psi + \sigma_b h_3 t \left(\operatorname{ctg} \varphi + K_s \frac{S}{t} \right), \\ P_z &= K_\xi S_b S t + (\mu_1 \sigma_b h_3 + 0,7 S_b H_0) (t / \sin \varphi + K_s S), \end{aligned} \quad (2.104)$$

где $\operatorname{ctg} \psi = \operatorname{ctg} \varphi + \frac{S}{t}$.

Безразмерные удельные силы K_ξ и K_v могут быть вычислены непосредственно по формулам (2.56, 2.58) или полученным на основании эмпирического обобщения экспериментальных данных Н.Н. Зорева формулам

$$\left. \begin{aligned} K_\xi &= 2,5 \left(\frac{v}{v_0} \right)^{-0,2} K_{\xi\gamma}, \\ K_v &= 1,5 \left(\frac{v}{v_0} \right)^{-0,47} K_{v\gamma}. \end{aligned} \right\} \quad (2.105)$$

Влияние переднего угла γ может быть оценено непосредственно формулами (2.56, 2.58) или вытекающими из них для средних условий резания формулами

$$K_{\xi\gamma} = 0,327 + 0,308 \left(\frac{2,5}{\cos \gamma} - 2 \operatorname{tg} \gamma \right), \quad (2.106)$$

$$K_{v\gamma} = 0,67 \frac{2 - \sin \gamma}{\cos \gamma} - 0,64 \left(\frac{2,5}{\cos \gamma} - 2 \operatorname{tg} \gamma \right) \operatorname{tg} \gamma.$$

Часть смещения от постоянной минимальной силы может быть компенсирована, если погрешность настройки на размер меньше этого смещения. Принимая погрешность настройки равной половине смещения от минимальной силы P_y , получим суммарное смещение от силы P_y на черновом проходе:

$$\Delta_c (P_y^{\max}) - K_n \Delta_c (P_y^{\min}) = 0,18 - 0,5 \cdot 0,1 = 0,13 (\text{мм}). \quad (2.107)$$

При критерии износа у вершины резца $h_3^* = 1 \text{ мм}$ радиальный (нормальный) износ равен:

$$\Delta_u = \frac{h_3}{\text{ctg} \alpha - \text{tg} \gamma_f} = 0,14 \text{ мм}. \quad (2.108)$$

Итого допуск на смещение под действием силы P_y и вследствие износа равен $0,27 \text{ мм}$, а на диаметр – $0,54 \text{ мм}$, округленно – $0,5 \text{ мм}$.

Погрешность установки инструмента и детали на сторону прием равной $0,1 \text{ мм}$.

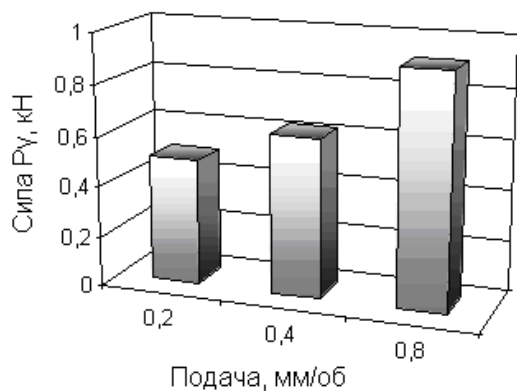
Итого допуск на сторону после переустановки детали на другой станок равен $0,37 \text{ мм}$, а на диаметр, соответственно, $0,74 \text{ мм}$. Принимая во внимание невысокую точность обработки на черновом проходе и приближенность выполняемых расчетом, округляем допуск на диаметр до $0,7 \text{ мм}$.

Таким образом, после черновой обработки стальных штамповок прочностью $S_b=700 \text{ МПа}$ с глубиной резания $t < 6 \text{ мм}$, подачей $s < 1 \text{ мм/об}$ и колебаниями припуска $\Delta\Pi < 2 \text{ мм}$ при критерии затупления в окрестности вершины режущего лезвия $h_3^* < 1 \text{ мм}$, жесткости технологической системы $10\text{--}40 \text{ кН/мм}$ и угле в плане $\varphi=45\text{--}60^\circ$ погрешности формы обработанной цилиндрической поверхности могут быть примерно равны $0,35\text{--}0,4 \text{ мм}$ (на сторону) или $0,7\text{--}0,8 \text{ мм}$ на диаметр.

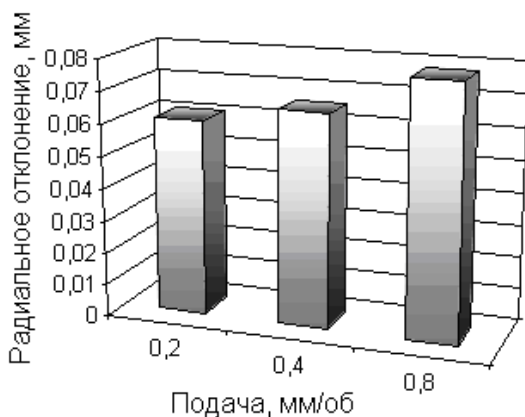
Припуск на получистовую и чистовую обработку и его колебания зависят от допуска на размеры обрабатываемой поверхности, достигнутого на предыдущих проходах, а также от глубины дефектного слоя и погрешностей базирования, установки и закрепления детали.

Минимальный припуск на получистовой проход должен быть несколько больше глубины дефектного слоя и других возможных погрешностей, связанных с переустановкой детали. Кроме того, необходимо иметь в виду, что точная обработка стальных деталей с весьма малыми припусками (менее $0,1 \text{ мм}$) возможна только на весьма жестких станках повышенной точности. Это связано с тем, что небольшой натяг, создаваемый силой P_y , благоприятно сказывается на ликвидации зазоров в упругой системе и повышает ее динамическую устойчивость. В связи с этим при обработке поверхности 5 на операции 30 прием минимальный припуск равным $0,2 \text{ мм}$. С учетом до-

пуска на диаметр 0,7 мм максимальный припуск равен 0,55 мм.



а)



б)

Рис. 2.49. Зависимости силы P_y и радиального биения обработанной поверхности от подачи при точении стальной заготовки «Коронная шестерня», $HV=2290 \text{ МПа}$, $\gamma=10^\circ$, $\alpha=8^\circ$, $h_z=0,6 \text{ мм}$, $\Delta h_z=0,3 \text{ мм}$

Для полуступовых проходов целесообразно применять резцы с положительными передними углами и стружкозавивающими лунками (канавками). Такую форму передней поверхности, как правило, имеют сменные многогранные твердосплавные режущие пластины, механически закрепляемые в державке резца.

Расчеты на ЭВМ показывают, что с увеличением подачи от 0,2 до 0,8 мм/об сила P_y увеличивается примерно вдвое: от 0,5 до 0,9 кН. Соответственно, смещение на сторону при жесткости $j=25$ кН/мм будет около 0,03 мм. При поднастройке резца через $\Delta h_z = 0,3$ мм (или при предварительном притуплении до $h_o = 0,3$ мм) отклонение на сторону вследствие размерного износа будет около 0,04 мм. Таким образом, суммарное отклонение диаметра обработанной поверхности при увеличении подачи от 0,2 до 0,8 мм будет находиться в пределах от 0,12 до 0,16 мм. В частности, при подаче $s=0,4$ мм/об погрешность обработки составит 0,14 мм на диаметр.

По аналогичной методике проверяется погрешность обработки на чистовом проходе. Сам металлорежущий станок (т. е. жесткость его узлов, геометрическая точность), режим резания на этом проходе и геометрические параметры чистового резца выбираются таким образом, чтобы обеспечить допуск 0,047 мм. Если это невозможно, то вводится дополнительный проход.

2.5.3. Определение диаметральных размеров заготовки

Для проектирования заготовки ограничимся рассмотрением размеров только тех цилиндрических поверхностей детали и заготовки, которые связаны между собой (табл. 2.6).

Размеры заготовки C_i связаны с размерами детали D_i и припусками Z_i (рис. 2.51), которые в свою очередь должны быть не менее суммы радиальных биений $\delta_r^{10}, \delta_r^{20}, \delta_r^{30}, \delta_r^{40}, \delta_r^{50}$, характеризующих погрешности оборудования, включая погрешности установки детали, погрешностей δ_i обработки поверхности, зависящие от износа режущего инструмента, его смещения относительно детали под действием сил резания, а также глубины дефектного слоя h_i :

$$C_i = D_i + Z_i, \quad Z_i = \sum_{j=10}^{50} \delta_r^j + \sum_{i=1}^6 \delta_i + \sum_{i=1}^6 h_i. \quad (2.109)$$

Таблица 2.6

Диаметральные размеры детали D_i и заготовки C_i

Обозначение размера	Минимальный размер, мм	Максимальный размер, мм	Допуск на диаметр, мм
D_1	310,9	313	2,1
D_2	251,1	253	1,9
D_3	229,4	229,45	0,05
D_5	255,553	255,6	0,047
D_6	214	214,29	0,29
C_1	C_1^{\min}	C_1^{\max}	6
C_2	C_2^{\min}	C_2^{\max}	6
C_3	C_3^{\min}	C_3^{\max}	6
C_5	C_5^{\min}	C_5^{\max}	6
C_6	C_6^{\min}	C_6^{\max}	6

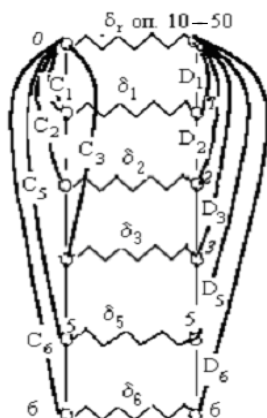


Рис. 2.50. Граф диаметральных размеров заготовки и детали «Коронная шестерня»

В соответствии с принятой маршрутной технологией первой из цилиндрических поверхностей обрабатывается поверхность 5 на операции 10. При этом известны:

$$D_5^{\min} = 255,553 \text{ мм}, D_5^{\max} = 255,6 \text{ мм}, \Delta_{D_5} = 0,047 \text{ мм}, \quad (2.110)$$

а также допуск на диаметр поверхности 5 заготовки:

$$\Delta_{C_5} = 6 \text{ мм} . \quad (2.111)$$

Расчет диаметральных размеров заготовки может быть выполнен в порядке, обратном по отношению к последовательности обработки поверхности 5. То есть первой рассмотрим операцию 40, на которой должны быть выполнены допуск на диаметр поверхности 5 детали $\Delta_{D_5} = 0,047 \text{ мм}$ и шероховатость обработанной поверхности $R_a=2,5 \text{ мкм}$ ($R_z=10 \text{ мкм}$).

Задачей этого этапа расчета является определение минимального и максимального припусков на обработку, величины погрешностей (и, соответственно, допуска на обработку на предшествующей операции 30) и диаметральных размеров поверхности 5, которые должны быть получены на операции 30.

Минимальный припуск должен быть больше суммы радиального биения, погрешности установки на операции 40 и глубины дефектного слоя. В рассматриваемом примере он принят:

$$Z_5^{\min} = 0,12 \text{ мм} . \quad (2.112)$$

Следующим фактором, выбираемом технологом, является допуск на диаметр поверхности 5 заготовки на операции 40. Он равен сумме погрешностей, полученных на предыдущей операции, т. е. на операции 30, и радиального биения с учетом погрешности установки на операции 40, т. е. $0,16 \text{ мм}$. Величина этого допуска определяет максимальный припуск на операции 40:

$$Z_{40,\max} = Z_{40,\min} + (\Delta_{30} + \delta_{40}) / 2 \quad (2.113)$$

и диаметральные размеры заготовки на этой операции:

$$C_{5,\min}^{40} = D_{5,\min}^{40} + 2Z_{5,\min}^{40} , \quad (2.114)$$

$$C_{5,\max}^{40} = C_{5,\min}^{40} + (\Delta_{30} + \delta_{40}) . \quad (2.115)$$

Таблица 2.7

К определению межоперационных технологических размеров поверхности 5

Обозначение перехода	Содержание переходов	Припуск $Z=t$		Допуск на диаметр	Диаметральный размер	
		min	max		min	max
Операция 10 10.3.	Токарная Проточить пов. 5 от торца пов. 8 до торца пов. 5	1,9	4,9	6 0,5	260 255,9	266 256,6
Операция 30 30.6.2.	Токарная полуавтоматная Проточить пов. 5 от торца 9 до торца 8	0,2	0,55	0,7 0,14	256,1 255,73	256,8 255,89
Операция 40 40.1.1.	Токарная чистовая Проточить пов. 5 от торца 9 до торца 8	0,1	0,18	0,16 0,047	255,75 255,553	255,91 255,6
				0,047	255,553	255,6

Чем больше допуск на операции 30, тем больше погрешности обработки на следующей операции – операции 40. Однако эти погрешности не должны превышать допуска на деталь:

$$\Delta < \Delta_{D_s} = 0,047 \text{ мм.} \quad (2.116)$$

Проверка выполнения этого условия производится либо на основании имеющихся справочных (эмпирических) данных, либо на основании расчетов.

Обычно технолог назначает допуски на каждую из операций, руководствуясь опытом, и проверяет принятое решение на практике (в производственных условиях).

Отношение допуска на предыдущей операции к допуску на следующей операции называют уточнением ε . На первом (черновом) проходе достигается наибольшее уточнение. С увеличением числа проходов уточнение уменьшается (рис. 2.51).

Эта зависимость также может быть использована технологом для распределения припуска на обработку между различными операциями (проходами). На уточнение оказывает влияние большое число факторов: скорость резания и подача, геометрические параметры и

материал режущего инструмента, критерий затупления, жесткость технологической системы и т. д. Поэтому зависимость, представленная на рис. 2.52, носит только качественный характер и в каждом конкретном случае нуждается в экспериментальном или теоретическом обосновании. Пример такого обоснования выбора рациональных (оптимальных) параметров режущего инструмента, режимов резания, допускаемого значения фаски износа (критерия затупления инструмента) приведен в табл. 2.14.

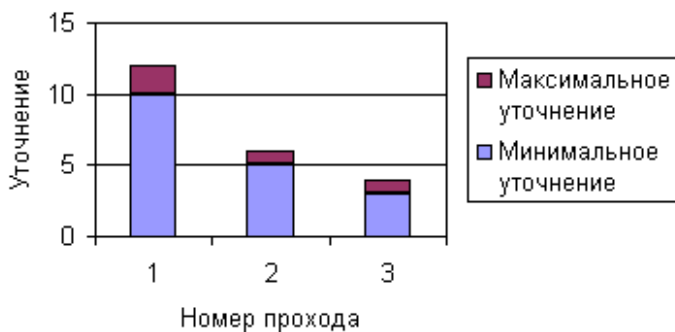


Рис. 2.51. Зависимость уточнения ε от номера прохода при обработке поверхности 5

Диаметральные размеры поверхности 5 на операции 30 определяются как разница соответствующих размеров «заготовки» на операции 40 и радиального биения на операции 40:

$$D_{5,\min}^{30} = C_{5,\min}^{40} - (\Delta_{30} + \delta_{40}) + \Delta_{30}, \quad (2.117)$$

$$D_{5,\max}^{30} = C_{5,\max}^{40} - (\Delta_{30} + \delta_{40}) + \Delta_{30}, \quad (2.118)$$

$$\Delta_{30} = (\Delta_{30} + \delta_{40}) - \delta_{40}. \quad (2.119)$$

Для операции 30 расчеты повторяются по тому же алгоритму, что и для операции 40. Число проходов увеличивается до тех пор, пока допускаемые погрешности не превысят известный допуск на заготовку.

Размеры заготовки можно округлить до целых мм, размеры детали после операции 10 – до десятых долей мм, после операции 30 – до сотых, а после операции 40 – до тысячных долей мм.

На первой черновой операции 10 минимальный припуск складывается из радиального биения цилиндрических поверхностей, предусмотренного стандартом на поковки до 40 кг, равного 1,2 мм, шероховатости поверхности $R_z=0,32$ мм, дефектного слоя $h_{dc}=0,35$ мм, итого на операции 10 минимальный припуск равен 1,87 мм, округляем до 1,9 мм.

Рассмотрим обработку цилиндрических поверхностей 1, 3, 2, 6.

Таблица 2.8

Обозначение	Содержание переходов	Припуск $Z=t$		Допуск на диаметр	Диаметральные размеры		Уточнения ϵ
		min	max		min	max	
Переход, позиции					на диаметр		
20.4	Проточить пов. 1	2	5,5	7	315	322	3
					2,1	310,9	
20.2	Расточить пов. 3	2,4	5,4	6	218	224	8
					0,75	228,1	
20.6	Расточить пов. 3	0,2	0,575	0,75	228,1	228,85	5
					0,15	229,1	
Оп. 50	Расточить пов. 3	0,1	0,18	0,15	229,1	229,25	3
					0,05	229,4	
20.2	Расточить пов. 2	0	3	6	255	261	3
					1,9	255	
20.4	Расточить пов. 2	2	2,95	1,9	255	256,9	1
					1,9	251,1	
20.2	Расточить пов. 6	2	7	10	191	201	4
					2,4	202,6	
30.2	Расточить пов. 6	2	3,2	2,4	202,6	205	2
					1,2	207,8	
20.6	Расточить пов. 6	2	2,6	1,2	207,8	209	2
					0,6	213,2	
Оп. 50	Расточить пов. 6	0,2	0,5	0,6	213,2	213,8	2
					0,29	214	

2.5.4. Определение линейных размеров заготовки

Методику определения линейных размеров заготовки также рассмотрим на примере детали «Коронная шестерня» (см. рис. 2.46).

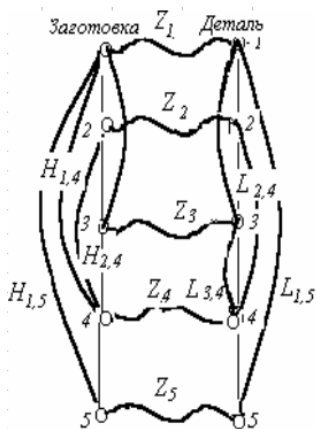
Обозначим торцовые поверхности заготовки цифрами 1, 2, 3, 4, 5. Из совокупности линейных размеров детали выберем только те размеры, которые связаны с линейными размерами проектируемой заготовки (табл. 2.9).

Линейные размеры заготовки обозначим буквами H_{ij} с индексами, соответствующими поверхностям, между которыми указывается размер заготовки (рис. 2.47). Размеры заготовки H_{ij} связаны с линейными размерами детали L_{ij} и припусками Z_i на обработку соответствующих торцовых поверхностей. Для наглядности проиллюстрируем эту связь с помощью графа (рис. 2.52).

Таблица 2.9

Линейные размеры детали L_{ij} и связанные с ними размеры заготовки H_{ij}

Обозначение размера	Минимальный размер, мм	Максимальный размер, мм	Допуск, мм
$L_{1,3}$	35	35,34	0,34
$L_{3,4}$	5,8	6,0	0,2
$L_{2,4}$	12,9	13,5	0,6
$L_{1,5}$	224,85	226	1,15
$H_{1,3}$	$H_{1,3}^{\min}$	$H_{1,3}^{\max}$	5
		$H_{1,4}^{\max}$	5
		$H_{1,5}^{\max}$	10
		$H_{2,4}^{\max}$	5



Учитывая принятую технологию механической обработки заготовки

Рис. 2.52. Граф линейных размеров заготовки и детали «Коронная шестерня»

«Коронная шестерня» (табл. 2.5), первой из торцовых поверхностей будет обрабатываться поверхность 4. Поскольку обработка поверхности 4 производится на универсальном токарном станке с ручной поднастройкой, припуск на обработку может быть принят минимальным.

Согласно нормам точности [1, с. 147] допуск на поковки весом 25–40 кг размерами 260–360 мм составляет 5 мм (+3, –2). Смещение поверхностей штампа и радиальное биение цилиндрических поверхностей для размеров нормальной точности – 1,2 мм. Минимальный односторонний припуск поволоков весом 40–100 кг включает шероховатость $R_z = 320$ мкм, глубину дефектного слоя $h=350$ мкм, погрешность установки и погрешность закрепления. Таким образом, для рассматриваемой детали «Коронная шестерня» можно принять минимальный односторонний припуск при однократной черновой обработке равным 2 мм. При обработке с двумя установками детали припуск следует увеличить на 0,3 мм, с тремя – еще на 0,1 мм. Таким образом, примем:

$$Z_4^{\min} = 2,3 \text{ мм}, Z_2^{\min} = 2 \text{ мм}, Z_5^{\min} = 2,4 \text{ мм},$$

$$Z_1^{\min} = 2,3 \text{ мм}. \quad (2.120)$$

Максимальный припуск на поверхности 4 должен быть больше минимального на величину, равную сумме погрешностей, вызванных размерным износом инструмента, колебаниями припуска заготовки и допуском на установку инструмента. Как показывают расчеты, допуск на черновую обработку должен быть не менее 0,35–0,4 мм. Поскольку это меньше допуска на размер $L_{2,4}$, примем его равным этому допуску, т. е. 0,6 мм:

$$Z_4^{\max} = Z_4^{\min} + \Delta L_{2,4} = 2,9 \text{ мм}. \quad (2.121)$$

Из графа (рис. 2.53) следует:

$$Z_2 = H_{2,4} - L_{2,4} - Z_4, \quad (2.122)$$

и, в частности,

$$Z_2^{\min} = H_{2,4}^{\min} - L_{2,4}^{\max} - Z_4^{\max}, \quad (2.123)$$

откуда

$$H_{2,4}^{\min} = Z_2^{\min} + L_{2,4}^{\max} + Z_4^{\max} = 2 + 13,5 + 2,9 = 18,4 \text{ мм}. \quad (2.124)$$

Размер $H_{2,4}^{\max}$ больше размера $H_{2,4}^{\min}$ на величину допуска $\Delta H = 5 \text{ мм}$:

$$H_{2,4}^{\max} = H_{2,4}^{\min} + \Delta H = 23,4 \text{ мм} . \quad (2.125)$$

Максимальный припуск на торцовую поверхность 2

$$Z_2^{\max} = H_{2,4}^{\max} - L_{2,4}^{\min} - Z_4^{\min} = 23,4 - 12,9 - 2,3 = 8,2 \text{ мм} .$$

(2.126)

Выберем следующий подходящий контур из графа (рис. 2.52), включающий только один новый размер и припуск:

$Z_4, H_{1,4}, Z_1, L_{1,3}, L_{3,4}$:

$$Z_1 = H_{1,4} - L_{1,3} - L_{3,4} - Z_4 \quad (2.127)$$

и, в частности,

$$Z_1^{\min} = H_{1,4}^{\min} - L_{1,3}^{\max} - L_{3,4}^{\max} - Z_4^{\max} , \quad (2.128)$$

откуда

$$H_{1,4}^{\min} = Z_1^{\min} + L_{1,3}^{\max} + L_{3,4}^{\max} + Z_4^{\max} = 46,54 \text{ мм} . \quad (2.129)$$

Размер $H_{1,4}^{\max}$ больше размера $H_{1,4}^{\min}$ на величину допуска

$\Delta H = 5 \text{ мм}$:

$$H_{1,4}^{\max} = H_{1,4}^{\min} + \Delta H = 51,54 \text{ мм} . \quad (2.130)$$

Максимальный припуск на торцовую поверхность 1

$$Z_1^{\max} = H_{1,4}^{\max} - L_{1,3}^{\min} - L_{3,4}^{\min} - Z_4^{\min} = 8,44 \text{ мм} . \quad (2.131)$$

Теперь рассмотрим контур графа, включающий припуск Z_5 :

$$Z_5 = H_{1,5} - L_{1,5} - Z_1 , \quad (2.132)$$

$$Z_5^{\min} = H_{1,5}^{\min} - L_{1,5}^{\max} - Z_1^{\max} , \quad (2.133)$$

$$H_{1,5}^{\min} = Z_5^{\min} + L_{1,5}^{\max} + Z_1^{\max} = 236,84 \text{ мм} . \quad (2.134)$$

Размер $H_{1,5}^{\max}$ больше размера $H_{1,5}^{\min}$ на величину допуска

$\Delta H = 5 \text{ мм}$:

$$H_{1,5}^{\max} = H_{1,5}^{\min} + \Delta H = 246,84 \text{ мм} , \quad (2.135)$$

$$Z_5^{\max} = H_{1,5}^{\max} - L_{1,5}^{\min} - Z_1^{\min} = 19,69 \text{ мм} . \quad (2.136)$$

И, наконец, рассмотрим контур, включающий припуск Z_3 :

$$Z_3 = -H_{1,3} + L_{1,3} + Z_1 , \quad (2.137)$$

$$Z_3^{\min} = -H_{1,3}^{\max} + L_{1,3}^{\min} + Z_1^{\min} , \quad (2.138)$$

$$H_{1,3}^{\max} = -Z_3^{\min} + L_{1,3}^{\min} + Z_1^{\min} = 34,9 \text{ мм}, \quad (2.139)$$

$$H_{1,3}^{\min} = H_{1,3}^{\max} - \Delta H = 34,9 - 5,0 = 29,9 \text{ мм}. \quad (2.140)$$

Расчетные и округленные (принятые) линейные размеры заготовки приведены в табл. 2.10. Для сравнения здесь же приведены значения линейных размеров по заводским данным.

Таблица 2.10

Расчетные и заводские значения линейных и диаметральных размеров заготовки «Коронная шестерня»

Обозначение размера	Расчетные данные, мм
$H_{1,3}$	30–35
$H_{1,4}$	46,5–51,5
$H_{2,4}$	18,5–23,5
$H_{1,5}$	237–247
C_1	315–322
C_2	255–261
C_3	218–224
C_5	260–266
C_6	192–202

2.5.5. Разрезание прутков проката дисковыми пилами

Одной из первых операций, использующихся при изготовлении заготовок, является разделение прутка (штанги) круглого (или иного) проката на отдельные заготовки. Для этого могут быть использованы различные технологии: рубка заготовок на пресс-ножницах или хладноломах, разрезание фрикционными дисками, пилами, абразивными кругами и др. В качестве примера рассмотрим два варианта разрезания проката на заготовки дисковыми пилами, изготовленными из различных инструментальных материалов, поскольку

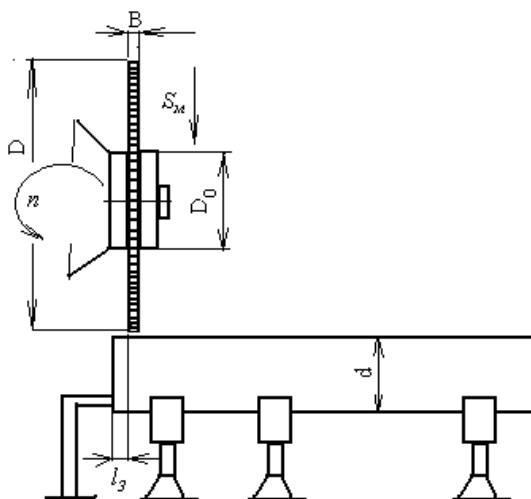
этот способ относится к обработке резанием.

По первому варианту дисковая пила диаметром 600 мм с числом зубьев $Z=64$ изготовлена из быстрорежущей стали Р6М5, по второму варианту зубья дисковой пилы изготовлены из твердого сплава Т5К10 (Р30).

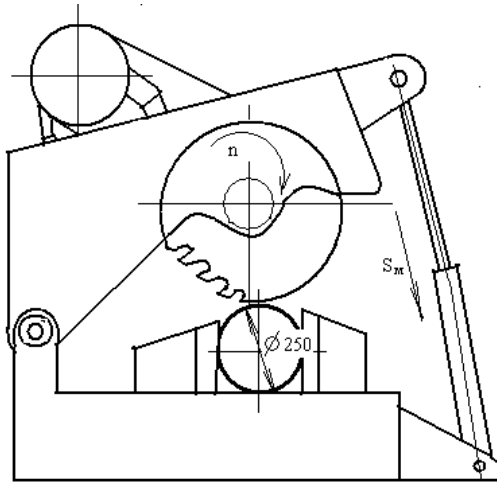
При разрезании заготовки зуб дисковой пилы одновременно участвует в двух движениях: во вращательном движении резания со скоростью V и в движении подачи со скоростью S_m .

Минутная подача S_m выбирается по рациональной толщине срезаемого слоя a .

При резании кромкой с двумя вершинами образуется стружка неблагоприятной (коробчатой) формы, что снижает износостойкость пилы и препятствует увеличению толщины срезаемого слоя. Более благоприятной является схема резания, при которой у каждого зуба в работе участвует только одна вершина. Для этого делают «развод» зубьев, наклоняя их под углами в плане и наклона режущей кромки, рис. 2.55. Кроме того, часть кромки вблизи неработающей вершины срезают. Для повышения стойкости вблизи работающей вершины зуба целесообразно делать скругление при вершине радиусом $r=0,5-1,0$ мм или затачивать переходную кромку под углом $\approx 5^\circ$.



а)



б)

Рис. 2.53. Схема разрезания проката дисковой пилой

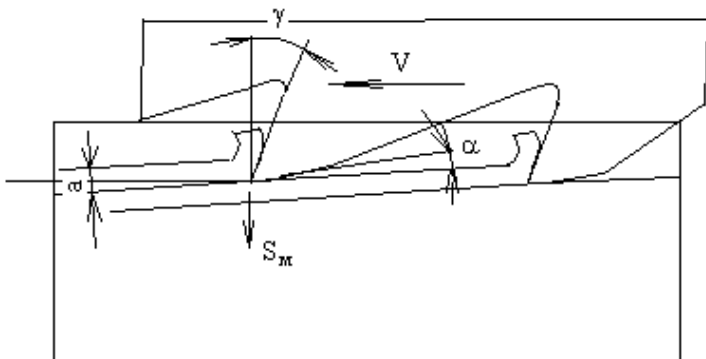


Рис. 2.54. Кинематика резания дисковой пилой

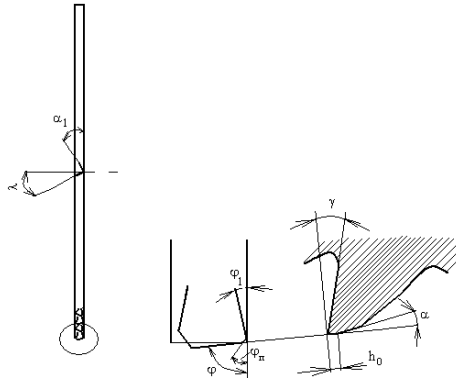


Рис. 2.55. Геометрические параметры зубьев дисковой пилы

Максимальную допускаемую толщину среза выбирают, руководствуясь допускаемой нагрузкой на зуб. Пусть в нашем случае $a^*=0,1$ мм.

Поскольку деталь неподвижна, а подача осуществляется в направлении толщины срезаемого слоя, то подача на зуб равна толщине среза

$$S_z = a^* = 0,1 \text{ мм} . \quad (2.141)$$

Число зубьев, одновременно участвующих в работе, зависит от угла контакта пилы с заготовкой и от угла между зубьями. Угол контакта пилы с заготовкой зависит от соотношения диаметров пилы и заготовки (рис. 2.56)

$$\theta_m = 2 \arcsin \frac{D_z}{D_{\phi p}} = 49,2^\circ . \quad (2.142)$$

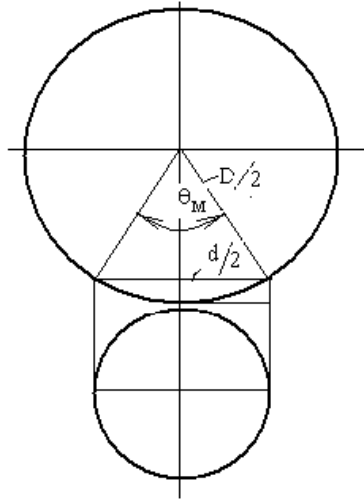


Рис. 2.56. Схема к определению угла контакта пилы с заготовкой

Глубина резания определяется углом в плане и длиной режущей кромки, участвующей в резании. Для создания небольших положительных вспомогательных углов в плане путем поворота режущей пластины главный угол в плане может быть назначен чуть меньше 90° (например, $85\dots 87^\circ$). Во избежание трехстороннего резания, при котором образуется жесткая стружка коробчатой формы, делается развод зубьев, или несколько уменьшается ширина зуба с тем, чтобы исключить из процесса резания одну из вершин (левую или правую – попеременно для каждого следующего зуба). Таким образом, на каждом зубе глубина резания и ширина стружки несколько меньше ширины дисковой пилы (фрезы). Пусть в рассматриваемом примере $t=7$ мм.

Число зубьев дисковой пилы назначается из конструктивных соображений, но с учетом возникающих сил резания. При большом числе одновременно работающих зубьев возрастают силы резания и крутящий момент и мощность резания, особенно по мере износа зубьев. Поскольку диаметр фрезы значительно превышает ее ширину, увеличение сил и крутящего момента нежелательно. Однако чрезмерное уменьшение числа зубьев также нежелательно, поскольку это может привести к снижению производительности обработки и к увеличению неравномерности процесса резания (фрезерования). Таким образом, при назначении числа зубьев дисковой пилы необ-

ходимо учитывать число зубьев, одновременно участвующих в работе и возникающие при этом силы, отталкивающие дисковую пилу от детали. В частности, в рассматриваемом примере примем $Z=32$.

Подача на оборот фрезы (пилы), имеющей 32 зуба, равна:

$$S_0 = S_z Z = 3,2 \text{ мм} \quad (2.143)$$

В некоторых более совершенных конструкциях отрезных станков минутная подача регулируется непосредственно с помощью механизма подачи. В более простых станках подача и рациональная толщина среза на зуб обеспечивается регулированием вертикальной силы P_v , уровень которой обеспечивается гидросистемой станка. Фактическое усилие, необходимое для обеспечения требуемой толщины срезаемого слоя, меняется в зависимости от ширины фанки износа зубьев и от числа зубьев, фактически одновременно находящихся в контакте с разрезаемым прутком (рис. 2.57).

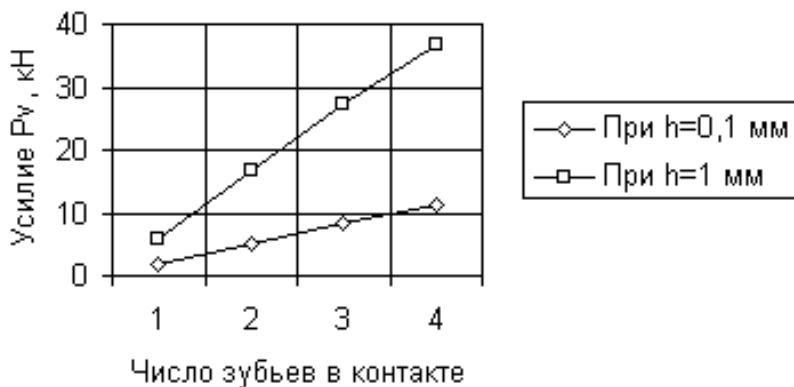


Рис. 2.57. Зависимость силы подачи P_v от числа зубьев, одновременно находящихся в контакте с разрезаемой заготовкой при острой ($h=0,1$ мм) и затупившейся ($h=1$ мм) дисковой пиле

Таким образом, по мере приближения пилы к середине заготовки, а также по мере износа пилы рабочий должен увеличивать давление в гидросистеме, увеличивая тем самым силу подачи и обеспечивая примерно постоянную оптимальную толщину срезаемого слоя.

Допускаемую скорость резания выберем по наибольшей температуре задней поверхности на изношенном зубе ($h_s=1$ мм) (рис. 2.58).

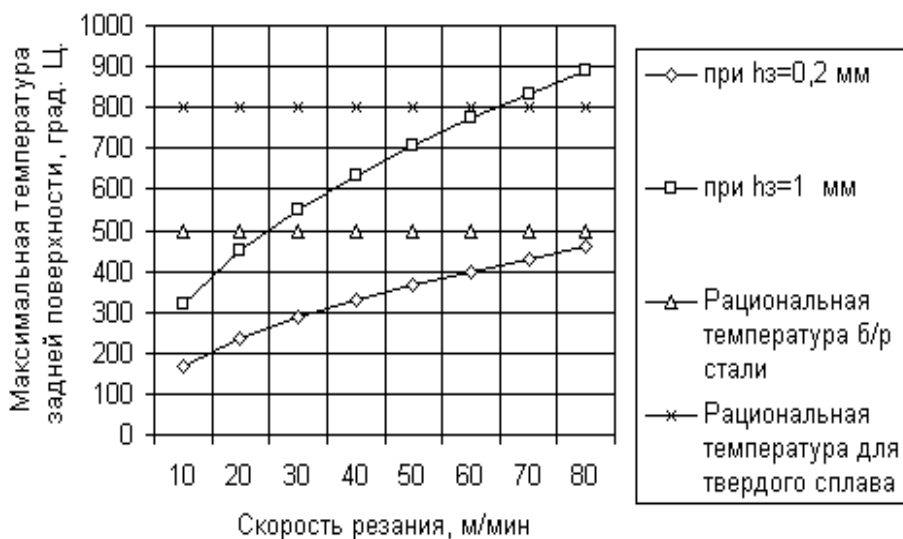


Рис. 2.58. Влияние скорости резания на максимальную температуру задней поверхности режущего лезвия дисковой фрезы диаметром 600 мм, числом зубьев $z=32$ мм при разрезании прутка стали 45, круг $d=250$ мм

В первом случае для быстрорежущей пилы $\theta_3 = 500$ °С, во втором – для твердосплавных зубьев $\theta_3 = 700$ °С. Уменьшение температуры резания благоприятно сказывается не только на повышении стойкости, но и на возникающих при резании силах. При температуре 400 °С на передней поверхности зуба имеет место устойчивый нарост, что облегчает процесс резания, снижает уровень вибраций. В этом смысле применение быстрорежущей пилы для разрезания прутка предпочтительнее, чем применение пилы с твердосплавными напаянными режущими пластинами, при резании которыми с более высокими температурами нарост практически отсутствует. Целесообразность применения твердосплавной пилы возникает, если требуется существенное повышение производительности разрезания прутков на заготовки. Зависимость температуры от скорости резания рассчитывается с помощью программы.

В частности, расчеты показали, что при резании стали 45 скоро-

сти резания равны 25 и 65 м/мин, а числа оборотов дисковой пилы, соответственно, 11 и 40 об/мин. Минутная подача $S_m = S_{0n}$.

Машинное время в первом варианте равно 7,2 мин, во втором – 2 мин.

Таблица 2.11

Технологические параметры разрезания прутка дисковой пилой

Обозначение перехода	Режим резания										
	t мм	θ°	a^* мм	S_z мм/зуб	z	S_o мм/об	Θ $^\circ\text{C}$	v м/мин	n об/мин	S_m мм/мин	T_m мин
Оп. 10	7	49,2	0,05	0,05	32	1,6	500	25	13	20,8	12,1
	7	49,2	0,05	0,05	32	1,6	800	65	40	64	3,9

Таблица 2.12

Геометрические параметры дисковой пилы

Обозначение перехода	Параметры дисковой пилы									
	D мм	z	Материал	φ°	φ_n°	γ°	α°	λ°	h_z^* мм	b мм
Оп. 10	600	32	P6M5	87	5	10	10	3	1	7
	600	32	T5K10	87	5	10	10	3	1	7

Кроме скоростей вращения пилы, усилий подачи, времени разрезания необходимо также знать требуемые мощности электропривода. Расчеты по программе дают для условий отрезания средней части прутка диаметром 250 мм изношенной пилой ($h=1$ мм) сумму сил P_{zi} для $Z=418$ кН. При этом для скоростей 20 и 80 м/мин мощности разрезания будут около 6 кВт (для быстрорежущей пилы) и около 16 кВт (для твердосплавной пилы), соответственно (рис. 2.59).

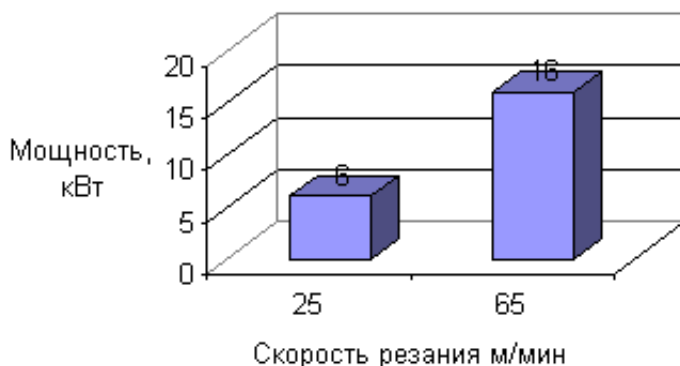


Рис. 2.59. Сопоставление мощностей разрезания для быстрорежущей дисковой пилы $D=600\text{мм}$, $Z=32$, $b=7\text{мм}$ и для такой же фрезы с твердосплавными зубьями

2.5.6. Сверление и зенкерование заготовок на вертикально-сверлильных станках

Обработка резанием может применяться не только на этапах окончательной обработки заготовок, но и на более ранних этапах – в качестве альтернативы для формообразования методами литья или давления. Так, например, в электрометаллургическом производстве при получении особо чистых сплавов методом вакуумно-дугового переплава заготовки, используемые в качестве электродов, предварительно обрабатываются резанием на слиткообдирочных станках с целью удаления дефектного слоя глубиной до 10 мм. Получение отверстий в деталях при их отливке с помощью стержней или при обработке давлением путем прошивания, выдавливания в ряде случаев может быть заменено сверлением с последующим зенкерованием и растачиванием. В связи с этим рассмотрим некоторые из таких операций, относящихся к обработке резанием.

Пусть согласно одному из вариантов технологического процесса получения заготовки «Коронная шестерня», отверстие диаметром 192^{+10}мм только намечено с одной стороны на операцииковки, с другой стороны оно сверлится, зенкеруется и растачивается.

Сверление и зенкерование производится на вертикально-сверльном станке (рис. 2.60), растачивание отверстия – на токарно-карусельном станке.

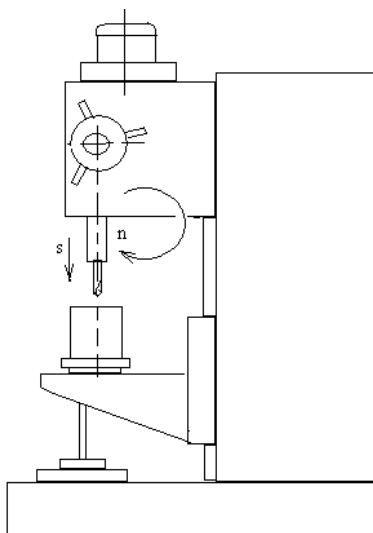


Рис. 2.60. Схема компоновки вертикально-сверльного станка

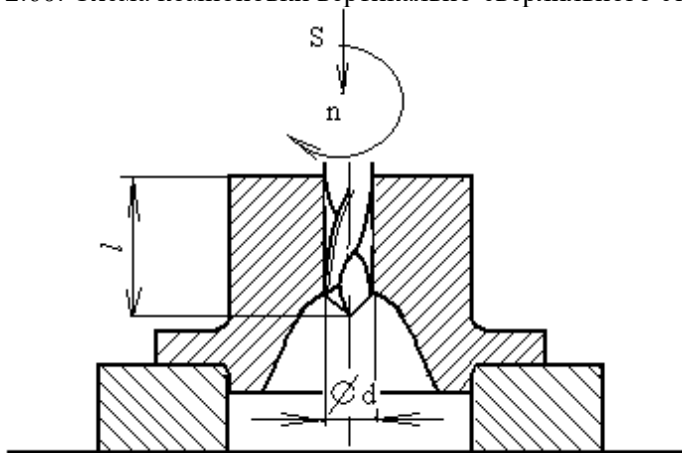


Рис. 2.61. Схема сверления отверстия в заготовке на вертикально-сверльном станке

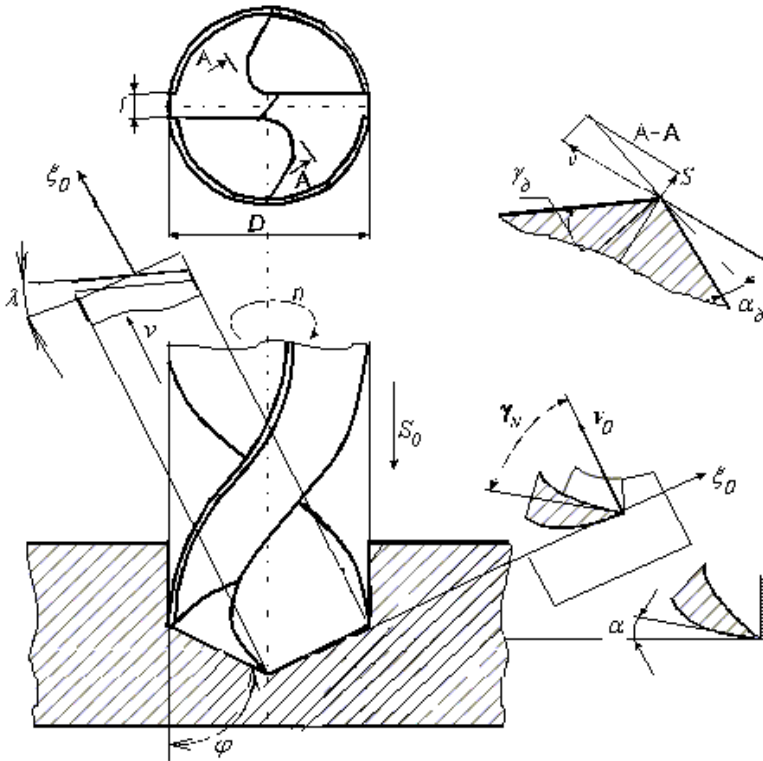


Рис. 2.62. Геометрические параметры спирального сверла

Отношение длины сверления к диаметру меньше 4:

$$\frac{l}{d} = \frac{122}{40} < 4. \quad (2.144)$$

Это означает, что процесс сверления может производиться непрерывно, без остановок для удаления стружки.

Рациональные подачи могут быть выбраны по справочнику с учетом прочности и жесткости сверла, а также жесткости и мощности станка. Выбираем $s=0,5$ мм/об.

Скорость резания назначается либо по эмпирическим табличным данным, нормативам, либо рассчитывается по эмпирическим или теоретическим формулам, либо назначается по рациональной темпе-

ратуре, которая, в свою очередь, может быть вычислена по описанным выше программам. Воспользуемся последним способом (рис. 2.63).

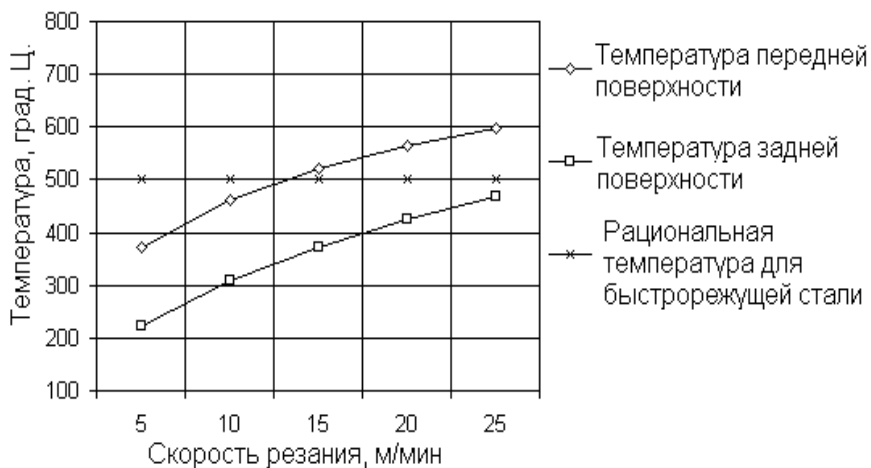


Рис. 2.63. Влияние скорости резания на температуру сверления стали 45 сверлом P6M5, $s = 0,5$ мм/об

Для обеспечения достаточно высокой стойкости сверл рациональная температура должна быть меньше предельной температуры, допускаемой теплостойкостью быстрорежущей стали и равной примерно $600\text{ }^{\circ}\text{C}$. Выберем в качестве рациональной температуру $500\text{ }^{\circ}\text{C}$. При сверлении с достаточно толстыми срезами ($a \approx 0,21$ мм) температура передней поверхности выше, чем задней (рис. 2.63). Поэтому скорость резания назначим по температуре передней поверхности. При подаче $s = 0,5$ мм/об температуре передней поверхности $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответствует скорость резания 13 м/мин, а частота вращения при диаметре сверла 40 мм — 100 об/мин ($n = 1000v/3,14d$) (табл. 2.13). По частоте вращения, подаче и длине обработки рассчитываются минутная подача ($S_m = S_0 n$) и машинное время обработки ($T_m = L/S_m$).

Геометрические параметры зенкера аналогичны параметрам спирального сверла. Отличием является отсутствие у зенкера попе-

речной режущей кромки и большее число зубьев. Отсутствие поперечной кромки, на участке которой имеют место неблагоприятные геометрические параметры, делает целесообразным оснащение режущей части зенкеров напайными твердосплавными пластинами.

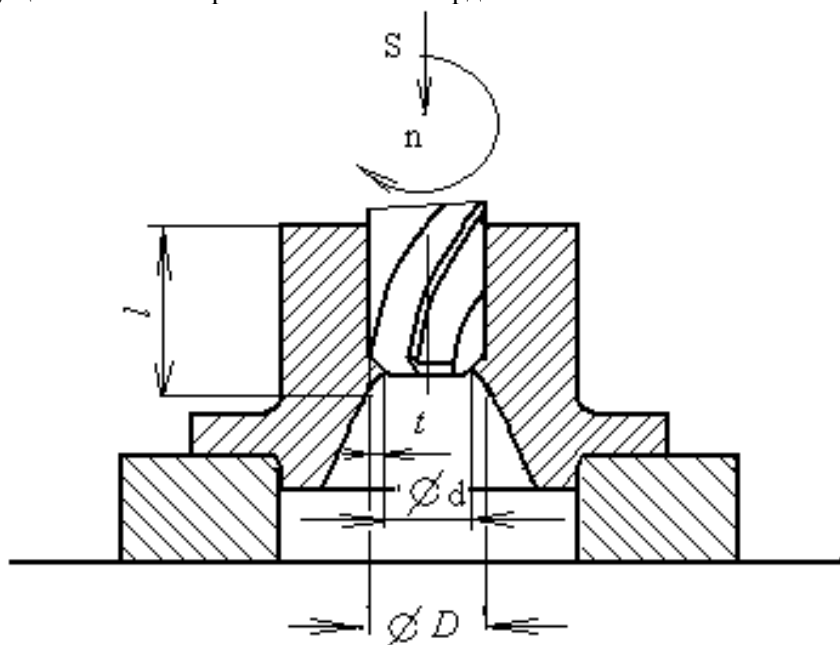


Рис. 2.64. Схема зенкерования отверстия в заготовке на вертикально-сверлильном станке

Рациональная температура передней поверхности для твердосплавных зенкеров может быть выбрана около $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 2.65).

Более высокая рациональная температура твердосплавных зенкеров по сравнению с быстрорежущими позволяет существенно повысить скорость резания и производительность обработки. Количество проходов (зенкеров) определяется конструкцией зенкеров, а также мощностью и прочностью механизмов вертикально-сверлильного станка.

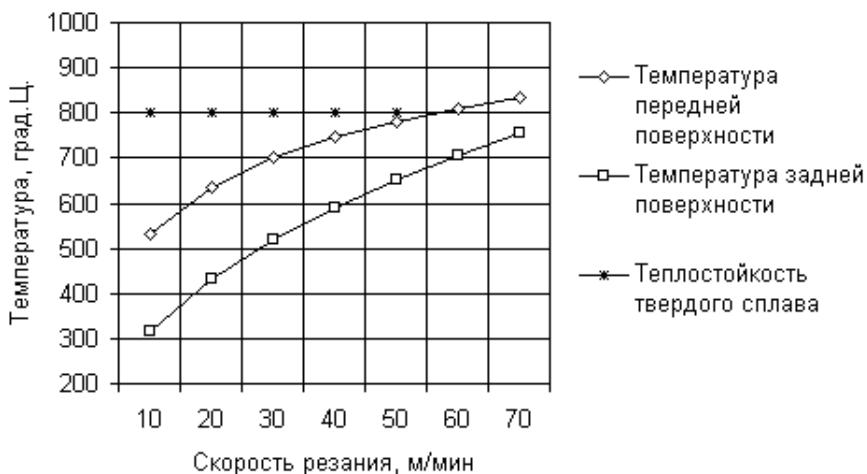


Рис. 2.65. Влияние скорости резания на температуру при зенкеровании стали 45 зенкером $Z=3$, Т5К10, $S=1$ мм/об

Таблица 2.13

Режимы резания и параметры режущего инструмента при сверлении и зенкеровании

Обозначение операции	Режим резания										
	D мм	t мм	z	S_o мм/об	S_z мм/зуб	n об/мин	v м/мин	S_m мм/мин	φ°	L мм	T_m мин
Оп. 50 сверление	Сверло Р6М5 диаметром 40 мм										
	40	20	2	0,5	0,25	100	13	50	60	140	2,8
Зенкерование	Зенкер Т5К10, $z=3$, $D=60$ мм										
	60	10	3	1	0,33	250	47	250	60	140	0,6
Зенкерование	Зенкер Т5К10, $z=3$, $D=80$ мм										
	80	10	3	1	0,33	200	50	200	60	140	0,7
Зенкерование	Зенкер Т5К10, $z=3$, $D=100$ мм										
	100	10	3	1	0,33	160	50	160	60	140	0,9

Для зенкерования требуется большая мощность, чем для сверления, поскольку при зенкеровании применяются более высокие скорости резания.

Расчеты по программе показывают, что сила P_z на одном зубе равна 12,4 кН, а мощность при скорости резания 1 м/с равна 12,4 кВт. Для трех

зубьев мощность станка должна быть не менее $37,2 \text{ кВт}$. При этом допускаемая станком осевая сила должна быть не менее 30 кН .

При отсутствии такого мощного и жесткого оборудования возможен вариант обработки твердосплавным зенкером с соответственно уменьшенными скоростями резания до уровня, допускаемого реальной мощностью станка, или применение растачивания на токарно-карусельном станке.

2.5.7. Растачивание отверстия на токарном вертикальном шестишпindelном полуавтомате

Одним из высокопроизводительных способов обработки является обработка на многошпindelных токарных полуавтоматах (рис. 2.66).

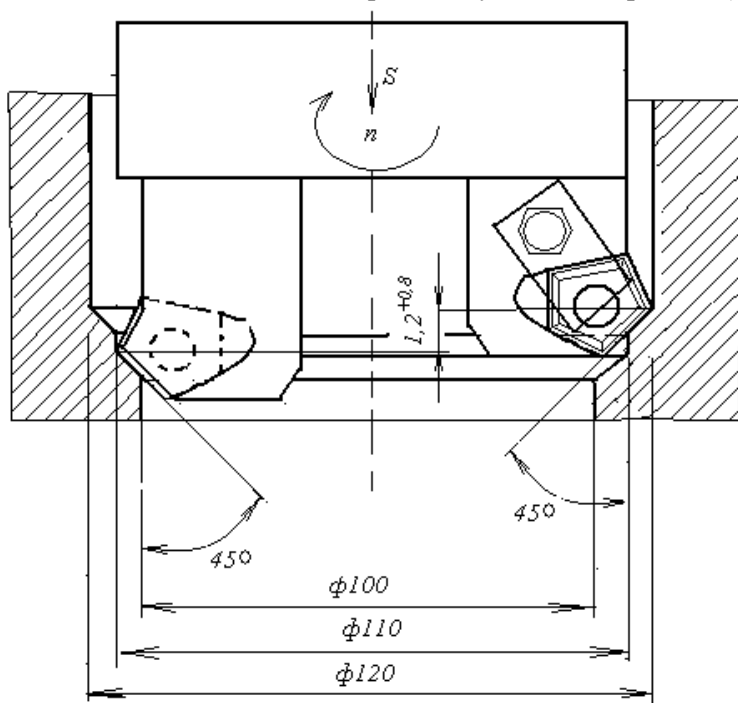


Рис. 2.66. Растачивание отверстия на одной из позиций шестишпindelного токарного вертикального полуавтомата двумя резцами Т5К10, $\varphi = 45^\circ$

Производительность достигается за счет одновременной обработки пяти заготовок на пяти различных позициях. Таким образом, одновременно на станке в работе участвует 10 резцов. Здесь могут быть применены резцы с механическим креплением твердосплавных пластин, например пластины пятигранной формы с углом 108° при вершине с отверстием и стружколомающими канавками.

