

ТЕОРИЯ ПРОКАТКИ

Под научной редакцией
докт. техн. наук **В.И.Зюзина**
докт. техн. наук **А.В.Третьякова**

СПРАВОЧНИК



Москва "МЕТАЛЛУРГИЯ" 1982

А. И. ЦЕЛИКОВ, А. Д. ТОМЛЕНОВ, В. И. ЗЮЗИН,
А. В. ТРЕТЬЯКОВ, Г. С. НИКИТИН

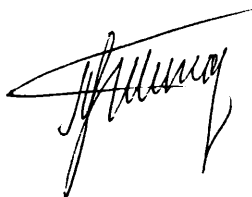
УДК 669.621.771

Теория прокатки. Справочник. Целиков А. И., Томленов А. Д., Зюзин В. И., Третьяков А. В., Никитин Г. С. М., «Металлургия», 1982. 335 с.

В справочнике рассмотрены основы пластической деформации и теории прокатки. Описаны элементы теории пластичности, механические свойства металлов и сплавов при холодном и горячем деформировании, закономерности деформации металлов при прокатке, определение усилий, крутящих моментов и мощности прокатных станов, а также тепловой баланс процессов прокатки.

Приведены апробированные теоретические и эмпирические формулы, методы расчета основных силовых параметров процессов прокатки и даны примеры расчетов. Фактический материал, необходимый для силового расчета процессов деформирования металлов и сплавов, приведен в виде таблиц и графиков.

Предназначен для инженерно-технических и научных работников металлургических и машиностроительных заводов, научно-исследовательских и проектно-конструкторских институтов. Может быть полезен специалистам смежных областей науки и техники, а также преподавателям, аспирантам и студентам вузов. Ил. 392. Табл. 55. Библиогр. список: 163 назв.



ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие	8
Глава I. Элементы теории пластичности (докт. техн. наук А. Д. Томленов)	8
1. Напряженное состояние	8
Силы и напряжения	8
Главные и октаэдрические напряжения и интенсивность напряжений	9
Плоская задача теории пластичности	10
2. Кинематическое состояние	11
Перемещения и деформации	12
Скорости перемещений и деформаций	14
3. Пластическое растяжение	14
Диаграмма растяжения	14
Устойчивость одноосного растяжения	16
4. Условия текучести металлов	16
Условие постоянства максимального касательного напряжения	17
Условие постоянства удельной энергии формоизменения	18
Условия текучести упрочняющихся неоднородных и анизотропных металлов	18
5. Связь между напряжениями, деформациями и скоростями деформаций	19
Упругое и пластическое состояние	19
Пластический потенциал