Для завивания и дробления стружки передняя поверхность должна иметь стружкозавивающие элементы, например в виде лунки, или иметь несколько фасок и поверхностей рациональной ширины: упрочняющую, стабилизирующую, стружкозавивающую (рис. 2.67).

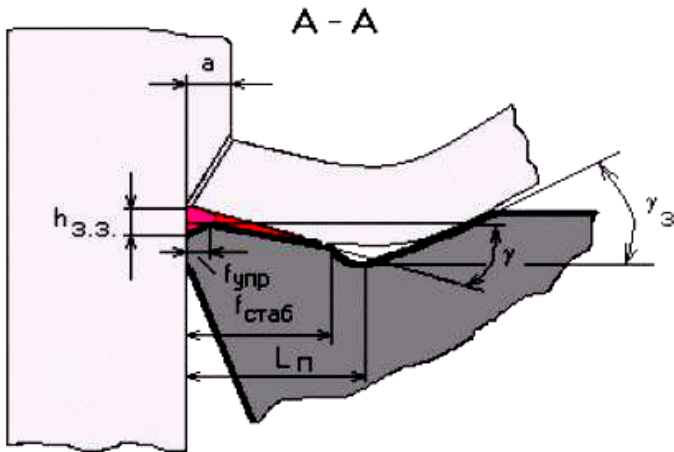


Рис. 2.67. Форма передней поверхности с упрочняющей и стабилизирующей фасками и стружкозавивающей плоскостью

Ширина лунки до ее наиболее глубокой линии b_n (или расстояние l_n от режущей кромки до стружкозавивающего порошка) должна в 1,5–2,0 раза превышать длину C контакта стружки с резцом (рис. 2.67) или в 6–8 раз толщину срезаемого слоя. Поскольку на многогранных пластинах с механическим креплением форма лунки выполнена определенным образом при прессовании пластин, то она фактически и определяет диапазон рациональных значений толщины срезаемого слоя. В нашем случае при $l_n \approx 3\text{--}3,5$ мм:

$a \approx s \sin \varphi = 0,5 \text{ мм}$, следовательно, подача может быть выбрана $0,6 \text{ мм/об.}$

Для увеличения хрупкой прочности режущего лезвия на его передней поверхности должна быть выполнена упрочняющая фаска под углом $\gamma_f \approx 10^\circ$. Ширина упрочняющей фаски при обработке стали относительно небольшой твердости ($\text{HB} < 2000 \text{ МПа}$) с рациональными температурами передней поверхности ($\theta \approx 800 \text{ }^\circ\text{C}$), как правило, не должна превышать толщины срезаемого слоя.

При $a \approx s \sin \varphi = 0,5 \text{ мм}$; $f_y \approx 0,4 - 0,5 \text{ мм}$.

При черновой обработке сталей передний угол за фаской почти всегда целесообразно делать положительным: $\gamma \approx 10^\circ$, а при работе на нежестких станках, при недостаточной жесткости технологической системы, его целесообразно увеличивать до $15-20^\circ$. Это относится и к вертикальным шестишпиндельным полуавтоматам, у которых подача суппортов осуществляется с помощью нежесткой речной передачи. Поэтому сила P_x на каждом из суппортов не должна превышать 6 кН . Общая мощность станка около 50 кВт , эффективная допустимая мощность на каждом работающем шпинделе – около 8 кВт . Для обеспечения переднего угла $18-20^\circ$ пластину в державке приходится устанавливать таким образом, что задняя поверхность режущей пластины оказывается под нулевым или небольшим отрицательным задним углом по отношению к скорости резания. Для создания положительного заднего угла $\alpha \approx 6^\circ$ задние поверхности режущих пластин приходится затачивать. При этом одновременно необходимо обеспечить рациональный радиус при вершине. Для обеспечения равномерности износа по вершине и режущим кромкам радиус при вершине целесообразно делать около $3-6 \text{ мм}$ на небольшом участке зачищающей кромки длиной около 2 мм (см. рис. 2.42).

При относительно невысокой жесткости технологической системы, характерной для растачивания (порядка 10 кН/мм), величина допустимой силы P_y ограничивается требованиями к точности обработки. Силе в 1 кН примерно соответствует погрешность около $0,1 \text{ мм}$ на сторону. При этом желательно, чтобы суммарная сила P_y была минимальна по величине и направлена в сторону резца, обрабатываемого больший диаметр. При этом при обратном ускоренном ходе суппорта резец не будет касаться обработанной поверхности.

Для обеспечения этого припуск на обработку для резца, настроенного на обработку меньшего диаметра, следует сделать немного больше (например, на 1 мм), чем для резца, настроенного на обработку большего диаметра.

Скорость резания ограничивается наибольшей температурой, которая возникает в данном случае на передней поверхности режущего лезвия (рис. 2.68). Не следует превышать температуру передней поверхности более 800 °С, поскольку в наладке участвует 10 резцов и должна быть обеспечена высокая стойкость пластин. Время обработки целесообразно выравнивать на всех пяти позициях станка. Поэтому при обработке поверхностей меньших диаметров скорости ниже, чем при обработке поверхностей больших диаметров. В этом случае на первых трех позициях можно использовать менее теплоустойчивый, но более прочный сплав Т5К10 (Р30), а на последних двух – более износостойкий сплав Т15К6 (Р10).

Таблица 2.14

Режимы резания и геометрические параметры расточных резцов

		Режим резания, геометрические параметры, время								
Обозначение операции	<i>D</i> мм	<i>t</i> мм	<i>s</i> мм/об	<i>n</i> об/мин	<i>V</i> м/мин	<i>j</i> ^о	<i>h</i> мм	<i>L</i> мм	<i>T</i> мин	Материал инструмента
Опер. 70		Станок 1286 вертикальный п/а								
<i>j</i> = 1–1	110	5	0,6	80	27,6	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 1–2	120	5	0,6	80	30,1	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 2–1	130	5	0,6	80	32,7	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 2–2	140	5	0,6	80	35,2	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 3–1	150	5	0,6	80	37,7	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 3–2	160	5	0,6	80	40,2	45	1	220	4,6	Т5К10
<i>j</i> = 4–1	170	5	0,6	80	42,7	45	1	220	4,6	Т15К6
<i>j</i> = 4–2	180	5	0,6	80	45,2	45	1	220	4,6	Т15К6
<i>j</i> = 5–1	186	3	0,6	80	46,7	45	1	220	4,6	Т15К6
<i>j</i> = 5–2	192	3	0,6	80	48,2	45	1	220	4,6	Т15К6

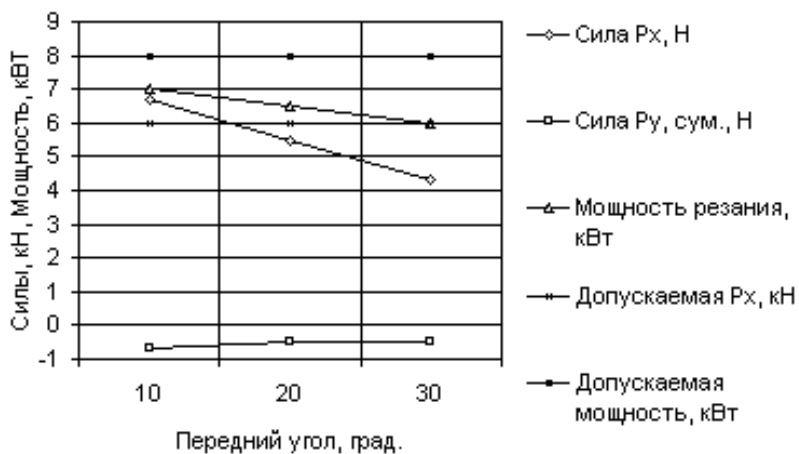


Рис. 2.68. Влияние переднего угла γ на силы и мощность при растачивании отверстия в заготовке «Коронная шестерня», сталь 45, $s=0,6$ мм/об, $h_3^*=0,6$ мм, резцы Т5К10 $\varphi = 45^\circ$, $t = 5,5$ мм, и $\varphi = 45^\circ$, $t = 4,5$ мм

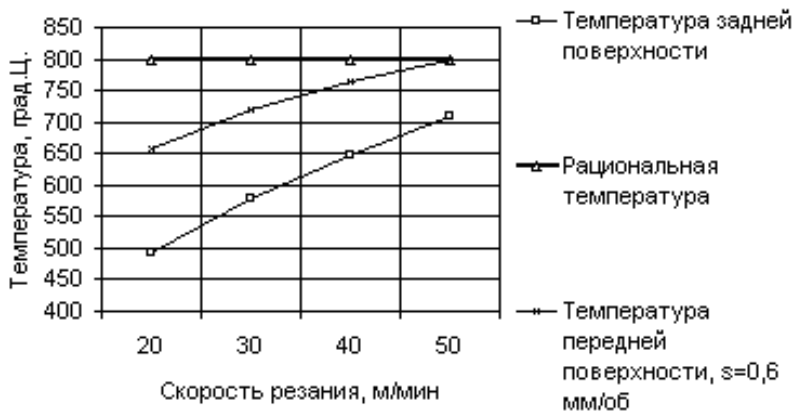


Рис. 2.69. Влияние скорости резания на температуру при растачивании стали 45, $\varphi = 45^\circ$, $h_3=1$ мм

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учеб. для техн. вузов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
2. Кушнер В.С. Тепловые основы технологических способов машиностроительного производства: Учеб. пособие. Омск: Изд-во ОмГТУ, 1995. 68 с.
3. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: ГИТТЛ, 1952.
4. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести: Учебник для студентов вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.
5. Политехнический словарь / Гл. ред. И.И. Артоболевский. М.: Советская энциклопедия, 1977. 608 с.: ил.
6. Резников А. Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288 с.
7. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке: Учеб. пособие для машиностроительных вузов. М.: МАШГИЗ, 1951. 296 с.
8. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; под общ. ред. И.А. Ординарцева. Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987. 846 с.: ил.
9. Сторожев М.В., Попов Е.И. Теория обработки металлов давлением: Учебник для машиностроительных и политехнических вузов. М.: Машгиз, 1957. 323 с.
10. Технология конструкционных материалов: Учеб. для машиностр. спец. вузов / А. М. Дальский, И. А. Арутюнова, Т. М. Барсукова и др.; под общ. ред. А. М. Дальского. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1985. 448 с.
11. Физические величины: Справочник / А.П. Бабичев, Н.А. Бабушкина, А.М. Братковский и др.; под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
12. Справочник по технологии резания материалов: В 2 кн./ Ред. нем. изд.: Г. Шпур, Т. Штеферле; Пер. с нем. под ред. Ю.М. Соломенцева. М.: Машиностроение, 1985. Кн. 1 – 616 с.; Кн. 2 – 688 с.
13. Иванов В.Н. Словарь-справочник по литейному производству. М.: Машиностроение, 1990. 383 с.

14. Михайлов А.М. и др. Литейное производство. М.: Машиностроение, 1987. 255 с.

15. Озеров В.А. и др. Основы литейного производства: Учеб. для сред. ПТУ / В.А. Озеров, А.С. Муркина, М.Н. Сосненко. М.: Высш. шк., 1987. 304 с.

Учебное издание

Кушнер Валерий Семенович
Верещака Анатолий Степанович
Схиртладзе Александр Георгиевич
Негров Дмитрий Анатольевич

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ
В МАШИНОСТРОЕНИИ
Часть I
МЕТАЛЛУРГИЯ, ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО
И ОБРАБОТКА РЕЗАНИЕМ

Учебник

Федеральное агентство по образованию
Государственное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Омский государственный технический университет»

В.С. КУШНЕР, А.С. ВЕРЕЩАКА, А.Г. СХИРТЛАДЗЕ,

Д.А. НЕГРОВ

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ
В МАШИНОСТРОЕНИИ
Часть II
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ
ДАВЛЕНИЕМ
И СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО**

Под редакцией доктора техн. наук, проф. В.С. Кушнера

Допущено Учебно-методическим объединением вузов по образованию в области автоматизированного машиностроения (УМОАМ) в качестве учебника для студентов высших учебных заведений, обучающихся по направлению подготовки дипломированных специалистов «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств»

Омск-2005

УДК 621.791(075)

ББК 34.641я73

Т38

Рецензенты:

Б.А. Калачевский, д-р техн. наук, проф., СИБАДИ

К.Н. Полещенко, д-р техн. наук, проф., ОГУ

Кушнер В.С.

Т38 Технологические процессы в машиностроении (Часть II): обработка металлов давлением и сварочное производство: Учеб. для машиностроительных направлений и специальностей технических университетов / В.С. Кушнер, А.С. Верещака, А.Г. Схиртладзе, Д.А. Негров; под. ред. В.С. Кушнера. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2005. 200 с.: ил.

ISBN 5-8149-0281-7

Рассмотрены основные металлургические и машиностроительные технологические способы получения металлов и сплавов, формообразования заготовок и деталей машин литьем, резанием. Описание технологических процессов основано на рассмотрении их физической сущности и предваряется теоретическими сведениями о тепловых, механических и термомеханических закономерностях.

Для студентов технических университетов.

УДК 621.791(075)

ББК 34.641я73

© Авторы, 2005

© Омский государственный
технический университет, 2005

© Московский государственный
технологический университет
«СТАНКИН», 2005

ISBN 5-8149-0281-7

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	5
3. ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ	8
3.1. Термомеханические основы обработки металлов давлением .	8
3.1.1. Основные способы обработки металлов давлением.....	8
3.1.2. Деформации. Характеристики деформации.....	9
3.1.3. Напряжения. Характеристики напряженного состояния. . . .	13
3.1.4. Механические характеристики конструкционных материа- лов при растяжении. Условие пластичности.....	17
3.1.5. Термомеханические модели сопротивления материалов пластическим деформациям. Горячая и холодная обработка метал- лов давлением.....	20
3.1.6. Нагрев заготовок перед обработкой давлением.....	26
3.2. Прокатное производство	34
3.2.1. Схемы прокатки.....	34
3.2.2. Продукция прокатного производства, оборудование и ин- струмент.....	37
3.2.3. Деформации при прокатке.....	42
3.2.4. Работа, мощность и усилия деформирования при прокатке .	48
3.2.5. Теплообмен и температура при горячей прокатке.....	53
3.3. Волочение и прессование	59
3.3.1. Волочение: схема процесса, продукция, оборудование и инструмент.....	59
3.3.2. Деформации и напряжения при волочении.....	63
3.3.3. Работа, мощность и усилия волочения.....	70
3.3.4. Температура при волочении.....	73
3.3.5. Прессование: схемы процесса, продукция, инструмент. . . .	75
3.3.6. Деформации, работа и усилия деформирования при прес- совании.....	78
3.4. Ковка и штамповка	80
3.4.1. Общая характеристика операций ковки и горячей объемной штамповки.....	80
3.4.2. Оборудование для ковки и штамповки.....	85
3.4.3. Деформации, работа и усилия при различных операциях ковки и штамповки.....	91
3.4.4. Обоснование выбора оборудования при ковке и горячей объемной штамповке.....	95
3.4.5. Нагрев и охлаждение штампов при горячей штамповке. . . .	99

3.4.6. Холодная листовая штамповка.	105
4. СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО.	112
4.1. Общая характеристика сварочных технологий.	112
4.1.1. Классификация и технологические характеристики различных видов сварки.	112
4.1.2. Основные источники тепловой энергии, применяющиеся при сварке.	122
4.1.3. Источники сварочного тока.	128
4.2. Элементы теплофизики сварочных процессов.	132
4.2.1. О схематизации процесса распространения тепла при сварке и целях расчета температуры.	132
4.2.2. Температура неограниченного стержня от непрерывно действующих неподвижных или движущихся источников тепла постоянной мощности.	135
4.2.3. Непрерывно действующий точечный источник тепла постоянной мощности, неподвижный или движущийся по поверхности полубесконечного тела.	140
4.2.4. Непрерывно действующий точечный источник тепла постоянной мощности, неподвижный или движущийся по поверхности пластины.	145
4.2.5. Тепловой баланс электрической дуговой сварки.	148
4.3. Способы термической сварки.	153
4.3.1. Ручная и автоматическая дуговая сварка.	153
4.3.2. Дуговая сварка в защитном газе.	160
4.3.3. Плазменная сварка и резка.	164
4.3.4. Электрошлаковая сварка.	168
4.3.5. Газовая сварка.	171
4.4. Термомеханические способы сварки.	174
4.4.1. Электрическая контактная стыковая сварка.	173
4.4.2. Электрическая контактная точечная сварка.	180
4.4.3. Электрическая контактная шовная сварка.	184
4.4.4. Конденсаторная сварка.	187
4.4.5. Сварка трением.	190
4.4.6. Ультразвуковая сварка.	193
Библиографический список.	196

ВВЕДЕНИЕ

Основной задачей дисциплины «Технологические процессы в машиностроении» является начальная подготовка студентов машиностроительных направлений и специальностей в области технологии производства и обработки конструкционных материалов, формообразования заготовок и деталей машин.

Авторы настоящего учебника в значительной мере опирались на принципы изложения курса, заложенные в учебнике проф. А. М. Дальского и др. [12]. Они заключаются в единстве методов обработки конструкционных материалов: литья, сварки, обработки давлением и резанием, в их слиянии и взаимопроникновении, в общности закономерностей физических процессов, лежащих в основе этих технологических процессов.

Дисциплина «Технологические процессы в машиностроении» является основой для специальных дисциплин, изучающихся студентами позже, и охватывает очень широкий спектр разнообразных технологий, огромное множество описаний оборудования, инструментов. Рассмотрение столь большого числа технологических способов обработки конструкционных материалов и формообразования заготовок и деталей неизбежно перегружает дисциплину описательным материалом, зачастую в ущерб углубленному изучению физико-химической сущности этих процессов. Время, предусмотренное новыми учебными планами на изучение технологических процессов в машиностроении, существенно сократилось, а содержание дисциплины и задачи, которые необходимо рассмотреть и решить в рамках этой дисциплины, значительно усложнились.

Первые два раздела учебника, посвященные металлургическому и литейному производствам и обработке резанием, рассмотрены в первой части учебника. Вторая часть учебника посвящена изложению третьего и четвертого разделов.

В третьем разделе рассмотрены основные технологические способы обработки металлов давлением, применяющиеся в металлургическом производстве (прокатное производство, волочение и прессование) и в машиностроении (ковка и штамповка). Рассмотрение технологических способов обработки металлов давлением предваряется изложением необходимых теоретических сведений о напряжениях, деформациях, механических свойствах и нагреве загото-

вок. Наряду с описанием технологических характеристик рассмотрены закономерности теплообмена при обработке давлением, а также методы оценки деформаций, расчета сил, работы и мощности деформирования.

Изучив этот раздел, студент должен: *иметь представление* о характеристиках напряженного и деформированного состояния, об изменении механических характеристик материала в зависимости температуры и других условий его деформирования, об основных схемах деформирования материалов и способах обработки давлением, о методах расчета работы и усилий деформирования, о закономерностях нагрева заготовок; *знать* характеристики технологических процессов и оборудования, применяющихся в металлургическом и машиностроительном производствах для получения продукции прокатного производства и заготовок с применением методов обработки давлением, методы расчета энергетических затрат и усилий деформирования, основные направления повышения качества и производительности; *уметь* выбирать рациональные технологии и оборудование, оценивать затраты энергии и усилия деформирования, разрабатывать технологические наладки способов обработки давлением, проектировать чертежи поковок (штамповок).

Четвертый раздел посвящен сварочному производству. Здесь приводятся сведения о технологических и физических основах сварки, об электрических свойствах сварочной дуги и источников сварочного тока, о методах расчета температуры при сварке от неподвижных и от движущихся источников тепла, о балансе тепловых потоков при дуговой сварке, рассматриваются основные способы термической, термомеханической и механической сварки с применением методов технологической теплофизики к расчету температуры для различных способов сварки.

Изучив этот раздел, студент должен: *иметь представление* об особенностях распространения тепла от движущихся и быстродвижущихся источников тепла и методах расчета температуры и тепловых потоков при осуществлении различных способов сварки; *знать* характеристики основных технологических процессов и оборудования, применяющихся для сварки, методы расчета энергетических затрат, теплового баланса и производительности сварки, основные направления повышения качества и производительности сварки; *уметь* проектировать технологические наладки сварочных процес-

сов, выбирать рациональные сварочные технологии и оценивать затраты энергии и времени.

Предполагается включение в число форм проведения занятий по дисциплине «Технологические процессы в машиностроении» курсовой работы (проекта). Решая конкретную технологическую задачу, студент может более активно и целенаправленно освоить и закрепить лекционный материал.

3. ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

3.1. ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

3.1.1. Основные способы обработки металлов давлением

Способы обработки металлов давлением по производственному назначению разделяют на два вида:

– металлургические, предназначенные для получения заготовок постоянного поперечного сечения (прутков, проволоки, листов и др.), применяемых в качестве заготовок для последующего изготовления из них деталей с помощью предварительного пластического формоизменения и обработки резанием; основными металлургическими способами обработки давлением являются прокатка, волочение и прессование;

– машиностроительные, предназначенные для получения деталей или заготовок, имеющих форму и размеры, приближенные к форме и размерам деталей; основными способами получения деталей заготовок в машиностроении обработкой давлением являются ковка и штамповка.

Прокатка (рис. 3.1, а) [12] заключается в обжатии заготовки 2 между вращающимися валками 1.

Волочение (рис. 3.1, б) заключается в протягивании заготовки 2 через сужающуюся полость матрицы 1; площадь поперечного сечения заготовки при этом уменьшается и получает форму поперечного сечения отверстия матрицы.

Прессование (рис. 3.1, в) заключается в продавливании заготовки 2, находящейся в замкнутой форме 3, через отверстие матрицы 1.

Ковкой изменяют форму и размеры заготовки 2 путем последовательного воздействия универсальными инструментами 1 на отдельные участки заготовки.

Штамповкой изменяют форму и размеры заготовки с помощью специализированного инструмента – штампа.

При объемной штамповке на заготовку, являющуюся обычно отрезком прутка, воздействуют штампом 1, причем металл заполняет полость штампа, приобретая ее форму и размеры.

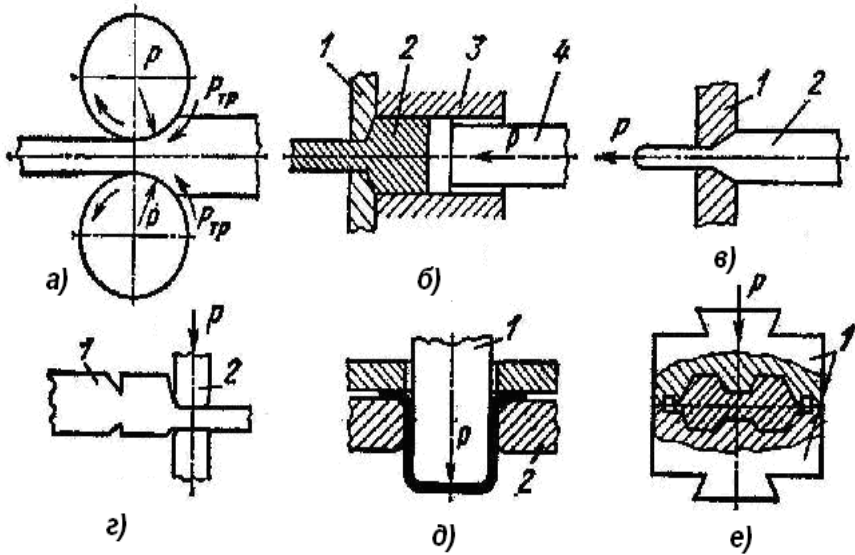


Рис. 3.1. Схемы основных видов обработки металлов давлением: а) прокатки, б) прессования, в) волочения, г)ковки, д) одного из процессов листовой штамповки, е) одного из процессов объемной штамповки

Листовой штамповкой (рис. 3.1, е) получают плоские и пространственные детали из заготовок, у которых толщина значительно меньше размеров в плане (лист, лента, полоса). Обычно заготовка деформируется с помощью пуансона 1 и матрицы 2.

3.1.2. Деформации. Характеристики деформации

Деформациями называют изменения формы или размеров тела (или части тела) под действием внешних сил, а также при нагревании или охлаждении и других воздействиях, вызывающих изменение относительного положения частиц тела.

С геометрической точки зрения деформированное состояние в точке описывается тензором деформации [19]:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z \end{vmatrix}. \quad (3.1)$$

Компоненты $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ характеризуют линейные деформации волокон, расположенных по осям x, y, z : относительные удлинения (или относительные укорочения), а компоненты $\varepsilon_{xy}, \varepsilon_{xz}, \varepsilon_{yz}$ – углы поворота двух взаимно перпендикулярных до деформации волокон (или деформации сдвига).

Для компонент деформаций сдвига справедливы равенства:

$$\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx} = \frac{1}{2}\gamma_{xy}, \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx} = \frac{1}{2}\gamma_{zx}, \varepsilon_{zy} = \varepsilon_{yz} = \frac{1}{2}\gamma_{yz}. \quad (3.2)$$

При повороте системы координат все компоненты тензора деформации преобразуются по определенным линейным относительно направляющих косинусов соотношениям. В теории деформации и линейных преобразований доказывается, что из всех возможных направлений осей координат существует тройка взаимно перпендикулярных направлений (главных направлений), относительно которых все сдвиговые компоненты деформации равны нулю. Главные направления деформаций определяются тремя скалярными величинами, не зависящими от положения системы координат и поэтому называемыми инвариантами.

Первый инвариант $I_1 = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$ используется для записи условия постоянства объема деформируемого металла:

$$I_1 = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = 0. \quad (3.3)$$

Второй инвариант тензора деформации имеет вид

$$I_2 = (\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2).$$

Величина, пропорциональная корню квадратному из второго инварианта, называется интенсивностью деформаций и используется для характеристики деформаций в общем случае деформированного состояния.

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)}. \quad (3.4)$$

В случае, когда компоненты деформаций малы по сравнению с единицей, а углы поворота малы настолько, что квадратами и произведениями их по сравнению с компонентами деформации можно пренебречь, компоненты деформации связаны с компонентами перемещений линейными зависимостями (формулами Коши). В индексных обозначениях формулы Коши могут быть записаны в виде

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (zdei, j=1,2,3, x_1=x, x_2=y, x_3=z) \quad (3.5)$$

или в обычных обозначениях:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial U_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial U_y}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial U_z}{\partial z},$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial U_y}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial y}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial U_z}{\partial x} + \frac{\partial U_x}{\partial z}. \quad (3.6)$$

Простейшие схемы деформирования – растяжение, сжатие, сдвиг, кручение, изгиб. Первые две схемы (растяжение и сжатие) могут быть описаны только линейными компонентами, вторые (сдвиг, кручение) – только сдвиговыми (угловыми).

В частности, при растяжении цилиндрического образца линейная деформация по оси Z определится по формуле

$$\varepsilon_z = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0}. \quad (3.7)$$

С учетом условия (3.3) сохранения объема при пластической деформации и в силу осевой симметрии цилиндрического образца:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_\rho, \quad 2\varepsilon_\rho + \varepsilon_z = 0, \quad \varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_\rho = -\frac{1}{2}\varepsilon_z = \frac{1}{2}\frac{\Delta l}{l_0}. \quad (3.8)$$

Истинные (конечные) деформации при растяжении определяются интегрированием:

$$\varepsilon_{zu} = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \ln \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right). \quad (3.9)$$

Для сжатия знак «плюс» в формуле (3.9) необходимо поменять на «минус».

Скорости деформаций характеризуются тензором скоростей деформаций, компоненты которого определяются дифференцированием компонент тензора деформаций по времени. При этом формулы Коши примут вид

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \left(\frac{dV_i}{dX_j} + \frac{dV_j}{dX_i} \right), \quad (i = 1, 2, 3; j = 1, 2, 3). \quad (3.10)$$

В тех случаях, когда заданы не сами перемещения, а скорости перемещений целесообразно определять сначала скорости деформации, а затем путем их интегрирования – деформации.

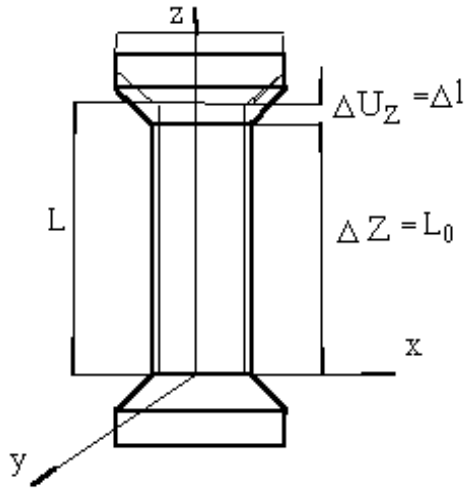


Рис. 3.2. Схема растяжения цилиндрического образца

3.1.3. Напряжения. Характеристики напряженного состояния

Напряжение является мерой внутренних сил, возникающих в теле под влиянием внешних воздействий (нагрузок, изменения температуры и др.). Для изучения напряжений в произвольной точке тела A в окрестности этой точки мысленно проводят сечение и отбрасывают одну из половин тела. Действие отброшенной половины на другую заменяют внутренними силами.

Так, например, на элементарную поверхность площадью dS (рис. 3.3) действует внутренняя поверхностная сила $T_\nu dS$. При этом величину T_ν называют напряжением. Напряжение T_ν зависит только от положения точки A и направления нормали ν , то есть каждому направлению ν соответствует свое напряжение T_ν .

Соответствие напряжений T_ν любому направлению ν устанавливается на основе принципа равновесия с помощью тензора напряжений: σ_{ij} ($i = 1, 2, 3; j = 1, 2, 3$),

$$\sigma_{ij} = \begin{Bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{Bmatrix}. \quad (3.11)$$

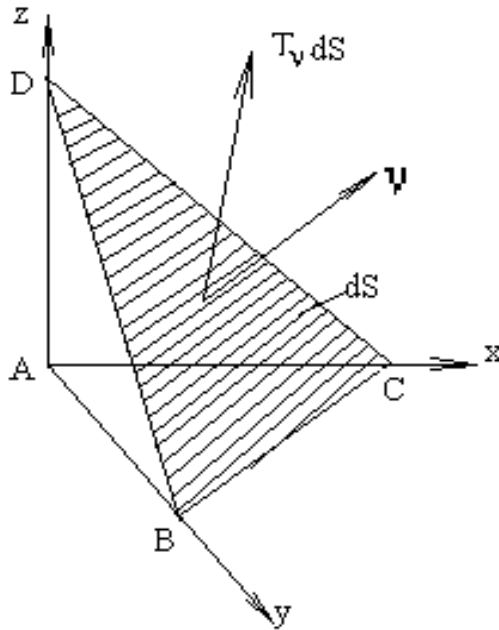


Рис. 3.3. Схема к определению поверхностных сил и напряжений

Компоненты $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ характеризуют нормальные напряжения на площадках, перпендикулярных осям X, Y, Z , а все остальные компоненты – касательные напряжения (рис. 3.4).

Из условий равновесия элементарного параллелепипеда с длинами ребер dx, dy, dz (рис. 3.4) (а именно из условий равенства нулю моментов сил относительно осей X, Y, Z) следует, что

$$\tau_{xy} = \tau_{yx}, \tau_{xz} = \tau_{zx}, \tau_{yz} = \tau_{zy}. \quad (3.12)$$

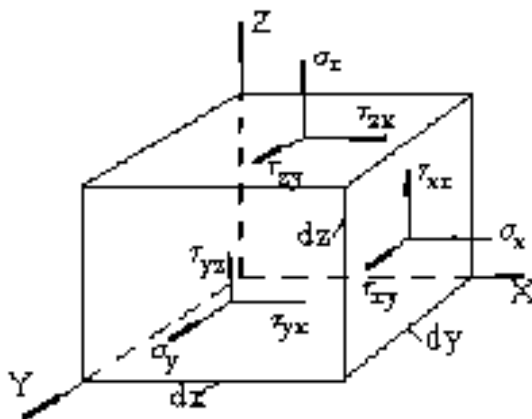


Рис. 3.4. Схема напряжений на площадках, перпендикулярных осям X, Y, Z

Таким образом, напряженное состояние в точке может быть полностью охарактеризовано всего шестью компонентами.

Так же, как и для тензора деформаций, компоненты тензора напряжений преобразуются при повороте системы координат с помощью соотношений, линейных относительно направляющих косинусов. По аналогии с деформированным состоянием имеется такое положение системы координат, при котором вдоль одной из осей нормальное напряжение максимально, а вдоль другой – минимально, причем касательные напряжения на площадках, перпендикулярных этим осям, равны нулю. Эти направления называют главными.

Главными называют и напряжения вдоль главных направлений: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$; σ_1 всегда обозначает наибольшее нормальное напряжение, а σ_3 – наименьшее.

Наибольшее касательное напряжение лежит в плоскости, нормаль к которой делит угол между минимальным и максимальным нормальными напряжениями пополам, и равно

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3). \quad (3.13)$$

Три инварианта I_1, I_2, I_3 определяют главные направления тензора напряжений и сами находятся из условия равенства нулю касательных напряжений при повороте системы координат [19].

Сумму нормальных напряжений называют *первым инвариантом I_1 тензора напряжений*

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = 3\sigma_0. \quad (3.14)$$

Среднее значение трех нормальных напряжений называют *гидростатическим давлением*

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}. \quad (3.15)$$

Гидростатическому давлению соответствует тензор напряжений, нормальные компоненты которого равны σ_0 , а касательные равны нулю. Поскольку гидростатическое давление не вызывает в металле пластических деформаций, его исключают из системы напряжений. Оставшуюся часть тензора называют девиатором напряжений $S_\sigma, (i = 1, 2, 3)$

$$S_\sigma = \begin{Bmatrix} S_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & S_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & S_z \end{Bmatrix}, \quad (3.16)$$

где $S_x = \sigma_x - \sigma_0, S_y = \sigma_y - \sigma_0, S_z = \sigma_z - \sigma_0$.

Кроме I_1 существует еще два инварианта (I_2 и I_3). *Второй инвариант* определяется следующим выражением [19]

$$I_2 = -(\sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x + \sigma_x \sigma_y) + \tau_{yx}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{zy}^2. \quad (3.17)$$

Величины, пропорциональные корню квадратному из второго инварианта девиатора напряжений, называют *интенсивностью касательных напряжений τ_i и интенсивностью нормальных напряжений σ_i* :

$$\tau_i = \sqrt{I_2(S_\sigma)}, \quad \sigma_i = \sqrt{3I_2(S_\sigma)} \quad (3.18)$$

3.1.4. Механические характеристики конструкционных материалов при растяжении. Условие пластичности

Экспериментальные исследования механических свойств материала при одноосном растяжении обычно обрабатывают в виде графиков зависимости напряжения от деформации [19]. Чаще всего испытания проводят при «комнатной» температуре, т. е. при температуре $\theta = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ (или $T=293 \text{ K}$) и при постоянной и достаточно малой скорости деформации ($\dot{\varepsilon} \approx 1 \cdot 10^{-2} \text{ c}^{-1}$). При этом силу P , растягивающую образец, относят к первоначальной площади поперечного сечения F_0 , а удлинение образца Δl – к первоначальной расчетной длине образца l_0 :

$$\sigma = \frac{P}{F_0}; \varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (3.19)$$

т. е. не учитывают изменение площади поперечного сечения образца и предполагают равномерное деформирование образца по его длине.

Условный предел прочности σ_b определяется как отношение максимальной силы P_{max} к первоначальной площади поперечного сечения образца:

$$\sigma_b = \frac{P_{max}}{F_0}. \quad (3.20)$$

Для определения действительного предела прочности S_b максимальную силу P_{max} необходимо относить к действительной площади поперечного сечения образца. Поскольку длина образца после деформации $dz(1 + \varepsilon_z)$, а площадь поперечного сечения равна F , то согласно постоянству объема до и после деформации:

$$F_0 dz = F dz(1 + \varepsilon),$$

откуда

$$F = \frac{F_0}{1 + \varepsilon} \text{ и } S_b = \sigma_b(1 + \varepsilon). \quad (3.21)$$

Деформации различают упругую, исчезающую после снятия вызвавшей ее нагрузки, и пластическую, т.е. остаточную деформацию

без макроскопических нарушений сплошности материала, образовавшуюся в результате воздействия силовых факторов.

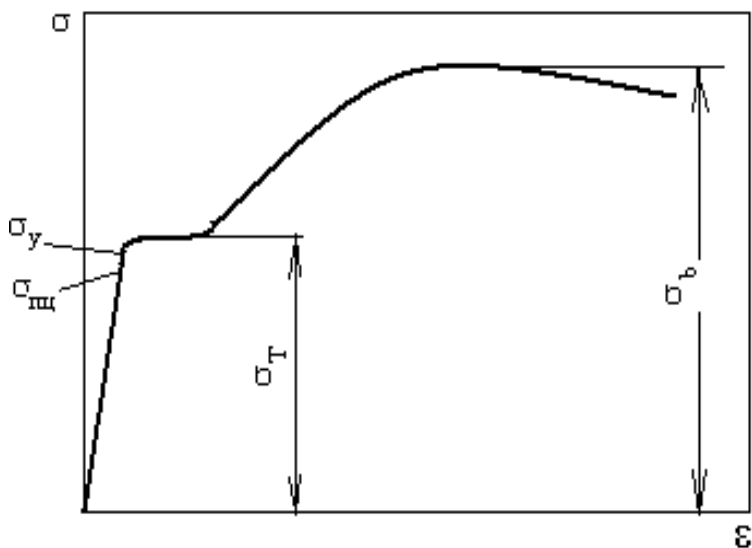


Рис. 3.5. Условная диаграмма растяжения

Между напряжениями и деформациями в области упругости соблюдается закон Гука:

$$\sigma = E\varepsilon, \quad (3.22)$$

где E – модуль упругости при растяжении (модуль Юнга).

Наибольшее напряжение, при снятии которого остаточные деформации не превышают некоторой заданной малой величины (обычно менее 0,2%), называют пределом упругости σ_y .

Если за участком пропорциональности напряжения и деформации следует площадка текучести, соответствующая увеличению деформации при постоянном напряжении (рис. 3.5), то это напряжение называют пределом текучести σ_T . При отсутствии таковой площадки пределом текучести считают напряжение, соответствующее некоторому установленному небольшому уровню деформации (например, 0,2%) – $\sigma_{0,2}$.

Область справедливости закона Гука устанавливается пределом пропорциональности $\sigma_{пц}$. Поскольку пропорциональность напряже-

ния деформации обычно выполняется во всей области упругости, при практических расчетах предел пропорциональности принимают равным пределу упругости (или меньше).

Для использования диаграмм растяжения при других, более сложных схемах деформирования, напряжения σ_z заменяют интенсивностью напряжений σ_I , а деформацию ε_z – интенсивностью деформаций ε_i .

Существует несколько условий, характеризующих переход от упругих деформаций к пластическим. Наибольшее применение нашло условие пластичности, называемое условием Мизеса.

Согласно условию пластичности Мизеса, пластические деформации происходят, когда значение второго инварианта девиатора напряжений достигает некоторой постоянной (для данных условий деформирования) величины

$$I_2 = \frac{1}{2}(S_1^2 + S_2^2 + S_3^2) = \frac{\sigma_T^2}{3}. \quad (3.23)$$

Условие пластичности Мизеса может быть записано в виде

$$\tau_i = \sqrt{I_2} = \tau_T. \quad (3.24)$$

Скалярная величина τ_T характеризует механические свойства материала в данных конкретных условиях деформирования и называется *пределом текучести на сдвиг*.

Для растяжения, сжатия и многих других схем деформирования применяют также интенсивность нормальных напряжений

$$\sigma_i = \sqrt{3}\tau_i.$$

При этом условие пластичности Мизеса примет вид [19]

$$\sigma_i = \sigma_T. \quad (3.25)$$

3.1.5. Термомеханические модели сопротивления материалов пластическим деформациям. Горячая и холодная обработка металлов давлением

Как следует из диаграмм растяжения, при деформации сталей при комнатной температуре предел текучести увеличивается с ростом деформации, то есть материал при деформации в этих условиях упрочняется. Механизм пластических деформаций объясняют наличием в кристаллической решетке металлов и сплавов линейных дефектов – дислокаций и с перемещением дислокаций под воздействием внешних сил или температуры [6]. Пластические деформации вызывают повышение плотности дислокаций, искажение кристаллической решетки и приводят к увеличению напряжения, при котором возможны дальнейшие деформации.

Повышение температуры деформации способствует возвращению металла из структурно-неустойчивого состояния, полученного в результате пластических деформаций, в более устойчивое структурное состояние. Снятие искажений кристаллической решетки называется возвратом или отдыхом. При повышенных температурах происходит образование новых зерен – рекристаллизация. Абсолютная температура, при которой отдых и рекристаллизация происходят более интенсивно, чем искажение кристаллической решетки и упрочнение, пропорциональна абсолютной температуре плавления. Для металлов обычной технической чистоты отношение абсолютной температуры рекристаллизации к абсолютной температуре плавления равно 0,3–0,4:

$$T' = \frac{T_{рек}}{T_{пл}} \approx 0,3 - 0,4. \quad (3.26)$$

Отношение абсолютной температуры к абсолютной температуре плавления называют гомологической температурой.

Для сплавов, особенно для жаропрочных сплавов, рекристаллизация соответствует более высоким гомологическим температурам, которые в некоторых случаях достигают 0,8.

Например, для стали при температуре плавления $T_{пл}=1811\text{ K}$ при комнатной температуре $T=273+20=293\text{ K}$ гомологическая темпера-

тура равна: $T' = 0,16$, а для свинца, имеющего температуру плавления $T_{пл} = 600\text{ K}$, при той же комнатной температуре гомологическая температура равна: $T' = 0,49$.

Поэтому стальной образец при растяжении или сжатии в этих условиях будет упрочняться с ростом деформации, а свинцовый не будет упрочняться. Для стали в этих условиях имеет место «холодная» деформация, а для свинца – «горячая».

Холодной называют деформацию, осуществляющуюся при температуре ниже температуры рекристаллизации. Характерным признаком холодной деформации является изменение структуры кристаллической решетки и формы зерен, которые вытягиваются в направлениях наибольших линейных деформаций (в главных направлениях деформации), образуя текстуру металла. Структурные изменения и образование текстуры сопровождаются изменением механических и физико-химических свойств металла – упрочнением. Изменения, внесенные холодной деформацией в структуру и свойства металла, как правило, могут быть устранены последующей термической обработкой – отжигом.

В этих условиях деформирования, характерных для невысокой температуры, и постоянной невысокой скорости деформации зависимость интенсивности напряжений от интенсивности деформаций принято аппроксимировать функцией степенного вида:

$$\tau_T = \tau_0 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^m. \quad (3.27)$$

Холодная обработка давлением обеспечивает получение деталей с чистыми поверхностями и точными размерами, а также с повышенными механическими свойствами в сравнении со свойствами исходного материала. Холодная обработка давлением является малоотходным и высокопроизводительным способом получения заготовок и деталей. К недостаткам холодной обработки давлением относятся относительно небольшая пластичность, ограничивающая получение больших деформаций, и существенное изменение формы деформируемых деталей, а также увеличенные силы деформирования, возникновение внутренних напряжений, трещин и др. Холодная обработка давлением чаще применяется для получения небольших

деталей, иногда в сочетании с предварительным нагревом до температуры ниже температуры рекристаллизации.

Горячей называют деформацию при температуре, равной или выше температуры рекристаллизации. При горячей деформации рекристаллизация успевает произойти во всем деформированном объеме заготовки одновременно с деформированием, в результате чего микроструктура металла оказывается равноосной и упрочнение снимается.

При горячей обработке давлением сопротивление деформированию примерно в 10 раз меньше, чем при холодной (рис. 3.6).

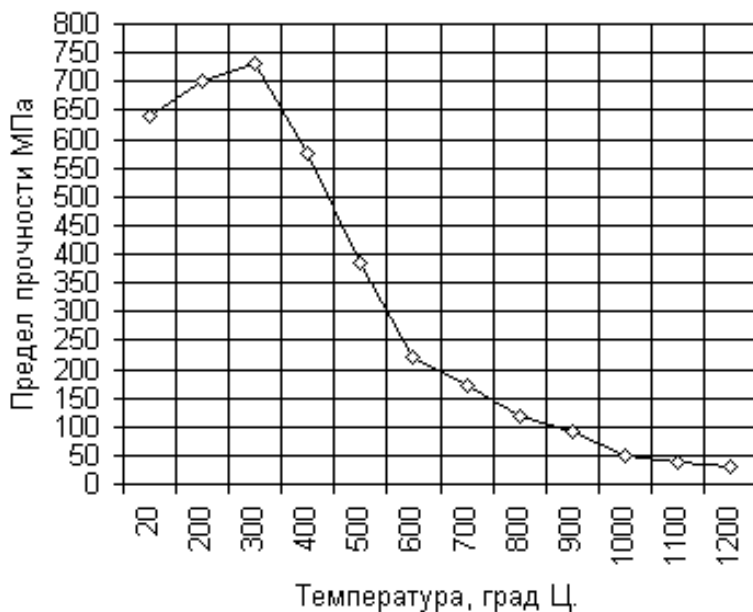


Рис. 3.6. Влияние температуры на предел прочности стали 45

Для сталей горячая обработка давлением соответствует гомологическим температурам $\approx 0,6-0,8$. Поэтому ее можно применять для изготовления более крупных деталей. С повышением температуры нагрева увеличивается пластичность металлов и сплавов, что позво-

ляет снизить число переходов (ручьев, калибров) при формообразовании сложных деталей.

При необходимости учесть влияние температуры на предел текучести используют уравнения экспоненциального или степенного вида:

$$\tau_T = \tau_0 \exp(-B\Delta T'), \quad (3.28)$$

$$\tau_T = \tau_0 \left(1 - \frac{T' - T'_0}{1 - T'_0}\right)^B. \quad (3.29)$$

Если металл по окончании деформации имеет не полностью рекристаллизованную структуру, со следами упрочнения, то такую деформацию называют неполной горячей.

Зависимости предела текучести деформируемого материала от интенсивности деформаций при горячей деформации при постоянной температуре и постоянной скорости деформации имеют вид прямой, параллельной оси деформации:

$$\tau_T = \tau_0. \quad (3.30)$$

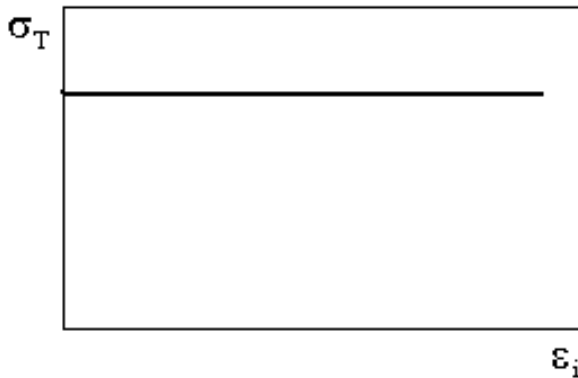


Рис. 3.7. Кривая течения для идеального жесткопластического тела, характерная для горячей деформации

В отличие от температуры, повышение которой приводит структуру металла к равновесному состоянию, повышение скорости де-

формации уменьшает время, необходимое для рекристаллизации и разупрочнения, и, напротив, приводит к повышению предела текучести, т. е. к упрочнению. При повышенных температурах влияние скорости деформации усиливается.

При относительно небольших изменениях скорости деформации ее влияние на предел текучести, как правило, незначительно. Однако различные технологические способы механической обработки материалов могут весьма существенно отличаться уровнями скорости деформации. Так, например, при горячей прокатке скорости деформации могут изменяться в 10 000 раз: от $0,1 \text{ с}^{-1}$ для блюмингов и слябингов до 1000 с^{-1} для проволочных станов горячей прокатки. В этих случаях влияние скорости деформации и температуры необходимо учитывать (рис. 3.8).

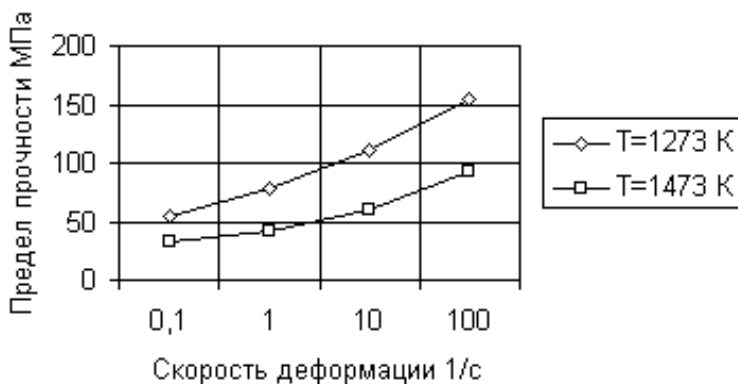


Рис. 3.8. Влияние скорости деформации и температуры на предел прочности стали 45 при относительном удлинении $\delta = 20\%$

Отношение пределов текучести при повышенной скорости деформации и при скорости деформации, соответствующей стандартным условиям испытаний, называют коэффициентом динамичности K_ϵ .

Для крупных заготовок необходимо учитывать также и масштабные факторы (рис. 3.9) [25].



Рис. 3.9. Влияние диаметра заготовки на коэффициент φ , учитывающий влияние масштабного фактора на предел текучести [25]

Уравнения, связывающие предел текучести деформируемого материала с факторами, характеризующими условия деформирования, иногда называют *определяющими уравнениями*.

Уравнения (3.37), (3.38) могут рассматриваться как частные случаи более общего определяющего уравнения, отражающего влияние на предел текучести и деформации, и скорости деформации, и температуры. Примером такого обобщенного определяющего уравнения может служить функция вида

$$\tau_T = \tau_0 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^m \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{k\Delta T} \exp(-B\Delta T), \quad (3.31)$$

где $\Delta T' = T - T_0$ – приращение гомологической температуры. Уравнение (3.31) использовалось М. А. Зайковым при исследовании процессов горячей обработки металлов (в частности, прокатки).

3.1.6. Нагрев заготовок перед обработкой давлением

Металл нагревают перед обработкой давлением в нагревательных печах или в электронагревательных устройствах. Простейшим нагревательным устройством является кузнечный горн, в котором металл непосредственно соприкасается с горящим топливом. Его используют для нагрева небольших заготовок при ручной ковке.

Для нагрева под прокатку на обжимных станах (блюмингах или слябингах) стальные слитки помещаются в печь с верхней загрузкой и выгрузкой – нагревательные колодцы (или колодезные печи). В качестве топлива в нагревательных колодцах обычно применяют доменный или природный газ.

Пламенные печи, применяющиеся в машиностроении, работают на жидком и газообразном топливе. Различают пламенные печи с периодической или с непрерывной загрузкой заготовок. Печи с периодической загрузкой заготовок называют камерными (рис. 3.10) [12].

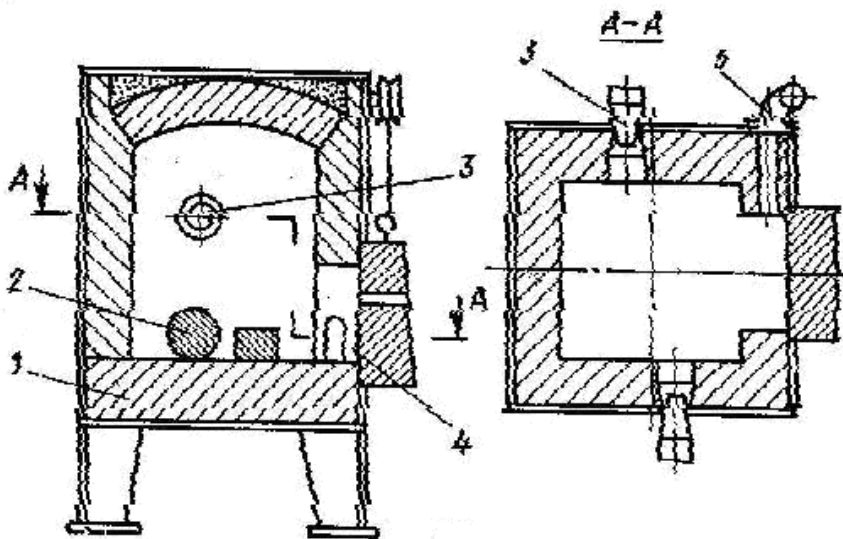


Рис. 3.10. Камерная нагревательная печь: 1 – под печи, 2 – заготовки, 3 – форсунки, горелки, 4 – окно загрузки-выгрузки заготовок, 5 – дымоход

В них заготовки загружают и разгружают через одно и то же окно, в процессе нагрева они остаются неподвижными, а температура в конкретный момент времени во всей зоне нагрева одинакова.

Рабочее пространство камерной печи нагревается путем передачи тепла конвекцией и излучением из окружающего пространства нагревательной камеры до необходимой и контролируемой температуры сжиганием газообразного или жидкого топлива (мазута).

Нагрев заготовок в нагревательных печах происходит медленнее, чем в электронагревательных устройствах. Этот способ менее производителен, экологически менее чист, однако он с большей надежностью позволяет избежать перегрева и пережога. Это связано с тем, что внутри рабочего пространства печи устанавливается требуемая максимальная контролируемая и регулируемая температура, которая не может быть превышена.

Масса металла, нагретого на 1 м^2 пода камерной печи (иначе говоря, «напряженность пода печи»), при работе ее на мазуте или газе составляет $350\text{--}500 \text{ кг}/(\text{м}^2\text{ч})$. Расход топлива для камерных печей составляет $10\text{--}30\%$ массы нагреваемого металла [16].

В печах с непрерывной загрузкой, называемых методическими, заготовки в процессе нагрева передвигаются от окна загрузки к окну выгрузки (рис. 3.11) [16].

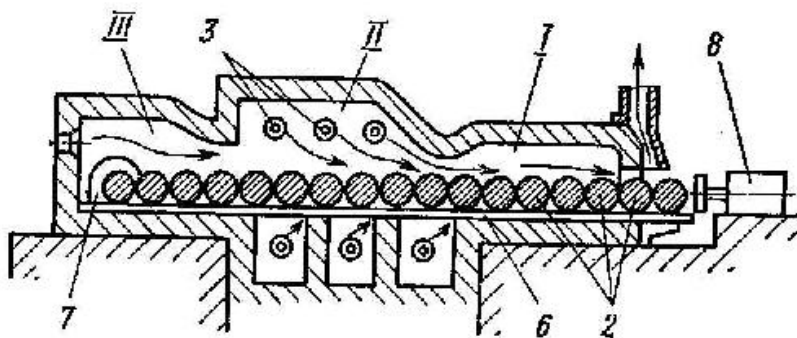


Рис. 3.11. Методическая нагревательная печь: I – первая нагревательная зона ($600\text{--}800 \text{ }^\circ\text{C}$), II – зона максимального нагрева ($1250\text{--}1350 \text{ }^\circ\text{C}$), III – зона выдержки (выравнивания температуры), 2 – заготовки, 3 – горелки, 6 – под печи, 7 – окно загрузки заготовок, 8 – толкатель

Температура рабочего пространства в таких печах повышается от места загрузки к месту выгрузки заготовок. Это обеспечивает более равномерный нагрев и позволяет снизить расход топлива до 5–12% от массы нагреваемого металла. Напряженность пода методических печей достигает $1000 \text{ кДж}/(\text{м}^2\text{ч})$.

Для нагрева металла используется только часть теплоты, образующейся при сгорании топлива. Большая часть теплоты (до 60%) теряется с отходящими газами, имеющими высокую температуру (1000–1200 °С) при выходе из печи.

Эта теплота может быть использована для подогрева воздуха, газа и мазута, которые подаются к нагревательной печи. Для этого печи оборудуются специальными теплообменными аппаратами – рекуператорами [16].

В рекуператоре воздух и дымовые газы разделяются друг от друга стенкой, через которую передается теплота. Так, например, трубчатый рекуператор состоит из большого числа жаростойких труб, которые одними концами подсоединены к коллектору холодного воздуха, а другими – к коллектору горячего воздуха. Коллектор нагревается отходящими из печи газами, и от него нагретый воздух поступает к горелкам и форсункам.

Камерная печь удобна для нагрева сравнительно небольших партий заготовок. Постоянная и равномерная регулируемая температура в печи позволяет нагревать заготовки до высокой температуры (1200 °С), не опасаясь превышения этой температуры и наступления перегрева или пережога.

Одним из недостатков камерных печей является низкий коэффициент полезного действия, составляющий для печей без рекуператоров всего 10–15%, а с рекуператорами 20–30 %.

КПД методических печей без рекуператоров составляет 15–30%, с рекуператорами 35–45%.

Определим количество тепла Q , поступившего через торец стержня площадью F при его нагреве:

$$Q = C_V V (T_c - T_0) \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\omega \tau}{(V/F)^2}}. \quad (3.32)$$

Общее количество теплоты, которое должно быть сообщено заготовке, равно:

$$Q^* = V \cdot C_v (T_c - T_0), \text{ МДж.} \quad (3.33)$$

Приравнявая количество тепла Q требуемому Q^* , найдем время нагрева.

Из приведенных примеров видно, что увеличение размеров заготовки существенно влияет на время ее нагрева. Если для нагрева заготовки под штамповку весом 7,8 кг до температуры 1200 °С потребовалось около 5 минут, то для нагрева слитка весом 7,8 т, предназначенного для обжима на блюминге, – 8,5 часа (см. рис. 3.12).

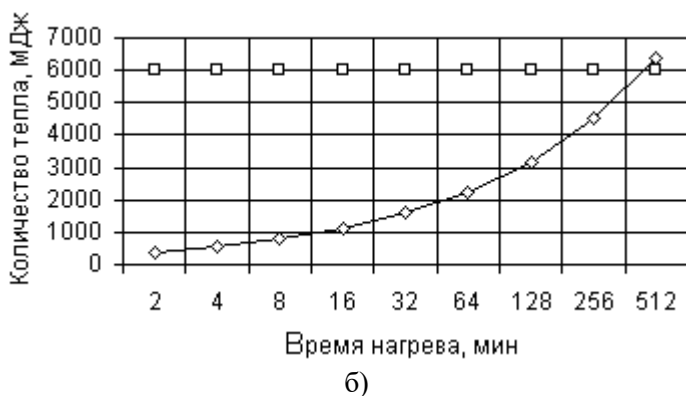
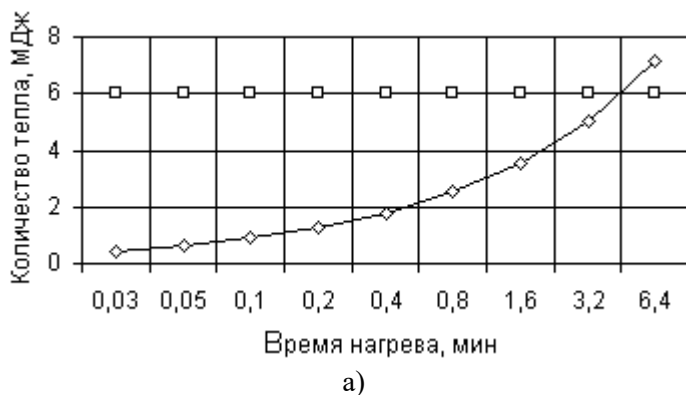


Рис. 3.12. К оценке времени нагрева заготовок из стали 45 размерами 0,1·0,1·0,1 м (7,8 кг) (а) и 1·1·1 м (7,8 т) (б) до температуры 1200 °С

Расчеты показали, что для нагрева заготовки весом 60 кг до 1200 °С требуется 46 МДж теплоты и примерно 16 мин времени, а для заготовки весом 90 кг – около 70 МДж теплоты и примерно 24 мин времени (рис. 3.13).

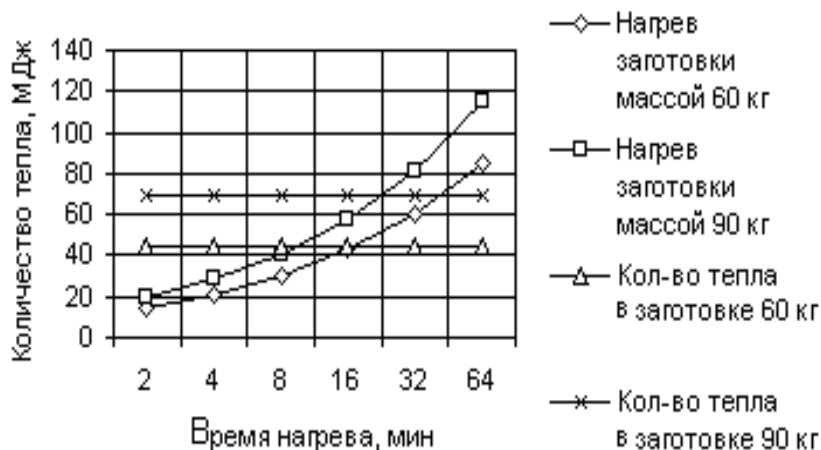


Рис. 3.13. Закономерности нагрева заготовок массой 60 и 90 кг в печи при температуре 1200 °С

Если в печи одновременно нагревается 6 заготовок, то штучные времена нагрева одной заготовки будут, соответственно, около 2,7 и 4 мин. В условном переводе на электроэнергию при КПД $\eta=0,1$ для нагрева заготовки массой 60 кг потребуются около 130 кВт·ч стоимостью около 150 руб, а для нагрева заготовки массой 92 кг – около 200 кВт·ч стоимостью около 230 руб.

В электронагревательных устройствах теплота выделяется в самой заготовке либо при пропускании через нее тока в контактных устройствах, либо при возбуждении в ней вихревых токов – в индукционных устройствах.

При индукционном нагреве заготовку 2 помещают внутрь индуктора 1 (рис. 3.14). Индуктор, выполняемый обычно из медной трубки прямоугольного сечения, подключают непосредственно или через трансформатор 3 к источнику переменного тока 5: высокой частоты (свыше 1 кГц), средней (до 10 кГц) или низкой (промыш-

ленной частотой 50 Гц). Нагрев заготовки 2 осуществляется путем индуктирования в ней вихревых токов (токов Фуко), вызываемых в токопроводящей среде переменным электрическим полем [6].

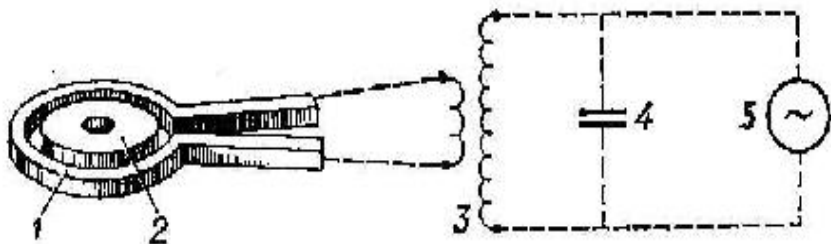


Рис. 3.14. Схема индукционного нагрева: 1 – индуктор, 2 – нагреваемое изделие, 3 – трансформатор, 4 – конденсатор, 5 – генератор

Для нагрева перед обработкой давлением заготовки 1 пропускают через многовитковый индуктор 2 (рис. 3.15, а) [12].

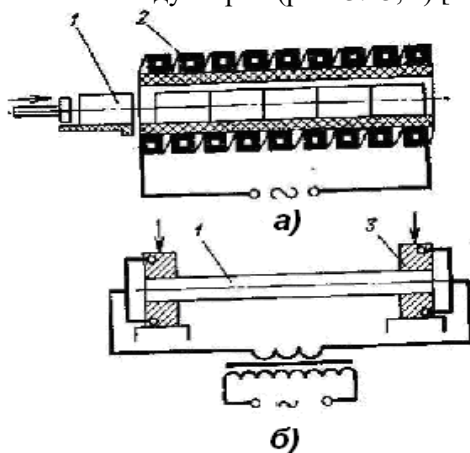


Рис. 3.15. Схемы электронагревательных устройств: а) индукционного; б) контактного

Заготовки перемещают внутри индуктора со скоростью v .

Задача определения температуры в круглой движущейся заготовке – осесимметричная. Однако ее можно привести к ранее рассмотренной задаче о температуре в полуплоскости от равномерно распределенного быстро движущегося источника тепла.

$$\theta(0, l) = \frac{2IU\eta}{C_v \pi D l v} \sqrt{\frac{vl}{\omega}}, \quad (3.34)$$

где IU – электрическая мощность индуктора, η – КПД, D – диаметр заготовок, l – длина индуктора (вдоль скорости движения заготовок).

Для нагрева заготовок до заданной температуры ($T_c - T_0$) должны быть выполнены следующие условия:

$$IU\eta = \pi R^2 v C_v (T_c - T_0), \quad \theta(0, l) < \theta_{\max}. \quad (3.35)$$

При электроконтактном нагреве (рис. 3.19, б) концы заготовки 1 зажимают между медными контактами 3, к которым подводится большой ток I . Средняя температура заготовки может быть вычислена по формуле:

$$\Delta\theta = \frac{IU\eta\tau}{C_v \pi R^2 l}, \quad (3.36)$$

где IU – электрическая мощность индуктора, η – КПД, τ – время нагрева, R – радиус заготовки, l – длина заготовки.

По краям заготовки температура несколько ниже за счет теплоотвода в медные контакты.

Электронагрев обладает целым рядом преимуществ: более высокой производительностью нагрева, почти полным отсутствием окислы, удобством автоматизации. Теплота выделяется не только на поверхности заготовки, но и в глубине ее.

При индукционном нагреве толщина слоя, в котором происходит выделение теплоты, зависит от частоты тока. Поэтому с увеличением диаметра нагреваемых заготовок частоту тока уменьшают (от 8 000 Гц для заготовок малых диаметров до 50 Гц для заготовок диаметром 180 мм). Однако при применении электрических методов нагрева заготовок труднее регулировать заданную температуру заго-

товок, в связи с чем необходимо тщательно согласовывать применяемые мощности нагревателей и время нагрева (скорости перемещения заготовок).

Максимальную температуру нагрева заготовок под обработку давлением назначают такой, чтобы снизить механические характеристики до требуемого уровня, но избежать при этом пережога и перегрева.

Рациональные температуры нагрева различных материалов определяются на основании опытных или теоретических данных с учетом диаграмм состояния сплавов (табл. 3.1) [16].

Таблица 3.1

Рациональные температуры нагрева различных сплавов
под обработку давлением

Материал	Диапазон рациональных температур, °С
Алюминиевый сплав АК4	470–350
Медный сплав БрАЖМц	900–750
Титановый сплав ВТ8	1100–900
Сталь 45	1200–750
Сталь У10	1100–850

Пережог металла может произойти при температурах, близких к температуре плавления. Он проявляется в окислении границ между зёрнами и появлении хрупкой пленки, вызывающей потерю пластичности. Пережог не подлежит исправлению, такой металл отправляется в переплавку. Перегрев металла происходит при несколько более низких температурах, чем пережог. Перегрев проявляется в чрезмерном росте размеров аустенитных зёрен при первичной кристаллизации и как следствие в крупнозернистой вторичной кристаллизации (феррит и перлит или перлит и цементит). Это при-

водит к снижению механических характеристик. Последствия перегрева в большинстве случаев удается устранить с помощью термобработки, однако это сопряжено со значительными трудностями и дополнительными затратами.

Время нагрева заготовки может быть приближенно оценено с помощью известного решения о количестве тепла, поступающего в стержень, торец которого находится при постоянной температуре. Существуют и другие, более точные теоретические решения, учитывающие конечные размеры и форму заготовок, однако для качественного анализа ограничимся упомянутым более простым решением.

При большом времени нагрева увеличивается окисление поверхности металла, в результате чего образуется окалина – слой, состоящий из оксидов железа: Fe_2O_3 , Fe_3O_4 , FeO . Кроме того, происходит обезуглероживание поверхностного слоя металла. Толщина обезуглероженного слоя в отдельных случаях достигает 1,5–2 мм. Для уменьшения окисления заготовки нагрев следует производить в нейтральной или восстановительной атмосфере.

3.2. ПРОКАТНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

3.2.1. Схемы прокатки

Прокатка представляет собой механическую обработку металлов путем обжатия между вращающимися валками прокатного стана с целью уменьшения сечения прокатываемого слитка или заготовки и придания им заданной формы (профиля).

Прокатке подвергают до 90% всей выплавляемой стали и большую часть цветных металлов.

По расположению валков различают прокатку продольную, поперечную или винтовую (рис. 3.16) [6].

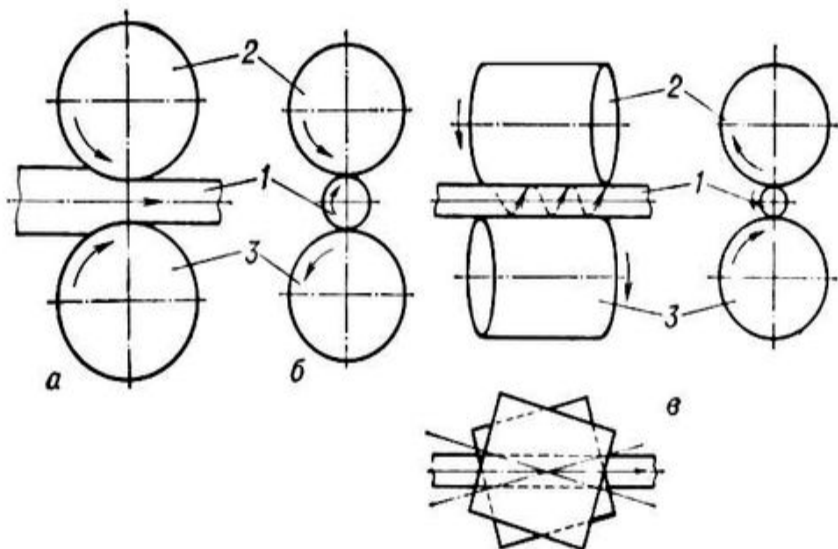


Рис. 3.16. Схемы продольной (а), поперечной (б) и винтовой (в) прокатки: 1— заготовка; 2, 3 — валки

Если поступательная скорость прокатываемого металла меньше окружной скорости вследствие его вращения, прокатка называется также поперечно-винтовой, а если больше — продольно-винтовой.

При поперечной прокатке металлу придаётся вращательное движение относительно его оси и, следовательно, он обрабатывается в поперечном направлении. При винтовой прокатке вследствие косо́го расположения валков металлу, кроме вращательного, придаётся ещё поступательное движение в направлении его оси. Поперечная прокатка применяется для обработки зубьев шестерён и некоторых других деталей, поперечно-винтовая — в производстве цельнокатаных труб, шаров, осей и других тел вращения (рис. 3.17) [6].

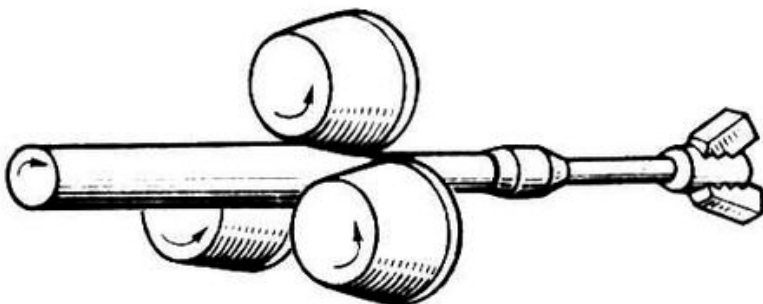


Рис. 3.17. Схема винтовой прокатки круглых периодических профилей

Продольно-винтовая прокатка находит применение при производстве свёрл.

Наиболее распространенным в практике является процесс продольной прокатки металла между двумя принудительно вращающимися валками (рис. 3.16, а).

Прокатка может быть горячей (с предварительным подогревом прокатываемого металла до гомологических температур $T' \approx 0,7-0,9$) теплой (с подогревом прокатываемого металла до гомологических температур $T' \approx 0,4-0,5$) или холодной (без подогрева прокатываемого металла). Основная часть проката (заготовка, сортовой и листовой металл, трубы, шары и т. д.) производится горячей прокаткой при начальных температурах: стали 1000–1300 °С, меди 750–850 °С, латуни 600–800 °С, алюминия и его сплавов 350–400 °С, титана и его сплавов 950–1100 °С, цинка – около 150 °С.

Холодная прокатка применяется, главным образом, для производства листов и ленты толщиной менее 6 мм, прецизионных сортовых профилей и труб; кроме того, холодной прокатке подвергают горячекатаный металл для получения более гладкой поверхности и лучших механических свойств, а также в связи с трудностью нагрева и быстрым остыванием изделий малой толщины.

Теплая прокатка в отличие от холодной выполняется при несколько повышенной температуре с целью снижения упрочнения (наклёпа) и повышения пластичности металла при его деформации.

В начале 60-х гг. 20-го в. был разработан новый процесс прокатки листов из алюминия и его сплавов. Особенность этого процесса состоит в совмещении непрерывного литья с прокаткой. Исходным материалом служит жидкий алюминий, который поступает через распределительную проводку в межвалковое пространство, образованное между двумя горизонтальными валками (рис. 3.18).

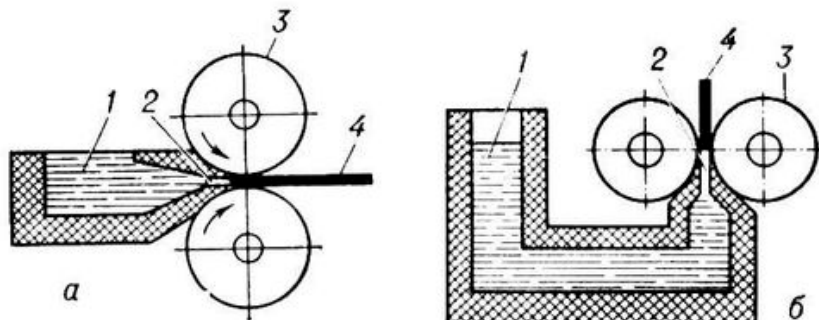


Рис. 3.18. Схемы способов бесслитковой прокатки полос:
 а) подача металла сбоку, б) подача металла снизу: 1 – распределительная ванна, 2 – межвалковое пространство (кристаллизатор),
 3 – валки, 4 – полоса

Алюминий, соприкасаясь с валками, кристаллизуется, а образующаяся полоса непрерывно выходит из валков стана. Валки могут быть расположены как в вертикальной плоскости, так и в горизонтальной. В первом случае алюминий подводится сбоку, а во втором – снизу. Этим методом успешно изготавливаются полосы толщиной 8–12 мм, шириной 1000–1600 мм, которые затем сматывают в рулоны. Применение такой технологии вместо прокатки полосы из крупных слитков даёт большой экономический эффект.

3.2.2. Продукция прокатного производства, оборудование и инструмент

Продукцией прокатного производства являются полосы, листы, трубы, прутки различного профиля (круглого, квадратного, прямоугольного, шестигранного, углового, двутаврового, швеллерного,

таврового и др.), железнодорожные и трамвайные рельсы, колеса, шары, кольца и др. (рис. 3.19) [6].

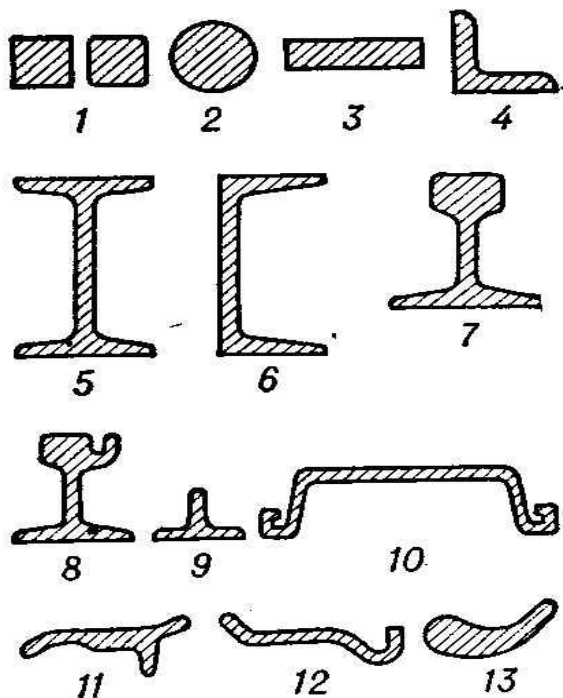


Рис. 3.19. Примеры профилей сортового проката: 1– квадратный, 2 – круглый, 3 – полосовой, 4 – угловой, 5 – двутавровый, 6 – швеллерный, 7 – железнодорожный рельс, 8 – трамвайный рельс, 9 – тавровый, 10 – шпунтовый, 11 – полоса для башмаков тракторных гусениц, 12 – полоса для ободьев колес грузовых автомобилей, 13 – полоса для турбинных лопаток

Прокаткой получают длинномерные изделия, различающиеся формой поперечного сечения, т. е. профилем. Группы профилей, различающиеся формой и размерами, называют сортаментом.

Все типы машиностроительных профилей, получаемых прокаткой, можно разделить на пять групп:

- сортовые профили простой геометрической формы (квадрат, круг, шестигранник, прямоугольник) и фасонные (швеллер, рельс, тавр и т. д.);
- листовый металл, который подразделяется на тонколистовой (толщиной менее 4 мм) и толстолистовой (толщиной 4–160 мм);
- трубы, бесшовные (диаметром 51–650 мм) или сварные (диаметром 10–2200 мм);
- специальные виды проката (колеса, шары, бандажи и др.);
- профили, имеющие периодически изменяющуюся форму и площадь поперечного сечения вдоль оси заготовки. Их применяют в качестве фасонных заготовок для последующей штамповки или механической обработки.

Прокатка металла, а также вспомогательные операции (транспортирование исходной продукции со склада к нагревательным печам и к валкам стана, передвижение металла в процессе прокатки, кантовка полос металла, правка, резка их на части, маркировка или клеймение, сматывание в бунты или рулоны, упаковка, передача на склад готовой продукции) осуществляются с помощью системы машин и агрегатов, называемой прокатным станом (рис. 3.20) [12].

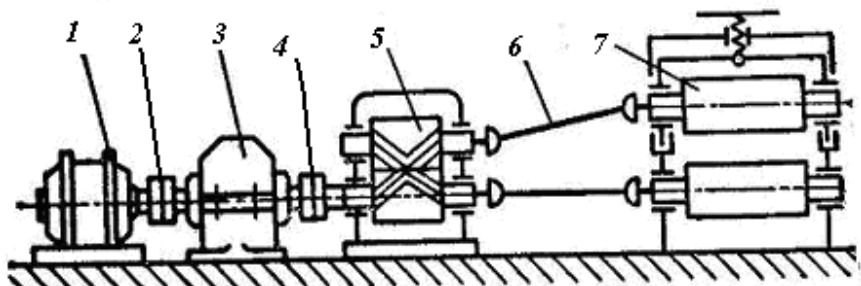


Рис. 3.20. Схема устройства прокатного стана:

- 1 – электродвигатель, 2 – упругая муфта, 3 – редуктор,
- 4 – главная муфта, 5 – шестеренная клеть, 6 – шпиндели,
- 8 – рабочие валки

Основной частью прокатного стана является рабочая клеть. В подшипниках станины рабочей клетки вращаются рабочие валки 8. Подшипники верхнего валка могут перемещаться специальным нажимным устройством для изменения расстояния между валками и регулирования взаимного расположения их осей. Вращение валкам

передается от электродвигателя 1 через упругую муфту 2, редуктор 3, главную муфту 4, шестеренную клетку 5 и шпиндели 6 .

Для соединения шпинделей с прокатными валками рабочей клетки и валами шестеренной клетки служат соединительные трефовые муфты.

По назначению прокатные станы подразделяют на 5 типов: 1) обжимные и заготовочные (блюминги, слябинги, заготовочные сортовые, трубозаготовочные); 2) сортовые (рельсобалочные, крупно-, средне- и мелкосортные, проволочные); 3) листовые горячей прокатки (толстолистовые, широкополосовые, тонколистовые) и холодной прокатки (листовые, лентопрокатные, фольгопрокатные, плющильные); 4) трубопрокатные; 5) специальные (колесопрокатные, кольце- и бандажепрокатные, шаропрокатные, для профилей переменного сечения, для зубчатых колес и др.)

Блюминг – это высокопроизводительный прокатный стан для обжатия стальных заготовок большого сечения массой от 1 до 12 *t* в стальные заготовки квадратного сечения со стороной свыше 140 *мм*, предназначенные для дальнейшей прокатки. Производительность блюмингов – около 2 млн *t* в год, или около 400 *t*/час. Для отгрузки суточной продукции блюминга требуется до 160 железнодорожных платформ в сутки. Примерная стоимость годовой продукции крупного блюминга может составлять около 12 млрд рублей (или около 400 млн долларов).

Стальные заготовки прямоугольного сечения шириной от 400 до 2500 *мм* и толщиной от 75 до 600 *мм*, предназначенные для последующего листового проката, называют слябами, а прокатные станы для переработки крупных стальных слитков в слябы – слябингами. Слябинг, кроме горизонтальных валков, имеет еще и вертикальные, используемые для обжатия боковых кромок слитка (рис. 3.21) [6].

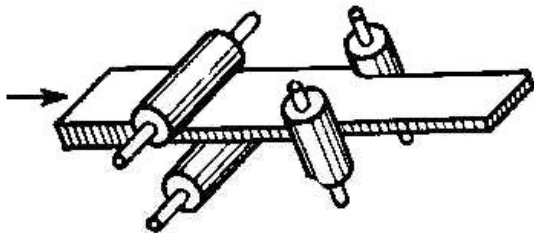


Рис. 3.21. Схема расположения валков в универсальном прокатном стане (слябинге) для прокатки широких полос

Инструментом для прокатки являются валки (рис. 3.22).

Прокатный валок имеет рабочую часть 1, называемую бочкой, шейки 2, опирающиеся на подшипники станины клетки, и трёфы 3. Сечение трёф имеет форму крестовин или квадратов для передачи крутящего момента. Бочка валка может быть гладкой (при прокатке листов) или ручьевой (рис. 3.22, б) для получения сортового проката [12].

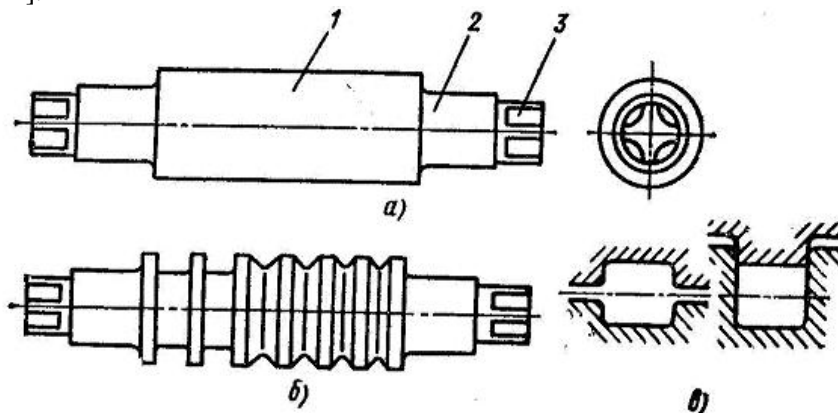


Рис. 3.22. Прокатные валки: а) гладкий валок для листа; б) ручьевого валок для сортового проката: 1 – бочка, 2 – шейки, 3 – трёфы; в) калибры ручьевого прокатного валка: открытый и закрытый

Ручьем называют кольцевой вырез на боковой поверхности валка (рис. 3.22, б). Ручьи верхнего и нижнего валка образуют калибры (рис. 3.22, в). Калибр называют открытым, если линия раздела проходит по оси симметрии, параллельной оси валков, и закрытым, если линия раздела является ломаной и смещенной на одну из границ калибра.

Кроме рабочих валков, непосредственно осуществляющих деформацию металла, в прокатных станах часто используются также опорные валки. Это позволяет применять рабочие валки меньшего диаметра, благодаря чему снижается усилие деформирования.

3.2.3. Деформации при прокатке

При прокатке металл осаживается вдоль оси Z , получает удлинение (вытяжку) вдоль оси X и уширение – вдоль оси Y (рис. 3.23)

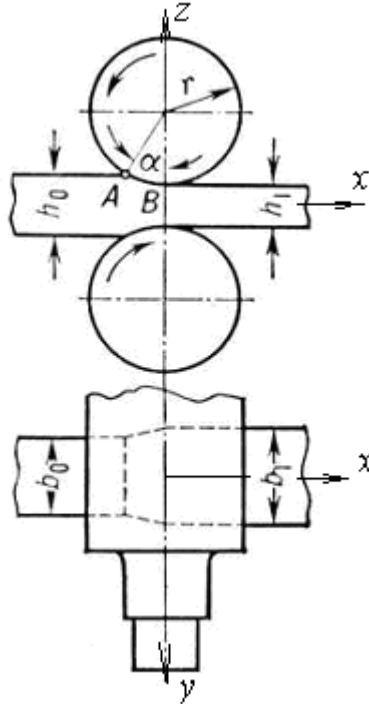


Рис. 3.23. Схема деформации металла при продольной прокатке

При продольной прокатке одновременно пластической деформации подвергается только та часть металла, которая находится в очаге деформации (рис. 3.24).

Очагом деформации называют область ABB_1A_1 , заключенную между валками и сечениями входа AA_1 металла в валки и выхода BB_1 металла из валков.

В качестве одной из основных характеристик линейной деформации применяют относительное обжатие:

$$\varepsilon_z = \varepsilon_h = \frac{h_1 - h_0}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0}. \quad (3.37)$$

Кроме относительного обжатия используются также относительное удлинение:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_l = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (3.38)$$

и относительное уширение $\varepsilon_y = \varepsilon_b = \frac{b_1 - b_0}{b_0} = \frac{\Delta b}{b_0}$. (3.39)

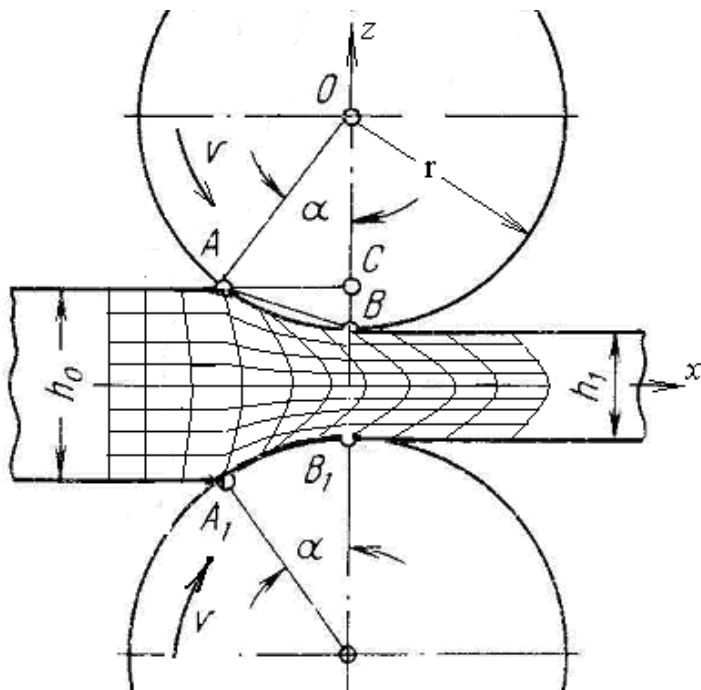


Рис. 3.24. Схема деформации прямоугольной координатной сетки в плоскости xz при прохождении металла через очаг деформации ABB_1A_1 при продольной прокатке

Относительное обжатие обычно измеряют в процентах. За 1 проход оно обычно составляет 10–60%, а иногда и больше (до 90%).

Условие неизменности объема при пластической деформации имеет вид:

$$\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \frac{\Delta l}{l_0} + \frac{\Delta h}{h_0} + \frac{\Delta b}{b_0} = 0. \quad (3.40)$$

При вычислении работы и сил деформирования используют истинные (логарифмические) деформации:

$$\text{высотную } \varepsilon_{Zu} = \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h} = \ln \frac{h_1}{h_0}, \quad (3.41)$$

$$\text{поперечную } \varepsilon_{yu} = \ln \frac{b_1}{b_0} = \int_{b_0}^{b_1} \frac{db}{b}, \quad (3.42)$$

$$\text{продольную } \varepsilon_{xu} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l}. \quad (3.43)$$

Отношение длин заготовки после и до деформации (или отношение площадей поперечного сечения до и после деформации) называют вытяжкой:

$$\lambda = \frac{l}{l_0} = \frac{F_0}{F}. \quad (3.44)$$

Вытяжка обычно составляет около 1,1–1,6 за 1 проход, но иногда и больше [12].

Для истинных (логарифмических) деформаций это условие имеет вид

$$\ln \frac{l_1}{l_0} + \ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{b_1}{b_0} = \ln \left(\frac{l_1 h_1 b_1}{l_0 h_0 b_0} \right) = 0, \text{ или } \frac{l_1 h_1 b_1}{l_0 h_0 b_0} = 1. \quad (3.45)$$

Кроме линейных деформаций при прокатке имеют место и сдвиги: $\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx}$, $\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx}$, $\varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zy}$.

Интенсивность деформации при прокатке неоднородна: вблизи поверхностей контакта прокатанного металла с валками деформация больше, чем в глубине металла.

Определение сдвиговых компонентов тензора деформации может быть осуществлено, например, путем анализа искажения в процессе прокатки координатных сеток, нанесенных на поверхности деформируемых заготовок.

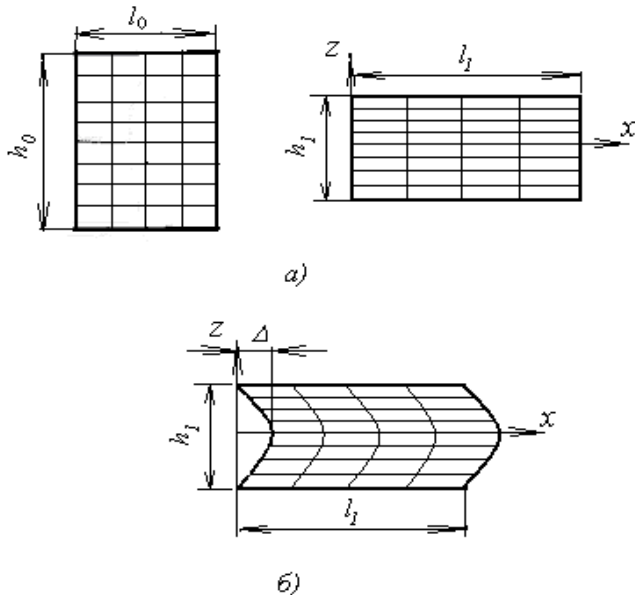


Рис. 3.25. Схематизация деформации при прокатке: а) линейные деформации, б) деформации неоднородного сдвига

В частном случае при прокатке широких полос прямоугольного сечения уширение может быть незначительно ($\varepsilon_y = 0, \varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx}, \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zy}$). В этом случае деформация может считаться плоской. При этом относительное удлинение и относительное обжатие равны друг другу по величине и противоположны по знаку

$$\varepsilon_{x,u} = -\ln \frac{h_1}{h_0} = \ln \frac{l_1}{l_0}. \quad (3.47)$$

Аппроксимируя искаженные линии координатной сетки параблами типа

$$x - \Delta = -\Delta \left(\frac{z}{h_1} \right)^2, \quad (3.48)$$

запишем для перемещения $U_x(z)$:

$$U_x(z) = \Delta \left(\frac{z}{h_1} \right)^2. \quad (3.49)$$

Вычислим компоненты неоднородного сдвига:

$$\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx} = \frac{\partial U_x}{\partial z} = \frac{2\Delta}{h_1} \frac{z}{h_1}. \quad (3.50)$$

Пренебрегая уширением, запишем тензор деформации в виде:

$$T = \begin{pmatrix} -\ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) & 0 & 8\frac{\Delta}{h_1^2}z \\ 0 & 0 & 0 \\ 8\frac{\Delta}{h_1^2}z & 0 & \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) \end{pmatrix}. \quad (3.51)$$

Вычислим интенсивность деформации:

$$\begin{aligned} \varepsilon_i &= \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)} = \\ &= \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\ln^2\left(\frac{h_1}{h_0}\right) + \left(\frac{2\Delta}{h_1^2}z\right)^2}. \end{aligned} \quad (3.52)$$

Для вычисления работы деформации используют средние значения интенсивности деформации по сечению:

$$\varepsilon_{i,cp} = \frac{2}{h_1} \int_0^{h_1/2} \varepsilon_i dz. \quad (3.53)$$

В рассматриваемом примере прокатки широкой полосы прямоугольного сечения:

$$\varepsilon_{i,cp} = \frac{4}{h_1\sqrt{3}} \int_0^{h_1/2} \sqrt{\ln^2\frac{h_1}{h_0} + \left(\frac{2\Delta}{h_1^2}Z\right)^2} dz \quad (3.54)$$

Обозначая

$$\frac{2\Delta}{h_1^2} Z = x, \quad \ln \frac{h_1}{h_0} = a, \quad (3.55)$$

интеграл (3.54) приведем к табличному

$$\varepsilon_{i,cp} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{h_1}{\Delta} \int_0^{\Delta/h_1} \sqrt{x^2 + a^2} dx = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{h_1}{\Delta} \left[x\sqrt{x^2 + a^2} + \left. \begin{array}{l} + a^2 \ln(x + \sqrt{x^2 + a^2}) \\ \end{array} \right] \right|_0^{\frac{\Delta}{h_1}}.$$

Вернувшись к обозначениям (3.55), получим:

$$\varepsilon_{i,cp} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ \begin{array}{l} \sqrt{\left(\frac{\Delta}{h_1}\right)^2 + \ln^2 \frac{h_1}{h_0}} + \frac{\ln^2 \frac{h_1}{h_0}}{\frac{\Delta}{h_1}} \\ \cdot \left[\ln \left(\frac{\Delta}{h_1} + \sqrt{\left(\frac{\Delta}{h_1}\right)^2 + \ln^2 \frac{h_1}{h_0}} \right) - \ln \ln \frac{h_1}{h_0} \right] \end{array} \right\} \quad (3.56)$$

Учитывая, что

$$\frac{\Delta}{h_1} = \frac{1}{4} \varepsilon_{zx} \left(\frac{h_1}{2} \right) \quad (3.57)$$

$$\text{и } \sqrt{\left(\frac{\Delta}{h_1}\right)^2 + \ln^2 \frac{h_1}{h_0}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_i \left(\frac{h_1}{2} \right), \quad (3.58)$$

среднюю интенсивность деформаций $\varepsilon_{i,cp}$ можно также представить в виде:

$$\varepsilon_{i,cp} = \frac{1}{2} \varepsilon_i \left(\frac{h_1}{2} \right) + \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{\varepsilon_{zu}^2}{\varepsilon_{zx} \left(\frac{h_1}{2} \right)} \ln \frac{\frac{1}{4} \varepsilon_{zx} \left(\frac{h_1}{2} \right) + \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_i \left(\frac{h_1}{2} \right)}{\varepsilon_{zu}}. \quad (3.59)$$

При отсутствии сведений об искажении координатной сетки, а также для упрощения на практике зачастую для оценки деформации ограничиваются вычислением истинного обжатия, вводя эмпирические коэффициенты К, учитывающие сдвиги:

$$\varepsilon_{i, cp} = K\varepsilon_{z,u} = K \ln \frac{h_0}{h_1}, \text{ где } K=1,15 \quad (3.60)$$

В частности, при $h_0/h_1 = 1,5$ (например, при $h_1 = 0,1 \text{ м}$, $h_0 = 0,04 \text{ м}$) $\varepsilon_{z,u} = 0,4$ и $\varepsilon_{i, cp} = 0,47$.

Используя относительное обжатие, оценивают скорость деформации при прокатке:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v_1}{L} \frac{h_0 - h_1}{h_0} c^{-1}, \quad (3.61)$$

где v_1 – скорость выхода металла из валков, м/с , L – горизонтальная проекция дуги захвата, м :

$$L = \frac{D}{2} \sin \alpha. \quad (3.62)$$

D – диаметр рабочего валка, α – угол захвата.

В частности, при $v_1 = 1 \text{ м/с}$, $D = 0,6 \text{ м}$, $\alpha = 30^\circ$, $h_1 = 0,1 \text{ м}$, $h_0 = 0,04 \text{ м}$

$$\dot{\varepsilon} \approx 10 \text{ с}^{-1}.$$

При прокатке в зависимости от условий деформирования скорости деформации могут изменяться в широких пределах: от 0,1 до 1000 $1/\text{с}$.

3.2.4. Работа, мощность и усилия деформирования при прокатке

Условие захвата металла валками. Для начала процесса прокатки необходимо, чтобы соблюдалось определенное соотношение между толщиной (высотой) исходной заготовки, поступающей в валки, величиной зазора между валками и диаметром валков. Это соотношение устанавливается условием захвата.

Для осуществления захвата металла валками необходимо, чтобы проекция R_x равнодействующей силы R на ось x была направлена в сторону движения заготовки (рис. 3.26).

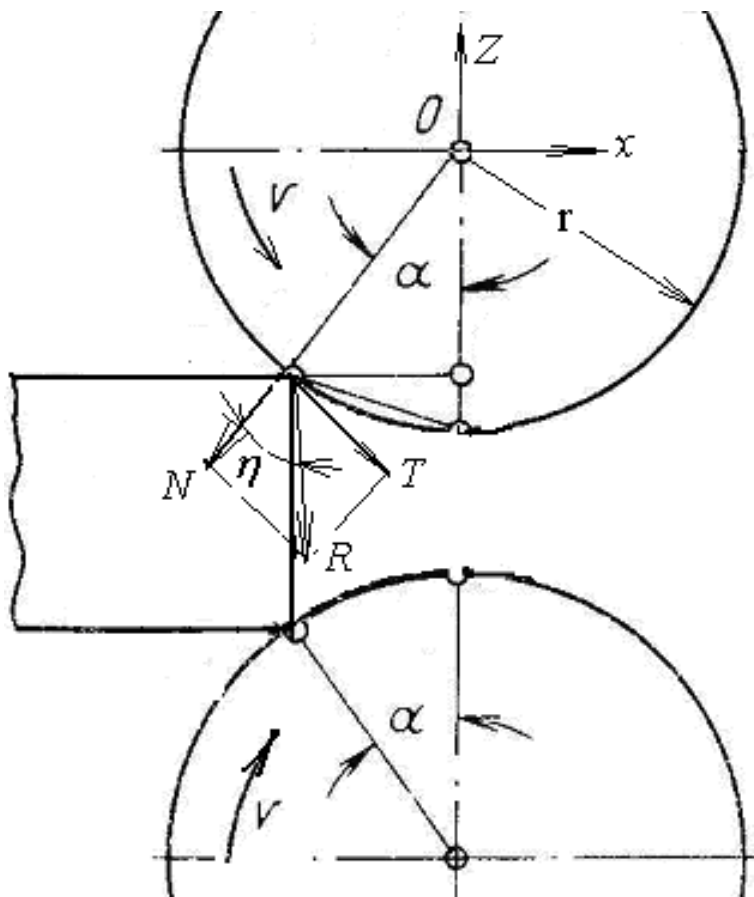


Рис. 3.26. Схема сил, характеризующая условие захвата заготовки при продольной прокатке

В соответствии со схемой сил, представленной на рис. 3.26, для этого необходимо, чтобы тангенс угла захвата был меньше отношения коэффициента трения μ :

$$\operatorname{tg} \alpha < \mu = \frac{T}{N} = \operatorname{tg} \eta, \quad (3.63)$$

или чтобы угол захвата α был меньше угла трения η :

$$\alpha < \eta. \quad (3.64)$$

Однако при этом нежелательно, чтобы угол захвата α был существенно меньше угла трения, так как при этом снижается эффективность прокатки, увеличивается число необходимых проходов, ухудшаются экономические показатели. В связи с этим равнодействующая сил должна быть направлена близко к плоскости, проходящей через оси валков, т.е. почти вертикально.

По производственным данным, максимальный допускаемый угол захвата при прокатке блюмов и сортового металла в калибрах может достигать $30\text{--}32^\circ$, при горячей прокатке листов на гладких валках – $20\text{--}24^\circ$, при холодной прокатке тонких листов $3\text{--}6^\circ$.

Поскольку для участков контакта правее начальной точки касания заготовки и валков приращение силы ΔR поворачивается против часовой стрелки, стационарный процесс прокатки можно осуществлять при угле захвата примерно вдвое больше, чем при начальных условиях.

Улучшение условий захвата при прокатке обеспечивается: при черновых обжимных операциях прокатки наплавкой сварных валков для повышения коэффициента трения; применением слитков пирамидальной формы (в виде клина) – для уменьшения углов захвата в начальный момент прокатки; увеличением диаметра валков.

Удельная работа деформации определяется фактическими значениями предела текучести деформируемого металла и величиной средней интенсивности деформации:

$$A_w = \frac{1}{V} \iiint_V \sigma_i \varepsilon_i dV \approx \sigma_T \varepsilon_{i,cp}. \quad (3.65)$$

Влияние деформации на предел текучести при высоких температурах несущественно из-за разупрочнения металла. Это дает основание считать предел текучести примерно одинаковым по всему объему и вынести среднее значение предела текучести за знак интеграла. На фактический предел текучести σ_T при горячей прокатке оказывают влияние температура и скорость деформации. Так, например, при изменении скорости деформации углеродистой стали при температуре 1000°C от $0,1$ до 150 *л/с* предел текучести (см. рис. 3.8) деформируемого металла возрастает от 55 до 170 *МПа*, т. е. примерно в 3 раза.

Для углеродистых сталей при горячей прокатке предел текучести находится в пределах 100–300 МПа, при холодной прокатке 800–1500 МПа.

При допущениях о постоянстве предела текучести удельная работа деформации может быть вычислена как произведение средних значений предела текучести и интенсивности деформации.

В частности, при $\sigma_T = 170 \text{ МПа}$ и $\varepsilon_{i, cp} = 0,47$ $A_W = 80 \text{ МПа}$.

Зная удельную работу деформации, легко определить эффективную мощность прокатки:

$$N_e = A_W \cdot h_1 b_1 v_1. \quad (3.66)$$

При $A_W = 80 \text{ МПа}$, $h_1 = 0,1 \text{ м}$, $b_1 = 2 \text{ м}$, $v_1 = 1 \text{ м/с}$

$$N_e = 16 \text{ МВт}.$$

При прокатке изделий меньшего сечения (прутков, проволоки) применяются более высокие скорости прокатки (до 30 м/с). Из-за трудностей создания электроприводов столь большой мощности в некоторых конструкциях прокатных станов на каждый валок предусматривают индивидуальный электродвигатель.

При диаметре валков $D = 0,6 \text{ м}$ частота вращения валков равна:

$$n = \frac{60v_1}{\pi D} = 31,8 \text{ об/мин} = 3,3 \text{ 1/с} \quad (3.67)$$

Крутящий момент на одном валке:

$$M_{kp} = \frac{N_e}{2n} = 2400 \text{ кНм}. \quad (3.68)$$

Равнодействующие усилия на валки при наиболее распространённых условиях прокатки направлены почти параллельно линии, соединяющей оси валков, т. е. вертикально (рис. 3.27).

Сила трения F , условно приложенная в середине дуги контакта, может быть определена по формуле

$$F = \frac{N_e}{2v_1} = \frac{2M_{kp}}{D} = 8 \text{ МН}. \quad (3.69)$$

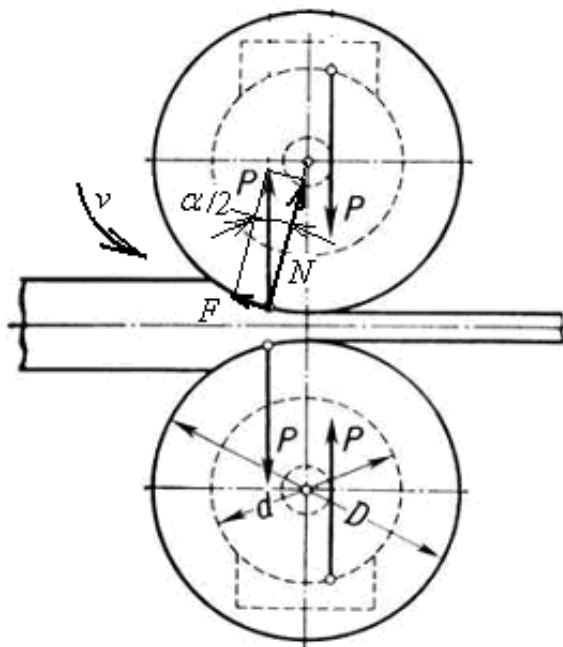


Рис. 3.27. Схема сил, действующих на валки при прокатке

Соответственно, равнодействующая сила P , действующая на валок при $\alpha=30^\circ$ будет равна:

$$P = \frac{F}{\sin 15^\circ} \approx 31 \text{ МН} \quad (3.70)$$

Усилие на валок при прокатке стальной проволоки, узких стальных полос составляет около 200–1000 кН, а при прокатке листов шириной 2–2,5 м доходит до 30–60 МН. Момент, необходимый для вращения обоих валков при прокатке стальной проволоки и мелких сортовых профилей, составляет 40–80 кНм, а при прокатке слябов и широких листов достигает 6000–9000 кНм.

При холодной прокатке на предел текучести влияет деформация: с увеличением интенсивности деформации металл получает большее упрочнение. В этом случае допущение о постоянстве предела текучести для всей деформируемой области может привести к существенным ошибкам.

3.2.5. Теплообмен и температура при горячей прокатке

При соприкосновении холодного прокатного валка, имеющего начальную температуру θ_0 , с нагретой до температуры θ_3 заготовкой тепло из заготовки интенсивно поступает в валок (рис. 3.28).

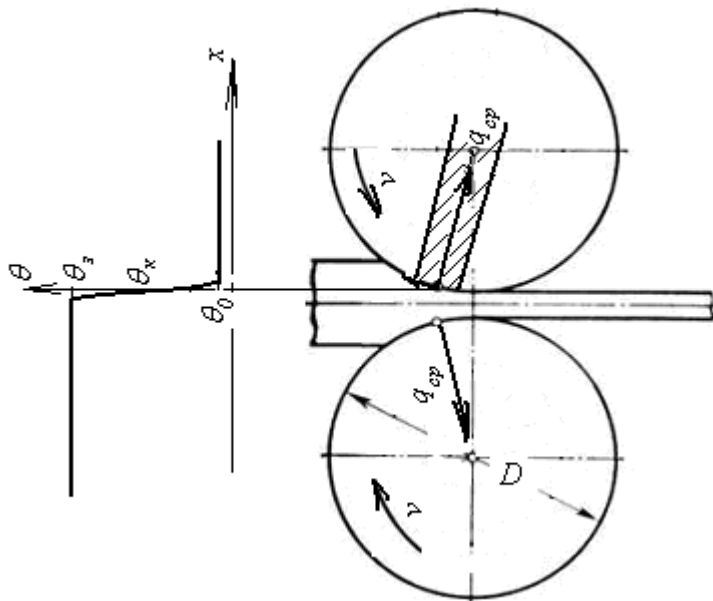


Рис. 3.28. Схема к определению контактной температуры и тепловых потоков в валки

Вследствие этого температура на поверхности контакта валка с заготовкой равна:

$$\theta_k = \frac{\theta_3 + \theta_0}{2}. \quad (3.71)$$

Плотность теплового потока на торце стержня, выделенного в валке перпендикулярно поверхности контакта с заготовкой, согласно известному решению о нагреве стержня с постоянной температурой на торце, равна:

$$q_{\phi} = \sqrt{\lambda C_V} \frac{\theta_3 - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}}. \quad (3.72)$$

Время τ нагрева «стержня» изменяется от 0 до τ_1 , где

$$\tau_1 = \frac{r\alpha}{v} = \frac{\pi D \alpha^0}{360v} \text{ (с)}. \quad (3.73)$$

В частности, при $D=0,6$ м, $\alpha=30^\circ$, $v=1$ м/с $\tau_1=0,16$ с.

Вычислим среднюю плотность теплового потока на участке контакта валка с заготовкой при $\lambda = 40 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, $C_V = 5 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ и $\theta_3 - \theta_0 = 1000^\circ \text{C}$:

$$q_{cp} = \frac{1}{\tau_1} \int_0^{\tau_1} \sqrt{\lambda C_V} \frac{\theta_3 - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}} d\tau = \sqrt{\lambda C_V} \frac{2(\theta_3 - \theta_0)}{\sqrt{\pi \tau_1}}. \quad (3.74)$$

$$= 40 \text{ МДж}/\text{м}^2$$

При $b=2,3$ м площадь контакта валка с заготовкой:

$$F = r\alpha b \text{ (м}^2) \approx 0,157 \text{ м}^2, \quad (3.75)$$

Найдем тепловой поток Φ , поступающий в валок:

$$\Phi = q_{cp} F = 6,3 \text{ МВт}, \quad (3.76)$$

т. е. тепловые потоки, нагревающие валки сопоставимы с мощностью, затрачиваемой на прокатку полосы (равной в рассматриваемом примере 16 МВт).

Повышение контактной температуры вследствие нагрева валков от прокатываемых заготовок представляет большую проблему. При повышенных контактных температурах валки быстрее изнашиваются и деформируются.

Высокие контактные температуры возникают на поверхности валка только в течение того малого промежутка времени, когда этот участок поверхности контактирует с нагретой заготовкой. В рассматриваемом примере это время равно 0,16 с и соответствует 30° поворота валка. Остальную часть времени, соответствующую 1,72 с, или 330° поворота валка, температура поверхности валка будет уменьшаться вследствие ее выравнивания.

Оценим относительное уменьшение температуры за промежутки времени, в течение которого контакт участка поверхности валка с заготовкой отсутствует.

Пусть повышение температуры $\Delta\theta_k$ на участке поверхности контакта валка с заготовкой

$$l_k = \frac{\pi D \alpha}{360} \quad (3.77)$$

создается от некоторого равномерно распределенного источника тепла с плотностью теплового потока q :

$$\Delta\theta_k = \frac{2q}{\sqrt{\pi}} \frac{S_b}{C_V T_{nl}} \sqrt{\frac{v l_k}{\omega}} T_{nl}. \quad (3.78)$$

Соответственно, средняя плотность теплового потока равномерно распределенного источника тепла, необходимая для достижения температуры $\Delta\theta_k$, будет:

$$q = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{C_V T_{nl}}{S_b} \sqrt{\frac{\omega}{v l_k}} \frac{\Delta\theta_k}{T_{nl}}. \quad (3.79)$$

Температуру за пределами участка l_k вычислим путем наложения (суперпозиции) решений от равномерного источника плотностью, продленного за пределы участка l_k и стока тепла той же плотности, действующего за пределами участка l_k (рис. 3.29):

$$\theta(y) = \Delta\theta_k \left[\sqrt{\frac{y}{l_k}} - \sqrt{\frac{y}{l_k} - 1} \right]. \quad (3.80)$$

В частности, для рассматриваемого примера в конце первого оборота температура поверхности валка снизится до величины:

$$(\sqrt{12} - \sqrt{11})\Delta\theta_k = 0,147\Delta\theta_k. \quad (3.81)$$

То есть, если температура в контакте равна 500°C , то после первого оборота перед входом в контакт с заготовкой она снизится до $73,5^\circ\text{C}$. Это вызовет дополнительное повышение контактной температуры примерно на 37°C . Еще через оборот валка остаточная поверхностная температура, вызванная первым контактом, снизится до величины:

$$(\sqrt{24} - \sqrt{23})\Delta\theta_k = 0,1\Delta\theta_k, \quad (3.82)$$

однако появится повышение температуры от следующего контакта и суммарное повышение температуры от подогрева валка на втором обороте будет:

$$((\sqrt{12} - \sqrt{11}) + (\sqrt{24} - \sqrt{23})) \cdot \Delta\theta_k = 0,247\Delta\theta_k = 123 \text{ }^\circ\text{C и т. д.}$$

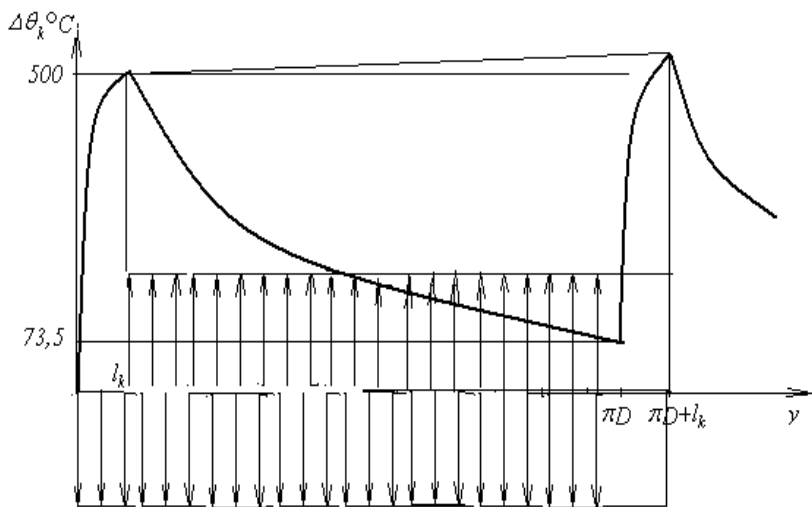


Рис. 3.29. Схема колебаний температуры поверхности валка

Таким образом, контактная температура при прокатке повышается и колеблется. Колебания контактной температуры в рассматриваемом примере происходят с амплитудой около $400 \text{ }^\circ\text{C}$ и с частотой около $0,6 \text{ Гц}$. Вследствие этого на поверхности валка возникают температурные напряжения, под действием которых появляются трещины.

При непрерывной прокатке заготовки контактная температура увеличивается. Так, например, за 4 оборота валка, необходимых для прокатки заготовки длиной 8 м и весом 50 т , контактная температура возрастает от 500 до $620 \text{ }^\circ\text{C}$ (рис. 3.30).

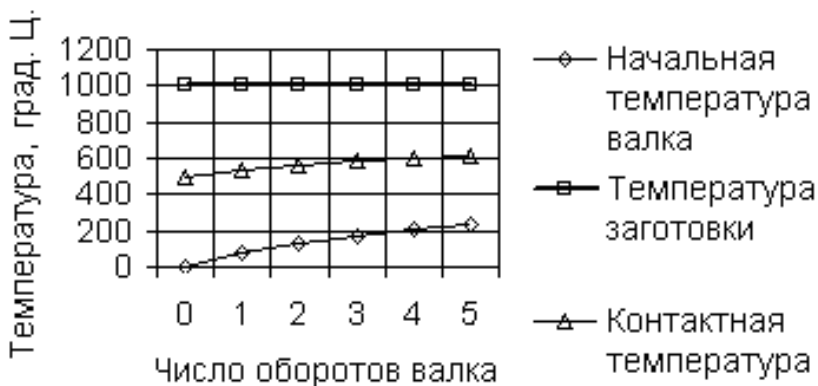


Рис. 3.30. Примерное изменение начальной температуры валка и контактной температуры с ростом числа оборотов валка при прокате одной заготовки

Таким образом, после проката заготовки и нескольких следующих друг за другом оборотов валка в контакте с заготовкой необходимо делать небольшой перерыв для выравнивания температуры.

Определим количество тепла Q_1 , поступившее в валки при прокате одной заготовки.

Пусть масса заготовки равна $M=50\,000$ кг, высота полосы $h=0,35$ м, ширина $b=2,3$ м. Соответственно, длина полосы будет:

$$L = \frac{M}{\gamma bh} = 8 \text{ м.} \quad (3.83)$$

Время прокатки заготовки

$$\tau_1 = \frac{L}{v} = 8 \text{ с,} \quad (3.84)$$

$$Q = q_{cp} F \tau_1 = \sqrt{\lambda C_v} \frac{2(\theta_s - \theta_0) r \alpha b}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{L}{v}} \approx 7 \text{ МДж.} \quad (3.85)$$

При принятых условиях прокатки в каждый из двух валков при прокате одной заготовки массой 50 т поступит примерно 7 МДж теплоты.

При полном выравнивании этой теплоты по всей массе валка его начальная температура повысится на величину $\Delta\theta_0$:

$$\Delta\theta_0 \approx \frac{Q_1}{C_v \pi (D^2/4) l} = \frac{7}{5 \cdot 3,14 (0,6^2/4) 2,5} \approx 2 \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (3.86)$$

С ростом количества прокатанных заготовок суммарное увеличение температуры валка, вызванное тепловыми потоками от нагретых заготовок, существенно увеличивается (рис. 3.31).

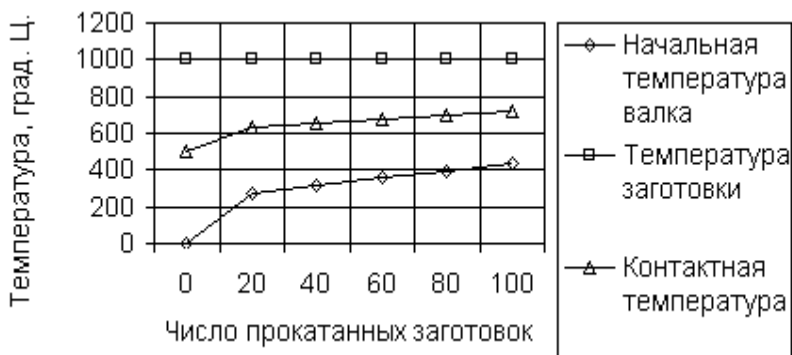


Рис. 3.31. Зависимость контактной температуры от числа прокатанных заготовок

В связи с очень большими значениями плотностей тепловых потоков, поступающих в валки, и значительно меньшими возможностями отвода тепла от валков охлаждаются прокатные валки значительно медленнее, чем нагреваются.

Одним из основных факторов, способствующих меньшему нагреву валков при горячей прокатке, является увеличение скорости прокатки. Как следует из формулы (3.95), с ростом скорости прокатки уменьшается количество теплоты, поступающей в валок от каждой прокатанной заготовки. Этим можно объяснить применение весьма высоких скоростей прокатки, несмотря на то, что для увеличения скорости прокатки необходимо увеличивать мощность электропривода прокатного стана. Под комплексным воздействием температуры напряжений, вызванных механическими нагрузками, повышением и колебаниями температуры, ручки и калибры валков меняют форму и размеры.

3.3. ВОЛОЧЕНИЕ И ПРЕССОВАНИЕ

3.3.1. Волочение: схема процесса, продукция, оборудование и инструмент

При волочении заготовка протягивается через соответствующее отверстие в волочильном инструменте (волоке, фильере). При этом площадь поперечного сечения исходной заготовки уменьшается, а длина увеличивается (рис. 3.32) [12].

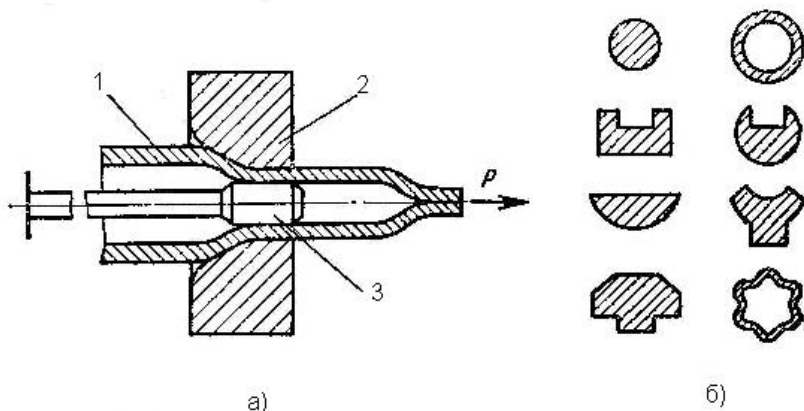


Рис. 3.32. Схема волочения трубы (а) и примеры профилей, получаемых волочением (б)

Волочением обрабатывают стали, медь и ее сплавы, алюминий и его сплавы, как правило, в холодном состоянии.

Волочение широко применяется для производства: проволоки от 0,1 до 8 мм в диаметре; калиброванного металла и точного фасонного профиля; труб повышенной точности от малых диаметров (капилляров) до 200 мм в диаметре, стальных калиброванных прутков диаметром от 3 до 150 мм [12].

Благодаря неразъемному инструменту (фильере, волоке), волочение обеспечивает более высокую точность размеров, чем прокатка: стальная проволока диаметром 1–1,6 мм имеет допуск на диаметр 0,02 мм.

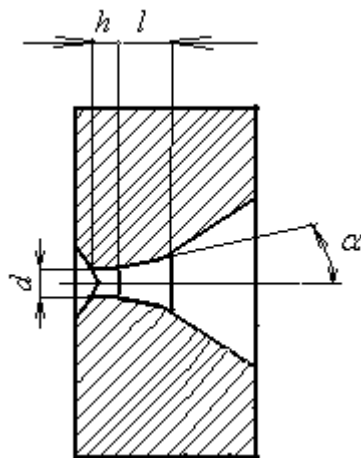


Рис. 3.32. Фильера (волока)

Для обеспечения высоких требований к износостойкости и прочности матриц волоки изготавливают из углеродистых и легированных инструментальных сталей (У8А–У12, ШХ15, Х12М и др.); вольфрам-кобальтовых твердых сплавов (ВК2, ВК3, ВК6, ВК8); из технических сортов алмазов для волок малого (до 0,6 мм) диаметра.

Угол деформирующего конуса назначается с учетом материала и профиля: $\alpha = 3 \dots 9^\circ$ – при волочении сплошных профилей и $\alpha_3 = 5 \dots 12^\circ$ – при деформировании труб;

Отношение диаметров малоуглеродистой стальной проволоки до и после волочения относительно невелико и находится в пределах 1,1–1,3. Однако при этом вследствие малых углов α длина деформирующего конуса примерно на порядок больше разности радиусов проволоки до и после волочения. Так, например, при $R=7$ мм, $r=6,25$ мм, и $\alpha=5^\circ$ длина деформирующего конуса должна быть:

$$l \geq \frac{R-r}{\operatorname{tg} \alpha} \approx 8,6 \text{ мм}.$$

Ширина калибрующего пояска во избежание повышения температуры и сил назначается небольшой (в данном примере около 0,5–1,0 мм). Для уменьшения трения, износа и повышения качества по-

верхности цилиндрическая поверхность калибрующего пояска полируется.

Машины, служащие для обработки металлов волочением, называются волочильными станами.

Волочильные станы состоят из двух основных элементов: матрицы, называемой фильерой (или волокой), и тянущего устройства.

По способу осуществления тянущего усилия волочильные станы могут быть: 1) с прямолинейным движением (цепные, рис. 3.33, речные, винтовые) и 2) с наматыванием обрабатываемого металла (барabanные) (рис. 3.34) [12].

Станы с прямолинейным движением применяются для волочения прутков, труб и прочих изделий, не подвергаемых сматыванию в бунты.

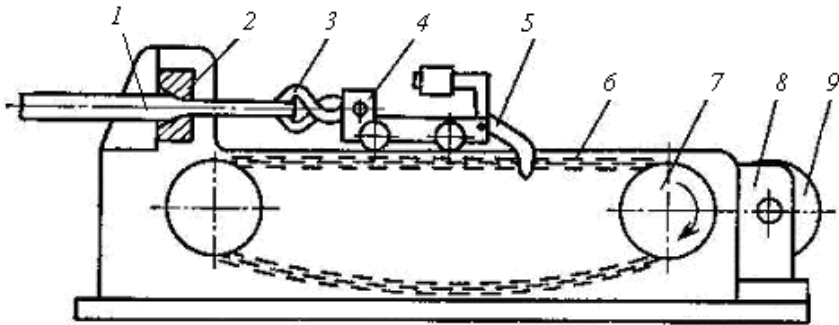


Рис. 3.33. Схема цепного волочильного стана: 1 – заготовка, 2 – волока, 3 – клещи, 4 – волочильная каретка, 5 – крюк, 6 – цепь, 7 – ведущая звездочка, 8 – станина, 9 – электродвигатель

В цепных волочильных станах (рис. 3.33), применяемых для волочения прутков, профилей и труб длиной 8–10 м, усилие создается бесконечной шарнирной цепью 6, за звенья которой зацепляется крюк 5 волочильной каретки 4. Каретка имеет самозахватывающие клещи 3, с помощью которых материал 2 протягивается сквозь матрицу 7, прикрепленную к кронштейну 8 станины 1; каретка передвигается по направляющим станины 1. Двигаясь вместе с цепью, каретка увлекает за собой захваченный клещами пруток 2. Шарнир-

ная цепь получает движение от электромотора с редуктором через ведущую звездочку.

Цепные волочильные станы изготавливаются с усилием тяги 5–500 kH , что позволяет протягивать прутки начальным диаметром до 150 mm и трубы диаметром до 200 mm . Скорость волочения на них от 0,1 до 1,25 m/c , а число одновременно протягиваемых прутков до 10.

Станы с наматыванием металла в бунты применяются для волочения проволоки и некоторых специальных профилей и труб небольшого диаметра. В барабанных станах (рис. 3.34) усилие волочения создается вращающим барабаном, на котором с помощью клещевого захвата закрепляется конец протягиваемой проволоки [12]. Эти станы применяются обычно для волочения длинной проволоки диаметром 0,02–6 mm и прутков диаметром до 16 mm , наматываемых в бунты на ведущий барабан. Такие станы могут иметь один барабан для однократного волочения проволоки через одну матрицу или несколько последовательно расположенных барабанов и матриц для многократного волочения.

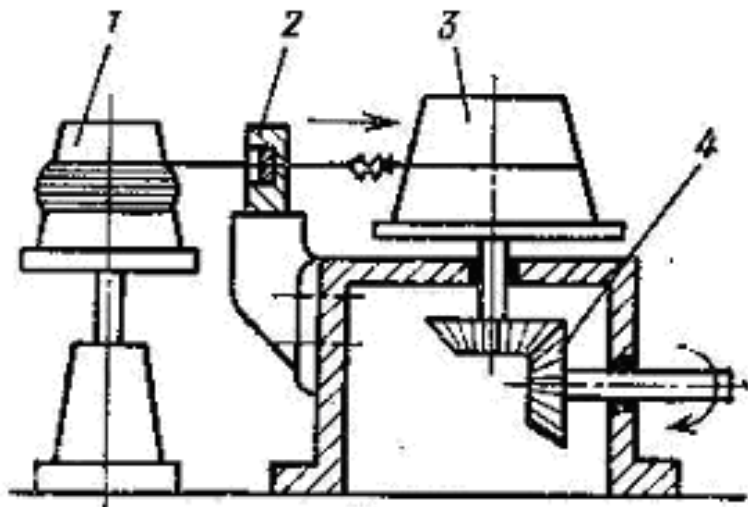


Рис. 3.34. Схема барабанного волочильного стана:
1,3 – барабаны, 2 – цепь, 4 – редуктор

В станах многократного волочения проволока наматывается полностью на последний барабан, а на промежуточные барабаны наматывается лишь несколько витков проволоки, которая одновременно сматывается с одной части барабана и наматывается на другую его часть. Диаметры барабанов обычно находятся в пределах 150–1000 мм. Скорость волочения проволоки на барабанных волочильных станах в зависимости от диаметра и материала проволоки может быть в пределах от 1,5 до 40 м/с.

3.3.2. Деформации и напряжения при волочении

При волочении круглого прутка (или проволоки) площадь поперечного сечения прутка уменьшается, а длина увеличивается.

В первом приближении деформацию при волочении оценивают только с помощью линейных компонентов тензора деформации, т.е. рассматривая ее как растяжение.

Поскольку при пластической деформации металлов объем деформируемого металла остается практически неизменным, справедливо соотношение:

$$\pi R^2 l_0 = \pi r^2 l_1, \text{ или } \lambda = \frac{l_1}{l_0} = \left(\frac{R}{r} \right)^2 = \frac{F_0}{F_1}. \quad (3.87)$$

Отношение длин или площадей поперечного сечения λ называют вытяжкой металла.

Определим линейную деформацию ε_z по оси z :

$$\varepsilon_z = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \lambda - 1 = \frac{F_0}{F_1} - 1 = \frac{l_1}{l_0} - 1. \quad (3.88)$$

Линейную деформацию ε_z называют относительным удлинением или обжатием и обычно указывают в процентах.

Для вычисления работы и усилий целесообразно применять истинные, то есть интегральные характеристики деформации:

$$\varepsilon_{zu} = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln(1 + \varepsilon_z) = 2 \ln \frac{R}{r} = \ln \frac{F_0}{F_1} = \ln \frac{l_1}{l_0}. \quad (3.89)$$

Линейные характеристики деформации дают представление

лишь об изменении формы деформируемого при волочении металла: изменении длины и площади поперечного сечения. Фактически под действием сил, в области деформирующей конической поверхности фильеры периферийные слои цилиндрического образца получают большие деформации неоднородного сдвига, чем слои, расположенные вблизи оси. При этом координатная сетка, нанесенная на диаметрально плоскость образца, искажается: вертикальные линии сетки остаются параллельными оси Z , а горизонтальные из прямых линий преобразуются в параболы (рис. 3.35).

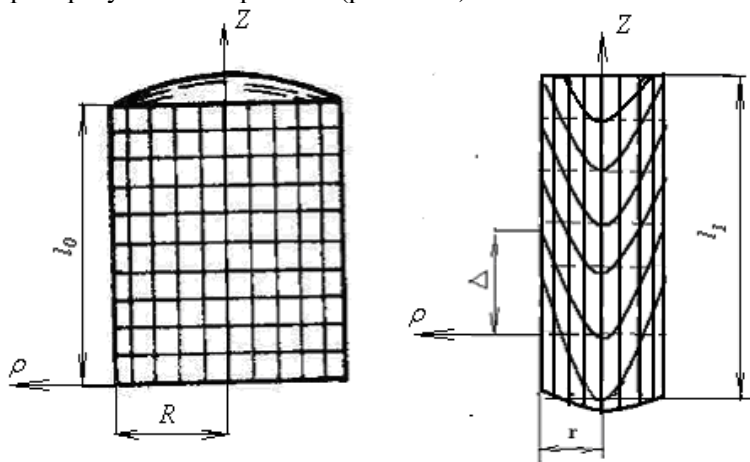


Рис. 3.35. Эскиз отрезка круглой составной заготовки с координатной сеткой до (а) и после (б) волочения

В связи с этим более точной характеристикой деформации является интенсивность деформаций ε_i . Для вычисления интенсивности деформаций результирующее деформированное состояние заготовки после волочения представим как суперпозицию растяжения и неоднородного осесимметричного сдвига (рис. 3.36).

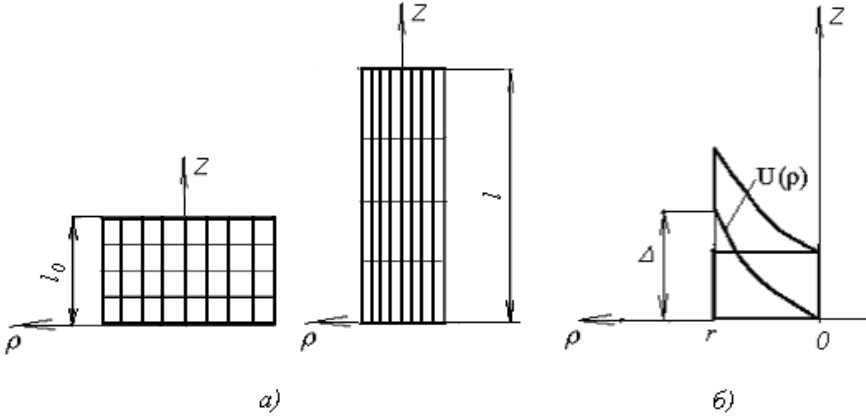


Рис. 3.36. Схемы деформации растяжения (а) и осесимметричного сдвига (б) при волочении

Линейная компонента ε_{zu} определена формулой (3.99). Остальные линейные компоненты тензора деформации определяются из условий неизменности объема деформации и условия симметрии (осесимметричности) деформации:

$$2\varepsilon_{\rho} + \varepsilon_{zu} = 0, \quad \varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_{\rho} = -\ln \frac{R}{r}. \quad (3.90)$$

Таким образом, тензор деформации растяжения в приложении к рассматриваемому примеру волочения имеет вид:

$$T_1 = \begin{pmatrix} -\ln \frac{R}{r} & 0 & 0 \\ 0 & -\ln \frac{R}{r} & 0 \\ 0 & 0 & 2 \ln \frac{R}{r} \end{pmatrix}. \quad (3.91)$$

Деформации неоднородного осесимметричного сдвига определяются путем дифференцирования перемещений $U_z(\rho)$:

$$U_z(\rho) = \Delta \left(\frac{\rho}{r} \right)^2. \quad (3.92)$$

Тензор деформации неоднородного осесимметричного сдвига имеет вид:

$$T_2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} \\ 0 & 0 & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} \\ \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.93)$$

$$\text{где } \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} = \varepsilon_{z\rho} = \frac{\partial U_z(\rho)}{\partial \rho} = \frac{\Delta \rho}{r r}. \quad (3.94)$$

Компоненты тензора деформации образца круглого профиля при волочении определим как сумму компонентов тензоров растяжения и осесимметричного сдвига

$$T_\Sigma = T_1 + T_2. \quad (3.95)$$

$$T_\Sigma = \begin{pmatrix} -\frac{1}{2}\ln\frac{R}{r} & 0 & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} \\ 0 & -\frac{1}{2}\ln\frac{R}{r} & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} \\ \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} & \frac{1}{2}\gamma_{z\rho} & 2\ln\frac{R}{r} \end{pmatrix}. \quad (3.96)$$

Таким образом, интенсивность деформаций при волочении равна:

$$\varepsilon_i = \sqrt{4\left(\ln\frac{R}{r}\right)^2 + \frac{16}{3}\left[\frac{\Delta \rho}{r r}\right]^2} = \sqrt{\varepsilon_{zu}^2 + \frac{16}{3}\varepsilon_{z\rho}^2}. \quad (3.97)$$

Интенсивность деформации может существенно отличаться от линейной деформации (обжатия) и от сдвиговых деформаций. Наибольшие деформации имеют место вблизи поверхности прутка (проволоки). Это иллюстрируется графиком, представленным на рис. 3.37

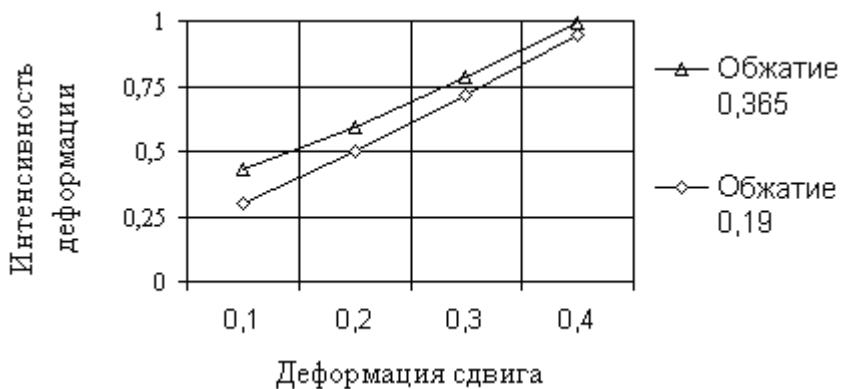


Рис. 3.37. Зависимость интенсивности деформации на поверхности прутка (при $\rho = r$) от деформации сдвига $\varepsilon_{z\rho}(r) = \Delta/r$

Скорости деформации при волочении изменяются в широком интервале в зависимости от диаметра проволоки, величины обжатия, длины деформирующего конуса фильеры, скорости волочения:

$$\dot{\varepsilon} \approx \frac{v}{l} \varepsilon_i \quad (3.98)$$

Длина деформирующего конуса фильеры (волоки) назначается в пределах от нескольких сотых долей миллиметра для очень тонкой проволоки до нескольких миллиметров – для прутков или труб большого диаметра. Соответственно, скорость волочения может быть от 40 м/с до 0,1 м/с.

Так, при скорости волочения 40 м/с, длине деформирующего конуса 0,04 мм время прохождения частицы металла через очаг деформации будет около 10^{-6} с. Соответственно при деформации $\varepsilon_i \approx 0,5$ скорости деформации будут порядка $10^5 - 10^6$ с⁻¹. При волочении прутков или труб больших диаметров при скорости волочения 0,1–0,2 м/с и длине деформирующего конуса 4 мм скорости деформации будут порядка $10^2 - 10^3$ с⁻¹.

При пластической деформации интенсивность напряжений σ_i равна пределу текучести σ_T . Известно, что при холодном деформи-

ровании предел текучести (и, соответственно, действительный предел прочности при растяжении S_b) увеличивается с ростом деформации (рис. 3.38) и с ростом скорости деформации, особенно при повышенных гомологических температурах.

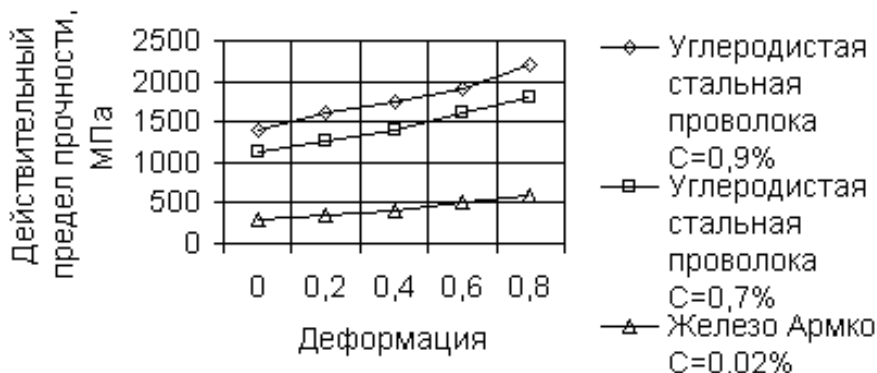


Рис. 3.38. Действительный предел прочности углеродистой проволоки в зависимости от обжатия

Таким образом, на поверхности прутка или проволоки упрочнение металла может привести к повышению прочностных характеристик в 1,5–2,0 раза.

Зависимость предела текучести σ_T от деформации ε_i может быть представлена в виде следующей степенной функции:

$$\sigma_T = S_{b0} \left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_0} \right)^m K_\varepsilon, \quad (3.99)$$

где ε_0, S_{b0} – конкретные значения деформации и действительного предела прочности при растяжении, $K_\varepsilon = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{K\Delta T'}$ – коэффициент динамичности, учитывающий влияние скорости деформации на предел текучести.

Влияние скорости деформации на предел текучести при волочении стальных прутков или труб большого диаметра незначительно, и его можно не учитывать. Однако при волочении тонкой стальной

проволоки коэффициент динамичности возрастает до значений, которые целесообразно учитывать ($K_\varepsilon \approx 1,1-1,3$). Еще более возрастает коэффициент динамичности при волочении медной и алюминиевой проволоки ($K_\varepsilon \approx 1,6-2,0$). Это связано не только с более высокими скоростями волочения, но и с более низкими абсолютными температурами плавления меди и алюминия, а следовательно, с более высокими гомологическими температурами $\Delta T'$.

Касательные напряжения на поверхности конуса деформирования и на цилиндрической поверхности калибрующей части фильера не могут превосходить предела текучести на сдвиг упрочненного материала:

$$\tau_T \leq \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_T^{\max} \approx \mu \sigma_T^{\max}. \quad (3.100)$$

т. е. при отсутствии смазки коэффициент трения определяется соотношением между касательным и нормальным пределами текучести, вытекающим из условия пластичности:

$$\mu = 0,577. \quad (3.101)$$

Применение смазок позволяет существенно снизить коэффициент трения. Для волочения применяют как жидкие (водные эмульсии масел и мыла), так и порошкообразные (графит, парафин, мыльный порошок) смазки, обладающие высокой прочностью и адгезионной (схватывающей) способностью с трущимися металлами. Наиболее снижают трение условия подачи смазки, обеспечивающие наличие в процессе волочения гидродинамического вида трения. Чтобы обеспечить гидродинамическое трение, необходимо в канал волоки подавать смазку под давлением, равным давлению металла на стенки инструмента. Это достигается принудительной подачей смазки в очаг деформации.

Одним из способов уменьшения сил трения при волочении является придание колебаний волочильному инструменту. С помощью соответствующих устройств к волоке подводят продольные, поперечные или крутильные колебания звукового или ультразвукового диапазона частот. Применение колебаний эффективно при волочении тонкой проволоки, поскольку при этом мощности источников ультразвуковых механических колебаний могут быть сопоставимы с мощностью волочения.

При производстве простых профилей весьма эффективно волочение в роликовых и шариковых волоках. В таких волоках облегчается процесс деформирования за счет замены трения скольжения трением качения. Недостатком таких волок является их недостаточная жесткость, что снижает точность продукции.

3.3.3. Работа, мощность и усилия волочения

Удельная работа деформации в элементарном объеме с координатами φ, ρ, z может быть вычислена как произведение интенсивности деформаций на интенсивность напряжений

$$A_w(\varphi, \rho, z) = \sigma_i \varepsilon_i. \quad (3.102)$$

Удельная работа при холодной деформации значительно больше, чем при горячей. Это связано с более высокими значениями предела текучести при холодной деформации.

Неоднородность деформации по объему заготовки вызывает и неоднородность интенсивности напряжений, которую также нельзя считать постоянной по всему деформированному объему. Вследствие изменения деформаций и напряжений удельная работа деформации также существенно изменяется по сечению проволоки (или прутка). Наименьшие значения удельной работы соответствуют материалу, расположенному вблизи оси, наибольшие – материалу, находящемуся вблизи поверхности. Так, например, при волочении углеродистой проволоки ($C=0,9\%$) удельная работа вблизи оси проволоки при деформации $\varepsilon_i = 0,2$ и пределе текучести 1500 МПа равна 300 МПа , а на поверхности при $\varepsilon_i = 0,6$ и пределе текучести 2000 МПа равна 1200 МПа , т.е. в 4 раза больше.

Для определения мощности, усилий и температуры деформирования необходимо вычислить среднюю удельную работу $A_{w,cp}$:

$$A_{w,cp} = \frac{1}{V_0} \iiint_{V_0} \sigma_i \varepsilon_i \rho \, d\rho \, d\varphi \, dz. \quad (3.103)$$

Таким образом, средняя удельная работа при волочении зависит и от изменяющейся интенсивности деформаций, и от изменяющейся по объему интенсивности напряжений.

Подставляя формулы (3.97) и (3.88) в (3.103), получим:

$$\begin{aligned}
 A_{W,cp} &= \frac{S_{b0} K_\varepsilon}{l_1 \pi r^2 \varepsilon_0^m} \int_0^{2\pi} d\varphi \int_0^{l_1} dZ \int_0^r 2^{1+m} \left[\left(\ln \frac{R}{r} \right)^2 + \frac{4}{3} \left(\frac{\Delta \rho}{r} \right)^2 \right]^{\frac{1+m}{2}} \rho d\rho = \\
 &= \frac{3}{8} \frac{2^{2+m} S_{b0} K_\varepsilon}{\varepsilon_0^m (m+3)} \left(\frac{r}{\Delta} \right)^2 \left\{ \left[\sqrt{\left(\ln \frac{R}{r} \right)^2 + \frac{4}{3} \left(\frac{\Delta}{r} \right)^2} \right]^{m+3} - \left(\ln \frac{R}{r} \right)^{m+3} \right\}. \quad (3.104)
 \end{aligned}$$

или

$$A_{W,cp} = \frac{3}{16} \frac{S_{b0} K_\varepsilon}{\varepsilon_0^m (m+3)} \frac{\varepsilon_i^{m+3} - \varepsilon_{zu}^{m+3}}{\varepsilon_{z\rho}^2(r)}. \quad (3.105)$$

Мощность деформирования при волочении определим как произведение средней удельной работы на объем металла, проходящий через очаг деформации за единицу времени:

$$N_\partial = A_{W,c} \cdot \pi r^2 v \cdot 10^{-3}, \text{ кВт}. \quad (3.106)$$

Здесь удельная работа в *МПа*, радиус – в *мм*, скорость волочения в *м/с*.

Кроме деформирования, часть мощности необходимо затрачивать на преодоление сил трения, возникающих в деформирующем конусе и на цилиндрическом калибрующем участке (рис. 3.39).

На цилиндрическом калибрующем участке сила трения равна:

$$F_k = \mu \sigma_T^{\max} \pi dh, \text{ Н}, \quad (3.107)$$

Подставляя в формулу (3.107) вместо площади поверхности цилиндрического пояска площадь поверхности усеченного конуса (рис. 3.40), получим:

$$F_\partial = \mu \sigma_T^{\max} \pi \left[R^2 - r^2 + rl + \frac{r}{\sin \alpha} (R - r) \right], \text{ Н}, \quad (3.108)$$

где σ_T^{\max} – максимальный предел текучести на поверхности

проволоки с учетом упрочнения, в МПа, d – диаметр проволоки, h – длина калибрующего пояса, в мм, μ – коэффициент трения.

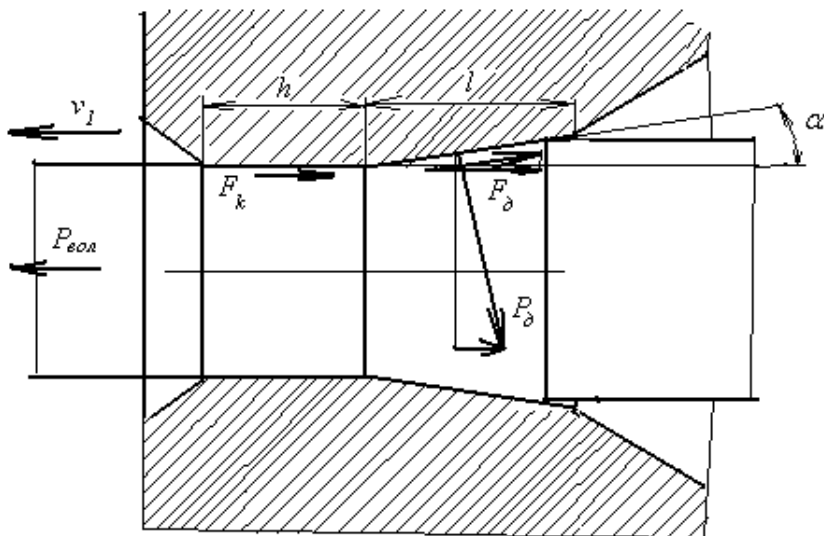


Рис. 3.39. Схема сил, действующих на проволоку в фильере при волочении

Мощность, затрачиваемая на преодоление трения, будет:

$$N_{mp} = \mu \sigma_T^{\max} \pi \left[R^2 - r^2 + rl + \frac{r}{\sin \alpha} (R - r) + hd \right] \cdot 10^{-3} v, \text{ кВт.} \quad (3.109)$$

Суммарная эффективная мощность, необходимая на преодоление трения и деформацию равна:

$$N_e = N_д + N_{mp} = A_{w,cp} \cdot \pi r^2 v \cdot 10^{-3} + \mu \sigma_T^{\max} \pi \left[R^2 - r^2 + rl + \frac{r}{\sin \alpha} (R - r) + dh \right] \cdot 10^{-3} v, \text{ кВт.} \quad (3.110)$$

Силу волочения вычислим как отношение мощности деформирования к скорости волочения, то есть

$$P_e = A_{W,cp} \cdot \pi r^2 \cdot 10^{-3} + \mu \sigma_T^{\max} \pi \left[R^2 - r^2 + rl + \frac{r}{\sin \alpha} (R - r) + dh \right] \cdot 10^{-3}, \text{ кН.} \quad (3.111)$$

Для практических расчетов возможно применение упрощенных формул, например:

$$P = F_1 \ln \frac{F_1}{F_0} \sigma_{TC} [1 + \mu \operatorname{ctg} \alpha], \quad (3.112)$$

где σ_{TC} – средняя величина предела текучести материала.

Из условий отсутствия пластических деформаций изделия вне очага деформации и прочности проволоки (или прутка, трубы) сила волочения не должна создавать в проволоке нормальных напряжений, близких к пределу текучести деформированного металла

$$\sigma = \frac{P_{вол}}{F_1} < \sigma_T \approx (0.5 \dots 0.7) \sigma_T. \quad (3.113)$$

3.3.4. Температура при волочении

Температура протягиваемого материала при волочении определяется двумя источниками теплоты: неравномерно распределенной работой деформации и поверхностным трением материала на деформирующем и калибрующем участках.

Температура деформации в начальный момент тепловыделения может быть определена делением удельной работы на удельную объемную теплоемкость:

$$\theta_o = \frac{A_w}{C_v} = \frac{\sigma_i \varepsilon_i}{C_v}. \quad (3.114)$$

В последующие моменты эта температура выравнивается и приближается к средней (рис. 3.40).

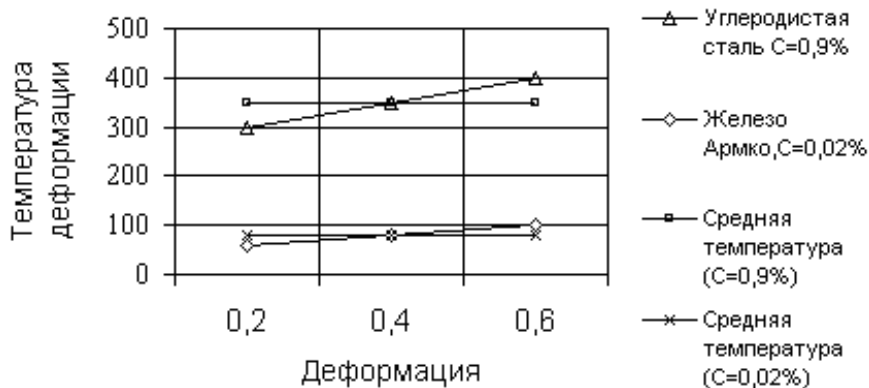


Рис. 3.40. Влияние деформации и механических свойств стали на температуру деформации проволоки

Температура от трения может быть вычислена с помощью рассмотренного выше решения о температуре от равномерного быстро движущегося источника тепла:

$$\theta(l+h) = \frac{2}{\sqrt{3\pi}} \frac{\mu \sigma_T^{\max}}{C_V} \sqrt{\frac{v(l+h)}{\omega}}. \quad (3.115)$$

В частности, при

$$\mu = 0,1; \sigma_T^{\max} = 1500 \text{ МПа}, C_V = 5 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \text{ К}),$$

$$v = 0,5 \text{ м/с}, l+h = 0,01 \text{ м}, \omega = 8 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$$

$$\theta(l+h) = 500 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Таким образом, с учетом средней температуры деформации максимальная температура поверхности проволоки в рассматриваемом примере при выходе проволоки из фильеры равна $850 \text{ }^\circ\text{C}$. Средняя температура контактной поверхности фильеры с проволокой существенно ниже. Такие температуры примерно соответствуют теплостойкости применяемых вольфрамокобальтовых твердых сплавов.

При волочении медной или алюминиевой проволоки механические характеристики ниже, а теплофизические характеристики зна-

чительно выше. Поэтому теплостойкость твердосплавных фильер допускает применение значительно более высоких скоростей волочения. С уменьшением диаметра проволоки значительно уменьшаются длины деформирующего конуса и калибрующего пояса, что также способствует уменьшению температуры или допускает применение более высоких скоростей волочения. Это и наблюдается на практике.

При многократном волочении последовательная деформация приводит к повышению температуры деформации. Кроме того, для натяжения проволоки в некоторых конструкциях волочильных станов предусматривается ее проскальзывание относительно поверхности барабана, что также вызывает ее дополнительный нагрев. Поэтому при работе с большими скоростями и многократном волочении требуется интенсивное охлаждение проволоки. Охлаждение проволоки осуществляется эмульсией, а барабанов – водой. При волочении высокоуглеродистой и легированной стальной проволоки применяется воздушное охлаждение проволоки.

3.3.5. Прессование: схемы процесса, продукция, инструмент

Прессование – это процесс придания металлу формы путем выдавливания его из замкнутого объема (контейнера) через канал, образуемый прессовым инструментом. (Эту операцию называют также выдавливанием.)

Процесс прессования имеет много разновидностей, отличающихся наличием или отсутствием перемещения заготовки в контейнере прессы в процессе прессования, видами пресс-изделий, конструкциями и формами каналов матриц, динамичностью и методами приложения внешних сил и рядом других особенностей.

К наиболее распространенным разновидностям прессования относятся прессование с прямым истечением и прессование с обратным истечением.

Прессование с прямым истечением (рис. 3.41) применяют для получения сплошных или полых профилей [12].

Металл заготовки 3, заложенной в контейнер прессы 4 под воздействием сил, создаваемых движущимся в направлении стрелки пуансоном 5, затекает в канал матрицы 2, в результате получается заданное пресс-изделие 1, истекающее в процессе прессования отно-

сительно контейнера в направлении, прямо совпадающим с движением пуансона. Это послужило основанием к указанному наименованию рассматриваемой схемы прессования.

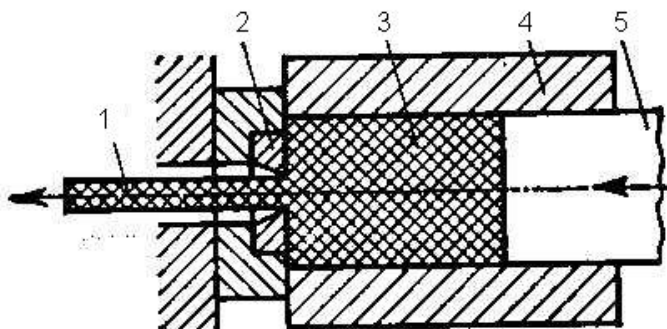


Рис. 3.41. Схема прессования с прямым истечением: 1 – изделие, 2 – матрица, 3 – слиток, 4 – контейнер, 5 – пресс-штемпель (пуансон)

Прессование с обратным истечением применяется также при прессовании сплошных или полых профилей (рис. 3.42).

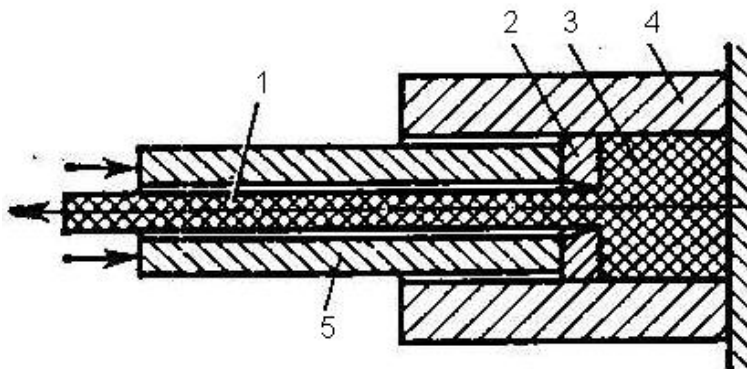


Рис. 3.42. Схема прессования с обратным истечением: 1 – изделие, 2 – матрица, 3 – слиток, 4 – контейнер, 5 – пресс-штемпель (пуансон)

В конструктивном исполнении, соответствующем схеме рис. 3.42, выпрессованный металл движется в направлении, обратном направлению движения пуансона относительно контейнера. Это и послужило основанием к наименованию схемы прессования.

Важная особенность этого способа прессования – отсутствие перемещения заготовки относительно контейнера. Поэтому прессование с обратным истечением может быть названо прессованием без перемещения заготовки относительно контейнера.

Прессование чаще всего производится при высоких гомологических температурах, то есть в условиях горячей деформации. В холодном состоянии прессуют металлы со сравнительно невысокими прочностными свойствами.

Для снижения усилия деформирования и повышения равномерности деформации по сечению прессуемого профиля при прессовании применяются смазки: при холодном прессовании – мыло и минеральные масла, а при горячем – жидкое стекло и порошкообразный графит.

Прессованием получают сложные профили различного сечения длиной до 25–35 м (рис. 3.46), прутки диаметром 5–200 мм, трубы гладкие и ребристые диаметром до 400 мм и выше при толщине стенок 1,5–8 мм.

К технологическим преимуществам процесса прессования относятся: высокая пластичность прессуемого материала; возможность получения прессованием сложных профилей; быстрота и легкость переналадки прессования с одних видов и размеров профилей на другие путем замены матриц; повышенные качество и точность профилей изделий; высокая производительность (до 5 м/мин).

К технологическим недостаткам процесса прессования относятся: ограничение длины и веса заготовок; значительный расход металла из-за оставления пресс-остатков, а также увеличение технологических усилий деформирования и износа инструмента, особенно при прямом прессовании.

3.3.6. Деформации, работа и усилия деформирования при прессовании

Деформированное состояние заготовок круглого профиля – такое же, как и при волочении. Отличием являются лишь большие по величине обжатия и сдвиговые деформации.

Интенсивность деформаций при прессовании (выдавливании), так же, как и при волочении круглых профилей, равна:

$$\varepsilon_i = \sqrt{4 \left(\ln \frac{R}{r} \right)^2 + \frac{16}{3} \left[\frac{\Delta \rho}{r} \right]^2} = \sqrt{\varepsilon_{zu}^2 + \frac{16}{3} \varepsilon_{z\rho}^2}, \quad (3.116)$$

$$\text{где } \varepsilon_{zu} = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln(1 + \varepsilon_z) = 2 \ln \frac{R}{r} = \ln \frac{F_0}{F_1} = \ln \frac{l_1}{l_0}, \quad (3.117)$$

$$\varepsilon_{z\rho} = \frac{\partial U_z(\rho)}{\partial \rho} = \frac{\Delta \rho}{r}. \quad (3.118)$$

При вычислении удельной работы в типичных для прессования условиях горячей деформации предел текучести деформируемого материала можно считать примерно постоянным.

$$A_w(\varphi, \rho, z) = \sigma_T \varepsilon_i \quad (3.119)$$

На величину предела текучести наибольшее влияние оказывают исходные механические свойства металла и температура деформирования.

Средняя удельная работа деформации должна быть вычислена с учетом изменения интенсивности деформации в зависимости от радиуса ρ :

$$\begin{aligned} A_{w,cp} &= \frac{1}{V_0} \iiint_{V_0} \sigma_i \varepsilon_i \rho \, d\rho \, d\varphi \, dZ = \\ &= \frac{2\pi H_0 \sigma_T}{V_0} \int_0^r \sqrt{4 \left(\ln \frac{R}{r} \right)^2 + \frac{16}{3} \left[\frac{(B-A)}{r^2} \rho \right]^2} \rho \, d\rho = \end{aligned}$$

$$= \frac{\sigma_T}{8 \left(\frac{B-A}{r} \right)^2} (\varepsilon_i^3 - \varepsilon_{z,u}^3) = \sigma_T \frac{(\varepsilon_i^3 - \varepsilon_{z,u}^3)}{8 [\varepsilon_{z,\rho}(r)]^2} \quad (3.120)$$

Таким образом, средняя удельная работа деформации при прессовании (выдавливании) зависит от предела текучести деформируемого материала, интенсивности деформаций, а также от угловых и линейных компонент тензора деформации.

Зная среднюю удельную работу деформации и объем металла, прессуемого в единицу времени, определим мощность, необходимую на деформирование:

$$N_\partial = A_{w,cp} \cdot \pi R^2 v_n. \quad (3.121)$$

Усилие прессования является одной из основных технологических характеристик процесса, определяющих выбор оборудования.

Сила деформирования может быть вычислена как отношение мощности деформирования к скорости перемещения пуансона.

$$P_\partial = \frac{N_\partial}{v_n} = \frac{A_w V}{v_n} = A_w \pi R^2 = \frac{\sigma_T \pi R^2}{8 [\varepsilon_{z,\rho}(r)]^2} (\varepsilon_i^3 - \varepsilon_{zu}^3). \quad (3.122)$$

Дополнительное трение заготовки о стенки контейнера и матрицы учитывается силой трения (рис. 3.41):

$$P_{mp} = 2\pi(Rh_3 + rh_m)\tau_T = 2\pi(Rh_3 + rh_m)\mu \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}. \quad (3.123)$$

Усилие прессования непостоянно по ходу процесса: сначала, по мере заполнения всех пустот в контейнере и матрице, усилие прессования растет, в начале стационарного течения оно максимально, затем несколько снижается, а в конце процесса вновь растет (рис. 3.43).

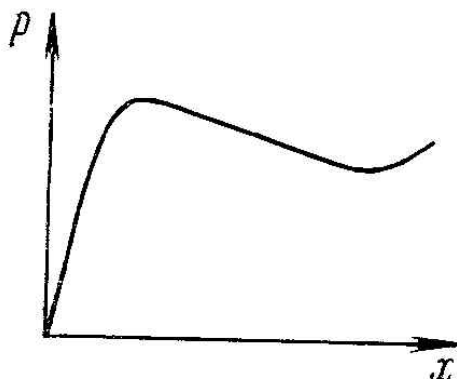


Рис. 3.43 Изменение усилия прессования P по мере движения пресс-шайбы в контейнере (x – ход пресс-шайбы)

Снижение усилия в основной стадии процесса связано с интенсивным тепловыделением, уменьшающим сопротивление металла пластической деформации, и снижением сил трения по поверхности контейнера за счет сокращения контактной поверхности.

3.4. КОВКА И ШТАМПОВКА

3.4.1. Общая характеристика операцийковки и горячей объемной штамповки

Ковка – способ обработки металлов давлением, осуществляемый с помощью кузнечного инструмента или штампов, при котором инструмент оказывает многократное, прерывистое воздействие на нагретую заготовку, в результате чего она, деформируясь, постепенно приобретает заданные форму и размеры. Ковка является единственным способом изготовления крупных поковок (до 250 т): валов гидротурбин, коленчатых валов судовых двигателей, валков прокатных станов и т. д.

Ковка может быть свободной или в подкладных штампах, ручной или машинной, осуществляемой на паровоздушных молотах или на ковочных гидравлических прессах.

При ручной ковке применяют наковальни, большие и малые молотки (кувалды и ручники), клещи для захвата и поддержания заготовки, бородки, зубила, подбойники, обжимки (рис. 3.44, а–з), при машинной – бойки, обжимки, раскатки, пережимки, патроны (рис. 3.44, и–п) [12].

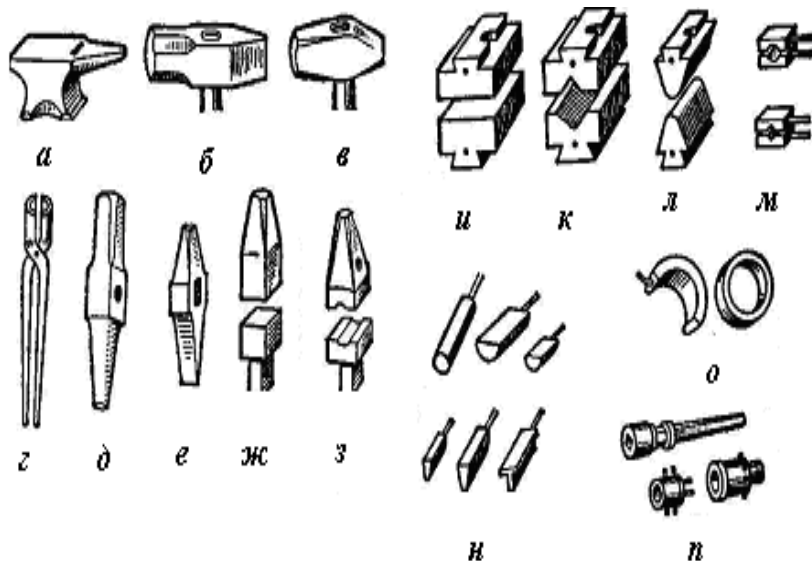


Рис. 3.44. Инструмент для ручной и машиннойковки:
 а) наковальня, б) кувалда, в) ручник, г) клещи, д) бородок,
 е) зубило, ж) подбойник, з) обжимка, и) плоские бойки,
 к) вырезные бойки, л) закругленные бойки, м) обжимки,
 н) раскатки, о) пережимки, п) патроны

Основные операцииковки: осадка, высадка, протяжка, прошив-ка, отрубка, гибка и др.

Осадкой называют такую технологическую операцию обработки давлением, при которой уменьшается высота исходной заготовки при одновременном увеличении площади ее поперечного сечения (рис. 3.45).

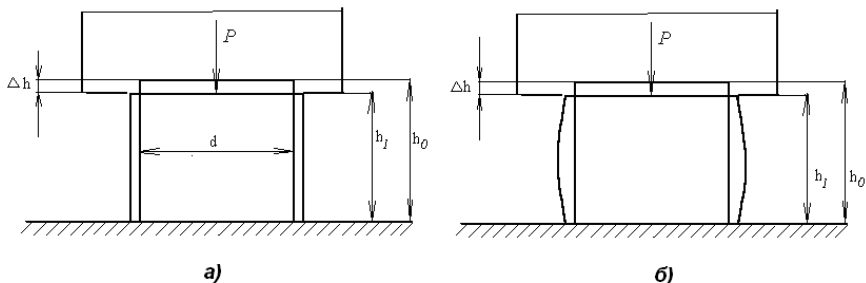


Рис. 3.45. Операция осадки цилиндрического образца:
 а) без трения на торцах (идеальный случай), б) при наличии трения на торцах (реальный случай)

Для устойчивости при осадке цилиндрических заготовок высота заготовки должна быть не более двух с половиной ее диаметров: $h_0 < 2,5 d$.

Высадка является разновидностью осадки. При этом металл осаживают лишь на части длины заготовки (рис. 3.46, а)

Прошивка – операция получения полостей за счет вытеснения металла (рис. 3.46, б)

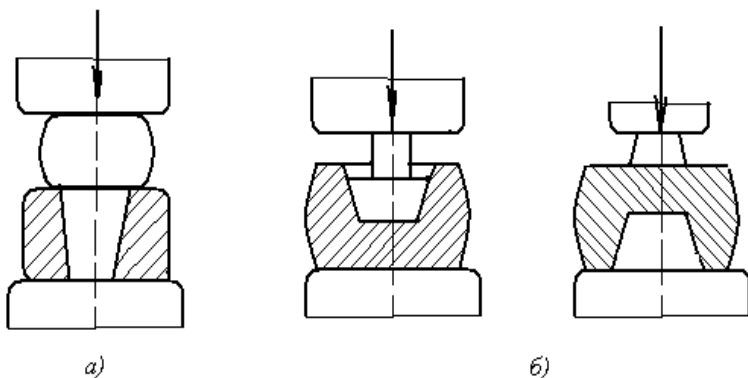


Рис. 3.46. Схема операций высадки (а) и двусторонней прошивки (б)

Инструментом для прошивки служат прошивни.

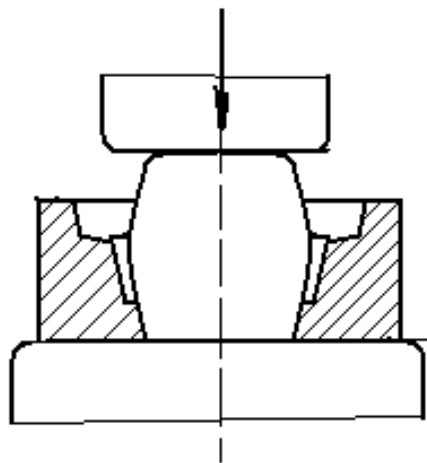


Рис. 3.47. Штамповка в подкладных штампах

Ковку обычно применяют в мелкосерийном или единичном производстве, а также для изготовления крупных поковок.

Горячая объемная штамповка – это вид обработки металлов давлением, при котором формообразование поковки из нагретой заготовки осуществляют с помощью специального инструмента – штампа. При штамповке течение металла ограничивается поверхностями полостей или выступов в отдельных частях штампа. В конечный момент штамповки металл занимает всю замкнутую полость штампа (ручей) в соответствии с конфигурацией поковки. Благодаря этому горячей объемной штамповкой можно получать поковки сложной конфигурации с минимальными напусками (или без них) и с меньшими допусками, чем при ковке (рис. 3.48).

По наличию или отсутствию заусенца различают штампы открытые и закрытые (рис. 3.48). В зависимости от температуры нагрева заготовок – для холодного и горячего штампования, по виду операций – формовочные, высадочные, прошивные и так далее, по применяемому оборудованию – молотовые и прессы. Основные детали штампа – пуансон и матрица.

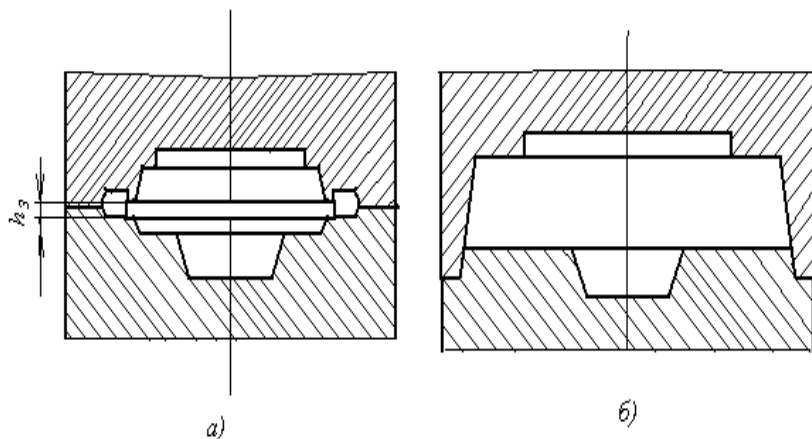


Рис. 3.48. Схема штамповки в открытых и закрытых штампах

Штампы молотовые и для кривошипных горячештамповочных пресов состоят из верхней и нижней частей, на соприкасающихся частях которых имеются ручки для последовательного формообразования изделия. Изготавливают штампы из углеродистых и легированных, главным образом, хромом, штамповых сталей

Штамповка в открытых штампах характеризуется переменным зазором между подвижной и неподвижной частями штампа. В зазор вытекает заусенец (облой). По мере уменьшения зазора металл, находящийся в этом зазоре между частями штампа, интенсивно охлаждается, увеличивается предел текучести металла и возрастает сопротивление перемещению заусенца. Благодаря этому заполняется вся полость штампа, и только излишки металла вытесняются в заусенец. Заусенец впоследствии обрезается в специальных (обрезных) штампах.

При штамповке в закрытых штампах зазор между подвижной и неподвижной частями штампа достаточен для относительного перемещения частей штампа, но не для образования заусенца. Поэтому во избежание незаполнения углов полости штампа или увеличения высоты поковки необходимо строго соблюдать равенство объемов заготовки металла и поковки.

К штамповке в закрытых штампах можно отнести и штамповку выдавливанием.

Горячая объемная штамповка применяется в крупносерийном

или массовом производства. Она позволяет получать поковки сложной конфигурации с минимальными напусками и меньшими допусками. Производительность штамповки значительно выше, чемковки.

В то же время штамп – дорогостоящий инструмент, предназначенный для изготовления только одной конкретной поковки.

Усилия при штамповке больше, чем дляковки одинаковых поковок. Поэтому вес поковок, изготавливаемых объемной штамповкой, редко превышает 20–30 кг.

Производительность штамповки значительно выше, чемковки.

3.4.2. Оборудование дляковки и штамповки

Ковку и штамповку выполняют на ковочных и штамповочных молотах и прессах.

Ковочный молот – машина для обработки металлических заготовок ударами падающих частей.

По роду привода молоты бывают паровоздушные (рис. 3.49, а), пневматические (рис. 3.49, б), механические (рис. 3.50), гидравлические (рис. 3.51) [6].

Паровоздушные молоты (рис. 3.49, а) приводятся в действие паром или сжатым воздухом давлением 0,7–0,9 МПа. Перемещение бабы 1 относительно направляющих 2 происходит при движении поршня 3 под действием сжатого пара или воздуха. При подаче пара (или воздуха) в верхнюю полость цилиндра 4 падающие части перемещаются вниз и наносят удар по заготовке, уложенной на нижний боек 5. При подаче пара (или сжатого воздуха) в нижнюю полость цилиндра падающие части поднимаются в верхнее положение.

Пневматический молот (рис. 3.49, б) имеет два цилиндра: рабочий 1 и компрессорный 2. Поршень 3 компрессорного цилиндра перемещается шатуном 4 от кривошипа 5. При этом воздух поочередно сжимается до 0,2–0,3 МПа в верхней или нижней полостях цилиндра и при нажатии на педаль или рукоятку, открывающие золотники 6 и 7, поступает в рабочий цилиндр 1. Здесь он действует на поршень 8. Поршень вместе с массивным штоком 9 одновременно является бабой молота, в которой крепится верхний боек 10. При

перемещении падающих частей вниз верхний боек ударяет по заготовке, уложенной на неподвижный нижний боек 11.

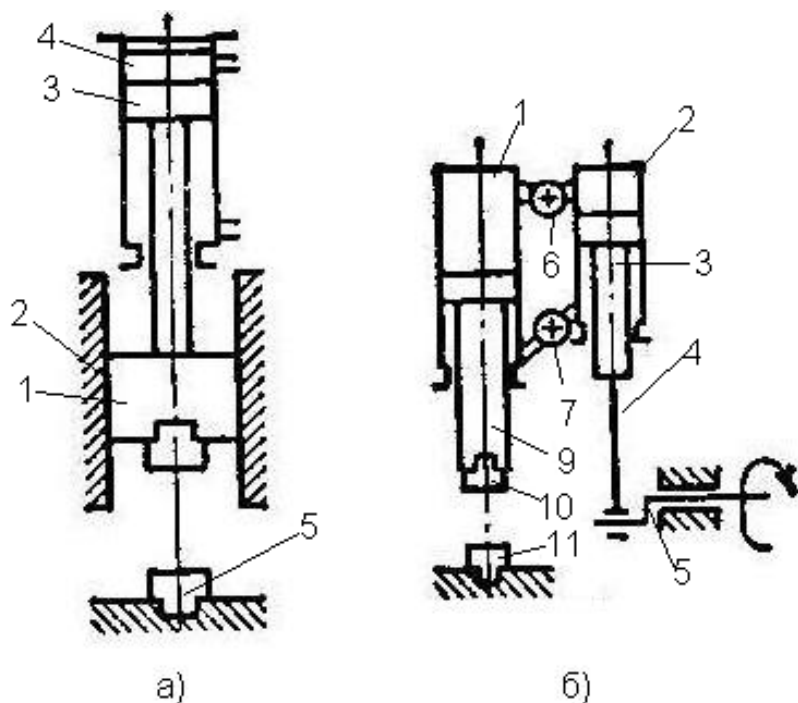


Рис. 3.49. Принципиальные схемы паровоздушного (а) и пневматического (б) молота

Основание ковочного молота (шабот) имеет массу, значительно (примерно в 8–15 раз) превышающую массу падающих частей. Шаботы штамповочных молотов еще массивнее – в 20–30 раз больше массы падающих частей. Это обеспечивает высокий КПД удара: $\eta = 0,8 - 0,9$ и высокую точность соударения частей штампа. Кроме того, для этой же цели они имеют усиленные регулируемые направляющие для движения бабы.

По способу работы различают молоты простого и двойного действия. В первых падающая часть (баба) падает свободно, под дейст-

вием собственного веса, а во вторых – дополнительно разгоняется. Скорости бабы высокоскоростных молотов достигают до 25 м/с вместо 3–6 м/с у обычных молотов. Паровоздушные ковочные молоты строят с массой падающих частей 500–5000 кг, а штамповочные – 500–30000 кг. На ковочных молотах изготавливают поковки от 20 до 2000 кг, как правило, из прокатанных заготовок или из слитков. Максимальный вес штампованных поволоков 1000 кг.

У бесшаботных паровоздушных молотов шабот заменен нижней подвижной бабой, соединенной с верхней бабой механической или гидравлической связью.

Необходимый молот выбирают на основании расчета или по справочным таблицам.

Кривошипные штамповочные прессы имеют постоянный ход, равный удвоенному радиусу кривошипа (рис. 3.50) [12]. Штамповка на кривошипных прессах характеризуется высокой производительностью и точностью по высоте заготовок.

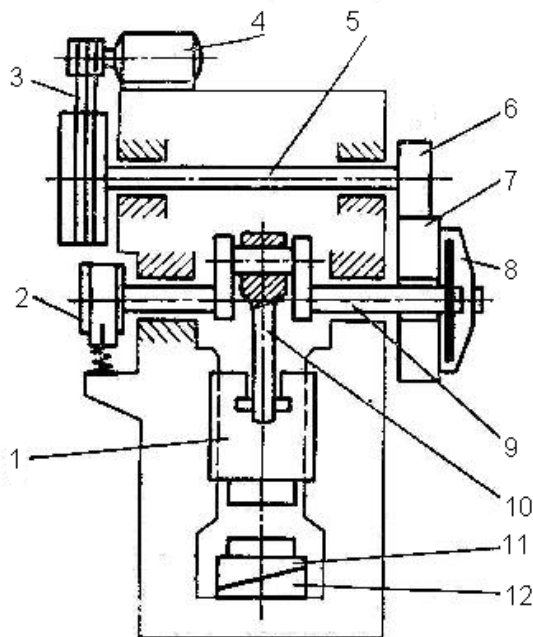


Рис. 3.50. Кинематическая схема кривошипного горяче-штамповочного прессы

Заготовка извлекается из штампа при обратном ходе его верхней части с помощью выталкивателей. Благодаря этому удобно штамповать в закрытых штампах выдавливанием и прошивкой.

Кривошипные штамповочные прессы усилием 6,3–100 МН успешно заменяют штамповочные молоты с массой падающих частей 630–10 000 кг. Однако стоимость кривошипного горячештамповочного прессы в 3–4 раза выше стоимости эквивалентного по технологическим возможностям молота.

Горизонтально-ковочные машины (ГКМ) имеют штампы, состоящие из трех частей (рис. 3.51) [12]: неподвижной матрицы 3, подвижной матрицы 5 и пуансона 1, размыкающихся в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Пруток 4 с нагретым участком, обращенным к пуансону, закладывают в неподвижную матрицу 3. Положение прутка определяется упором 2. При включении ГКМ подвижная матрица 5 прижимает пруток к неподвижной матрице, упор 2 отводится в сторону, а пуансон 1 ударяет на выступающую часть прутка, деформируя ее.

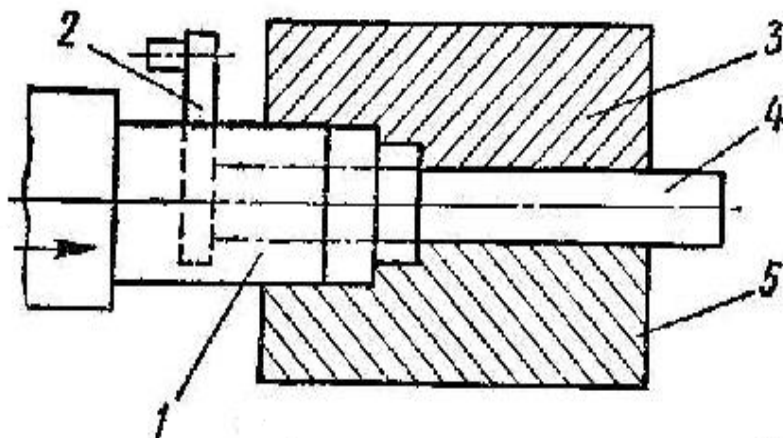


Рис. 3.51. Схема штамповки ступенчатого вала с фланцем на ГКМ:

1 – пуансон, 2 – упор, 3 – неподвижная матрица, 4 – пруток (заготовка), 5 – подвижная матрица

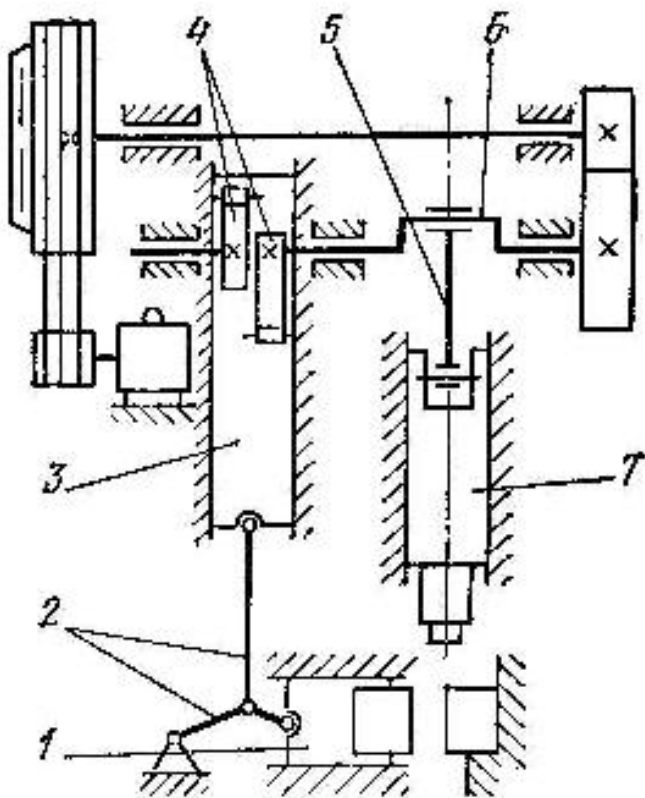


Рис. 3.52. Кинематическая схема горизонтально-ковочной машины

Работа ГKM поясняется кинематической схемой (рис. 3.52). Главный ползун 7, несущий пуансон, приводится в движение от кривошипного вала 6 с помощью шатуна 5. Подвижная щека 1 приводится от бокового ползуна 3 системой рычагов 2. Боковой ползун приводится в движение кулачками 4, сидящими на конце кривошипного вала 6.

ГKM обычно строят с усилием до 30 МН. Основными операциями, выполняемыми на ГKM, являются высадка, прошивка и пробивка.

Штамповку на ГКМ можно выполнять за несколько проходов в отдельных ручьях, оси которых расположены горизонтально одна над другой. Каждый переход выполняется за один рабочий ход машины.

Действие гидравлического пресса основано на законе гидростатического давления Паскаля, который в 1698 г. указал, что «сосуд, наполненный водой, является новой машиной для увеличения сил в желаемой степени», рис. 3.53.

$$P = P_1 \frac{D^2}{D_1^2}. \quad (3.124)$$

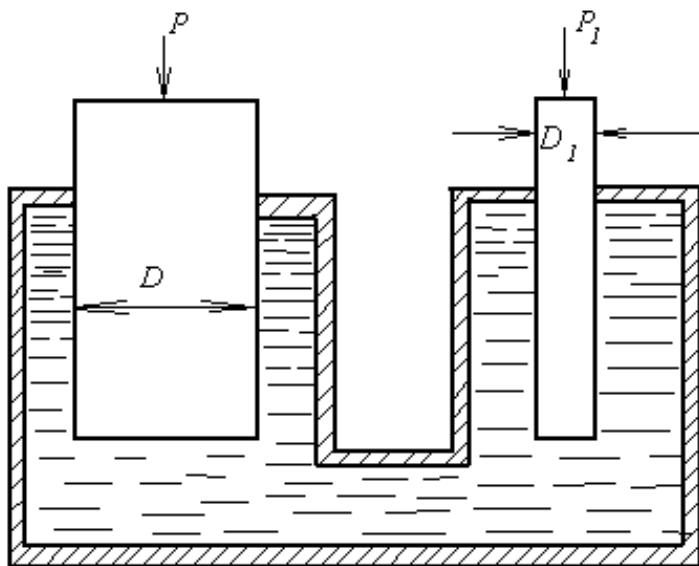


Рис. 3.53. Схема к закону Паскаля

Усилие современных гидравлических штамповочных прессов (рис. 3.54) достигает 750 МН [6].

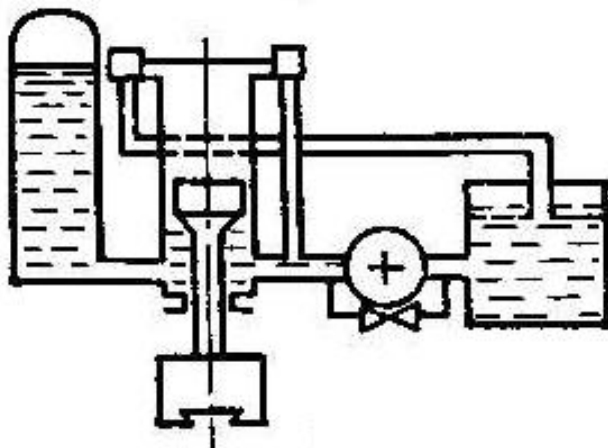


Рис. 3.54. Принципиальная схема гидравлического пресса

3.4.3. Деформации, работа и усилия при различных операцияхковки и штамповки

Рассмотрим осадку цилиндрического образца между двумя плоскими поверхностями, перпендикулярными оси осаживаемого цилиндра (рис. 3.45).

В идеальном случае при отсутствии трения на торцах цилиндрического образца деформации будут однородны по всему объему. При этом исходный цилиндр в результате осадки преобразуется также в цилиндр меньшей высоты, но большего диаметра (см. рис. 3.45, а). Однако в действительности из-за трения на торцах цилиндрического образца деформации будут неоднородными. Образец после осадки приобретает форму бочки (см. рис. 3.45, б).

Осадку производят на прессах или молотах как одну из операций (или переходов) технологического процесса обработки давлением.

Определим приращение работы деформирования при осадке:

$$dA = Pdh = pFdh = p \frac{V}{h} dh, \quad (3.125)$$

где V – объем, F – площадь поперечного сечения деформируемой заготовки, p – давление.

Соответственно, работа деформации

$$A = \left| \int_{h_0}^h pV \frac{dh}{h} \right| = Vp_{cp} \int_h^{h_0} \frac{dh}{h} = Vp_{cp} \ln \frac{h_0}{h} = Vp_{cp} \varepsilon_{Z,u}. \quad (3.126)$$

С учетом выражения (3.126) среднее усилие P деформирования при осадке будет:

$$P_{cp} = \frac{A}{h_0 - h_1} = p_{cp} F \frac{\varepsilon_{Zu}}{\varepsilon_Z} = p_{cp} F \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_Z}. \quad (3.127)$$

При одноосном сжатии $\varepsilon_{Zu} = \varepsilon_i$. Однако можно допустить, что, заменив истинную линейную деформацию интенсивностью деформаций, можно применять эту формулу для оценки усилия и при возникновении бочкообразности, то есть при появлении сдвиговых компонентов деформации.

Как показал проф. Сторожев М.В. [11], увеличение давления p по отношению к пределу текучести σ_T с учетом трения на торцах цилиндра зависит от отношения диаметра заготовки к ее высоте:

$$p = \sigma_T \left(1 + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right). \quad (3.128)$$

При этом работа деформации при осадке будет:

$$A = \sigma_T V \int_h^{h_0} \left(1 + \frac{1}{6} \frac{d}{h} \right) \frac{dh}{h} = \sigma_T V \left[\ln \frac{h_0}{h} + \frac{1}{9} \left(\frac{d}{h} - \frac{d_0}{h_0} \right) \right]. \quad (3.129)$$

Во избежание появления трещин, других дефектов величину деформации ε_{Zu} или ε_i за 1 удар молота необходимо ограничивать, например $\varepsilon_{Z1} = 0,03$.

Прошивка представляет собой операцию при ковке или штамповании (штамповке) поковок, осуществляемую для получения глубокой полости или сквозного отверстия в теле поковки путем вдавливания в нее прошивня.

Прошивка разделяется на открытую и закрытую, рис. 3.55.

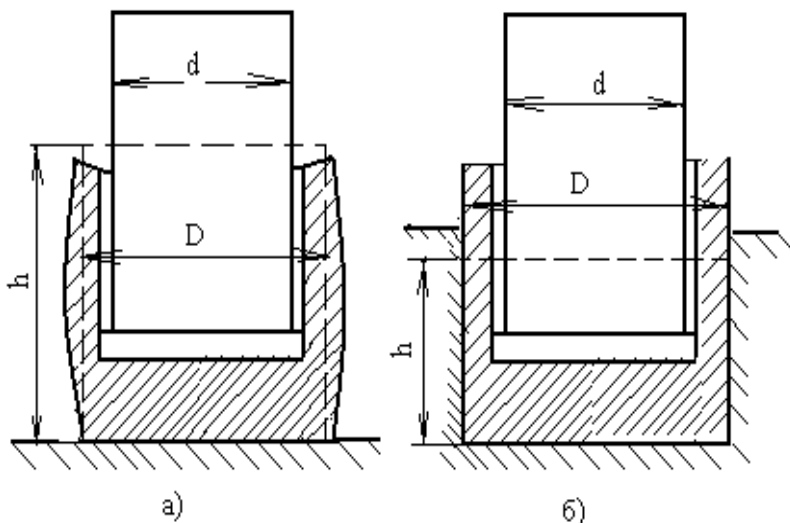


Рис. 3.55. Схемы прошивки: а) открытая, б) закрытая

При открытой прошивке боковые поверхности заготовки свободны от нагрузки. При этом исходная высота заготовки уменьшается (заготовка осаживается, а диаметр неравномерно увеличивается). Форма заготовки при открытой прошивке искажается (приобретает бочкообразность) тем больше, чем меньше отношение D/d исходного диаметра цилиндрической заготовки к диаметру прошивня.

При закрытой прошивке диаметр заготовки равен диаметру матрицы, а высота заготовки увеличивается, причем тем больше, чем меньше отношение D/d . Высота заготовки может быть вычислена из условия постоянства объема.

При прошивке деформирующее усилие определяют по удельному давлению и площади поперечного сечения прошивня.

Удельное давление под прошивнем зависит от схемы прошивки (открытой или закрытой) и от отношения D/d исходного диаметра цилиндрической заготовки к диаметру прошивня (рис. 3.56):

$$p = \begin{cases} \sigma_T \left(1,5 + 1,1 \ln \frac{D}{d} \right) & \text{при открытой} \\ \sigma_T \left[2 + \left(1 + \frac{D^2}{d^2} \right) \ln \frac{D^2/d^2}{D^2/d^2 - 1} \right] & \text{при закрытой} \end{cases} \quad (3.130)$$

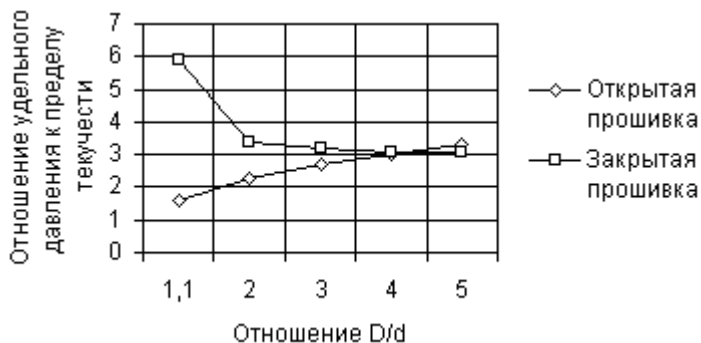


Рис. 3.56. Зависимости отношения удельного давления к пределу текучести p/σ_T от отношения D/d

При расчете деформирующего усилия необходимо учитывать не только давление металла на прошивень, но и трение металла о боковые поверхности матрицы и прошивня.

При штамповке на прессах время контакта пуансона с заготовкой больше, чем на молотах. Это приводит к охлаждению заготовки и худшему заполнению полости штампа. Поэтому плоскость разреза выбирают вблизи торца поковки.

Поскольку в каждом ручье штампа деформация полностью осуществляется за один ход пресса, при штамповке на прессах возникают большие усилия. Расчет усилия при штамповке на прессах очень важен, так как при недостаточном усилии пресса возможна его поломка.

При выдавливании происходит истечение металла, заключенного в контейнер через отверстие в нем (матрицу) (рис. 3.57). Конфигурация матрицы определяет сечение выдавливаемой заготовки.

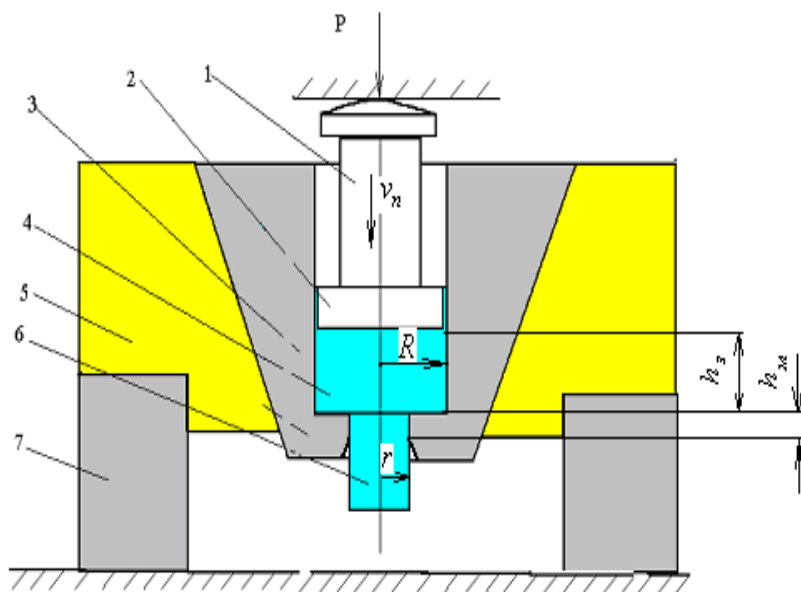


Рис. 3.57. Прямое выдавливание

На рис. 3.57 представлен метод прямого выдавливания: металл течет в сторону движения пуансона. При обратном методе выдавливания металл течет навстречу движению пуансона. Этим методом могут быть получены детали типа втулок, труб.

Деформации и усилия при выдавливании определяются по формулам, рассмотренным в разделе «Прессование».

3.4.4. Обоснование выбора оборудования при ковке и горячей объемной штамповке

Пример 1. Рассмотрим выбор молота при осадке заготовки на конкретном примере.

Дана стальная заготовка диаметром $d_0=160$ мм, высотой $h_0=300$ мм. Необходимо осадить заготовку до высоты $h_1=200$ мм. Предел прочности стали при $20\text{ }^\circ\text{C}$ $\sigma_b=750$ МПа, а при $1100\text{ }^\circ\text{C}$ – 35 МПа, КПД $\eta=0,8$, коэффициент, учитывающий влияние масштабного фактора на предел текучести, – $\varphi=0,65$. Коэффициент динамичности,

учитывающий влияние скорости деформации на предел текучести при температуре 1100 °С, равен $K_\varepsilon = 2$. Высота падающих частей над наковальной – $H_m = 2$ м.

Требуется определить минимальный вес падающих частей молота, выбрать молот и определить необходимое число ударов молота.

Проверка заготовки на устойчивость:

$$\frac{h_0}{d_0} = \frac{300}{160} < 2,5. \quad (3.131)$$

Определим диаметр заготовки после осадки из условия постоянства объема

$$d_1 = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} = 196 \text{ мм} \quad (3.132)$$

Объем заготовки:

$$V = \frac{\pi d_0^2}{4} h_0 = 0,06 \text{ м}^3 \quad (3.133)$$

Предел текучести с учетом влияния температуры, скорости деформации и масштабного фактора:

$$\sigma_T = \sigma_T(1100) \cdot \varphi \cdot K_\varepsilon = 46 \text{ МПа}. \quad (3.134)$$

Определим полную работу деформации

$$A = \varphi K_\varepsilon \sigma_T V \left[\ln \frac{h_0}{h_1} + \frac{1}{9} \left(\frac{d}{h} - \frac{d_0}{h_0} \right) \right] = 96 \text{ кНм} \quad (3.135)$$

Выберем наибольшее число ударов молота $n=4$.

Работа, которая должна быть затрачена на деформацию заготовки за 1 удар молота

$$A_n = \sigma_T V \varepsilon^* = \frac{A}{n} \approx 25 \text{ кНм} \quad (3.136)$$

Необходимая минимальная потенциальная энергия падающих частей с учетом КПД

$$L^* = \frac{A_n}{\eta} = 32 \text{ кНм}. \quad (3.137)$$

Учитывая, что

$$L = m \frac{v^2}{2} = \frac{G}{g} \frac{v^2}{2}, \quad v = \sqrt{2H_m g} = 6,3 \text{ м/с}, \quad (3.138)$$

найдем

$$m = \frac{2L^*}{v^2} \geq 1600 \text{ кг}. \quad (3.139)$$

Принимаем 2-тонный молот.

Пример 2. Рассмотрим выбор прессы при прямом выдавливании заготовки на конкретном примере.

Дана стальная заготовка диаметром $D=300$ мм, высотой $h_0=150$ мм. Необходимо выдавить вал диаметром $d=160$ мм длиной 100 мм, оставив фланец диаметром 300 мм высотой 100 мм (рис. 3.58).

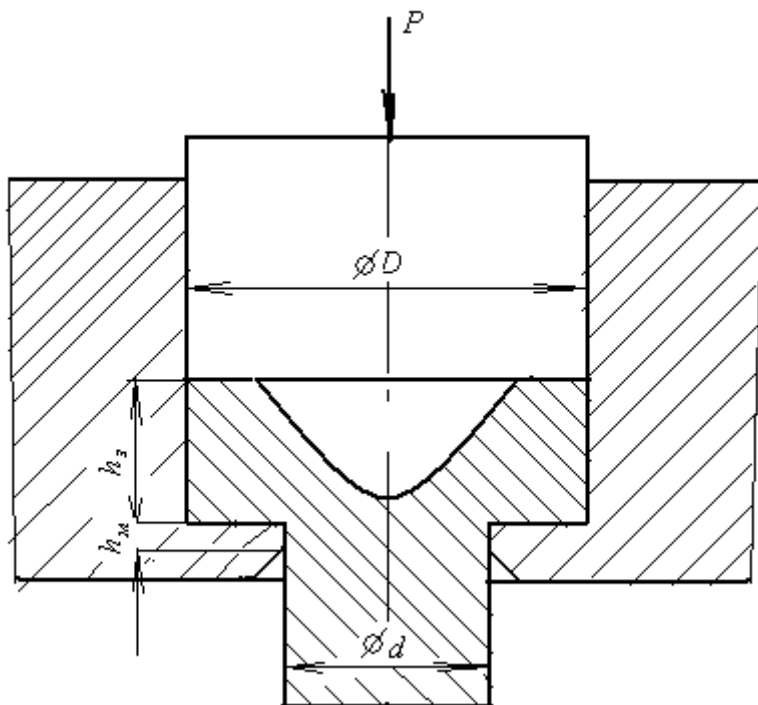


Рис. 3.58. Схема выдавливания заготовки типа «вал с фланцем»

Предел прочности стали при $\theta = 900 \text{ }^\circ\text{C}$ $\sigma_b = 100 \text{ МПа}$, коэффициент, учитывающий влияние масштабного фактора на предел текучести $\varphi = 0,65$. Наибольшее перемещение горизонтальных линий координатной сетки – $\Delta = 60 \text{ мм}$.

Вычислим линейную деформацию:

$$\varepsilon_{Zu} = 2 \ln \frac{D}{d} = 1,26. \quad (3.140)$$

Вычислим наибольшую деформацию сдвига:

$$\varepsilon_{Z\rho}(r) = \frac{\Delta}{r} = 0,75. \quad (3.141)$$

Интенсивность деформации при $\rho=r$:

$$\varepsilon_i(r) = \sqrt{\varepsilon_{Zu}^2 + \frac{16}{3} \varepsilon_{Z\rho}^2} = 2,14. \quad (3.142)$$

Вычислим силу деформации:

$$P_0 = \sigma_T \pi R^2 \frac{\varepsilon_i^3 - \varepsilon_{Zu}^3}{8 \varepsilon_{Z\rho}^2} = \quad (3.143)$$

$$= 65 \cdot 3,14 \cdot 150^2 \cdot 2,08 \approx 9,6 \text{ МН},$$

Определим силу трения:

$$F_{mp} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \sigma_T (Rh_3 + rh_m) \approx 3,7 \text{ МН}, \quad (3.144)$$

Итого суммарное усилие выдавливания: $P_\Sigma = 13,3 \text{ МН}$.

На практике суммарное усилие выдавливания иногда определяют по упрощенной эмпирической формуле:

$$P_0 = \sigma_T \pi R^2 K, \quad (3.145)$$

где K – эмпирический коэффициент, зависящий от отношения высоты фланца h_3 к диаметру выдавленного стержня d , использующийся

вместо выражения $\frac{\varepsilon_i^3 - \varepsilon_{Zu}^3}{8 \varepsilon_{Z\rho}^2}$ и учитывающий, кроме того, силы

трения. В нашем случае $K=2,9$, что примерно соответствует значениям, используемым на практике.

Соответственно пресс должен развивать большее усилие, чем $P_{\Sigma} = 13,3 \text{ МН}$.

3.4.5. Нагрев и охлаждение штампов при горячей штамповке

Штамповые инструменты для горячего деформирования по условиям работы можно разделить на три группы: для прессов, для штамповочных молотов и для высокоскоростного деформирования на скоростных молотах и гидровинтовых прессах. Время деформирования заготовок для всех способов горячей обработки давлением относительно невелико, причем для различных способов обработки давлением оно может существенно отличаться.

В связи с характером работы штампа его нагрев и охлаждение осуществляются циклически. К основным температурным факторам, влияющим на работоспособность штампа, относятся: уровень температуры поверхности штампа, колебания температуры поверхности штампа, распределение температуры по глубине штампа.

Увеличение контактной температуры поверхности штампа ограничивается уменьшением прочностных характеристик штамповых сталей. Так, например, условный предел прочности σ_b штамповых сталей умеренной теплостойкости при температуре 600–700 °С составляет около 350–250 МПа при достаточно высокой ударной вязкости $a_1 = 800 \text{ кДж/м}^2$. Этих механических свойств достаточно для деформирования стальных заготовок, нагретых до температуры 1000–1100 °С и имеющих предел текучести менее 50 МПа.

Пусть начальная температура штампа равна $\theta = 200^\circ$, а начальная температура заготовки $\theta_3 = 1000^\circ\text{С}$. При кратковременном соприкосновении штампа с нагретой заготовкой контактная температура равна полусумме начальных температур заготовки и штампа (рис. 3.59):

$$\theta_{\kappa} = \frac{\theta_3 + \theta_0}{2} \approx 600 \text{ } ^\circ\text{С} \quad (3.146)$$

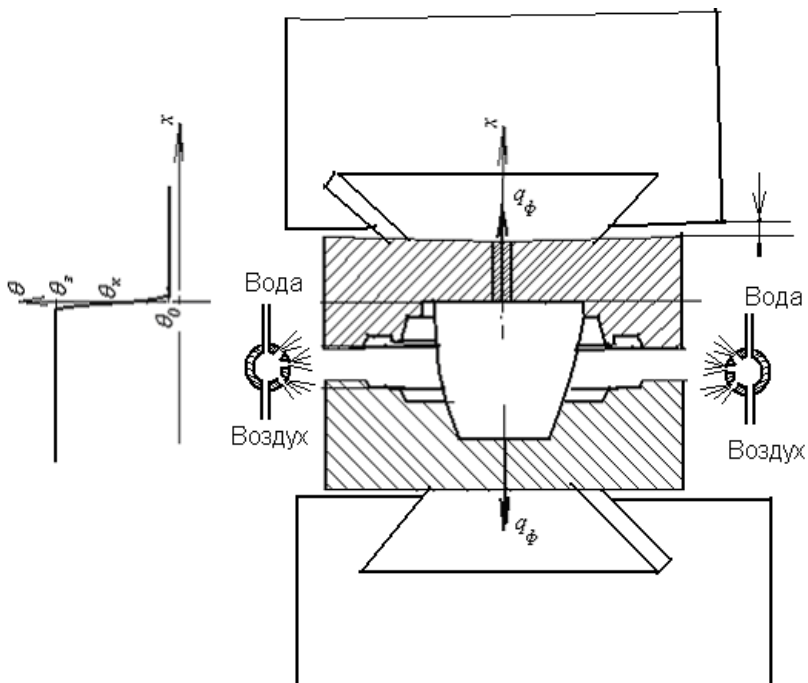


Рис. 3.59. Схема к определению контактной температуры и тепловых потоков в штамп при горячей штамповке

Распределение температуры в глубине штампа может быть вычислено по известному решению о температуре стержня, торец которого поддерживается при постоянной температуре:

$$\theta(x, \tau) = \theta_k - \theta_k \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du$$

Средняя температура поверхностного слоя толщиной около 1 мм ниже, чем контактная температура (порядка 300–500 °С) (рис. 3.60).

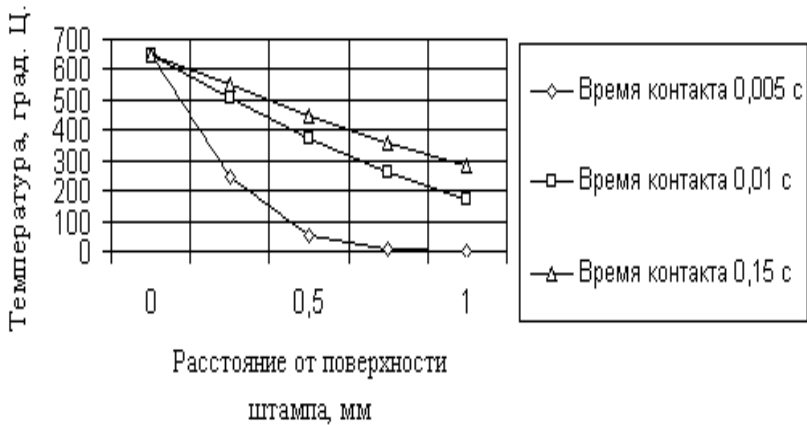


Рис. 3.60. Зависимость температуры от расстояния от поверхности штампа и времени контакта

Поэтому контактные температуры, кратковременно возникающие на поверхности штампа, могут быть даже несколько выше, чем 600 °С (а именно – до 700–750 °С)

Теплообмен штампа с горячей заготовкой имеет много общего с теплообменом при горячей прокатке.

Плотность теплового потока на торце стержня, выделенного в штампе перпендикулярно поверхности контакта с заготовкой, согласно известному решению о нагреве стержня с постоянной температурой на торце равна:

$$q_{\phi} = \sqrt{\lambda C_V} \frac{\theta_3 - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}}. \quad (3.147)$$

Время силового контакта заготовки со штампом изменяется в довольно широких пределах. Вычислим среднюю плотность теплового потока на участке контакта штампа с заготовкой при $\lambda = 40 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, $C_V = 5 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ и

$\theta_3 - \theta_0 = 800^\circ \text{C}$ (рис. 3.61):

$$q_{cp} = \frac{1}{\tau_1} \int_0^{\tau_1} \sqrt{\lambda C_V} \frac{\theta_3 - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}} d\tau = \sqrt{\lambda C_V} \frac{2(\theta_3 - \theta_0)}{\sqrt{\pi \tau_1}}. \quad (3.148)$$



Рис. 3.61. Влияние времени контакта на среднюю плотность теплового потока: 1 – при высокоскоростной штамповке, 2 – при штамповке на молотах, 3 – при штамповке на прессах и ГКМ

Качественную картину выравнивания температуры в штампе при различных значениях времени контакта штампа с заготовкой можно получить путем суперпозиции решений для источника тепла и стока с известными постоянными плотностями. Сток прекращает действие источника тепла и тем самым ограничивает время его действия. Температура в стержне от источника и стока в период времени, соответствующий выравниванию температуры, описывается выражением:

$$\theta(\tau) = \theta_k \left(\sqrt{\frac{\tau}{\tau_1}} - \sqrt{\frac{\tau}{\tau_1} - 1} \right). \quad (3.149)$$

Контактные температуры при штамповке с различными скоростями в начальный момент времени при равных начальных температурах заготовки и штампа одинаковы. Однако при этом распределения температуры в штампе будут существенно различаться (рис. 3.62).

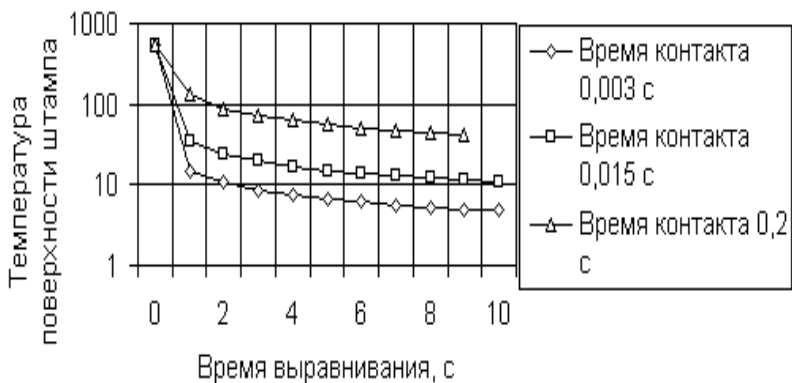


Рис. 3.62. Зависимости температуры поверхности штампа от времени выравнивания температуры при различных значениях времени контакта штампа с нагретой заготовкой (начальная температура штампа условно принята равной 200 °С, температура контакта – 600 °С)

При скоростной штамповке имеет место наиболее неравномерное распределение температуры по глубине штампа, т.е. штамп в этом случае менее нагрет по глубине. Это означает, что при отводе штампа от заготовки теплота, сосредоточенная вблизи контактной поверхности штампа, будет выравниваться – отводиться вглубь штампа с наибольшей скоростью, вследствие чего средняя по времени температура поверхностных слоев штампа будет снижаться в наибольшей степени.

При высокоскоростной штамповке на молотах и гидровинтовых прессах время деформирования находится в пределах (0,001–0,006 с). При этом средняя плотность теплового потока достигает значений 200–500.

Время деформирования при штамповке на молотах обычно находится в пределах 0,012–0,014 с [5]. При этом средняя плотность тепловых потоков, поступающих в штамп находится в пределах 110–160 МДж/м².

Прессовые инструменты работают в условиях наиболее медленного деформирования. Время деформирования при работе на прес-

сах находится в пределах от 0,1 до 0,4 с, а средняя плотность тепловых потоков изменяется от 20 до 50 $\text{МДж} / \text{м}^2$

Таким образом, прессовые штампы необходимо более эффективно и тщательно охлаждать в перерывах между штамповкой деталей, чем молотовые штампы.

Для предотвращения чрезмерного повышения температуры штампов их в процессе работы непрерывно охлаждают, разбрызгивая капли воды с помощью сжатого воздуха на поверхности штампов (рис. 3.59). Охлаждение струей воды или эмульсии не допускается, так как в условиях колебаний контактной температуры одно вызывает интенсивное растрескивание поверхности штампа. Кроме того, поверхности штампов периодически (после каждой штамповки) смачивают мазутом или соевым раствором, а также посыпают тонким слоем деревянных опилок. После выгорания нанесенных веществ на поверхности штампов образуются пленки, препятствующие идеальному контакту и теплообмену штампа с нагретой заготовкой. Это особенно важно для нижней половины штампа, с которой заготовка находится в контакте больше времени, чем с верхней.

При штамповке сложных деталей, характеризующихся большой удельной работой и большим тепловыделением в процессе их деформирования (например, деталей типа коленчатых валов), во избежание перегрева штампов несколько уменьшают температуру нагрева заготовок.

Для уменьшения перегрева штампов нередко вынуждены ограничивать производительность штамповки, давая время на выравнивание температуры и на отвод тепла в массивные части кузнечно-прессового оборудования.

Колебания температуры поверхности штампа представляют большую опасность в связи с возникающими при этом температурными напряжениями и деформациями, приводящими к возникновению трещин на поверхности штампа. Для уменьшения амплитуды колебаний температуры и тепловых потоков, поступающих в штамп из заготовки, штамп перед началом работы предварительно нагревают до температуры 200–250 °С.

В связи с характером работы кузнечно-прессового оборудования температура контактных поверхностей штампов циклически изме-

няется. Колебания температуры вызывают в материале штампа термические напряжения. С течением времени работы штампа на его рабочих поверхностях могут возникать и развиваться термические трещины, являющиеся причиной искажения профиля или разрушения ручьев штампа.

3.4.6. Холодная листовая штамповка

Листовой штамповкой получают разнообразные плоские и пространственные детали: от секундной стрелки часов до деталей облицовки автомобилей, самолетов, ракет. Листовую штамповку применяют в автомобильной, авиационной, электротехнической промышленности, тракторостроении, приборостроении и др.

Листовая штамповка снижает объем обработки резанием, обеспечивает высокие точность размеров и производительность (до 30–40 тыс. деталей в смену с одной машины)

В качестве заготовок используют лист, полосу или ленту. Толщина заготовок обычно не превышает 10 мм.

Как правило, при листовой штамповке пластическую деформацию, обеспечивающую необходимые форму и размеры, получает лишь часть заготовки. Толщина стенок штампованных деталей незначительно отличается от толщины заготовок. Операции, в которых лишь изменяются форма и размеры заготовки без разрушения ее в процессе деформирования, называются формоизменяющими. Операции, включающие разрушение материала заготовки, называются разделительными.

К числу формоизменяющих операций листовой штамповки относятся: гибка, вытяжка, отбортовка, обжим, раздача и др.

Гибка (рис. 3.63.) [12] применяется для изменения кривизны заготовки практически без изменения ее линейных размеров. В результате такого деформирования часть заготовки поворачивается относительно другой на определенный угол.

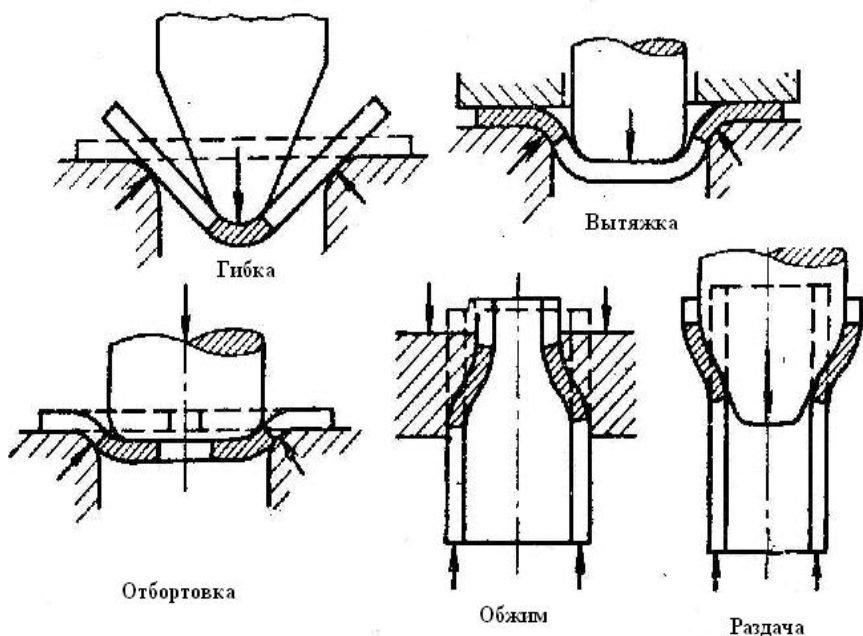


Рис. 3.63. Операции листовой штамповки

Пластическая деформация при гибке сосредотачивается на узком участке, контактирующем с пуансоном. При гибке не допускается разрушение материала, образование трещин, складок. Наиболее слабым местом является зона деформаций растяжения в наружном слое детали на участке закругления пуансона (рис. 3.63). При уменьшении отношения радиуса закругления r к толщине заготовки s деформация возрастает. Поэтому для предотвращения появления трещин, складок или разрушения заготовки ограничивают минимальные размеры радиуса закругления пуансона:

$$r_{\min} = (0,1 - 2)s. \quad (3.150)$$

Даже при значительных пластических деформациях в обычных условиях гибки в штампах прямоугольная сетка линий, нанесенная на боковой поверхности заготовки, принимает веерообразную форму, причем поперечные линии остаются почти прямыми (рис. 3.64) [11].

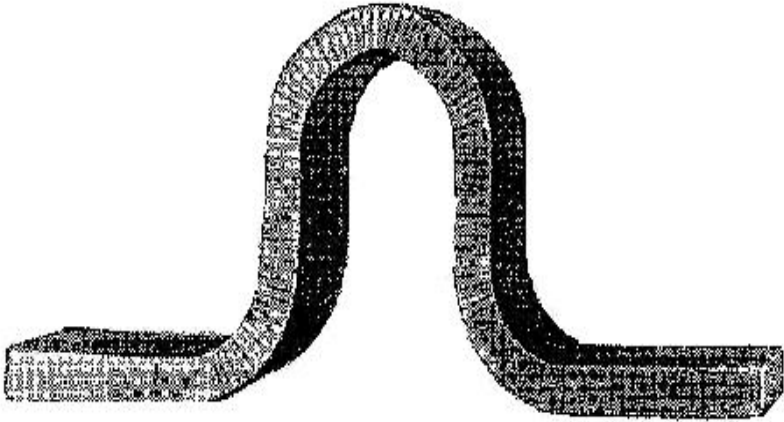


Рис. 3.64. Деформация координатной сетки при гибке

При гибке наибольшей по абсолютной величине является деформация ε_θ , которая определяется по формуле:

$$\varepsilon_\theta = \frac{\rho - \rho_n}{\rho_n}. \quad (3.151)$$

Используются также и истинные (логарифмические) характеристики деформации.

Вытяжка заключается в протягивании заготовки через отверстие матрицы, причем плоская заготовка превращается в полое изделие, а пространственная заготовка получает уменьшение поперечных размеров (рис. 3.65) [11]. Она может осуществляться без утонения стенки или с утонением стенки.

Формоизменение при вытяжке оценивают отношением диаметра заготовки типа диска, фланца к диаметру полученной детали типа цилиндра (рис. 3.63) – коэффициентом вытяжки:

$$K_s = \frac{D}{d}. \quad (3.152)$$

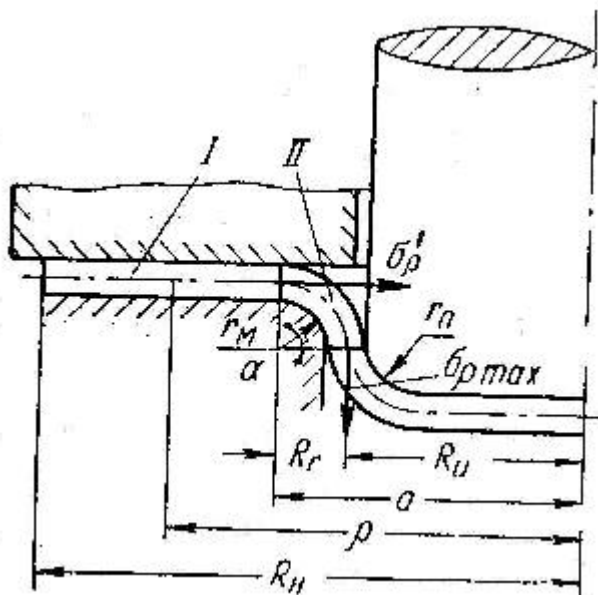


Рис. 3.65. Схема вытяжки

При вытяжке без утонения стенки зазор Z между пунсоном и матрицей должен быть больше толщины s заготовки:

$$Z = (1,1 - 1,3)s. \quad (3.153)$$

При вытяжке с утонением толщина стенки за один переход может быть уменьшена в 1,5–2 раза. При вытяжке с утонением стенки зазор между пуансоном и матрицей должен быть меньше толщины стенки. Удельные усилия при вытяжке с утонением стенки больше, чем при вытяжке без утонения. Вытяжку с утонением применяют для устранения опасности складкообразования, а также для получения деталей со стенками, толщина которых меньше толщины доннышка.

Усилие вытяжки в момент, когда заготовка полностью охватит скругленную кромку матрицы, может быть определено по формуле:

$$P_{\text{выт}} = 2\pi R_u s \sigma_{\rho, \max} \quad (3.154)$$

При отбортовке часть заготовки, граничащая с предварительно пробитым отверстием, вдавливается в матрицу, при этом размеры отверстия увеличиваются и этот участок заготовки приобретает цилиндрическую форму (рис. 3.63). Допустимое без разрушения увеличение диаметра отверстия при отбортовке составляет:

$$d_6/d_0 = 1,2 - 1,8 \quad (3.155)$$

и зависит от механических свойств материала заготовки и от ее относительной толщины s/d_0

При обжиме полая тонкостенная цилиндрическая заготовка заталкивается в отверстие матрицы, причем заготовка в очаге деформации получает уменьшение поперечных размеров (рис. 3.63).

При раздаче пуансон внедряется в полую тонкостенную цилиндрическую заготовку, и ее поперечные размеры в очаге деформации увеличиваются (рис. 3.63)

При рассмотрении напряженного и деформированного состояний в очаге деформации при анализе операций листовой штамповки обычно пользуются полярной системой координат с полюсом, совпадающим с центром кривизны срединной поверхности заготовки в данный момент деформирования (рис. 3.66) [11].

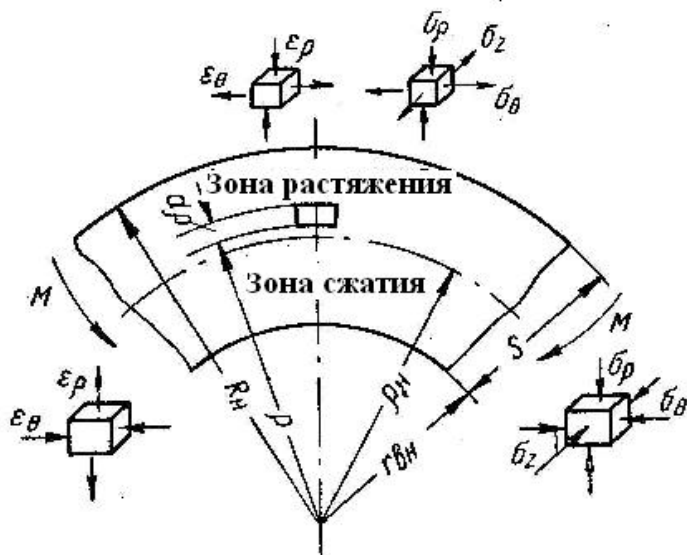


Рис. 3.66. Схема напряжений при листовой штамповке

Радиус кривизны нейтральной поверхности напряжений, отделяющей зону растяжения от зоны сжатия, определяют по формуле:

$$\rho_n = \sqrt{R_n r_{вн}}. \quad (3.156)$$

При формоизменяющих операциях листовой штамповки касательные напряжения относительно малы и поэтому принимают, что направления нормальных напряжений σ_ρ и σ_θ совпадают с главными направлениями тензора напряжений, т.е. являются главными напряжениями.

При $r_{вн}/s > 5$ принимают:

$$\sigma_\theta \approx \sigma_T \text{ и } \rho_n \approx r_{вн} + s/2. \quad (3.157)$$

Деформации на операциях листовой штамповки осуществляют, когда напряжения σ_ρ и σ_θ соответствуют предельному состоянию (условию пластичности) (рис. 3.71) [11].

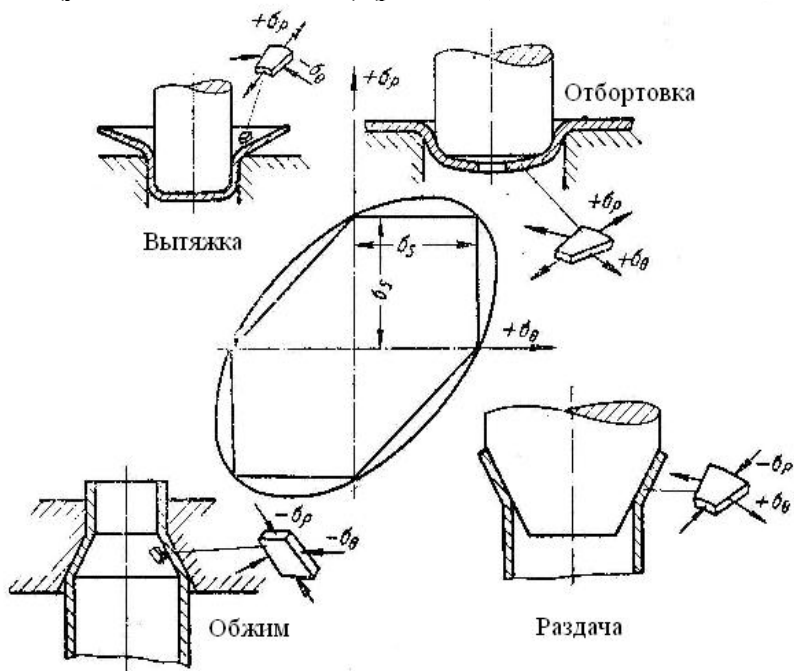


Рис. 3.67. Условия предельного нагружения (пластичности) при различных операциях листовой штамповки

В зависимости от условий нагружения заготовки в различных операциях листовой штамповки схемы напряженного состояния и знаки напряжений σ_ρ и σ_θ в очаге деформации могут быть различными. В операциях вытяжки и отбортовки напряжения σ_ρ растягивающие, а в операциях обжима и раздачи – сжимающие. Напряжения σ_θ являются растягивающими в операциях раздачи и отбортовки, а в операциях вытяжки и обжима – сжимающими.

На рис. 3.67 графически представлены условия предельного состояния при плоском напряженном состоянии (в виде эллипса и шестиугольника в координатах « $\sigma_\rho - \sigma_\theta$ »), а в каждом квадранте приведены схемы операций, деформирование заготовки в которых осуществляется при знаках напряжений, соответствующих определенным квадрантам.

4. СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

4.1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА СВАРОЧНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

4.1.1. Классификация и технологические характеристики различных видов сварки

Сваркой называют образование неразъемного соединения заготовок или деталей машин путем их местного сплавления, совместного деформирования, сдавливания, в результате чего возникают прочные связи между атомами (молекулами) соединяемых тел.

Основные физические процессы, лежащие в основе различных способов сварки, заключаются:

- в местном расплавлении материала свариваемых заготовок (деталей) и последующем сплавлении, кристаллизации расплавленного металла с образованием общих для соединяемых заготовок кристаллических решеток;

- в создании условий, благоприятных для адгезии (схватывания) поверхностей свариваемых заготовок путем очищения контактируемых поверхностей от оксидов, загрязнений, нагрева и совместного пластического деформирования;

- в создании условий, благоприятных для взаимной диффузии атомов в поверхностных слоях контактирующих материалов, находящихся в твердом состоянии;

- в объединении частей молекулярных цепей при сварке пластмасс.

Сваркой соединяют однородные и разнородные металлы и их сплавы, металлы с некоторыми неметаллическими материалами (керамикой, графитом, стеклом и др.), а также пластмассы.

Существует свыше 60 различных способов сварки, отличающихся друг от друга способами нагрева заготовок, источниками энергии, наличием или отсутствием расплавления материала свариваемых заготовок, применением присадочных материалов или плавящихся электродов, совместного пластического деформирования, диффузии и т. д.

Классифицируют различные способы сварки по большому числу признаков.

С учетом природы физических процессов, обеспечивающих по-

лучение неразъемных соединений, различные способы сварки принято подразделять на 2 основные группы: *термические* (или способы сварки плавлением) и *термомеханические*, сочетающие применение нагрева заготовок с механическим воздействием (давлением).

Термомеханическая сварка основана на сближении свариваемых поверхностей до образования межатомных связей путем схватывания (адгезии) или путем диффузии. Для возникновения адгезионных связей необходимы высокие давления, повышенные гомологические температуры, а также отсутствие оксидных пленок, наличие чистых поверхностей контактирующих металлов (материалов). Поскольку для такого сближения контактируемых поверхностей и создания высоких давлений необходимы большие удельные силы, в месте адгезионного соединения поверхностей свариваемых заготовок обычно происходит пластическая деформация.

Для легкоплавких пластичных металлов (алюминия, меди, кадмия, свинца, золота, серебра, цинка) благоприятные для схватывания условия могут достигаться при пластической деформации уже при комнатной температуре окружающей среды. Поэтому сварку деталей из этих материалов зачастую выполняют без предварительного нагрева заготовок. Такой способ получения неразъемных соединений местной пластической деформацией без предварительного нагрева заготовок называют *холодной сваркой* (рис. 4.1) или *механической сваркой* [12].

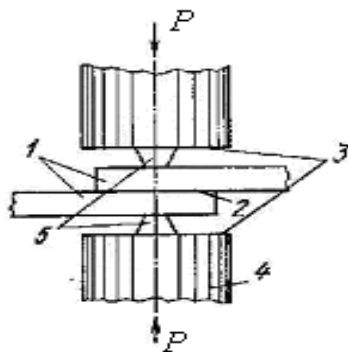


Рис. 4.1. Схема холодной сварки: 1 – свариваемые заготовки, 2 – зачищенные поверхности свариваемых заготовок, 3 – поверхности пуансонов, 4 – пуансоны, 5 – выступы пуансонов

Высокопрочные и тугоплавкие металлы, в том числе и стали, требуют для создания благоприятных для схватывания условий предварительного подогрева заготовок непосредственно перед их пластическим деформированием (осаживанием). Такие способы получения неразъемных соединений относят к *термомеханической сварке*.

При сварке взрывом благоприятные для схватывания свариваемых поверхностей условия создаются с помощью энергии направленного взрыва.

Одна из соединяемых заготовок (4) кладется на жесткое основание, а другая (3) располагается к ней на минимальном расстоянии h_0 под углом α (рис. 4.2) [12]. На заготовку 3 наносится слой взрывчатого вещества 2 толщиной H и с краю заготовки 3, отстоящего от заготовки 4 на наименьшем расстоянии h_0 , устанавливают детонатор 1 [12].

При срабатывании детонатора детонация взрывчатого вещества сообщает пластине 3 импульс тепловой и кинетической энергии со скоростью несколько тысяч метров в секунду. Край пластины 3 ударяется о заготовку 4. Соударение пластин вызывает нагрев и пластическое течение металла в поверхностных слоях заготовок, создавая условия, благоприятные для схватывания поверхностей. Вследствие этого часть пластины 3 приваривается к пластине 4, а участок пластины непосредственно перед приваренной частью изгибается под углом γ . По мере сгорания взрывчатого вещества деформированный участок перемещается ко второму краю заготовки 4.

Продолжительность сварки взрывом не превышает нескольких микросекунд. Под влиянием больших скоростей деформации происходит значительное повышение предела текучести материала заготовок в деформированной области. Поэтому прочность соединений, полученных сваркой взрывом, оказывается выше прочности соединяемых материалов.

Сварку взрывом применяют при изготовлении заготовок для проката биметалла, плакирования поверхностей конструкционных сталей металлами и сплавами с особыми физическими и химическими свойствами, при сварке заготовок из разнородных материалов.

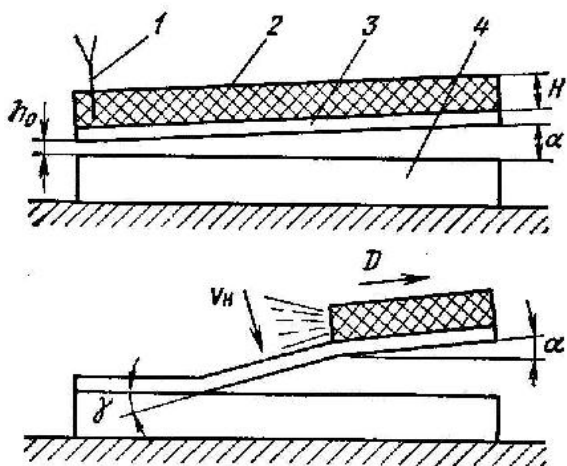


Рис. 4.2. Принципиальная схема сварки взрывом

Диффузионная сварка также относится к классу термомеханических способов сварки, но она основана на принципиально другом физическом явлении: диффузии. Диффузия представляет собой взаимное проникновение вещества свариваемых заготовок, обусловленное тепловым движением ионов, атомов, молекул и различной концентрацией химических элементов. Перенос вещества посредством диффузии происходит в направлении убывания концентрации диффундирующих элементов. Поэтому диффузионной сваркой хорошо свариваются отличающиеся по химическому составу металлы и сплавы. Диффузионную сварку выполняют в вакууме (при разряжении до $10-1$ МПа) или в атмосфере защитных газов.

Свариваемые заготовки 3 (рис. 4.3) [12] предварительно нагревают, например индуктором ТВЧ 4, питаемым по проводам 6 от высокочастотного генератора. Создание вакуума осуществляется с помощью отсоса воздуха по трубопроводу 5 вакуумным насосом. Нагрев контактных поверхностей заготовок примерно до температуры рекристаллизации более легкоплавкого металла вызывает испарение адсорбированных и масляных пленок и способствует очищению контактируемых поверхностей и резко повышает скорость диффузии

онных процессов. Заготовки сжимаются под небольшим давлением (от 1 до 20 МПа) под действием груза 1 и выдерживаются в течение некоторого времени (обычно от 5 до 20 минут), достаточного для протекания диффузии.

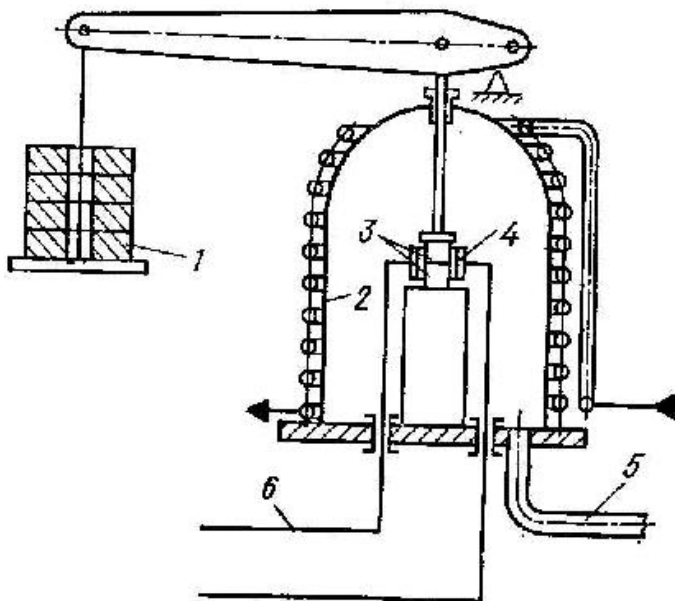


Рис. 4.3. Схема диффузионной сварки: 1 – груз, 2 – охлаждение вакуумной камеры, 3 – заготовки, 4 – нагревательное устройство, 5 – трубопровод к вакуумному насосу, 6 – провод к высокочастотному генератору

Отсутствие припоев, электродов, флюсов позволяет получить качественное и чистое соединение без изменения физико-механических свойств. Диффузионная сварка связана с использованием сложной и дорогой аппаратуры и применяется в космической и авиационной промышленности, для сварки ответственных деталей вакуумных приборов, инструментов и др.

Основные способы термомеханической сварки: электрическая контактная, трением, ультразвуковая.

Электрическая контактная сварка осуществляется с помощью

нагрева свариваемых заготовок в месте контакта и пластической деформации контактируемых поверхностей, в ходе которой формируется сварное соединение.

Электрическую контактную сварку классифицируют по типу сварного соединения и по роду тока. По типу сварного соединения электрическая контактная сварка может быть стыковой (рис. 4.4.) [12], точечной или шовной. По роду тока различают электрическую контактную сварку переменным током, импульсами постоянного тока, аккумулялированной энергией.

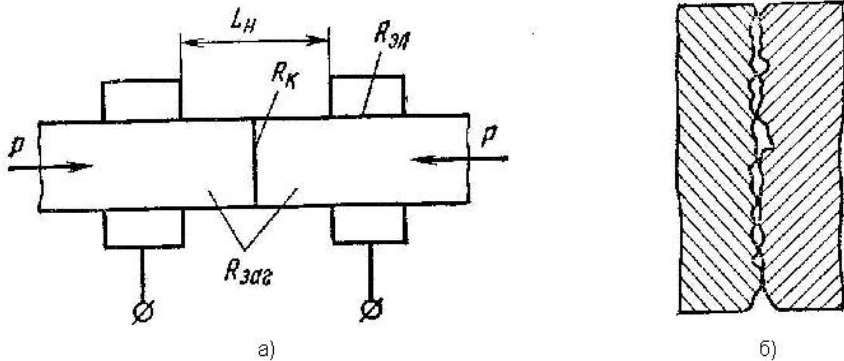


Рис. 4.4. Схема контактной сварки (а) и физического контакта свариваемых деталей

В зависимости от температуры нагревания стыка различают электрическую контактную стыковую сварку сопротивлением или оплавлением.

Более подробно способы термомеханической сварки будут рассмотрены ниже (см. п. 4.4).

К термическому классу относятся способы сварки, осуществляемые плавлением с использованием тепловой энергии (дуговая, плазменная, электрошлаковая, электронно-лучевая, лазерная, газовая и др.).

Различают способы сварки неплавящимся (вольфрамовым или угольным) или плавящимся (металлическим) электродом, расплавлением только основного металла 3 либо с применением присадочного металла 4 или металла плавящегося электрода, дугой, горячей между электродом и заготовкой, между двумя неплавящимися элек-

тродами (косвенной дугой), трехфазной дугой, горящей между двумя электродами и заготовкой (рис. 4.5) [12].

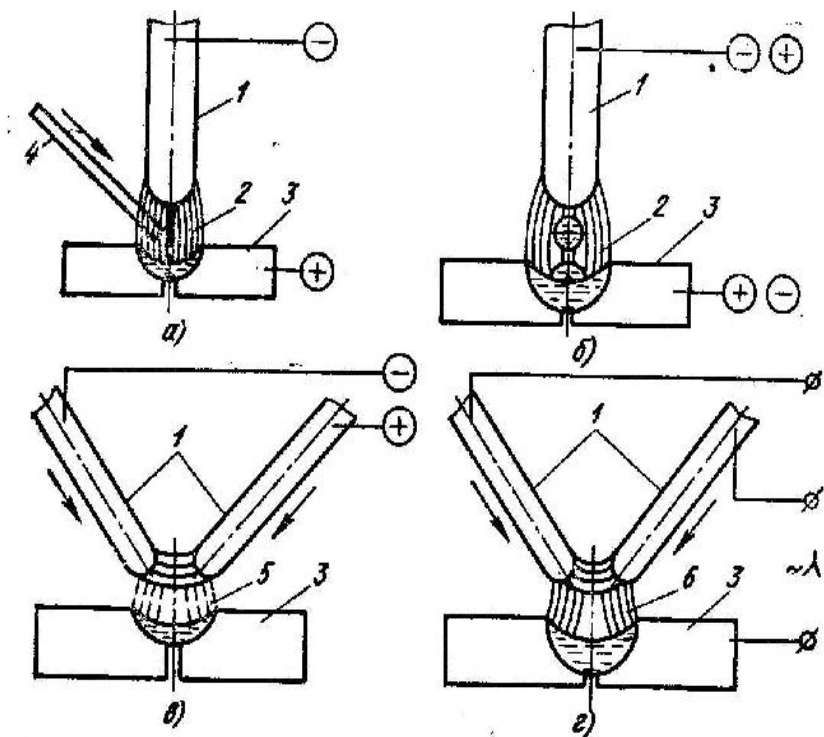


Рис. 4.5. Схемы дуговой сварки

По степени автоматизации различают ручную сварку, полуавтоматическую и автоматическую.

В зависимости от источников получения тепловой энергии *термическую сварку* подразделяют на дуговую, электрошлаковую, плазменную, газовую.

В зависимости от степени защиты различают сварку незащищенной дугой, сварку под флюсом, в атмосфере защитных газов, в вакууме.

По материалу и функциональному назначению электродов различают сварку плавящимся и неплавящимся электродом.

По роду применяемого электрического тока: на постоянном или переменном токе, при непрерывной подаче тока или импульсами тока, в зависимости от знаков электрического заряда на электродах при постоянном токе: при прямой и обратной полярности.

В зависимости от формы сварного соединения: стыковую, точечную, шовную сварку.

Практически все основные виды дуговой сварки: плавящимся и неплавящимся электродом, вручную, полуавтоматическую и автоматическую, незащищенной дугой и в среде защитного газа предложил и осуществил Н.Н. Бернарδος в 1880–1890 гг. [8].

Им же в 1887 г. изобретены основные способы контактной (термомеханической) электросварки – точечной и шовной, при которых кратковременный нагрев места соединения без оплавления или с оплавлением сочетается с осадкой свариваемых заготовок.

В конце 1880-х гг. Н.Г. Славянов осуществил и широко внедрил сварку плавящимся металлическим электродом, разработал основы металлургии сварочного процесса и, в частности, предложил вести сварку под шлаковой защитой, под флюсом [8].

Прочность и твердость сварного шва, образующегося при термической сварке, обычно ниже, чем у основного металла. Это связано с особенностями металлургии сварочных процессов. Они состоят в том, что для предотвращения дефектов в качестве присадочных материалов или плавящихся электродов, как правило, используют менее легированные материалы, чем основной металл. Качества сварного шва нередко снижается из-за насыщения расплавленного металла атмосферными газами. В некоторой области заготовок, непосредственно прилегающей к сварному шву, зачастую возникают высокие и быстроизменяющиеся температуры, вызывающие в материале структурные изменения: укрупнение зерен, оплавление границ зерен, образование микроструктуры закалочного типа и т. д. Эту область материала называют зоной термического влияния (рис. 4.6) [12].

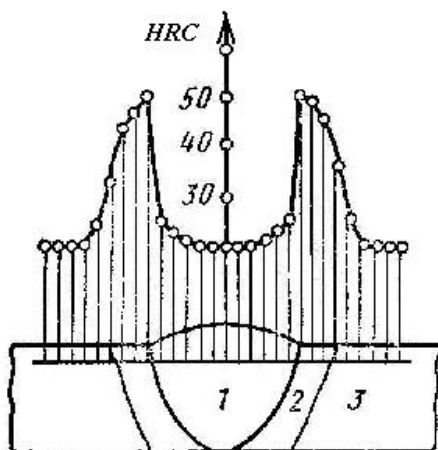


Рис. 4.6. Распределение твердости после термической сварки стали 40ХФА: 1 – сварной шов, 2 – зона термического влияния, 3 – основной материал свариваемых заготовок

При кристаллизации расплавленного металла в зависимости от условий охлаждения образуется неблагоприятная неоднородная литая структура, в металле шва могут возникать характерные для отливок горячие или холодные трещины [12].

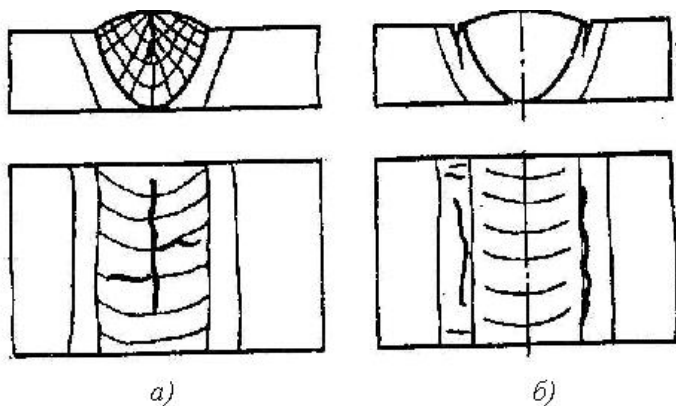


Рис. 4.7. Трещины в сварных соединениях: а) горячие в шве, б) холодные в зоне термического влияния

Неравномерный местный нагрев заготовок вызывает в них термические деформации, а после остывания – термические напряжения. Термические деформации и напряжения при сварке могут вызвать образование и развитие горячих и холодных трещин (рис. 4.7).

Быстрое охлаждение металла сварного шва при насыщении его газами способно привести к повышенной пористости металла из-за затрудненного выхода пузырьков газа при кристаллизации металла в атмосферу.

Свариваемость – технологическое свойство металла (или сочетания металлов) образовывать при установленной технологии сварки соединение, отвечающее конструктивным и эксплуатационным требованиям.

Хорошей свариваемостью обладают низкоуглеродистые и низколегированные стали.

Углеродистые стали с содержанием углерода более 0,3 % (например, сталь 45) и легированные стали (30ХГСА, 40ХНМА и др.) при типовых режимах сварки закаляются в зоне термического влияния. Для устранения этого явления разрабатывают специальные технологические мероприятия, обеспечивающие более благоприятный температурный режим.

При сварке аустенитных высоколегированных коррозионно-стойких сталей, содержащих более 12% Cr 8 % Ni, возможно обеднение приграничных участков зерен хромом, следствием чего может быть возникновение межкристаллитной коррозии. Более медленное охлаждение менее теплопроводных аустенитных сталей может привести к крупнозернистости, к образованию горячих трещин. Для устранения этих недостатков в сварочные материалы вводят необходимые легирующие элементы, способствующие измельчению зерен [12].

При сварке чугуна металл шва получает структуру белого чугуна, а зона термического влияния закаливается. Для устранения этих недостатков свариваемые заготовки перед сваркой предварительно подогревают.

При сварке меди и ее сплавов в связи с их высокой теплопроводностью применяют предварительный подогрев заготовок, повышенные мощности тепловых источников.

Проблемы, возникающие при сварке алюминия и его сплавов, связаны с образованием тонкой прочной и тугоплавкой

($\theta_{nl} = 2050$ °С) поверхностной пленки оксида Al_2O_3 , а также склонностью к образованию горячих трещин и газовой пористости. Проблемы насыщения расплавленного металла газами (кислородом, водородом, азотом) актуальны при сварке титана, циркония, молибдена, ниобия и их сплавов. Для устранения этих недостатков сварку ведут в атмосфере защитных газов.

4.1.2. Основные источники тепловой энергии, применяющиеся при сварке

При сварке металл нагревают при помощи источников тепла, распределенных различным образом по поверхности или по объему свариваемых заготовок. При сварке плавлением источники тепла должны проплавить кромки основного металла, расплавить в нужном количестве присадочный металл или металл электрода, образовать жидкую металлическую ванну. Для осуществления сварки в пластическом состоянии достаточно нагреть сдавливаемые участки поверхности металла до температуры, меньшей температуры плавления.

Как при сварке плавлением, так и при сварке в пластическом состоянии поверхности свариваемых частей металла готовят к осуществлению атомной или молекулярной связи путем местного нагрева до температуры, либо превышающей температуру плавления, либо несколько меньшей этой температуры.

При различных видах сварки используются разнообразные источники тепловой энергии: электрическая сварочная дуга (прямого или косвенного действия), струя разогретого до высоких температур газа, пропускаемого через электрическую дугу или совмещенную с электрической дугой, теплота, образующаяся при прохождении электрического тока через расплавленную шлаковую ванну, через контакт свариваемых деталей, обладающий электрическим сопротивлением, трение контактирующих поверхностей свариваемых деталей, теплота от электрических вихревых токов, наводимых в проводнике переменным магнитным полем, или теплота, выделяющаяся в металле за счет местного повышенного электрического сопротивления, электронный луч, лазерный луч, энергия удара и тепловая энергия, образующаяся при сгорании (детонации) взрывчатых ве-

ществ, пламя горючих газов, сгорающих в струе чистого кислорода и др.

При газовой сварке источником теплоты является сгорание горючих газов (чаще всего – ацетилена) в атмосфере кислорода.

Ацетилено-кислородное пламя состоит из внутреннего ядра 1, средней зоны 2 и наружного факела (рис. 4.8) [12].

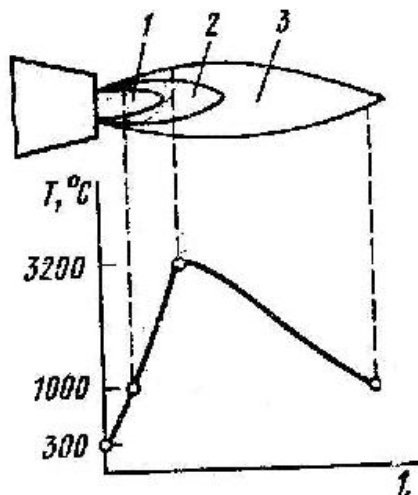


Рис. 4.8. Газосварочное пламя: 1 – ядро пламени, 2 – средняя зона, 3 – факел пламени

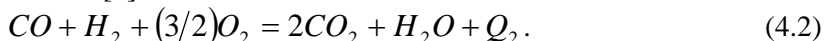
Внутреннее ядро и средняя зона пламени соответствуют двум последовательным стадиям горения ацетилена. Во внутреннем ядре горючая смесь находится в стадии тепловой и химической подготовки к воспламенению. В средней зоне пламени 2 начинается активное воздействие кислорода и происходит неполное сгорание ацетилена в соответствии с экзотермической реакцией: ацетилен разлагается с образованием водорода и окиси углерода



В средней зоне выделяется около 44% теплоты. В факеле выделяется около 56% теплоты ($Q_1 \approx 21 \text{ МДж/м}^3$). Температура в середине факела составляет 2400–2600° [8].

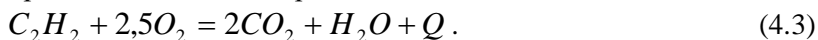
Благодаря этому именно в средней зоне пламени достигается максимальная температура – около 3100°. В факеле горючие газы

догорают: водород образует водяной пар, а окись углерода – углекислый газ [8]:



В факеле выделяется около 56% теплоты ($Q_2 \approx 27 \text{ МДж/м}^3$). Температура в середине факела составляет 2400–2600°.

Уравнение полного сгорания ацетилен имеет вид:



Низшая теплотворная способность ацетилен $Q \approx 48 \text{ МДж/м}^3$.

При электрической контактной сварке (рис. 4.4) теплота выделяется при пропускании электрического тока через место сварочного контакта, имеющее наибольшее электрическое сопротивление сварочного контура.

Мощность источника тепла может быть определена произведением квадрата тока I на сопротивление контакта R и на коэффициент η , учитывающий потери мощности в сварочной цепи:

$$N_e = I^2 R \eta \quad (4.4)$$

Сопротивление сварочной цепи складывается из сопротивления контакта R_k , сопротивления R_z заготовок и сопротивления электродов – зажимов $R_{эл}$.

При этом контактное сопротивление R_k по величине значительно больше сопротивления электродов и заготовок. Это связано с тем, что физический контакт поверхностей заготовок далек от идеального. Из-за шероховатостей поверхностей действительная площадь контакта значительно меньше номинальной. Кроме того, на поверхностях свариваемого металла всегда имеются пленки оксидов и загрязнения, увеличивающие контактное сопротивление. С повышением температуры, а также вследствие пластической деформации действительная площадь контакта увеличивается, приближаясь к номинальной, а контактное сопротивление уменьшается. Из-за переменности контактного сопротивления мощность теплового источника непосредственно в контактной области измерить трудно. Легче определить потребляемую мощность на входе трансформатора

$$N_e = IU \eta. \quad (4.5)$$

Соответственно, плотность теплового потока на торце свариваемых заготовок равна:

$$2q_c = \frac{N_e}{F_k} = \frac{IU\eta}{F_k}. \quad (4.6)$$

Здесь q_c – плотность теплового потока, поступающего в одну из свариваемых заготовок.

Наиболее широкое распространение в производстве в качестве источника теплоты получила электрическая сварочная дуга.

Электрическая сварочная дуга (вольтова дуга) представляет собой устойчивый электрический разряд в сильно ионизированной газовой среде между двумя электродами. Разрядные явления сосредоточены в светящемся плазменном столбе. При горизонтальном расположении электродов светящийся плазменный столб под воздействием восходящих потоков нагретого разрядом газа принимает форму дуги.

Температура плазмы в столбе электрической дуги около 5000–6000 °С. При обдувании плазменного столба потоком газа температура плазмы еще выше.

При дуговой сварке электрическая дуга (рис. 4.9.) находится между электродом и свариваемой заготовкой, которые подключены к выходным клеммам источника тока [8].

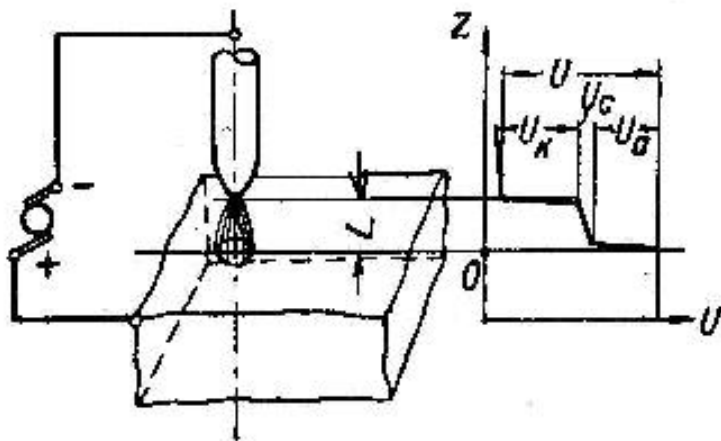


Рис. 4.9. Падение напряжения по оси OZ сварочной дуги при постоянном токе и прямой полярности

Питание дуги может осуществляться постоянным или переменным током. При применении постоянного тока полярность, при которой электрод служит отрицательным полюсом (катодом), а заготовка – положительным (анодом), называют прямой. Если же электрод является анодом, а заготовка – катодом, то полярность называют обратной.

Падение напряжения распределено неравномерно по длине дуги (рис. 4.9). Наибольшие местные падения напряжения наблюдаются у катодного и анодного пятен. Поэтому именно в области этих пятен сосредоточена основная часть выделяемого дугой тепла. Анодное и катодное пятна дуги нагреваются до температуры, приближающейся к температуре испарения материала электрода. На стальном электроде эта температура составляет около 2100–2300 °С [8].

При возникновении электрического разряда (при зажигании дуги) увеличение тока сопровождается уменьшением напряжения между электродами. При увеличении тока эта зависимость стабилизируется (рис. 4.10, а), а при очень больших токах даже возрастает (рис. 4.10, б) [12].

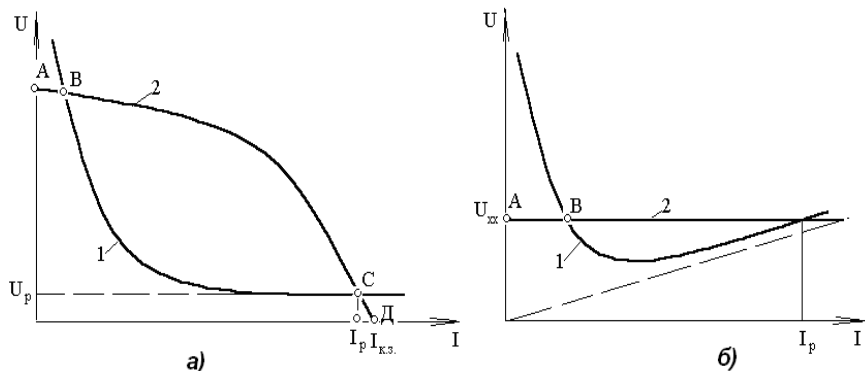


Рис. 4.10. Вольтамперные характеристики электрической дуги (1) и сварочного трансформатора (2) для ручной (а) и автоматической (б) дуговой сварки

Зависимость напряжения от тока электрической дуги называется статической вольтамперной характеристикой электрической дуги 1, (рис. 4.10).

Термин «статическая» относится к постоянству длины дуги (расстояния между электродом и деталью, рис. 4.9).

Рассмотрим различные стадии процесса зажигания электрической дуги. Если между электродом и свариваемой заготовкой имеется не ионизированный воздушный промежуток, то ток отсутствует. Такой режим работы трансформатора называется режимом холостого хода. На рис. 4.10 ему соответствует точка А. При этом напряжение на вторичной обмотке трансформатора максимально и называется напряжением холостого хода.

Для ионизации воздушного промежутка необходимо повысить температуру поверхностей анода и катода (электрода и заготовки). Для этого предусмотрен режим короткого замыкания. На рис. 4.10 режиму короткого замыкания соответствует точка Д.

В режиме короткого замыкания электрод касается поверхности детали (рис. 4.11, а) [12]. При этом напряжение падает до минимального значения, а ток возрастает до наибольшего значения – тока короткого замыкания. При прохождении тока через контакт электрода и детали в месте контакта выделяется тепло, и поверхности электрода и участка детали нагреваются.

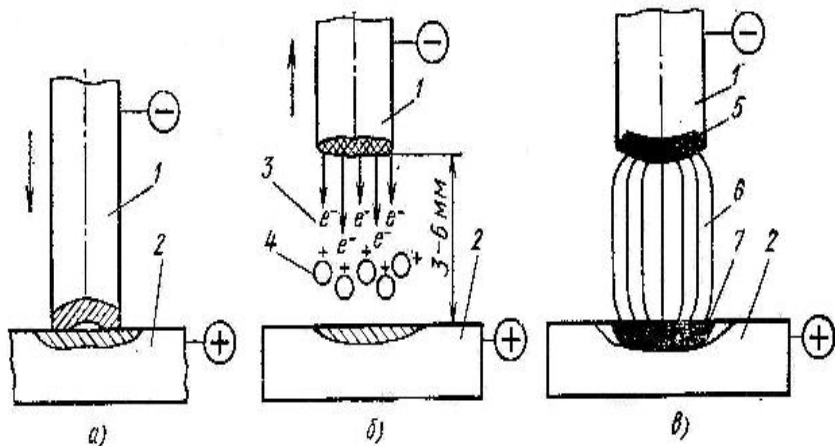


Рис. 4.11. Схема зажигания электрической дуги:
 а) короткое замыкание, б) ионизация воздушного промежутка за счет эмиссии электронов, в) устойчивый дуговой разряд

При отрыве электрода от заготовки под действием тепловой энергии ускоряется движение свободных электронов, происходит эмиссия электронов в газовое пространство, воздушный промежуток ионизируется, его электрическое сопротивление уменьшается, среда становится электропроводной. Возникает неустойчивый слабый электрический разряд. Этому состоянию соответствует точка В (рис. 4.10).

Возможно зажигание дуги и без короткого замыкания и отвода электрода. Для этого в сварочную цепь на короткое время подключают источник высокочастотного переменного тока высокого напряжения (осциллятор).

Возникновение электрического разряда также способствует большей ионизации воздушного промежутка и приводит к увеличению тока и уменьшению напряжения, необходимого для устойчивого электрического разряда, то есть для устойчивого горения дуги. Устойчивому горению дуги, то есть рабочему режиму соответствует точка С (рис. 4.10).

4.1.3. Источники сварочного тока

Для питания сварочной дуги применяются специальные источники тока, в частности – сварочные трансформаторы, рассчитанные на достаточно большие токи (до 300 А при ручной дуговой сварке покрытым электродом и до 1000 А при автоматической дуговой сварке под флюсом) при низких выходных рабочих напряжениях (порядка 20 В). На первичную обмотку трансформатора подается переменный ток напряжением 220 (или 380) В. Со вторичной обмотки, имеющей меньшее число витков, снимается меньшее напряжение.

Сварочные трансформаторы, как правило, имеют падающую внешнюю характеристику и используются для ручной или автоматической дуговой сварки.

Внешнюю вольтамперную характеристику сварочного трансформатора изменяют с целью обеспечения безопасного напряжения холостого хода трансформатора и регулирования сварочного тока и тока короткого замыкания. Для ручной дуговой сварки покрытым электродом сварочный трансформатор должен иметь крутопадаю-

щую в области больших токов вольтамперную характеристику (2), (рис. 4.10). Это необходимо для ограничения тока короткого замыкания и уменьшения колебания тока при изменении расстояния между электродом и свариваемой заготовкой. В то же время в области малых токов внешняя вольтамперная характеристика должна быть пологой, стационарной. Это необходимо для ограничения напряжения холостого хода и облегчения возникновения первого электрического разряда.

Наиболее простую схему имеют сварочные трансформаторы с отдельным дросселем, состоящие из понижающего трансформатора 1 и переменного индуктивного сопротивления (дросселя) 2, включенного последовательно в сварочную цепь (рис. 4.12) [12].

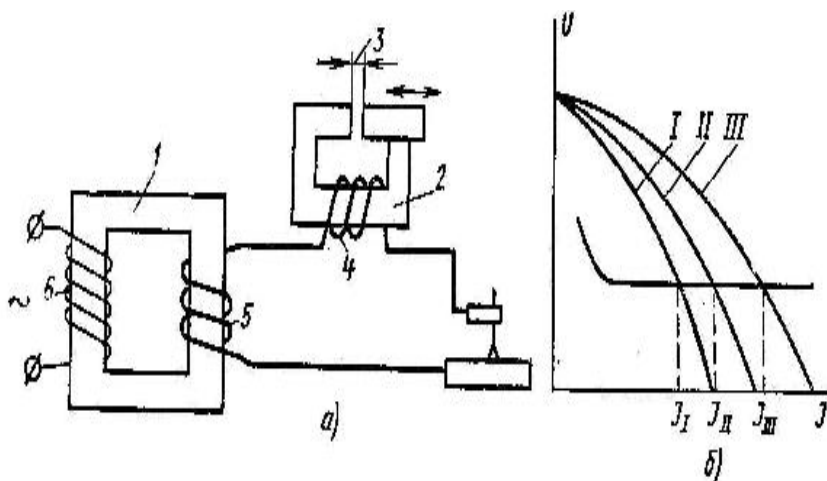


Рис.4.12. Схема сварочного трансформатора с последовательно включенным дросселем

Сварочные агрегаты состоят из двигателя внутреннего сгорания и сварочного генератора постоянного тока. Агрегаты монтируют на подвижных платформах, прицепах и используют в монтажных и полевых условиях для ручной сварки рис. 4.13, [12].

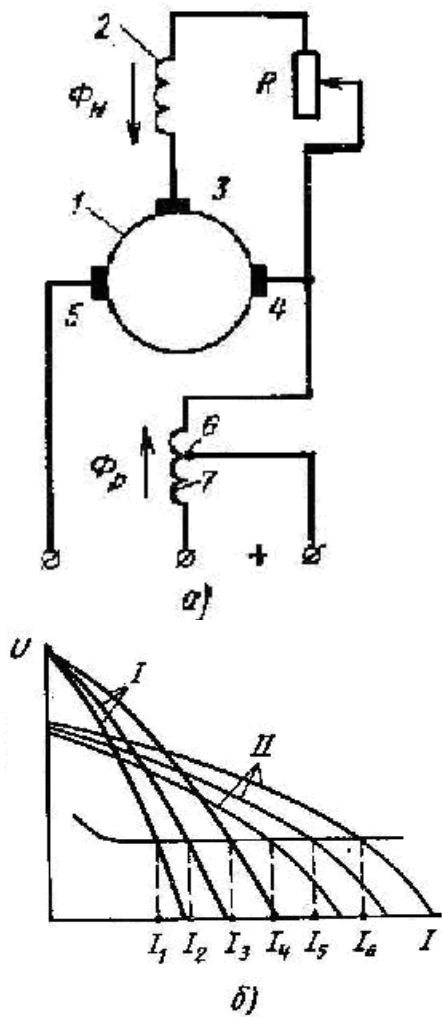


Рис. 4.13. Схема сварочного генератора с параллельной намагничивающей и последовательной размагничивающей обмотками возбуждения: а) схема генератора; б) вольтамперная характеристика

Сварочные выпрямители состоят из трехфазного понижающего трансформатора 1, выпрямительного моста 2, собранного из кремниевых полупроводниковых диодов по трехфазной мостовой схеме (рис. 4.14) [12]. Падающая внешняя характеристика выпрямителя обеспечивается повышенным индуктивным сопротивлением понижающего трансформатора. Плавное регулирование тока достигается перемещением подвижной первичной обмотки. Эта же задача может быть решена заменой в выпрямительном мосте диодов тиристорами, управляемыми путем подачи на них управляющего напряжения от 0 до 10 В.

Выпрямители бесшумны, имеют большой КПД, удобны в эксплуатации, обеспечивают высокую стабильность горения дуги и возможность работы с малыми токами.

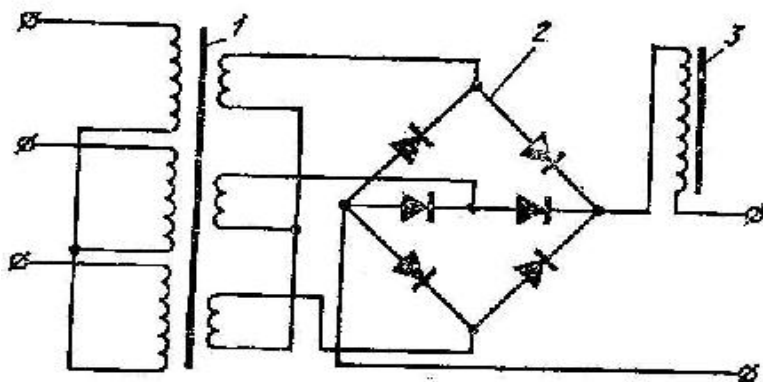


Рис. 4.14. Схема трехфазного выпрямителя

Электрическая схема контактных машин включает трансформатор 3, прерыватель тока 5 и переключатель ступеней мощности 4 (рис. 4.15) [12].

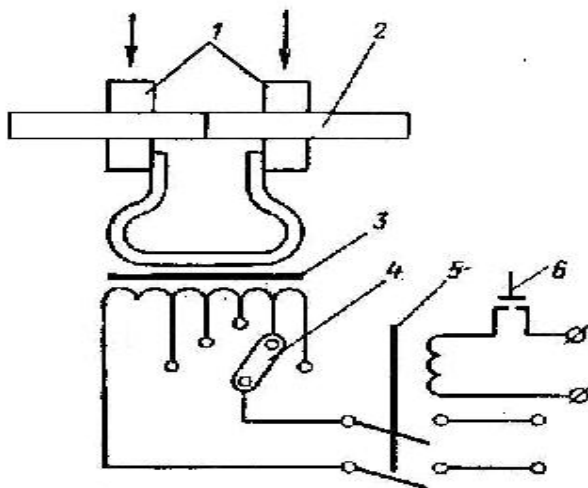


Рис. 4.15. Электрическая схема контактной машины:
 1 – контактная колодка, 2 – свариваемое изделие, 3 – сварочный трансформатор, 4 – регулятор тока, 5 – электромагнитный прерыватель, 6 – включающая кнопка

На первичную обмотку подают напряжение 220–380 В. Первичная обмотка трансформатора имеет несколько секций для переключения ступеней мощности. Вторичная обмотка трансформатора имеет 1–2 витка. Поэтому напряжение на вторичной обмотке снижается до 1–12 В, а ток увеличивается до 1000–100 000 А. Машины для стыковой сварки выпускают мощностью от 5 до 500 *кВт*.

4.2. ЭЛЕМЕНТЫ ТЕПЛОФИЗИКИ СВАРОЧНЫХ ПРОЦЕССОВ

4.2.1. О схематизации процесса распространения тепла при сварке и целях расчета температуры

Теплота, вводимая источником для нагрева свариваемых участков поверхностей заготовок, распространяется по объему заготовок. Процессы нагрева и охлаждения металла обусловлены:

- выделением теплоты источником;
- распространением теплоты в ванне расплавленного металла,

главным образом, вследствие конвективного теплообмена, вынужденного дутьем дуги или пламени;

– расходом теплоты на нагрев и расплавление присадочного металла или металла плавящегося электрода;

– распространением теплоты в массу нерасплавленного металла заготовок посредством теплопроводности;

– потерей тепла через поверхность металла в окружающую среду вследствие лучистого и конвективного теплообмена и в соприкасающиеся с заготовками твердые тела посредством теплопроводности.

Описание процессов распространения тепла непосредственно в области действия источников теплоты нередко связано с определенными трудностями. В связи с этим, как правило, ограничиваются анализом температурных полей в некоторой удаленной от источника области или схематизируют сам источник.

Для описания процессов распространения тепла в удаленной от источника области рассматривают источники: точечный, линейный, плоский, иногда – объемный.

Температура от мгновенного точечного источника теплоты, вспыхнувшего в стержне в момент времени $\tau=0$ в точке $x=\xi$, описывается функцией [4]:

$$\theta(x, \xi, \tau) = \frac{Q}{C_v \sqrt{4\pi\omega\tau}} \exp\left[-\frac{(x - \xi)^2}{4\omega\tau}\right], \quad (4.7)$$

здесь Q – количество выделившейся теплоты.

Эту же функцию можно рассматривать как температуру от мгновенного плоского источника, вспыхнувшего в неограниченном теле. В этом случае Q – означает количество теплоты, приходящееся на единицу площади поверхности источника.

Температура от точечного источника, вспыхнувшего в начале координат в неограниченном теле, описывается функцией [8]:

$$\theta(R, \tau) = \frac{Q}{C_v (4\pi\omega\tau)^{3/2}} \exp\left[-\frac{R^2}{4\omega\tau}\right], \quad (4.8)$$

где $R^2 = x^2 + y^2 + z^2$ – квадрат расстояния от источника тепла (от начала координат O) до точки A .

Тепло от мгновенного линейного источника, совпадающего с

осью OZ (или от точечного источника на плоскости) описывается функцией [8]:

$$\theta(R, \tau) = \frac{Q}{C_v 4\pi\omega\tau} \exp\left[-\frac{r^2}{4\omega\tau}\right], \quad (4.9)$$

где $r^2 = x^2 + y^2 + z^2$ – квадрат расстояния от источника тепла (от оси OZ) до рассматриваемой точки A.

В зависимости от наличия или отсутствия перемещения источника относительно свариваемых заготовок различают неподвижные и движущиеся источники тепла.

Для движущихся источников тепла координату источника задают в виде функции: $x = x_0 - v\tau'$, отрезок времени действия источника разбивают на элементарные интервалы $d\tau'$ и считают, что в каждый из этих интервалов в точке с абсциссой $x = x_0 - v\tau'$ вспыхнул мгновенный точечный источник. Результатом действия элементарного точечного источника являются приращения температуры $d\theta(\tau')$. При этом температура от движущегося источника определится суперпозицией температурных полей от элементарных источников теплоты [8]:

$$\theta(\tau) = \int_0^{\tau} d\theta(\tau'). \quad (4.10)$$

Температурные поля в заготовках рассматривают как одномерные (в стержнях), плоские (в пластинах), объемные (в неограниченных телах), а в зависимости от степени изменения температурного поля во времени: нестационарные или установившиеся (предельные состояния температурного поля).

Рассчитанные с учетом такой схематизации температуры металла при сварке хорошо согласуются с температурами, измеренными экспериментальными методами (например, оптическими пирометрами, термопарами и др.)

Теория распространения тепла от неподвижных и движущихся источников позволила оценить эффективность проплавления основного металла и металла электрода или присадочных прутков, интенсивность теплоотвода в свариваемые заготовки, производительность сварки. Кроме того, она дала возможность изучить процессы,

протекающие в области низких температур (до 800–1000 °С для стали) и наметить пути управления ими. Это позволило предсказывать характер структурных изменений металла при охлаждении в удаленных от источника тепла слоях зоны термического влияния (например, распад аустенита при сварке низколегированной конструкционной стали), а также характер температурного деформирования и накопления местных пластических деформаций, ведущего к развитию внутренних остаточных напряжений и деформаций в сварном изделии и к образованию холодных или горячих трещин.

Температурный режим при сварке является важнейшим физическим ограничением и необходимым условием осуществления процесса сварки. Нарушение рационального температурного режима приводит к резкому снижению качества сварного соединения или вообще к невозможности выполнения сварки. Температура является важнейшим критерием для назначения мощности источника тепла, необходимой для сварки, для определения скоростей перемещения источника и подачи электрода в зону сварки, для определения рационального времени действия источников (например, количества и времени действия импульсов тока при контактной сварке). Для решения этих прикладных задач необходимо рассчитывать температуры и тепловые потоки для различных способов сварки. Эти задачи эффективно решались академиком Н.Н. Рыкалиным [8] и другими учеными на основе схематизации, которая будет охарактеризована ниже.

4.2.2. Температура неограниченного стержня от непрерывно действующих неподвижных или движущихся источников тепла постоянной мощности

Температура неограниченного стержня, торец которого поддерживается при постоянной температуре описывается известным решением [4], рассмотренным в п. 1.1.5:

$$\frac{\theta(x, \tau) - \theta_c}{\theta_0 - \theta_c} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du, \quad (4.11)$$

где θ_0 – начальная температура стержня, θ_c – температура торца стержня.

При этом плотность теплового потока на торце стержня равна:

$$q_\phi = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right)_{x=0} = -\sqrt{\lambda \cdot C_V} \frac{\theta_c - \theta_0}{\sqrt{\pi \tau}}. \quad (4.12)$$

а количество теплоты, поступившее за время τ , будет [1]:

$$Q = F \int_0^\tau q_\phi d\tau = F \varepsilon \cdot (\theta_c - \theta_0) \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_0^\tau \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}} = \frac{2\varepsilon}{\sqrt{\pi}} (\theta_c - \theta_0) F \sqrt{\tau}. \quad (4.13)$$

Для стержня, на торце которого непрерывно действует источник тепла постоянной плотности q_c , справедливо решение вида (4.1) с той лишь разницей, что температура заменена плотностью теплового потока [4]:

$$\frac{q_\phi(x, \tau) - q_c}{-q_c} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du = \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}\right). \quad (4.14)$$

Распределение температуры в стержне найдется интегрированием (4.14) [4]:

$$\theta(x, \tau) = \frac{q_c}{\lambda} \int_x^\infty \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{2\sqrt{\omega\tau}}} \exp(-u^2) du \right] dx. \quad (4.15)$$

При этом в плоскости контакта (т. е. при $x=0$) зависимость температуры от времени описывается функцией [1]:

$$\theta(0, \tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\lambda} \sqrt{\omega\tau} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{C_V} \sqrt{\frac{\tau}{\omega}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} \sqrt{\tau}. \quad (4.16)$$

где $\varepsilon = \sqrt{\lambda C_V}$.

Температуру торца стержня после прекращения действия источника в момент времени $\tau = \tau_1$ можно определить путем суперпозиции, т. е. наложения двух решений для температуры от источника тепла q , действующего в интервале времени $(0, \tau)$ и равного ему по

величине, но противоположного по знаку стока q^- , действующего в интервале времени (τ_1, τ) (рис. 4.16).

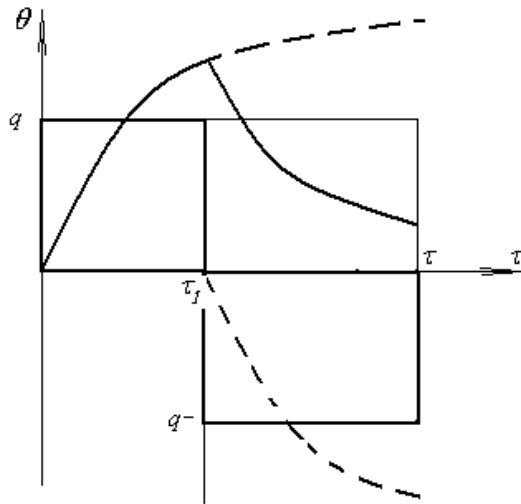


Рис. 4.16. Схема к определению контактной температуры после прекращения действия источника

Источник тепла продлим до времени $\tau > \tau_1$, а с момента времени τ_1 включим равный ему по мощности сток. Результирующая температура от источника и стока определится по формулам [1]:

$$\theta(\tau) = \begin{cases} \theta(0, \tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} \sqrt{\tau} & \text{при } \tau < \tau_1, \\ \theta(0, \tau) - \theta(\tau, \tau_1) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} (\sqrt{\tau} - \sqrt{\tau - \tau_1}) & \text{при } \tau > \tau_1. \end{cases} \quad (4.17)$$

Рассмотрим задачу о распределении температуры в бесконечном стержне от движущегося вдоль стержня непрерывно действующего точечного источника тепла постоянной мощности.

Задачи расчета температурного поля от движущихся источников рассматривались Н. Н. Рыкалиным [8], Дж. К. Иегером. Для того, чтобы учесть движение, период действия источника разбивают на малые интервалы и в каждом из таких интервалов определяют

приращение температуры от точечного мгновенного источника тепла. Если постоянный точечный источник тепла движется со скоростью v , то его положение в момент времени τ' после начала нагрева определится координатой $\xi = v \tau'$ (рис. 4.17).

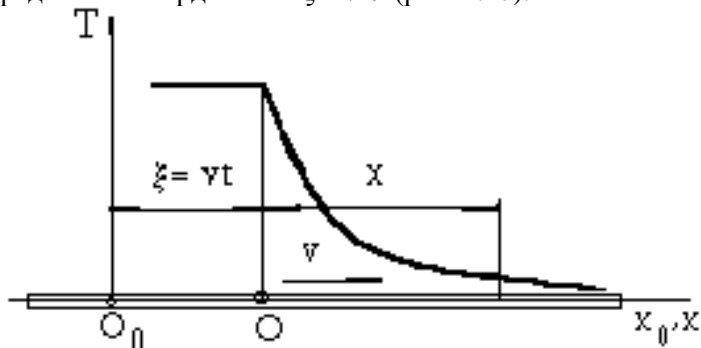


Рис. 4.17. Схема замены постоянного точечного движущегося источника тепла мгновенными

Для мгновенного точечного источника тепла, выделившего тепло $dQ = q_\phi d\tau'$ в точке O (рис. 4.15), время τ'' выравнивания тепла равно $\tau'' = \tau - \tau'$. Подставив значения координаты x_0 и времени τ'' в функцию точечного источника (4.7), получим [8]

$$d\theta(x_0, \tau) = \frac{q_\phi d\tau'}{C_v (4\pi\omega\tau'')^{1/2}} \exp\left[-\frac{(x_0 - v\tau')^2}{4\omega\tau''}\right]. \quad (4.18)$$

Температура за время действия источника от 0 до τ [8]

$$\theta(x_0, \tau) = \int_0^\tau \frac{q_\phi}{C_v [4\pi\omega(\tau - \tau')]^{1/2}} \exp\left[-\frac{(x_0 - v\tau')^2}{4\omega(\tau - \tau')}\right] d\tau'. \quad (4.19)$$

Практический интерес представляют приращения температуры при установившемся температурном режиме, т. е. при $\tau \rightarrow \infty$ и, соответственно, при $\tau'' = \tau - \tau' \rightarrow \infty$. При этом зависимость температуры от координаты x (4.19) существенно упрощается и приводится к виду [8]:

$$\theta(x) = \begin{cases} \frac{q_\phi}{vC_v} \exp\left(-\frac{vx}{\omega}\right), & x > 0, \\ \frac{q_\phi}{vC_v}, & x \leq 0. \end{cases} \quad (4.20)$$

Здесь q_ϕ – плотность теплового потока, равная N_e/F , в $\text{Вт}/\text{м}^2$.

Таким образом, за движущимся источником тепла температура постоянна, в то время как перед ним температура убывает по экспоненциальному закону, причем тем быстрее, чем выше скорость v (рис. 4.18).

Полученное решение (4.20) качественно характеризует распределение температуры в средней части сварного шва. В частности, при дуговой электросварке с постоянной мощностью $N_s = IU\eta$ чрезмерное увеличение скорости перемещения электрода вдоль шва приведет к уменьшению температуры. Следствием этого может быть недостаточное заполнение шва расплавленным металлом, снижение качества сварного шва. Уменьшение скорости перемещения дуги приведет не только к снижению производительности сварки, но и к перегреву расплавленного металла и также ухудшит качество сварного шва. Таким образом, выбор мощности сварки и скорости перемещения электрода должны быть согласованы.



Рис. 4.18. Зависимости температуры стержня от расстояния от движущегося источника тепла с плотностью теплового потока

$$q_\phi = 6,57 \text{ МДж}/\text{м}^2$$

4.2.3. Непрерывно действующий точечный источник тепла постоянной мощности, неподвижный или движущийся по поверхности полубесконечного тела

Рассмотрим процесс распространения тепла в неограниченном теле с нулевой начальной температурой от непрерывно действующего точечного источника тепла постоянной мощности N_e .

Элемент тепла $dQ = N_e d\tau'$ от точечного источника тепла, вспыхнувшего в момент времени τ' за время $\tau - \tau'$ вызовет к моменту времени τ приращение температуры [8]

$$d\theta(R, \tau - \tau') = \frac{dQ}{C_v [4\pi\omega(\tau - \tau')]^{3/2}} \exp\left[-\frac{R^2}{4\omega(\tau - \tau')}\right] \quad (4.21)$$

Температуру $\theta(R, \tau)$ найдем, интегрируя (4.21)

$$\theta(R, \tau) = \int_0^{\tau} d\theta(R, \tau - \tau') \quad (4.22)$$

Н.Н. Рыкалин [8] показано, что интеграл (4.22) приводится к виду:

$$\theta(R, \tau) = \frac{N_e}{4\pi\lambda R} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{R}{\sqrt{4\omega\tau}}} \exp(-U^2) dU \right] = \frac{N_e}{4\pi\lambda R} \left[1 - \Phi\left(\frac{R}{\sqrt{4\omega\tau}}\right) \right], \quad (4.23)$$

где $\Phi\left(\frac{R}{\sqrt{4\omega\tau}}\right)$ – известный интеграл вероятности Гаусса, значения которого могут быть найдены по таблицам или вычислены численными методами.

Н.Н. Рыкалин [8] для установившегося температурного режима (т. е. при $\tau \rightarrow \infty$) получено решение для температуры полубесконечного тела от точечного источника мощностью N_e , движущегося по его поверхности:

$$\theta(R, x) = \frac{N_e}{2\pi\lambda R} \exp\left(-\frac{\nu x}{2\omega} - \frac{\nu R}{2\omega}\right), \text{ где } R^2 = x^2 + y^2 + z^2 \quad (4.24)$$

В частности, для неподвижного (т. е. при $\nu = 0$) непрерывно действующего точечного источника постоянной мощности q при длительном нагреве ($\tau \rightarrow \infty$) температура полубесконечного тела стремится к предельному стационарному состоянию и зависит только от радиуса R , плотности теплового потока q и коэффициента теплопроводности λ [8]:

$$\theta(R) = \frac{N_e}{2\pi\lambda R}. \quad (4.25)$$

Это решение может быть применено, например, для оценки предельного температурного поля в массивной плите (полубесконечном теле) при коротком замыкании сварочной цепи.

Пусть ток короткого замыкания равен 250 А, а напряжение 1 В. При этом мощность источника тепла, который условно будем считать точечным, равна 250 Вт. Коэффициент теплопроводности медной плиты равен $360 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, а стальной – $40 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$. Распределения температуры в зависимости от расстояния от источника тепла для этих условий показано на рис. 4.19.



Рис. 4.19. Зависимости температуры от расстояния точки от точечного источника тепла мощностью 250 Вт, непрерывно действующего на поверхности полугораниченного тела

Согласно решению (4.24) температуры на поверхности полуограниченного тела в направлении движения точечного источника за источником тепла (отрицательная полуось $x < 0$) и перед источником (положительная полуось $x > 0$) будут различными.

Для отрицательной полуоси $x < 0$ зависимость температуры от расстояния R рассматриваемой точки от точечного источника вытекает из уравнения (4.24) при $x = -R$. Эта зависимость точно такая же, как и для неподвижного источника тепла (4.25) [8]:

$$\theta(R) = \frac{N_e}{2\pi\lambda R} \quad (\text{при } x < 0). \quad (4.26)$$

При $x > 0$, $x = R$ из уравнения (4.24) следует [8]:

$$\theta(R) = \frac{N_e}{2\pi\lambda R} \exp\left(-\frac{vR}{\omega}\right) \quad (\text{при } x > 0). \quad (4.27)$$

Из (4.27) следует, что чем больше скорость v движения источника тепла, тем быстрее убывает температура впереди источника (рис. 4.20).

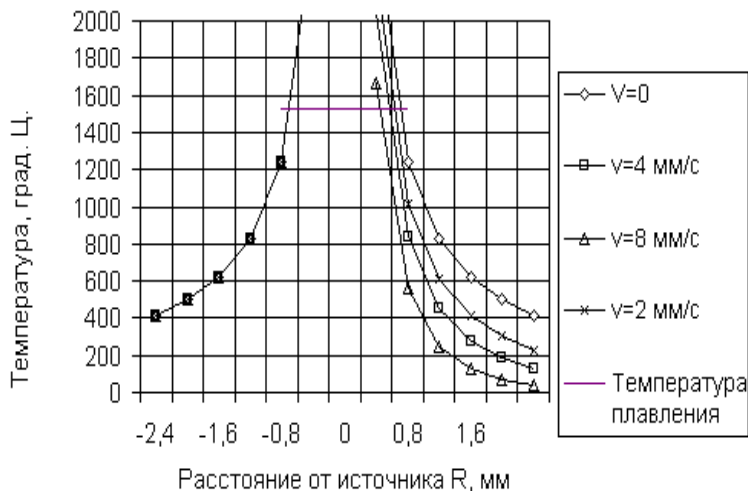


Рис. 4.20. Влияние скорости перемещения точечного источника на распределение температуры предельного состояния по оси x в полубесконечном теле: $N_e = 250$ Вт, $\lambda = 40$ Вт/(м·К),

$$\omega = 0,000008 \text{ м}^2/\text{с}$$

Полагая в уравнении (4.24) $x=0$, получим распределение температур по оси OY , т.е. в направлении, перпендикулярном направлению движения источника [8]:

$$\theta(R) = \frac{N_e}{2\pi\lambda R} \exp\left(-\frac{\nu R}{2\omega}\right). \quad (4.28)$$

Сопоставление формул (4.26), (4.27) и (4.28) показывает, что в боковом направлении температура убывает медленнее, чем перед источником в направлении его движения, но быстрее, чем за источником.

Отвод тепла из зоны шва в стороны от средней линии вносит соответствующие изменения в температурное поле, в связи с чем изотермы будут иметь вид, показанный на рис. 4.21 [12].

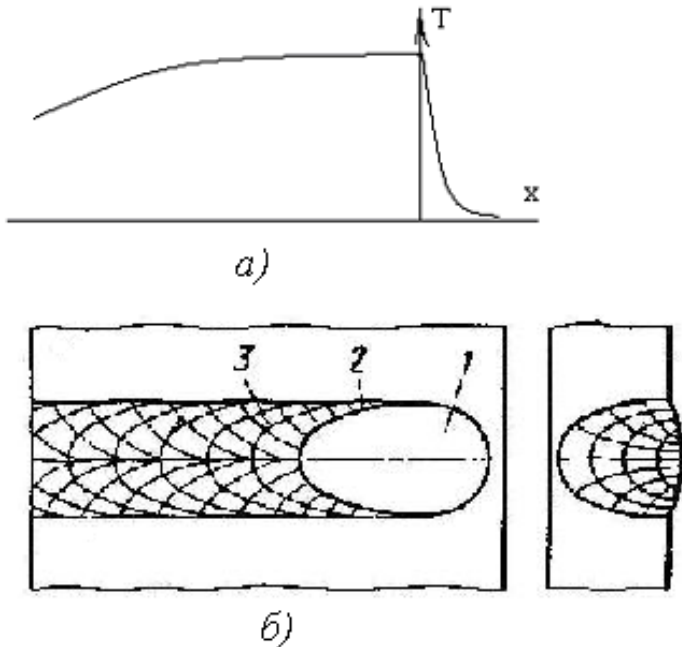


Рис. 4.21. Схема распределения температуры в сварном шве, изотермических линий и траекторий тепловых потоков: 1 – сварочная ванна, 2 – изотермы, 3 – столбчатые кристаллиты

Вследствие такого распределения изотерм и линий тепловых потоков кристаллизация металла в сварном шве будет происходить путем образования криволинейных столбчатых кристаллов с линией симметрии по оси сварного шва.

Для ряда технологических задач сварки представляет определенный практический интерес и ранее рассмотренное решение (2.35) о распределении температуры в полуплоскости от быстродвижущегося равномерно распределенного источника тепла (рис.4.22) [1]:

$$\theta(0, y) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_{\phi}}{C_v} \sqrt{\frac{y}{v\omega}} \quad (4.29)$$

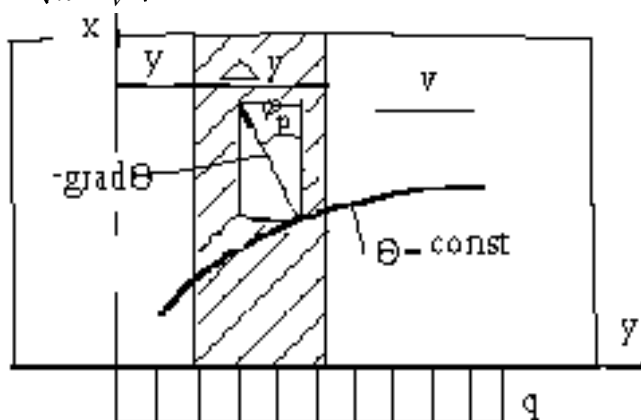


Рис. 4.22. Схема к расчету температуры в полуплоскости от быстродвижущегося равномерно распределенного источника тепла

Как следует из (4.29), при постоянной плотности теплового потока q_{ϕ} увеличение скорости v источника тепла приводит к уменьшению температуры, возникающей на поверхностях свариваемых деталей. Следовательно, для выдерживания постоянного (рационального) уровня температуры при увеличении мощности источника сварочной дуги необходимо соответственно увеличивать скорость перемещения электрода.

4.2.4. Непрерывно действующий точечный источник тепла постоянной мощности, неподвижный или движущийся по поверхности пластины

Уравнение предельного состояния процесса распространения тепла при нагреве пластины подвижным линейным источником постоянной мощности, перемещающимся со скоростью v при $\tau \rightarrow \infty$, согласно методу точечных источников тепла, может быть записано в виде (рис. 4.22) [8]:

$$\theta(x_0, y_0, \tau) = \int_0^{\tau} \exp \left[-\frac{(x_0 - v\tau') + y_0^2}{4\omega(\tau - \tau')} - b(\tau - \tau') \right] \cdot \frac{q d\tau'}{\delta C_V 4\pi\omega(\tau - \tau')} \quad (4.30)$$

Здесь $b = \frac{2\alpha}{C_V \delta}$ – коэффициент, учитывающий интенсивность

понижения пластины при теплоотдаче в окружающую среду в c^{-1} , α – коэффициент теплоотдачи ($Вт/(м^2 K)$) (рис. 4.23).

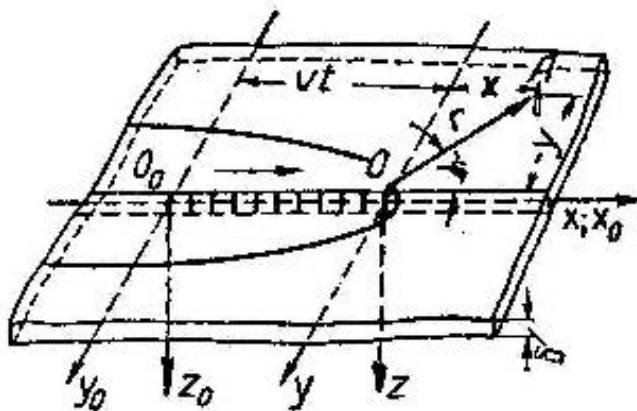
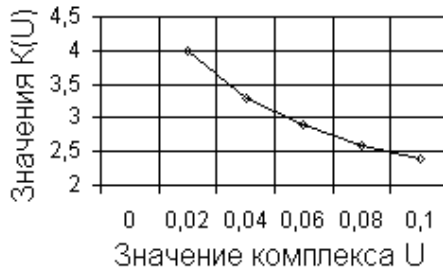


Рис. 4.23. Схема замены непрерывно действующего движущегося в пластине источника тепла совокупностью элементарных мгновенных источников

Интеграл (4.30) приводится к виду [8] :

$$\theta(R, x) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \exp\left(-\frac{vx}{2\omega}\right) K_0\left(R\sqrt{\frac{v^2}{4\omega^2} + \frac{b}{\omega}}\right). \quad (4.31)$$

Значения этой функции могут быть определены по таблицам [8] или графикам (рис. 4.24).



а)



б)

Рис. 4.24. Функция $K_0(U)$

Значения функции $K_0(U)$ могут быть также определены, вычисляя численными методами интеграл вида [8]:

$$K_0(U) = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} \exp\left(-w - \frac{U^2}{4w}\right) \frac{dw}{w}.$$

Для неподвижного источника уравнение (4.11) при $v=0$ примет вид [8]:

$$\theta(R, x) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} K_0\left(R\sqrt{\frac{b}{\omega}}\right). \quad (4.32)$$

В пластине тепло распространяется в двух направлениях, и тепловой поток больше стеснен, чем в полубесконечном теле с трехмерным распространением тепла. Поэтому с удалением от источника температура в пластине (кривая 2) убывает медленнее, чем в полубесконечном теле (кривая 1) (рис. 4.25).

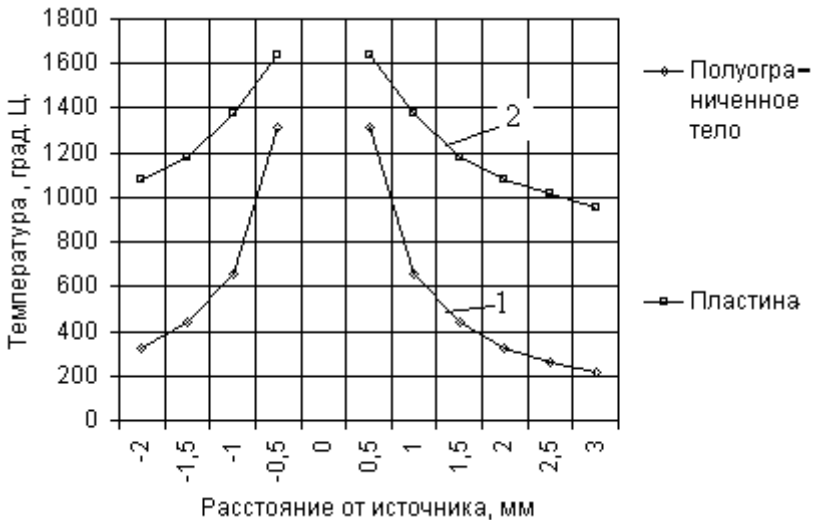


Рис. 4.25. Зависимость температуры от непрерывно действующего источника в стальном полугограничном теле и в стальной пластине, $q=330 \text{ Вт}$

Качественно зависимость температуры от мощности источника, от теплофизических характеристик, расстояния от источника, теплофизических характеристик материала пластины остается такой же, как и для полубесконечной плиты.

4.2.5. Тепловой баланс электрической дуговой сварки

Сварочные процессы в металле, определяющие производительность сварки и качество сварных соединений, протекают под действием тепла в условиях быстро меняющейся температуры. Пределы изменения температуры весьма широки: от начальной температуры детали минус 30–40° при сварке на морозе до температуры испарения металла (около 3000° для стали). При изменении температуры в этом интервале происходят различные процессы. К ним относятся: плавление основного и присадочного металлов, кристаллизация расплавленного металла и др. Чтобы управлять этими процессами, необходимо знать, как влияют на них все основные факторы, в том числе и скорость перемещения электрода относительно детали.

Электрическая мощность N , расходуемая при дуговой сварке, может быть проконтролирована с помощью амперметра и вольтметра: $N = U \cdot I \cdot \eta$, где U – напряжение, I – ток, η – КПД, учитывающий потери.

Поскольку практически вся электрическая энергия переходит в тепловую, электрическая мощность эквивалентна тепловому потоку Φ : $N = \Phi$.

При сварке тепло затрачивается на расплавление электрода, уходит в деталь путем теплопроводности, рассеивается в окружающую среду, теряется при разбрызгивании капель либо переходит в деталь при заполнении расплавленными каплями (рис. 4.26). Некоторая, совсем небольшая часть, уходит в электрод путем теплопроводности [8].

Тепловой баланс зависит от скорости перемещения электрода (дуги), и рациональная скорость перемещения электрода может быть вычислена на основании анализа теплового баланса.

Рассмотрим конкретный пример (рис. 4.27).



Рис. 4.26. Примерный тепловой баланс при дуговой сварке (по Н.Н. Рыкалину)

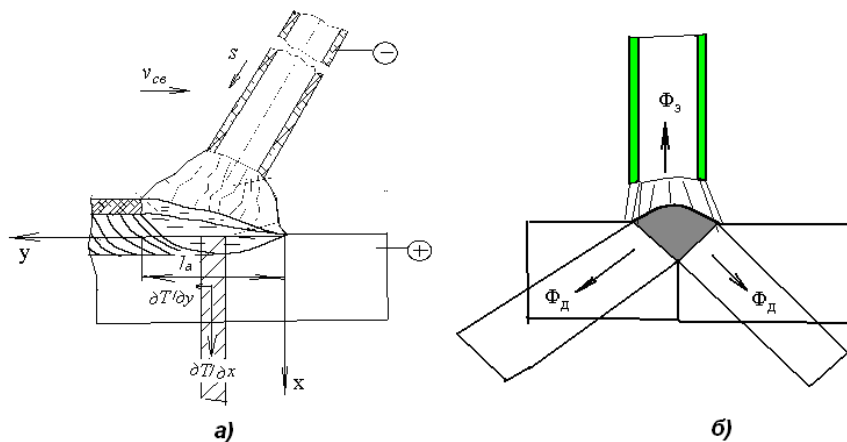


Рис. 4.27. Схематизация тепловых потоков в электрод и деталь

Пусть необходимо заварить сварным швом две стальные пластины. Длина шва $L_{ш}$, шов разделан фасками под 45° шириной f .

Объем металла, необходимого для заполнения сварного шва, равен

$$V = \frac{\pi}{4} f^2 L_{ш}. \quad (4.33)$$

Количество тепла, необходимое для нагрева этого объема металла до температуры плавления

$$Q_1 = VC_V (\theta_{пл} - \theta_0), \quad (4.34)$$

где C_V – удельная объемная теплоемкость, $\theta_{пл}$ – температура плавления, θ_0 – начальная температура (температура окружающей среды).

Количество тепла, необходимое для плавления этого объема металла

$$Q_2 = LV\gamma, \quad (4.35)$$

где L – удельная теплота плавления, γ – плотность.

Время сварки τ найдем как отношение длины сварного шва к скорости сварки

$$\tau = \frac{L_{ш}}{v_{св}} = \frac{L_{ш}}{v_0} \frac{v_0}{v_{св}}. \quad (4.36)$$

Таким образом, тепловой поток $\Phi_{пл}$, необходимый для плавления металла при сварке, равен:

$$\Phi_{пл} = \frac{Q_1 + Q_2}{L_{ш}/v_0} \frac{v_0}{v_{св}} = \frac{VC_V (\theta_{пл} - \theta_0) + LV\gamma}{L_{ш}/v_0} \frac{v_0}{v_{св}}. \quad (4.37)$$

Определим теперь тепловой поток, поступающий непосредственно в сварочный электрод теплопроводностью. Электрод будем рассматривать как полуограниченный изолированный с поверхности стержень, торец которого находится при постоянной температуре, равной температуре плавления электрода.

Температура такого стержня определяется выражением (4.11), а плотность теплового потока на его торце и количество тепла, посту-

плавящее через торец, – выражениями (4.12) и (4.13). С учетом этого количество тепла, поступившее в электрод, будет:

$$Q_{\text{э}} = \frac{2\sqrt{\lambda C_v}}{\sqrt{\pi}} (\theta_{\text{пл}} - \theta_0) \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{\tau}. \quad (4.38)$$

Выражая время нагрева электрода τ через скорость перемещения электрода (4.36), найдем тепловой поток $\Phi_{\text{э}}$, поступивший в сварочный электрод за время τ :

$$\Phi_{\text{э}} = \frac{\sqrt{\pi} d_{\text{э}}^2}{4} \sqrt{\lambda C_v} \frac{\theta_{\text{пл}} - \theta_0}{\sqrt{\frac{L_{\text{ш}}}{v_0}}} \sqrt{\frac{v}{v_0}}. \quad (4.39)$$

И, наконец, оценим тепловой поток, поступающий в деталь. Поскольку источник тепла движется относительно детали со скоростью $v_{\text{св}}$, здесь может быть применен метод быстро движущихся источников тепла. Согласно этому методу узкие пластины (или «стержни»), выделенные в быстро движущейся относительно равномерно распределенного источника тепла детали (рис. 4.27), можно считать изолированными друг от друга. Поскольку поверхности нагрева сварного шва соприкасаются с расплавленным металлом, температуру на этих поверхностях примем равной температуре плавления $\theta_{\text{пл}}$.

Температура стержня, торец которого находится при постоянной температуре, определяется формулой (4.11).

Для перехода от времени τ к координате y достаточно заменить время нагрева τ отношением координаты y к скорости перемещения источника тепла:

$$\tau = \frac{y}{v_{\text{св}}}, \quad (0 < y < l_a). \quad (4.40)$$

Согласно данным Н.Н.Рыкалина [8], длина источника тепла l_a зависит от рабочего тока I_p и от удельной плотности тока I_a , прихо-

дящейся на единицу площади, через которую тепло поступает в деталь:

$$l_a = \frac{F}{\sqrt{2}f} = \frac{I_p}{\sqrt{2}fI_a}. \quad (4.41)$$

Учитывая, что место сварного шва предварительно подготовлено путем снятия фасок шириной f под углом 45° , будем считать что полуплоскости, относительно которых движется источник тепла, расположены перпендикулярно поверхностям фасок (рис. 4.27, б).

Зависимость площади нагрева от координаты y определяется формулами:

$$F(y) = 2fy = 2v_{ce}\tau, \quad dF = 2fv_{ce}d\tau \quad (4.42)$$

Плотность теплового потока на поверхностях нагрева определяется формулой (4.7). С учетом этого тепловой поток Φ_d , поступающий в деталь, будет:

$$\begin{aligned} \Phi_d &= \int_0^F q_\phi dF = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\lambda C_V} (\theta_{nl} - \theta_0) 2fv_{ce} \int_0^{l_a/v_{ce}} \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}} = \\ &= \frac{4}{\sqrt{\pi}} \lambda (\theta_{nl} - \theta_0) f \sqrt{\frac{l_a v_0}{\omega}} \sqrt{\frac{v_{ce}}{v_0}}. \end{aligned} \quad (4.43)$$

Определим длину электрода, соответствующую требуемому объему наплавки металла при заданном диаметре электрода:

$$l_s = \frac{V}{\pi d_\phi^2}. \quad (4.44)$$

Найдем скорость перемещения электрода вдоль него, необходимую для сохранения постоянной длины дуги:

$$S = \frac{l_s}{\tau} = \frac{V v_{ce}}{\pi d_\phi^2 L_{ul}}. \quad (4.45)$$

4.3. СПОСОБЫ ТЕРМИЧЕСКОЙ СВАРКИ

4.3.1. Ручная и автоматическая дуговая сварка

Ручную дуговую сварку выполняют сварочными электродами, которые вручную подают в дугу и перемещают вдоль сварного шва заготовки (рис. 4.28).

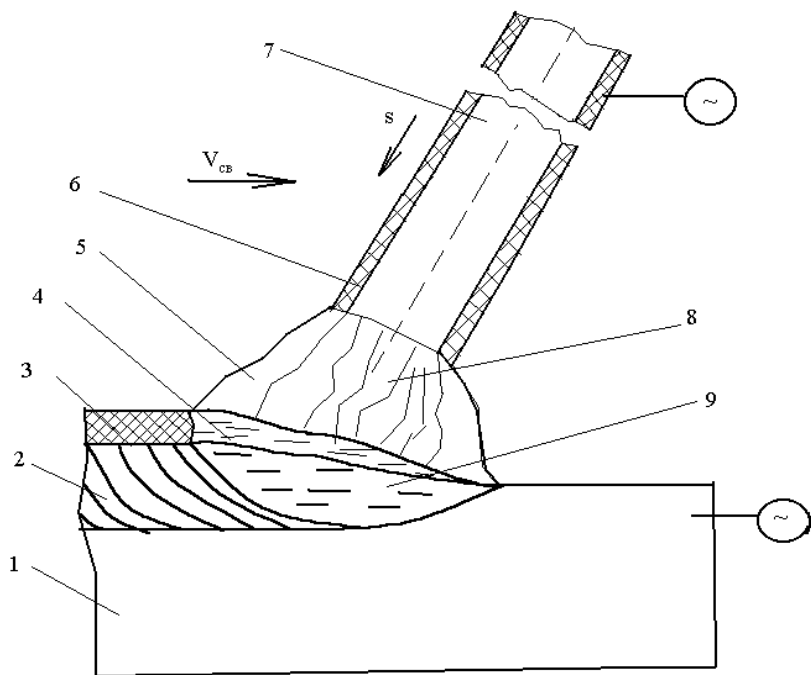


Рис.4.28. Схема дуговой сварки. 1 – деталь, 2 – сварной шов, 3 – шлаковая корка, 4 – жидкая шлаковая ванна, 5 – газовая защитная атмосфера, 6 – обмазка (покрытие) электрода, 7 – электрод, 8 – электрическая дуга, 9 – металлическая ванна

Электрод 1 перемещают относительно детали вдоль сварного шва с некоторой рациональной скоростью $v_{св}$, вследствие чего жидкие шлаковая и металлическая ванны остывают и переходят в твердое состояние, образуя шлаковую корку 3 и сварной шов 2. По мере плавления электрода для соблюдения рациональной длины дуги электрод подают в направлении заготовки с подачей S .

Металлические электроды изготовляют из проволоки диаметром от 0,3 до 12 мм. Электрод имеет специальное покрытие 6, облегчающее возникновение электрического разряда и повышающее его устойчивость, а также способствующее возникновению газовой защитной атмосферы 5 на периферии воздушного промежутка между электродом и заготовкой. Для облегчения возникновения электрического дугового разряда и улучшения его стабильности в состав поверхностного покрытия электрода включают химические соединения, имеющие более низкий потенциал ионизации, чем кислород (13,6 эВ) и азот (14,5 эВ). Так, например, калий, имеющий потенциал ионизации 4,3 эВ.

Электрод покрывают обмазкой не только с целью ионизации воздушного промежутка, но и для улучшения качества сварного шва. Для этого в состав обмазки включают легирующие и раскисляющие химические вещества.

Расплавленное покрытие электрода образует жидкую шлаковую ванну 4. Капли расплавленного электрода стекают на заготовку и образуют металлическую ванну 9.

Основными составляющими теплового баланса при ручной дуговой сварке являются поток тепла, поглощаемый металлом электрода при его плавлении и поток тепла, поступающий в деталь (рис. 4.29).

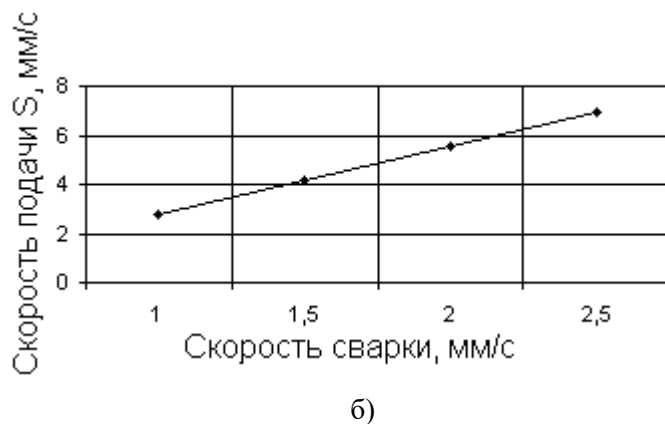
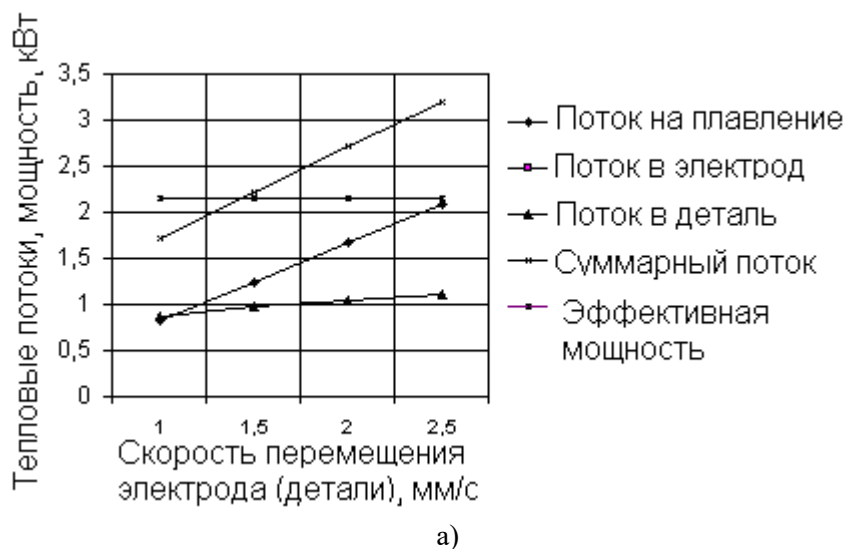


Рис. 4.29. Баланс тепловых потоков при ручной дуговой сварке (а) и соотношение скоростей перемещения и подачи электрода (б)

Оптимальная скорость сварки (т. е. скорость перемещения электрода вдоль сварного шва относительно детали) определяется из ус-

ловия равенства суммы этих потоков и эффективной мощности электрической дуги.

Поток тепла, поступающий в деталь, хотя и неизбежен, но для заполнения сварочного шва не является необходимым. С увеличением скорости сварки поток тепла в деталь увеличивается, хотя и значительно медленнее, чем поток тепла, расходуемый на плавление металла, заполняющего шов. Поэтому увеличение скорости сварки благоприятно с точки зрения рационального использования энергии и снижения себестоимости. Однако при ручной сварке увеличение скорости ограничивается рядом факторов: трудностями ручного управления перемещением и подачей электрода, невозможностью существенного увеличения сварочного тока из-за нагрева электрода, отслоения обмазки электрода.

К недостаткам ручной дуговой сварки относятся невозможность использования больших сварочных токов вследствие разогрева электрода и увеличения разбрызгивания и угара расплавленного металла, насыщение сварного шва газами из-за непосредственного контакта металлической и лаковой ванн с атмосферой и, как следствие, - низкие производительность сварки и качество сварного шва. Кроме того, ручная дуговая сварка экологически вредна для сварщика и требует его высокой квалификации для регулирования оптимального расстояния между электродом и свариваемой деталью и скорости перемещения дуги.

Основными целями совершенствования электрической дуговой сварки являются: повышение качества и надежности сварного соединения, повышение производительности сварки, экономия электроэнергии, расходуемой на сварку, улучшение экологических условий работы сварщика-оператора.

Эти задачи наиболее эффективно решаются за счет механизации или автоматизации подачи электродной проволоки в зону сварки, а также за счет увеличения сварочных токов. При автоматической дуговой сварке под флюсом перемещение сварочной головки вдоль сварного шва и подача электродной проволоки в зону сварки механизированы (рис. 4.30) [12].

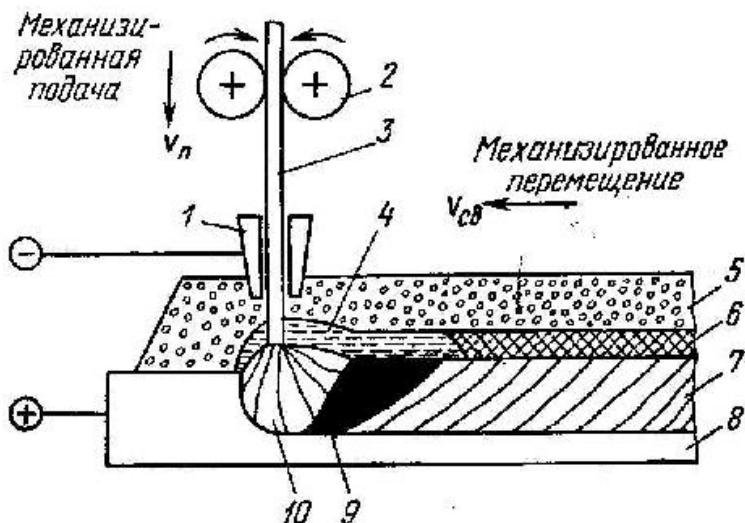


Рис. 4.30. Схема автоматической дуговой сварки

Слой флюса толщиной 30–50 мм используется для защиты дуги и сварочной ванны от воздуха, для раскисления и легирования расплавленного металла, для повышения устойчивости горения дуги. Благодаря наличию флюса в качестве электрода используется непокрытая электродная проволока, которую автоматически подают в дугу и перемещают вдоль шва с помощью механизмов подачи и перемещения.

Применение непокрытой проволоки позволяет приблизить токопровод на расстояние 30–50 мм от дуги и тем самым уменьшить разогрев электродной проволоки при применении больших токов.

При автоматической сварке под флюсом дуга 10 горит между электродной проволокой 3 и основным металлом 8. Столб дуги 10 и металлическая ванна жидкого металла 9 со всех сторон плотно закрыты слоем флюса 5. Благодаря этому снижаются потери тепла в окружающую среду, повышается КПД сварки. Часть флюса расплавляется, в результате чего вокруг дуги образуется газовая полость, а на поверхности расплавленного металла – ванна жидкого шлака 4.

Благодаря описанной схеме сварки удается применять повышенные сварочные токи (до 2000 А) и, соответственно, более высокие

мощности источника (до 30–40 кВт). При этом внешняя вольтамперная характеристика может быть стационарной.

При автоматической дуговой сварке под флюсом за один проход возможно сваривать металл большой толщины (до 20 мм) без разделки кромок и значительно увеличивать скорость перемещения дуги относительно детали (скорость сварки) (рис. 4.31).



а)



б)

Рис. 4.31. Баланс тепловых потоков при автоматической дуговой сварке (а) и соотношение скоростей перемещения и подачи электрода (б)

Как показывает анализ результатов расчета (рис. 4.31, а), при автоматической сварке расход тепла на переплавку электродной проволоки составляет основную часть мощности электрической дуги. Потери тепла на разбрызгивание, на отвод в окружающую среду и в электрод теплопроводностью незначительны, а отвод тепла в деталь также существенно ниже, чем при ручной сварке.

При этом существенно увеличивается производительность сварки, значительно уменьшается себестоимость сварочных работ (рис. 4.32).

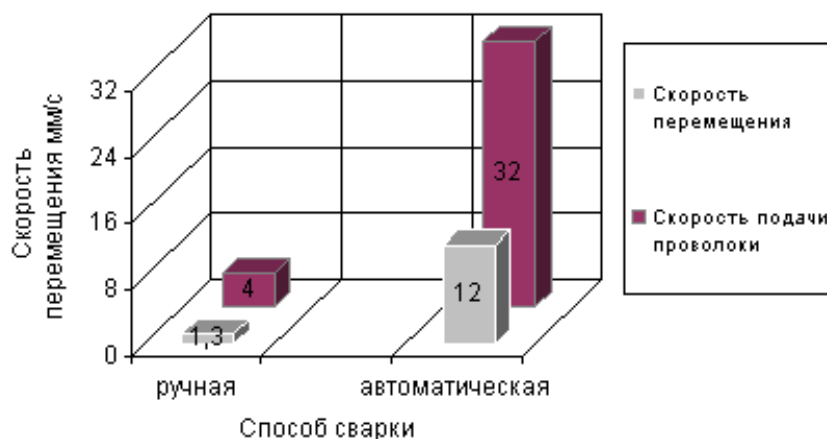


Рис. 4.32. Сопоставление скоростей перемещения сварочной головки относительно шва и подачи электродной проволоки при ручной и автоматической дуговой электросварке

Автоматическую сварку применяют при изготовлении котлов, резервуаров для хранения жидкостей и газов, корпусов судов, мостовых балок и других изделий. Она является одним из основных звеньев автоматических линий для изготовления сварных автомобильных колес и станков для производства сварных труб.

4.3.2. Дуговая сварка в защитном газе

Для защиты электрода, зоны дуги и сварочной ванны используются не только флюс, но и струя защитного газа. Чаще всего применяют аргон (Ar) или углекислый газ (CO₂).

Аргон – бесцветный инертный газ, в 1,38 раза тяжелее воздуха, нерастворим в металлах. Поставляют и хранят Ar в стальных баллонах в сжатом газообразном состоянии под давлением 15 МПа.

Углекислый газ CO₂ – бесцветный, со слабым запахом, в 1,52 раза тяжелее воздуха, нерастворим в металлах. Для сварки углекислый газ поставляют и хранят в стальных баллонах в сжиженном состоянии под давлением 7 МПа.

По сравнению с автоматической сваркой под флюсом сварка в атмосфере защитных газов обеспечивает более надежную защиту расплавленного металла от воздействия воздуха, получение чистой поверхности шва без оксидов и шлаковых включений, возможность ведения процесса в любых пространственных положениях и наблюдения за процессом формирования сварочного шва. Те же преимущества сварка в защитных газах имеет и перед ручной дуговой сваркой покрытыми электродами, кроме того, она обеспечивает и более высокую производительность.

Аргонодуговая сварка может осуществляться неплавящимся (вольфрамовым) (рис. 4.33) [12] или плавящимся электродами.

Сварка в атмосфере защитных газов может быть ручной, полуавтоматической и автоматической.

Аргонодуговую сварку применяют для тугоплавких и цветных металлов, а также легированных и высоколегированных сталей (узлы летательных аппаратов, атомных установок, химических аппаратов и т.п.).

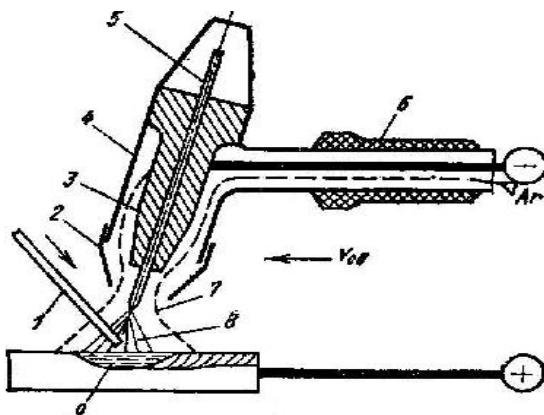


Рис. 4.33. Схема сварки в защитных газах неплавящимся электродом при прямой полярности с присадочным прутком:
 1 – присадочный пруток, 2 – сопло, 3 – токопроводящий мундштук, 4 – корпус горелки, 5 – неплавящийся вольфрамовый электрод, 6 – рукоятка горелки, 7 – атмосфера защитного газа, 8 – сварочная дуга, 9 – ванна расплавленного металла

При сварке неплавящимся вольфрамовым электродом ($T_{пл}=3370$ °С) швы до 3 мм получают расплавлением основного металла, а от 3 до 6 мм – с применением присадочного материала (прутка или проволоки). Сварку ведут на постоянном токе прямой полярности (минус – на электроде). Это облегчает зажигание и повышает устойчивость горения дуги при напряжении 10–15 В (рис. 4.33, 4.34, а) [12]. При этом применяется также переменный ток.

Дуга обратной полярности удаляет с поверхности свариваемого металла оксиды. Это улучшает свариваемость деталей из алюминия, магния и их сплавов. Однако обратная полярность уменьшает устойчивость горения и снижает стойкость вольфрамового электрода.

При сварке алюминиевых заготовок (рис. 4.35) в защитных газах поток тепла, поступающий в деталь, составляет более 80% от эффективной мощности, а тепловой поток, затрачиваемый на плавление металла намного меньше (чуть более 15%).

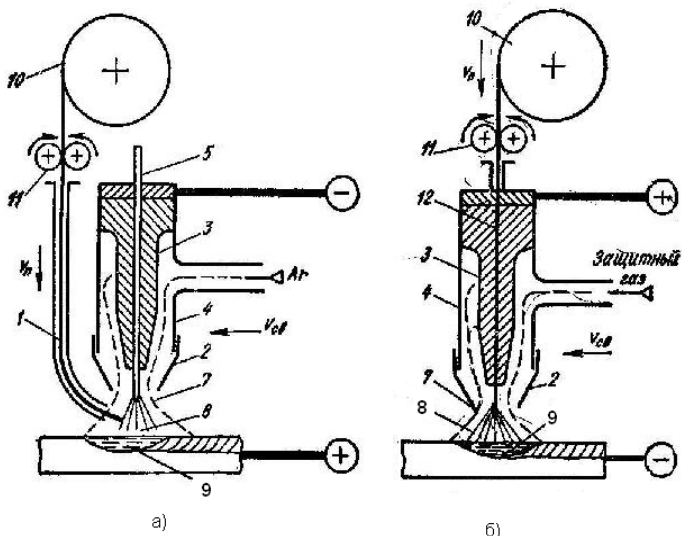


Рис. 4.34. Схемы сварки в защитных газах: а) неплавящимся электродом и механизированной подачей электродной проволоки при прямой полярности; б) плавящимся электродом с механизированной подачей электродной проволоки при обратной полярности; 1 – присадочная проволока, 2 – сопло, 3 – токопроводящий мундштук, 4 – корпус горелки, 5 – неплавящийся вольфрамовый электрод, 7 – атмосфера защитного газа, 8 – сварочная дуга, 9 – ванна расплавленного металла, 10 – кассета с электродной проволокой, 11 – механизм подачи присадочной или электродной проволоки, 12 – электродная проволока

Производительность сварки достаточно высокая и может быть еще повышена за счет применения больших токов.

Сварку в аргоне плавящимся электродом выполняют по схеме, приведенной на рис. 4.34, б. Механизированная подача проволоки относительно малого диаметра (0,6–3 мм), при достаточно больших токах позволяют достигнуть высокой плотности тока (100 А/мм² и более). При этом осуществляется мелкокапельный, или струйный, перенос расплавленного металла электродной проволоки, глубокое проплавление основного металла, формирование плотного шва с ровной и чистой поверхностью.

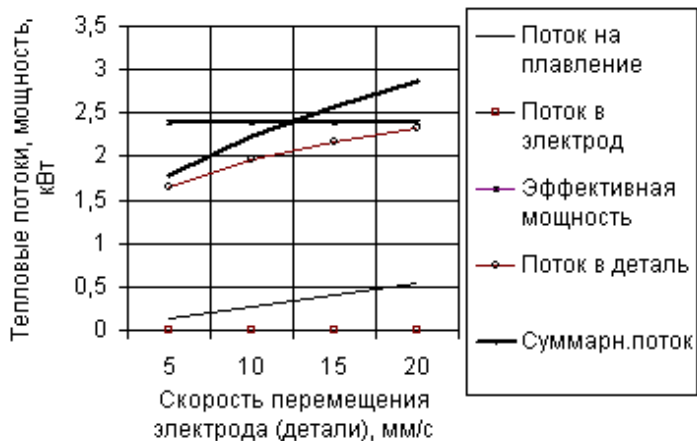


Рис. 4.35. Баланс тепловых потоков при сварке алюминиевых заготовок
 $(\lambda = 223 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К}), C_v = 2,7 \text{ МДж}/(\text{м}^3 \text{К}), \omega = 84 \text{ мм}^2/\text{с})$
 в защитных газах



Рис. 4.36. Соотношение скоростей перемещения и подачи электрода; напряжение $U=10 \text{ В}$, ток $I=400 \text{ А}$, $\eta=0,6$, $N=2,4 \text{ кВт}$

4.3.3. Плазменная сварка и резка

Плазма образуется при электрических разрядах в газах или при нагреве газа до температуры, достаточно высокой для протекания интенсивной термической ионизации (10000–20000 °С). Она отличается от обычного газа рядом качественных особенностей, позволяющих считать ее особым, «четвертым» состоянием вещества (после жидкого, твердого и газообразного).

Для сварки плазму получают в виде плазменной струи, пропуская газ через столб сжатой дуги в плазменных горелках. Различают плазменную струю, выделенную из дуги (рис. 4.37, а), и плазменную дугу, совмещенную с плазменной струей (рис.4.37,б). Плазменная дуга представляет собой дуговой разряд между нагреваемым или расплавляемым телом (анодом) и катодом электродугового плазмотрона (рис. 4.37) [12].

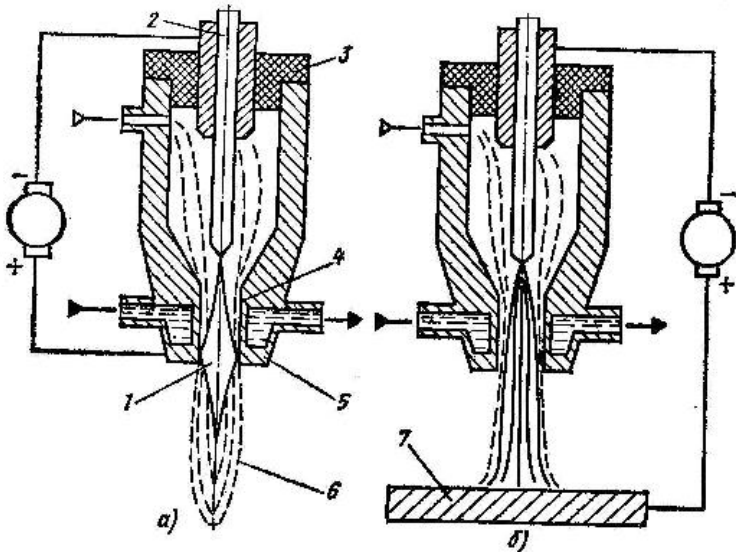


Рис.4.37. Схемы получения плазменной струи, выделенной из дуги (а), и плазменной дуги, совмещенной с плазменной струей:

- 1 – дуга, 2 – вольфрамовый электрод, 3 – керамическая прокладка, 4 – корпус горелки, 5 – сопло, 6 – плазменная струя, 7 – заготовка

В горелках для получения плазменной струи дуга 1 горит между вольфрамовым электродом 2 и соплом 4, к которому подключен положительный полюс источника тока (рис. 4.37, а). Электрод изолирован от корпуса горелки керамической прокладкой 3. Сопло интенсивно охлаждается водой. Из сопла выходит ярко светящаяся плазменная струя 5. Горелка питается постоянным током прямой полярности от источников с падающей характеристикой. Дугу зажигают с помощью осциллятора.

Для уменьшения температуры горелки, предназначенные для сварки, снабжены вторым концентрическим соплом 6, через который подается защитный газ.

Недостаток плазменной сварки (резки) заключается в недолговечности горелок из-за высокой температуры.

Плазменная струя представляет собой независимый источник теплоты, характеризующийся очень высокой температурой и относительно небольшой тепловой мощностью. Распределение температуры в свариваемой детали качественно соответствует функции точечного источника тепла при очень малых значениях времени выравнивания τ_1 . При этом температура плавления достигается очень близко к поверхности и в тонких слоях поверхностного слоя сосредотачивается тепловая энергия, достаточная для расплавления материала. Поэтому плазменную струю можно применять для сварки (или резки) очень тонких металлических листов и неэлектропроводных (нетеплопроводных) материалов, а также для напыления тугоплавких материалов на поверхность заготовки.

Плазменная дуга (рис.4.37, б) горит между электродом и заготовкой 7. Для облегчения зажигания дуги вначале возбуждается маломощная вспомогательная дуга между электродом и соплом. Для этого к соплу подключен токопровод от положительного полюса источника тока. При прикосновении плазменной струи заготовки зажигается основная дуга, а вспомогательная выключается.

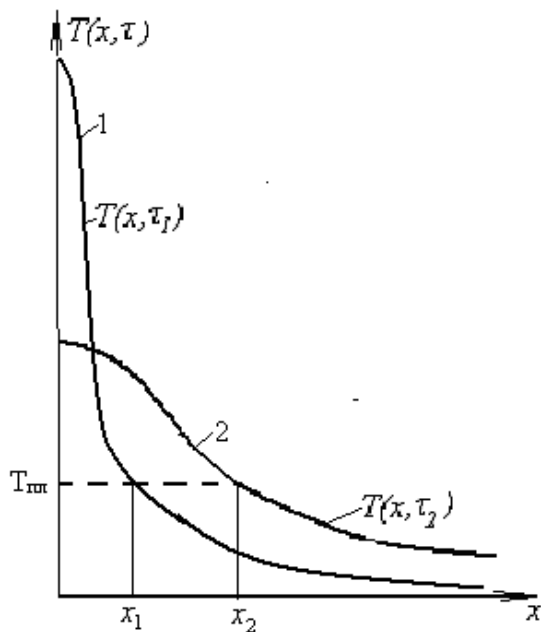


Рис. 4.38. Качественная картина распределения температуры по глубине свариваемой детали: 1 – при плазменной сварке, 2 – при электрической дуговой сварке

Плазменная дуга обладает большей тепловой мощностью в сравнении с плазменной струей. Ее используют для сварки и резки тугоплавких (титана, никеля, молибдена, вольфрама), а также для резки цветных металлов, характеризующихся высокой теплопроводностью (меди, алюминия).

Благодаря этому температурное поле концентрируется вблизи источника, уменьшается тепловое влияние дуги на свариваемый металл, повышается КПД источника сварки, увеличивается проплавляющая способность, расширяются технологические возможности. Плазменной дугой (струей) можно сваривать металл до 10 мм без разделки кромок и применения присадочного материала.

Плазменная дуга обладает высокой стабильностью горения. Она позволяет сваривать очень тонкие листы металла (0,025–0,8 мм) на малых токах 0,5–10 А (рис. 4.39).

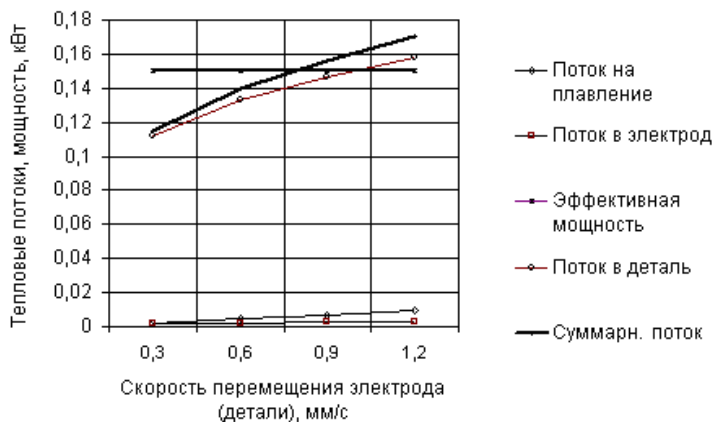


Рис. 4.39. Баланс тепловых потоков при плазменной сварке стальной заготовки при токе $I=10\text{A}$, $U=20\text{В}$, ширина фаски сварного шва $f=1\text{ мм}$

В отличие от автоматической сварки под флюсом, где основная доля мощности затрачивалась на плавление электрода, при плазменной сварке почти вся мощность отводится в виде теплового потока в деталь. Из-за относительно больших тепловых потоков в деталь при равных мощностях производительность плазменной сварки меньше, чем при электрической дуговой сварке. Однако для плазменной сварки характерно применение малых мощностей, что дает ей преимущество при выполнении сложных технологических работ с мелкими деталями из тугоплавких металлов.

Высокая температура плазменной струи позволяет легко плавить металл, но иногда она слишком высока для сварки. Увеличивая ток и расход газа, можно осуществлять плазменную резку расплавлением. При резке плазменной дугой металл выплавляется из полости реза направленным потоком плазмы, совпадающим с токоведущим столбом создающей его дуги прямого действия. Этим способом разрезают толстые (до 80–120 мм) листы алюминия и его сплавов, медные сплавы, высоколегированную сталь.

Плазменной струей, полученной в столбе дугового разряда независимой дуги, разрезают неэлектропроводные материалы (например, керамику), тонкие стальные листы, алюминиевые и медные сплавы, жаропрочные сплавы.

Скорость резки плазменной дугой выше, чем плазменной струей.

4.3.4. Электрошлаковая сварка

Электрошлаковую сварку применяют в тех случаях, когда сварной шов необходимо заполнить большим количеством расплавленного металла. Такая необходимость наиболее часто возникает в тяжелом машиностроении, при сварке крупных деталей мостов, котлов высокого давления, гидротурбин. Она используется для изготовления ковано-сварных и литейно-сварных конструкций станин и деталей прессов, молотов (рис. 4.40.) [12], станков, коленчатых валов судовых двигателей и др.

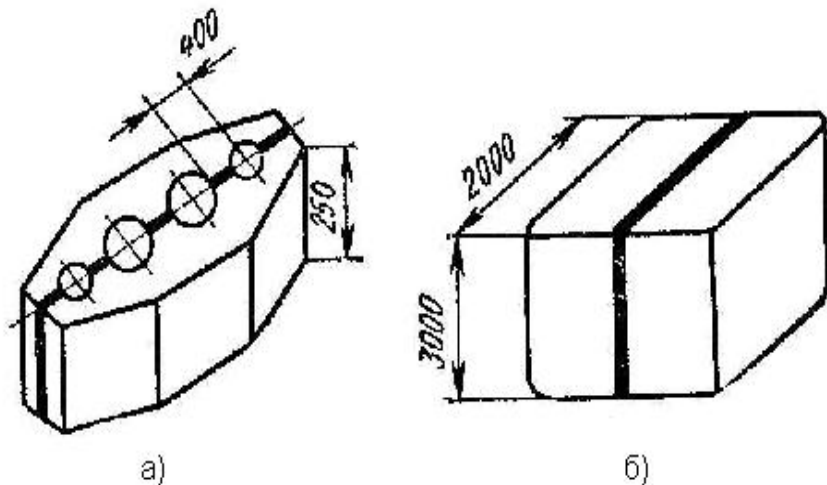


Рис. 4.40. Примеры применения электрошлаковой сварки:
а) архитрав (балка) пресса, б) баба бесшаботного молота

Как правило, электрошлаковую сварку выполняют при вертикальном положении свариваемых заготовок.

Сварной шов заполняет зазор между свариваемыми поверхностями заготовок (рис. 4.40) [12]. В этом зазоре (или пространстве), ограниченном с двух сторон поверхностями свариваемых заготовок 6, а с двух других сторон – формирующими устройствами (ползунами) 7, создается шлаковая ванна.

При электрошлаковой сварке теплота образуется при пропускании электрического тока через шлаковую ванну. Высокая темпера-

тура расплавленного шлака (до 2000 °С) достаточна для расплавления металла электродной проволоки (или электродных пластин) и основного металла. Высокая температура поддерживается за счет больших токов (750–1000 А), обеспечивающих, соответственно, большую мощность источника тепла.

В связи с наличием перемещения электродной проволоки по ширине шва вертикальное перемещение мундштука вдоль шва осуществляется с очень малой скоростью. Высокая производительность электрошлаковой сварки определяется большим объемом заполняемого в единицу времени металлом сварочного шва, а не скоростью перемещения мундштука в вертикальном направлении. В отличие от плазменной сварки при электрошлаковой сварке тепловые потоки в деталь относительно невелики (рис. 4.42).

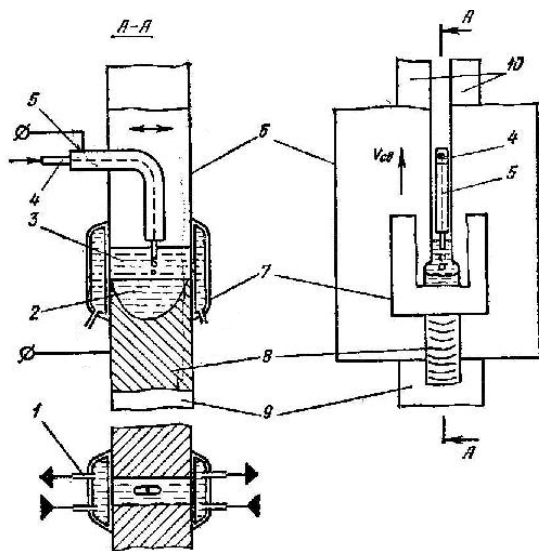


Рис. 4.41. Схема электрошлаковой сварки: 1 – трубы ползуна, 2 – сварочная ванна расплавленного металла, 3 – шлаковая ванна, 4 – сварочная проволока, 5 – мундштук, 6 – основной металл заготовок, 7 – ползуны (формирующие устройства), 8 – затвердевший сварной шов, 9 – вводная планка, 10 – выходная планка

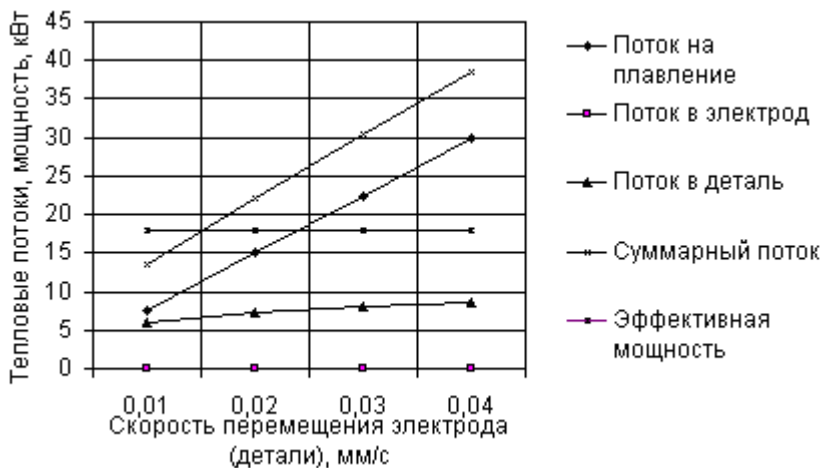


Рис. 4.42. Баланс тепловых потоков при электрошлаковой сварке: стальной заготовки при токе $I = 1000$ А, $U = 20$ В, ширина и длина сварного шва $B \cdot H = 300 \cdot 150$ мм

Из-за большого объема расплавляемого металла подача электродной проволоки при электрошлаковой сварке осуществляется с гораздо более высокой скоростью, чем скорость перемещения ползунов (рис. 4.43).

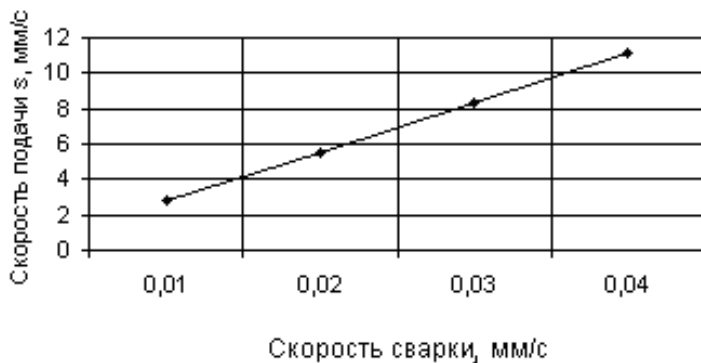


Рис. 4.43. Соотношения между скоростями подачи электродной проволоки (диаметром 3 мм пучком из 3 шт.) и перемещения ползунов

4.3.5. Газовая сварка

При газовой сварке место соединения нагревают до расплавления высокотемпературным газовым пламенем (рис. 4.44) [12].

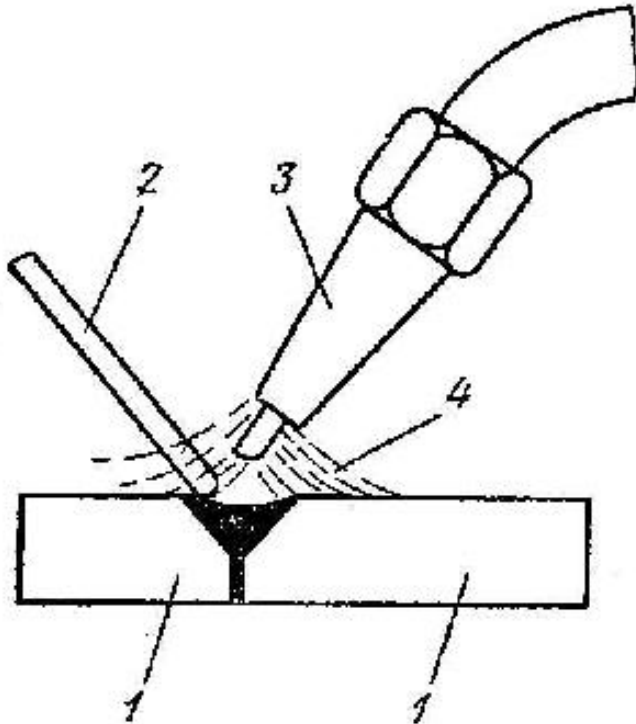


Рис. 4.44. Схема газовой сварки: 1 – свариваемые заготовки, 2 – присадочный пруток, 3 – горелка, 4 – пламя

При нагреве газовым пламенем 4 кромки свариваемых заготовок 1 расплавляются, а зазор между ними заполняется присадочным материалом 2, который вводят в пламя горелки 3 извне.

При газовой сварке заготовки нагреваются медленнее, чем при дуговой сварке. Этим определяются области рационального применения газовой сварки: для сварки листов металла малой толщины (0,2–3 мм), легкоплавких цветных металлов и сплавов, инструмен-

талльных сталей, для пайки и наплавочных работ и др.

Для образования газосварочного пламени используют газосварочные горелки. Наиболее распространены инжекторные горелки (рис. 4.45) [12].

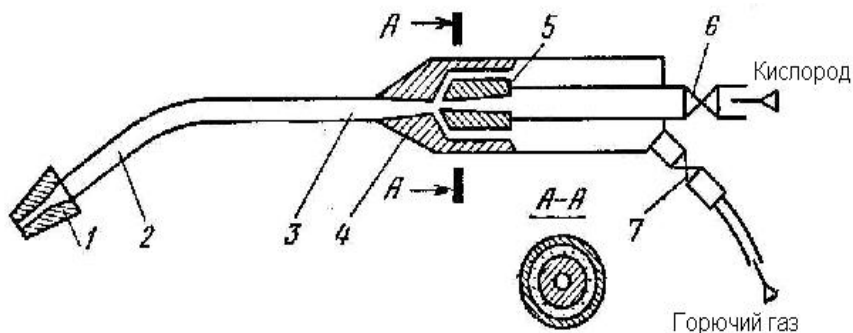


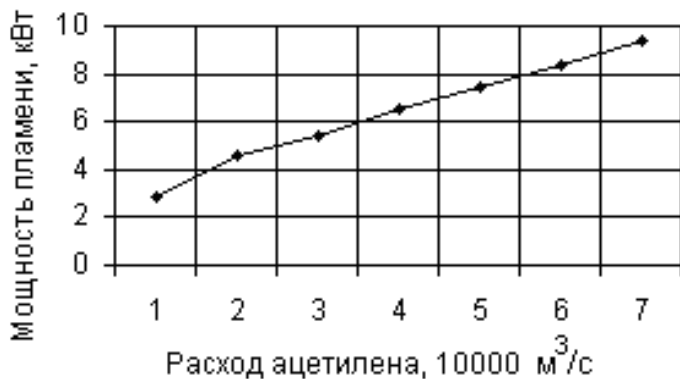
Рис. 4.45. Схема газосварочной инжекторной горелки:
 1 – мундштук, 2 – наконечник, 3 – камера смешения, 4 – камера,
 5 – инжектор, 6 – регулировочный вентиль, 7 – трубка,
 8 – вентиль, 9 – ацетиленовые каналы

В инжекторной горелке кислород под давлением 0,1–0,4 МПа через регулировочный вентиль 6 и трубку 7 подается к инжектору 5. Выходя с большой скоростью из узкого канала инжекторного конуса, кислород создает разрежение в камере 4 и засасывает горючий газ, поступающий через вентиль 8 в ацетиленовые каналы горелки 9 и камеру смешения 3, где образуется горючая смесь. Горючая смесь поступает к наконечнику 2 к мундштуку 1, на выходе из которого при сгорании образуется сварочное пламя. Горелки имеют сменные наконечники с различными диаметрами выходных отверстий инжектора и мундштука для регулирования мощности ацетиленокислородного пламени.

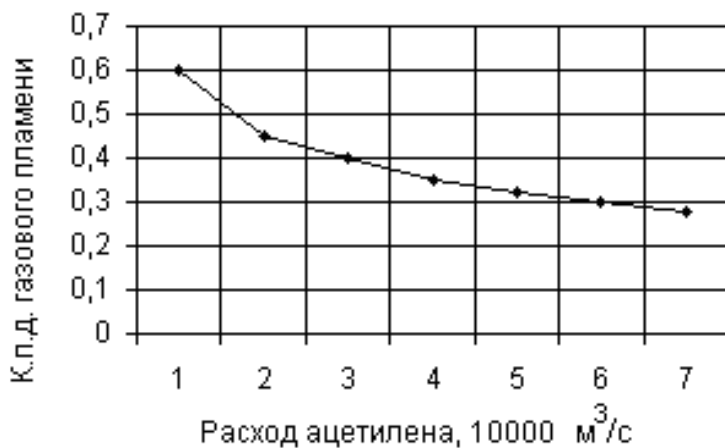
Эффективный КПД процесса нагрева металла газовым пламенем равен отношению эффективной мощности пламени к полной мощности, соответствующей теплотворной способности горючего

$$\eta = \frac{q}{q_{C_2H_2}}. \quad (4.46)$$

Мощность газового пламени возрастает с увеличением расхода горючего хотя и медленнее, чем увеличивается расход. При этом к.п.д. уменьшается с увеличением расхода горючего (рис. 4.46) [8].



а)



б)

Рис. 4.46. Зависимости мощности (а) и КПД (б) газового пламени от расхода ацетилена

Металл обычно нагревают средней зоной пламени. Расстояние от сопла до поверхности изделия выбирают равным от $1,2L$ до $1,5L$, где L – длина ядра пламени. При этом наиболее нагретая зона пламени соприкасается с нагреваемой поверхностью. Теоретически соотношение кислорода и ацетилена должно быть 1:1. Однако практически в горелку подают смесь при соотношении кислорода к ацетилену $\approx 1,15-1,2$.

Нагрев металла газовым пламенем обусловлен теплообменом между горячими газами пламени и омываемым ими участком поверхности нагреваемого тела. Вследствие растекания газового потока пламя нагревает значительную по размерам область поверхности изделия.

Газовое пламя горелки с наибольшим расходом ацетилена ($\approx 9,4$ кВт) развивает примерно в 8 раз меньшую плотность теплового потока, чем близкая по эффективной мощности электрическая дуга со стальными электродами при токе 550 А. При этом диаметр пятна нагрева газовым пламенем примерно втрое больше, чем электрической дугой.

Присадочную проволоку (или стержни) выбирают с учетом состава свариваемого сплава. Для сварки цветных металлов и некоторых специальных сплавов используют флюсы в виде порошков или паст. Например, для сварки меди применяют кислые флюсы: буру, буру с борной кислотой. Роль флюса состоит в растворении оксидов и образовании шлаков. Они содержат также элементы, раскисляющие и легирующие наплавленный металл.

4.4. ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЕ СПОСОБЫ СВАРКИ

4.4.1. Электрическая контактная стыковая сварка

Стыковая сварка – разновидность контактной сварки, при которой заготовки свариваются по всей поверхности соприкосновения.

Свариваемые заготовки закрепляют в зажимах 2 и 3 стыковой машины (рис. 4.47) [12].

Зажим 2 укреплен на неподвижной плите 1, а зажим 3 – на подвижной плите 4, перемещающейся в направляющих. Электрическое напряжение подается на зажимы 2 и 3 через сварочный трансформатор.

тор 5. Подвижная плита 4 способна перемещаться в направлении неподвижной плиты 1 до осуществления контакта заготовок 6 и 7 и сжимать заготовки с усилием P , развиваемым механизмом осадки.

При увеличении площади поперечного сечения заготовок для достижения одной и той же плотности теплового потока потребуются большая мощность (см. формулу (4.39)). Поэтому во избежание резкого увеличения мощностей, применяемых токов и связанных с этим технических трудностей, площадь поперечного сечения свариваемых заготовок при контактной стыковой сварке обычно не превышает 100 мм^2 .

При стыковой сварке сопротивлением разогрев стыка осуществляется до высоких температур, достаточных для приведения области контакта в пластическое состояние, но не превышающих температуру плавления. При сварке оплавлением достигается температура плавления металла (или несколько более высокая), в результате чего часть материала в области контакта оплавляется.

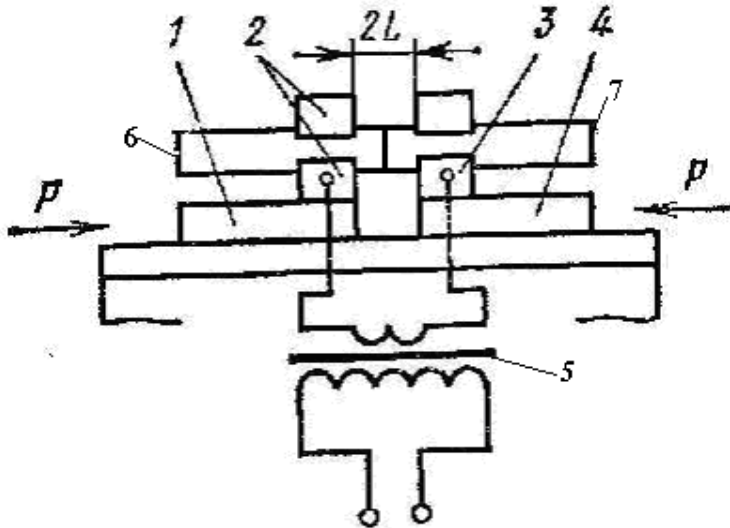


Рис. 4.47. Схема контактной стыковой сварки: 1 – неподвижная плита, 2, 3 – зажимы, 4 – подвижная плита, 5 – сварочный трансформатор, 6, 7 – свариваемые заготовки

Температура в плоскости контакта (т.е. при $x=0$) увеличивается пропорционально корню квадратному из времени нагрева и плотности теплового потока (мощности) и обратно пропорциональна коэффициенту аккумуляции тепла ε свариваемого материала (рис. 4.48).

$$\theta(\tau) = \begin{cases} \theta(0, \tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} \sqrt{\tau} & \text{при } \tau < \tau_1, \\ \theta(0, \tau) - \theta(\tau, \tau_1) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q_c}{\varepsilon} (\sqrt{\tau} - \sqrt{\tau - \tau_1}) & \text{при } \tau > \tau_1. \end{cases} \quad (4.47)$$

где $\varepsilon = \sqrt{\lambda C_V}$.

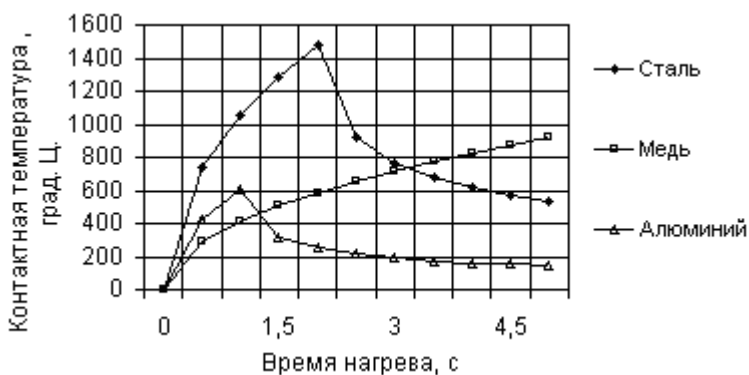


Рис. 4.48. Зависимость контактной температуры при сварке круглых стальных, алюминиевых и медных прутков диаметром $D = 4$ мм от времени при напряжении на входе трансформатора 220 В, токе в первичной обмотке трансформатора 2 А, и КПД сварочной сети $\eta=0,75$

Сваркой сопротивлением можно сваривать низкоуглеродистые и низколегированные конструкционные стали, алюминиевые и медные сплавы.

Фактический ток во вторичной обмотке сварочного трансформатора обычно на два порядка больше, чем в первичной, а напряжение, соответственно, меньше.

Зависимости тока I и усилия P от времени нагрева показываются на рисунке, называемом циклограммой (рис. 4.49) [12].

Здесь основным физическим параметром является контактная температура. По рациональной контактной температуре с учетом площади F_k контакта свариваемых заготовок и их теплофизических свойств рассчитывается время нагрева. По этой же температуре определяют значение предела текучести σ_T и рассчитывают необходимое для осаживания заготовок максимальное усилие P :

$$P \geq \sigma_T(\theta_k) \cdot F_k. \quad (4.48)$$

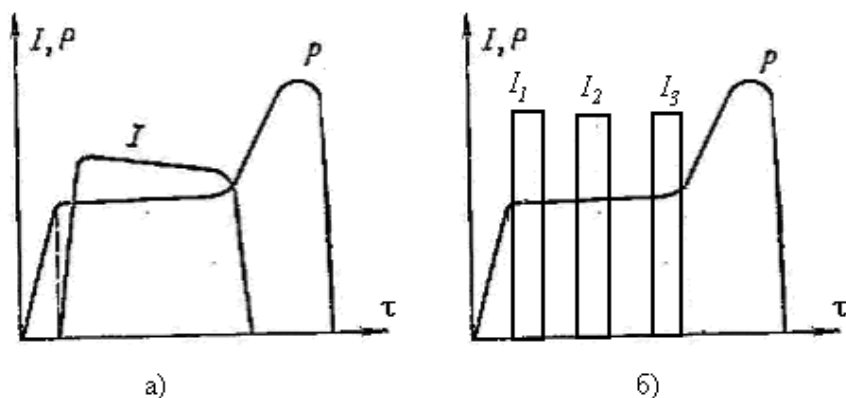


Рис. 4.49. Циклограмма контактной стыковой сварки сопротивлением

При одном коротком импульсе тока создается неравномерное распределение температуры по длине стержня и даже при незначительном удалении от торца вглубь стержня температура будет значительно ниже чем в плоскости контакта.

Перед контактной стыковой сваркой сопротивлением торцы заготовок должны быть плотно пригнаны друг к другу. Для этого необходима механическая обработка торцов заготовок резанием. Кроме того, заготовки необходимо очищать от оксидных пленок.

Все эти требования могут быть снижены при обеспечении более

равномерного прогрева стержней вблизи торцовых поверхностей. На практике это достигается путем нагрева несколькими импульсами тока (рис. 4.49, б)

При одном импульсе тока, равном $3\Delta\tau$, зависимость мощности от времени при контактной температуре, равной температуре плавления, имеет вид:

$$\theta_{nl} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{N_e}{F\varepsilon} \sqrt{3\Delta\tau}, \quad (4.49)$$

откуда
$$N_e = \frac{\sqrt{\pi} F \varepsilon \theta_{nl}}{3,46 \sqrt{\Delta\tau}}. \quad (4.50)$$

Найдем аналогичную зависимость при трех импульсах тока.

Пусть, например, отрезок времени, в течение которого происходит нагрев, разбит на 5 равных интервалов, причем во время первого, третьего и пятого интервалов действует источник плотностью теплового потока q , а во втором и четвертом интервалах источник тепла не действует (рис. 4.49, б). Требуется определить величину отрезков времени $\Delta\tau$ и вычислить мощность N_e , необходимую для достижения температуры плавления в момент прекращения действия третьего импульса, а также определить контактную температуру через время $\Delta\tau$ после прекращения действия источника.

В соответствии с принципом суперпозиции заменим три импульса тремя источниками и тремя стоками тепла. Первый источник работает в интервале времени $(0, \tau)$, второй – в интервале $(2\Delta\tau, \tau)$, третий – в интервале $(4\Delta\tau, \tau)$. Первый сток работает в интервале $(\Delta\tau, \tau)$, второй – в интервале $(3\Delta\tau, \tau)$, третий – в интервале $(5\Delta\tau, \tau)$. Все источники и стоки имеют одинаковые плотности теплового потока q_c .

Уравнение, связывающее мощность и время нагрева при контактной температуре, равной температуре плавления, примет вид:

$$\theta_{nl} = \theta(0, 5\Delta\tau) = \frac{N_e}{F\varepsilon\sqrt{\pi}} \left(\sqrt{5\Delta\tau} - \sqrt{4\Delta\tau} + \sqrt{3\Delta\tau} - \sqrt{2\Delta\tau} + \sqrt{\Delta\tau} \right) =$$

$$= 1,554 \frac{N_e}{F\varepsilon\sqrt{\pi}} \Delta\tau, \quad (4.51)$$

$$\text{откуда } N_e = \frac{\sqrt{\pi} F \varepsilon \theta_{nl}}{1,554 \sqrt{\Delta\tau}}. \quad (4.52)$$

Сравнивая (4.52) и (4.50), заметим, что достижение температуры плавления тремя импульсами при одинаковых интервалах времени действия тока $3\Delta\tau$ требует в 2,2 раза большей мощности, чем при одном импульсе. Но при этом достигается большая равномерность распределения температуры вблизи торца.

Температура на торцах свариваемых стержней через время $\Delta\tau$ после прекращения действия последнего импульса определится по формуле:

$$\theta(0, 5\Delta\tau) = \frac{N_e}{F\varepsilon\sqrt{\pi}} \left(\sqrt{6\Delta\tau} - \sqrt{5\Delta\tau} + \sqrt{4\Delta\tau} - \sqrt{3\Delta\tau} + \sqrt{2\Delta\tau} - \sqrt{\Delta\tau} \right) =$$

$$= \frac{0,9N_e}{F\varepsilon\sqrt{\pi}} \Delta\tau \approx 0,6\theta_{nl}. \quad (4.53)$$

Сварка оплавлением не предъявляет высоких требований к качеству поверхностей свариваемых заготовок. В этом случае нагрев ведется до температур, превышающих температуру плавления. В процессе оплавления материала выравниваются неровности стыка, а оксиды и загрязнения удаляются. Сварка оплавлением характеризуется большей универсальностью. Она позволяет сваривать заготовки более сложного сечения и формы, заготовки, имеющие различные сечения и даже разнородные металлы (быстрорежущую и углеродистую стали, медь и алюминий и т.д.).

При сварке оплавлением применяют два способа: непрерывное или прерывистое оплавление стыка.

4.4.2. Электрическая контактная точечная сварка

Точечная сварка – разновидность контактной сварки, при которой заготовки соединяются в отдельных точках (рис. 4.50) [12].

Точечной сваркой соединяют штампованные элементы заготовок. Машины для точечной сварки выпускают мощностью от 0,1 до 250 кВт. Толщина свариваемых заготовок составляет 0,5–5 мм.

При точечной сварке заготовки собирают внахлест и зажимают с усилием P между двумя электродами, подводящими ток к месту сварки. При этом соприкасающиеся с медными электродами поверхности свариваемых заготовок нагреваются меньше, чем внутренние слои. Нагрев продолжают в течение времени τ , необходимого для расплавления внутренних слоев (некоторой окрестности точки заданного радиуса r) и до пластического состояния внешних слоев. После выключения тока происходит кристаллизация расплавленного металла и образуется литая сварная точка.

Процесс повышения температуры при точечной контактной сварке может быть описан при допущении, что вся теплота выделяется не в некоторой области, а в точке.

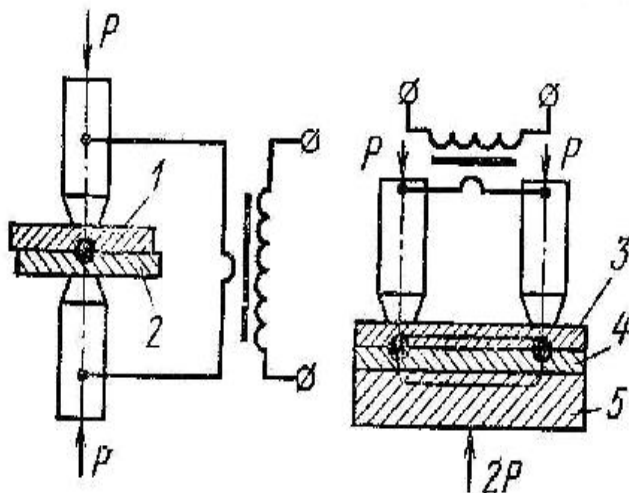


Рис. 4.50. Схемы контактной точечной сварки: а) двусторонней, б) односторонней

Для качественного анализа примем также допущение, что свариваемые заготовки можно представить как неограниченное по размерам тело. При кратковременном нагреве и при достаточно толстых заготовках такое допущение не приведет к существенным погрешностям. При сварке тонких листов необходимо учитывать действительную толщину листов (пластин), а в некоторых случаях и охлаждение этих пластин.

Как было показано в п. 4.1.5, температура в неограниченном теплопроводящем теле от мгновенного точечного источника тепла описывается уравнением:

$$\theta(R, \tau) = \frac{q}{4\pi\lambda R} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{R}{\sqrt{4a\tau}}} \exp(-u^2) du \right]. \quad (4.54)$$

Из-за того, что все тепло условно сосредоточено в точке, температура в этой точке (при $R=0$) в любой момент времени τ остается бесконечно большой. В связи с этим решение (4.54) может быть применено для точек, находящихся на некотором расстоянии от источника (рис. 4.51).

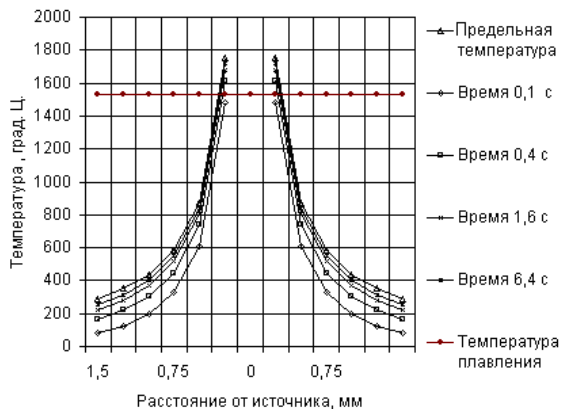
В действительности, в некоторой окрестности точки, в которой действует точечный источник тепла, температура превышает температуру плавления, и излишнее тепло идет не на повышение температуры, а на расплавление металла.

Точечную сварку проводят с применением одной из двух стратегий. Согласно первой, при меньшей мощности источника осуществляют прогрев и расплавление металла, не следя строго за временем, ориентируясь на предельное температурное состояние. Согласно второй, сварку производят при большей мощности, в более жестком режиме, но при этом своевременно отключают подачу тока, не доводя температуры до предельных значений. Второй путь более производительный, но для исключения перегрева необходимо точно выдерживать рациональное время подачи тока.

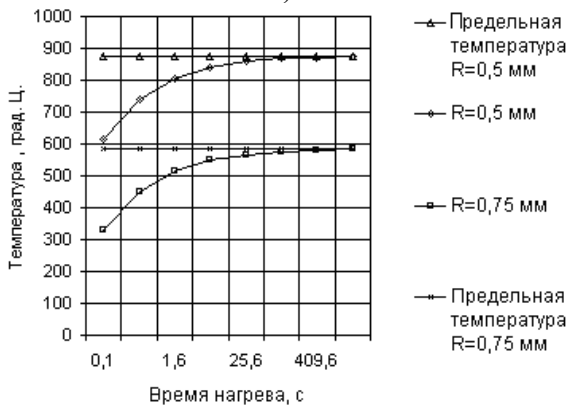
По мере удаления от источника температура стремится к нулю.

С увеличением времени нагрева ($\tau \rightarrow \infty$) распределение температуры стремится к предельному состоянию [8]:

$$\theta_{np} = \theta(R, \infty) = \frac{N_e}{4\pi\lambda R} \quad (4.55)$$



а)



б)

Рис. 4.51. Зависимости температуры от расстояния от источника тепла в различные моменты времени (а) и стремление температуры от точечного источника к предельным значениям (б). Мощность источника $q=0,22$ кВт.

Точечная сварка стальных пластин ($\lambda = 40 \frac{Вт}{м \cdot К}$, $\omega = 8 \text{ мм}^2 / с$).

Как показывают расчеты (рис. 4.51) уже через 1,5–2 с температура становится достаточно близкой к предельной, вычисленной по формуле (4.48).

Существенное влияние на температуру оказывают мощность источника и теплофизические характеристики свариваемого материала. Так, например, при точечной сварке медных пластин необходима на порядок большая мощность источника (рис. 4.52).

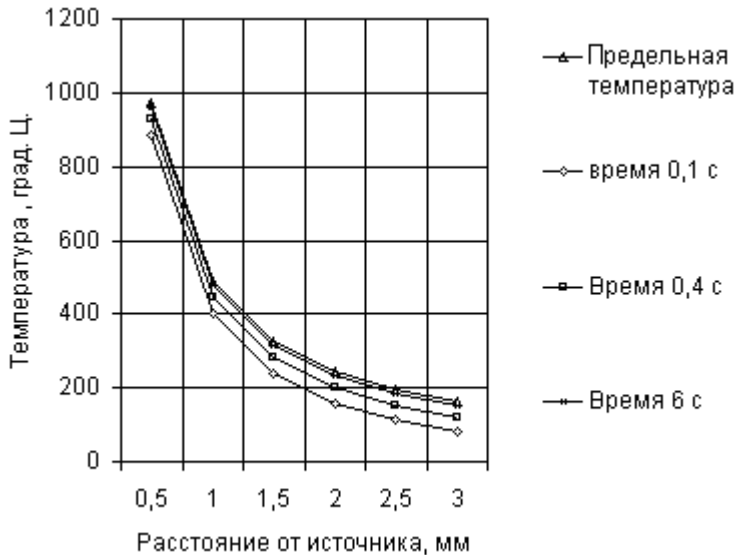


Рис. 4.52. Зависимости температуры от расстояния от источника тепла в различные моменты времени. Мощность источника $q=2,2$ кВт. Точечная

сварка медных пластин ($\lambda = 360 \frac{Вт}{м \cdot К}$, $\omega = 100 \text{ мм}^2 / с$)

4.4.3. Электрическая контактная шовная сварка

Шовная сварка – разновидность контактной сварки, позволяющая получать прочное и плотное соединение листовых заготовок в виде сплошного герметичного шва. Электроды для шовной сварки выполняют в виде плоских роликов (дисков). Листовые заготовки 1 (рис. 4.53) [12] соединяют внахлест, зажимают между электродами 2 и пропускают ток.

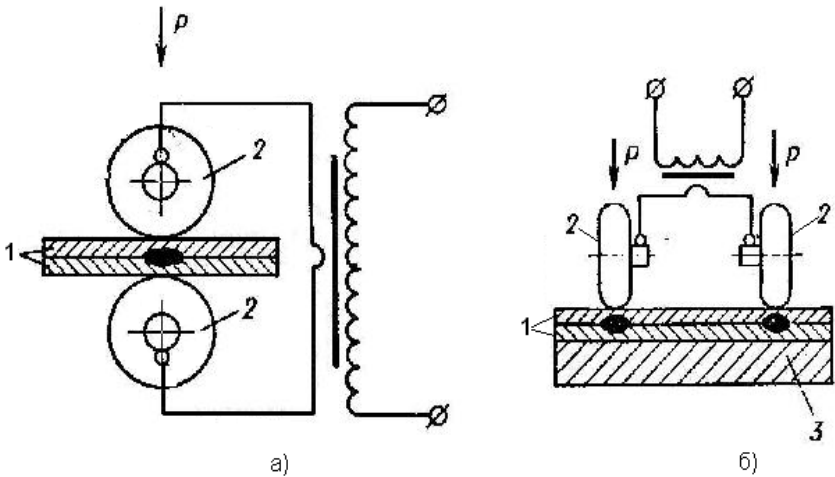


Рис. 4.53. Принципиальная схема шовной сварки:
а) двусторонней, б) односторонней; 1 – заготовки,
2 – электроды, 3 – медная подкладка



Рис. 4.54. Распределение температуры в стальной пластине $\delta = 3$ мм при шовной сварке $N_e = 1,2$ кВт

При движении роликов по заготовкам между заготовками в месте контакта электродов с заготовками выделяется тепло, нагревающее заготовки до расплавления металла в местах наибольшего тепловыделения. При перемещении электродов происходит охлаждение и кристаллизация расплавленного металла с образованием непрерывного шва.

Температура в окрестности движущегося точечного источника рассчитывается по формулам, представленным в п. 4.2.4:

$$\theta(R, x) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \exp\left(-\frac{vx}{2\omega}\right) K_0\left(R\sqrt{\frac{v^2}{4\omega^2} + \frac{b}{\omega}}\right), \quad (4.56)$$

или без учета влияния охлаждения пластины путем теплообмена с окружающей средой (рис. 4.54) [8]:

$$\theta(R, x) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \exp\left(-\frac{vx}{2\omega}\right) K_0\left(\frac{Rv}{2\omega}\right), \quad (4.57)$$

где $K_0(U)$ выбирается из графиков (рис. 4.24) или рассчитывается путем численного интегрирования [8]:

$$K_0(U) = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} \exp\left(-w - \frac{U^2}{4w}\right) \frac{dw}{w}. \quad (4.58)$$

На распределение температуры большое влияние оказывают мощность источника, толщина пластины, теплофизические характеристики материала свариваемых деталей. При прочих равных условиях с увеличением скорости сварки температура снижается (рис. 4.55)

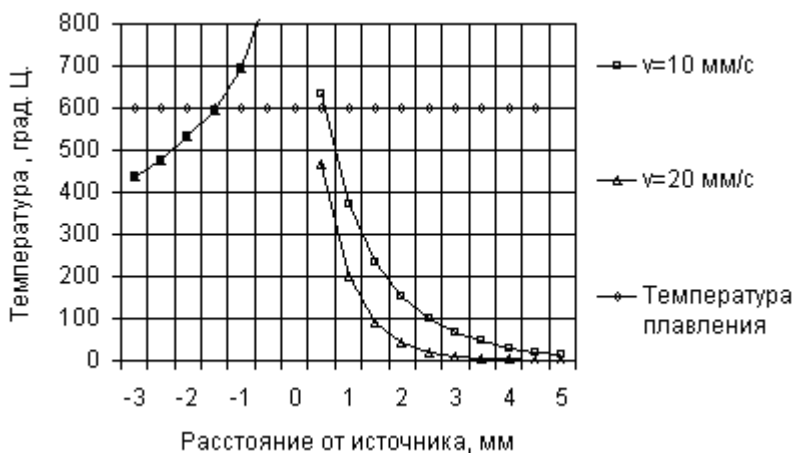


Рис. 4.55. Распределение температуры в алюминиевой пластине $\delta=3$ мм при шовной сварке $N_e=1$ кВт

Циклограммы процесса шовной сварки бывают с непрерывной или прерывистой подачей тока, в виде импульсов (рис. 4.56) [12].

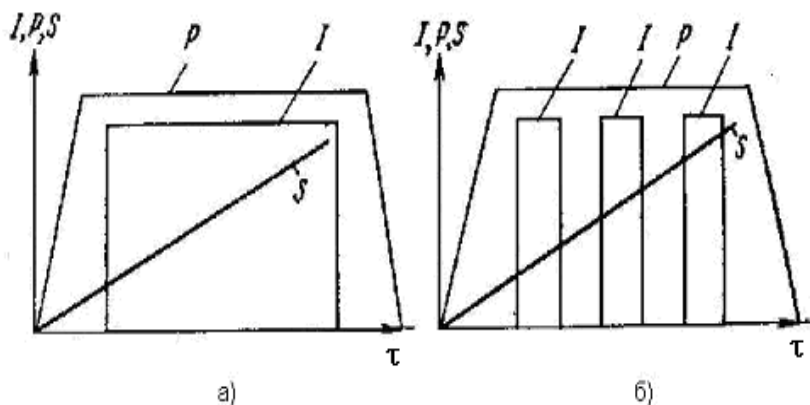


Рис. 4.56. Циклы шовной сварки: а) непрерывного включения тока, б) прерывистого включения тока.

P – давление, S – перемещение роликов, I – сварочный ток, t – время

Шовную сварку применяют в массовом производстве при изготовлении различных сосудов. Машины для шовной сварки по конструктивному исполнению похожи на машины для точечной сварки и отличаются от них, главным образом, формой электродов, имеющих форму роликов. Мощность шовных сварочных установок может быть в пределах от 25 до 200 кВт. Толщина свариваемых листов обычно находится в пределах от 0,3 до 3 мм.

4.4.4. Конденсаторная сварка

Конденсаторная сварка осуществляется за счет энергии, накопленной в батарее конденсаторов при их зарядке от источника постоянного тока.

Используются два способа конденсаторной сварки (рис. 4.57) [12]. Согласно первому способу (рис. 4.57, а) конденсаторы разряжаются непосредственно на свариваемые детали, а согласно второму на первичную обмотку сварочного трансформатора.

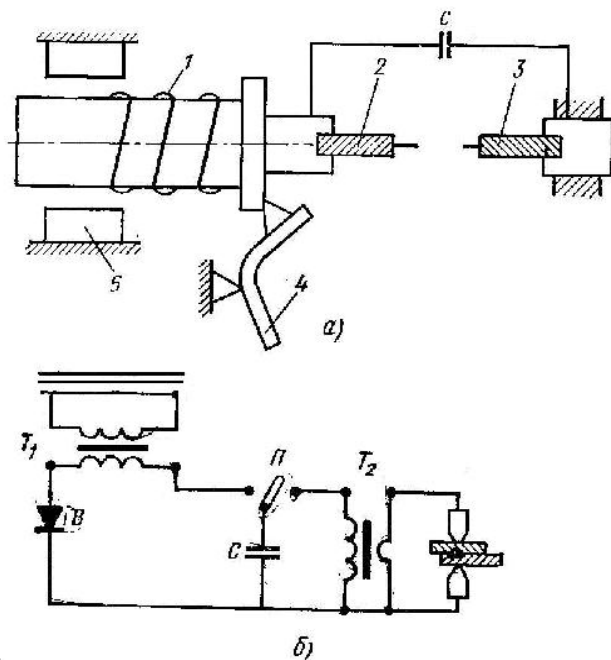


Рис. 4.57. Схемы конденсаторной сварки: а) с подачей тока непосредственно от конденсатора на свариваемые заготовки: 1 – пружина, 2, 3 – свариваемые заготовки, 4 – защелка, 5 – направляющие; б) с подачей тока от конденсатора на первичную обмотку сварочного конденсатора: Т1 – повышающий трансформатор, Т2 – сварочный трансформатор В – выпрямитель, П – переключатель, С – конденсаторная батарея

На рис. 4.57, а представлена схема ударной конденсаторной сварки, при которой концы обкладок конденсатора подключены непосредственно к свариваемым заготовкам 2 и 3. Одна из заготовок жестко закреплена, другая может перемещаться в направляющих 5. При освобождении защелки 4, заготовка 2 переместится к неподвижной заготовке 3 и замкнет цепь. При соударении возникает разряд, вызывающий оплавление торцов обеих заготовок. В момент соударения заготовок в результате местной пластической деформации происходит схватывание поверхностей, необходимое для образования неразъемного соединения.

Схема конденсаторной сварки, при которой разряд конденсатора преобразуется с помощью сварочного трансформатора (рис. 4.57, б), используется для точечной и шовной сварки, но может быть использована и для стыковой сварки.

Количество теплоты, выделяемое при замыкании цепи конденсатора, определяется емкостью конденсаторной батареи C и напряжением зарядки U :

$$Q = CU^2/2. \tag{4.58}$$

Время разрядки конденсаторной батареи измеряется тысячными или десятитысячными долями секунды (рис. 4.58).

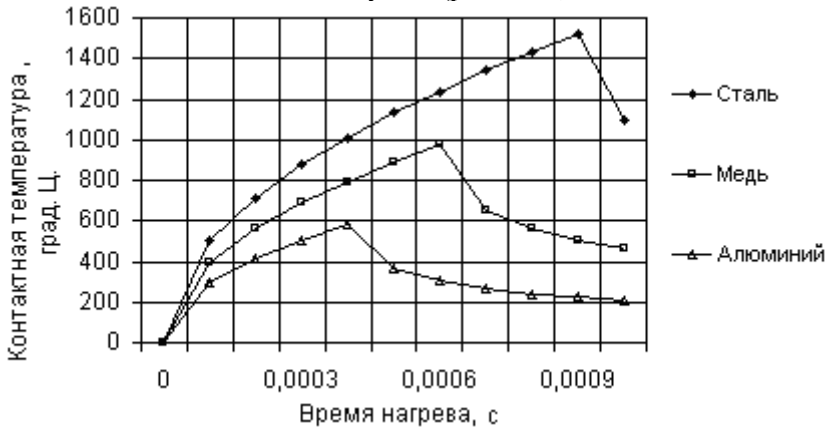


Рис. 4.58. Зависимости температуры от времени разряда при конденсаторной сварке стальных, медных и алюминиевых проводов диаметром 0,2 мм при количестве тепла $Q = 0,02-0,05$ Дж и мощности разряда 40–80 Вт

Благодаря этому при небольшой энергии ($Q = 0,02-0,05$ Дж) достигаются необходимые мощности и, соответственно, большие плотности теплового потока ($600-1200 \text{ Вт/мм}^2$), (рис. 4.59).

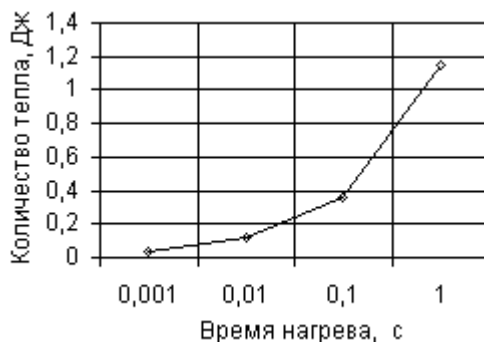


Рис. 4.59. Зависимость количества тепла от времени действия источника, необходимого для нагрева торцов стальной проволоки диаметром 0,2 мм до температуры плавления

Как показывают расчеты, при уменьшении времени действия источника тепла от 1 до 0,001 с, количество теплоты, необходимой для разогрева торцов заготовок до температуры плавления, уменьшается в 32 раза (от 1,15 до 0,036 Дж).

Конденсаторную сварку применяют в производстве электроизмерительных и авиационных приборов, часовых механизмов, фотоаппаратов и т. п.

4.4.5. Сварка трением

Сварка трением осуществляется за счет адгезии (схватывания) контактируемых поверхностей. Как известно, схватывание поверхностей происходит при определенных условиях. К их числу относятся: повышенная температура (приближающаяся к температуре плавления), отсутствие на контактируемых поверхностях оксидных пленок и загрязнений, пластические деформации контактируемых поверхностей под действием сжимающих сил (осаживания). Особенностью сварки трением является то, что нагрев в зоне контакта осуществляется за счет трения (рис. 4.60) [12].

Мощность трения N_e должна обеспечить плотность теплового

потока q , достаточную для заданного повышения температуры в течение заданного интервала времени τ . Плотность теплового потока (или удельная мощность трения q) на поверхности вращающегося цилиндрического образца определяется как произведение касательного напряжения q_F , возникающего при трении, на скорость резания v :

$$q = q_F v(\rho), \quad (4.60)$$

где $v(\rho) = 2\pi r \rho$. (4.61)

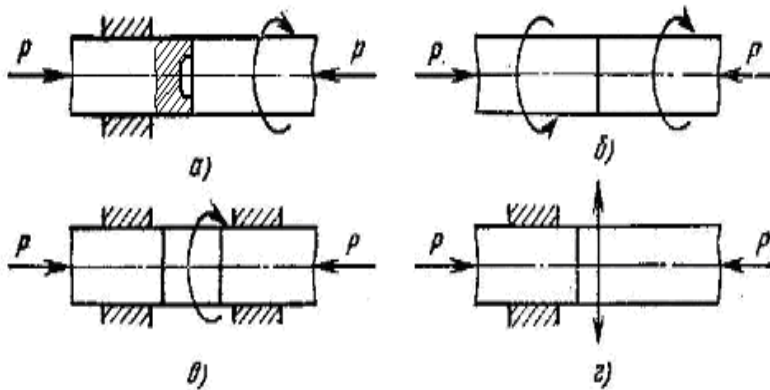


Рис. 4.60. Принципиальные схемы сварки трением: а) вращение одной детали, б) вращение обеих деталей, в) сварка неподвижных деталей с вращающейся вставкой, г) сварка при возвратно-поступательном движении одной детали

Таким образом, плотность теплового потока при трении вращающихся заготовок уменьшается от периферии к центру. Поэтому и температура при приближении к оси вращения заготовок будет уменьшаться. Для обеспечения рациональных условий схватывания при сварке трением целесообразно исключать среднюю часть свариваемых заготовок (рис. 4.61).

При достаточно большой скорости вращения заготовок можно считать, что температура на поверхности заготовок не будет зависеть от угла φ поворота, а будет зависеть только от радиуса ρ и координаты x .

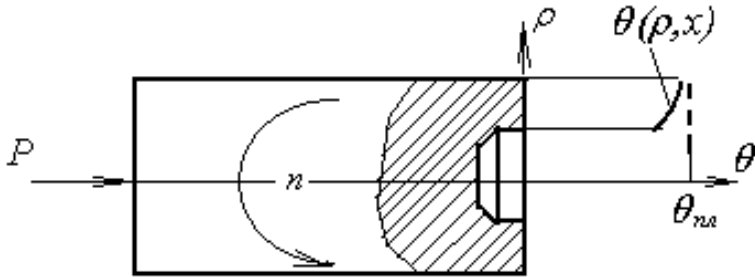


Рис. 4.61. Схема распределения температуры по торцу заготовки при сварке трением

При этом температура заготовки при постоянном радиусе r может быть вычислена с помощью известного решения (см. формулу (4.6)) (рис. 4.62)

По условию, что температура на периферии заготовки за заданное время должна приближаться к температуре плавления, выберем соответствующую этой температуре мощность трения (см. рис. 4.62).

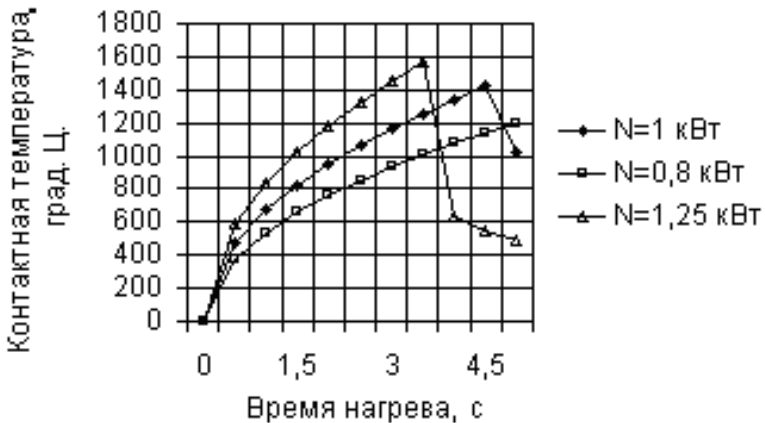


Рис. 4.62. Зависимость температуры от времени нагрева при диаметрах трущихся заготовок от 5 до 10 мм

Сила, с которой должны сдавливаться заготовки для создания требуемой плотности теплового потока, определится по формуле:

$$P = \frac{N_e}{\mu v}, \quad (4.62)$$

где μ – коэффициент трения, v – скорость трения (в средней части заготовки или на ее периферии, F – площадь поперечного сечения заготовки в плоскости контакта, P – осевая сила сдавливания заготовок.

Значения, вычисленные по формулам (4.59–4.61) относятся только к начальному периоду трения. По мере увеличения температуры коэффициент трения, сила трения, предел текучести материала будут изменяться, и для совместного пластического деформирования, необходимого для схватывания, усилие P может быть достаточным.

Соединение заготовок сваркой трением получают с достаточно высокими свойствами. При сварке трением энергетические затраты значительно (в 5–10 раз) ниже, чем при электрической контактной стыковой сварке.

Для сварки трением выпускают серийные машины мощностью 10, 20 и 40 кВт, а также модернизируют для этой цели металлорежущие станки (токарные, фрезерные, сверлильные).

4.4.6. Ультразвуковая сварка

Ультразвуковую сварку можно отнести к разновидностям контактной сварки, осуществляющейся под давлением наконечника 4 ультразвукового инструмента на свариваемые заготовки 5 (рис. 4.63) [12].

При ультразвуковой сварке заготовки 5 размещают на опоре 6. На магнитострикционный преобразователь 1 подается напряжение переменного тока с ультразвуковой частотой, которое преобразуется в продольные упругие колебания. Эти колебания усиливаются трансформатором упругих колебаний 2, который вместе с рабочим инструментом 3 представляет собой волновод. Момент M , приложенный в узле колебаний, создает необходимую сжимающую силу P .

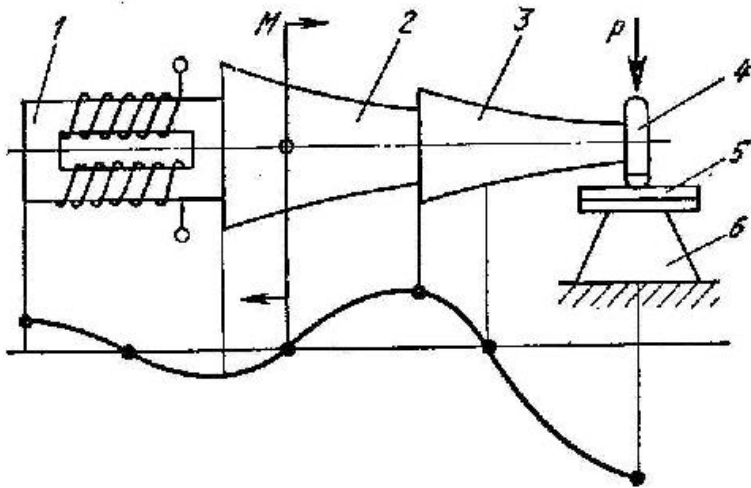


Рис. 4.63. Принципиальная схема ультразвуковой сварки:
 1 – магнестрикционный преобразователь, 2 – трансформатор
 продольных упругих колебаний, 3 – рабочий инструмент,
 4 – наконечник рабочего инструмента, 5 – свариваемые
 заготовки, 6 – опора

Наложение механических колебаний с ультразвуковой частотой вызывает силы трения и выделение теплоты на свариваемых поверхностях заготовок, сдвиговые деформации, разрушающие поверхностные пленки, способствует возникновению межатомных связей (адгезии) при меньших давлениях и температурах по сравнению с деформациями при отсутствии колебаний.

Например, при ультразвуковой сварке меди рациональная контактная температура не превышает $600\text{ }^{\circ}\text{C}$, а при сварке алюминия – $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Ультразвуковой сваркой можно сваривать очень тонкие листы и фольгу толщиной до $1\text{ }\mu\text{м}$, а также приваривать фольгу и тонкие пластины к заготовкам неограниченной толщины.

Энергия ультразвуковых колебаний должна быть достаточной для нагрева свариваемых заготовок до рациональных температур. Мощность точечного источника тепла, непрерывно действующего в тонких пластинах, может быть рассчитана из условия равенства температуры заготовок рациональной температуре. Для этого может

быть использовано полученное Н.Н. Рыкалиным [8] решение о распределении температуры в пластине толщиной δ для неподвижного точечного источника (см. формулу (4.19)) (рис. 4.64):

$$\theta(R, x) = \frac{N_e}{2\pi\lambda\delta} K_0 \left(R \sqrt{\frac{b}{\omega}} \right). \quad (4.63)$$



Рис. 4.64. Установившееся распределение температуры в стальной пластине $\delta=1$ мм, $b=0,0028$ 1/с, $\omega=8$ мм²/с, $\lambda=0,04$ Вт/(мм*К).

Анализируя графики распределения температуры, выбираем подходящую мощность ультразвукового источника энергии.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Васин С.А., Верещака А. С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учеб. для техн. вузов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
2. Иванов В.Н. Словарь–справочник по литейному производству. М.: Машиностроение, 1990. 383 с.
3. Кушнер В.С. Тепловые основы технологических способов машиностроительного производства: Учеб. пособие. Омск: Изд-во ОмГТУ, 1995. 68 с.
4. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: ГИТТЛ, 1952.
5. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. Учеб. для студентов вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.
6. Политехнический словарь / Гл. ред. И.И. Артоболевский. М.: Советская энциклопедия, 1977. 608 с.
7. Резников А. Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288 с.
8. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке: Учеб. пособие для машиностроительных вузов. М: МАШГИЗ, 1951. 296 с.
9. Справочник инструментальщика / И.А.Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987. 0-846 с.: ил.
10. Справочник по технологии резания материалов: В 2-х кн. / Ред. нем. изд.: Г. Шпур, Т. Штеферле; Пер. с нем. под ред. Ю.М. Соломенцева. М.: Машиностроение, 1985. Кн.1– 616 с, Кн.2 – 688 с.
11. Сторожев М.В. и Попов Е.И. Теория обработки металлов давлением: Учебник для машиностроительных и политехнических вузов. М.: Машгиз, 1957. 323 с.
12. Технология конструкционных материалов: Учеб. для машиностр. спец. Вузов / А. М. Дальский, И. А. Арутюнова, Т. М. Барсукова и др.; под общ. ред. А. М. Дальского. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1985. 448 с.

13. Физические величины: Справочник / А.П. Бабичев, Н.А. Бабушкина, А.М. Братковский и др.; Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.

Учебное издание

Кушнер Валерий Семенович
Верещака Анатолий Степанович
Схиртладзе Александр Георгиевич
Негров Дмитрий Анатольевич

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ
В МАШИНОСТРОЕНИИ
Часть II
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ
И СВАРОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

Учебник

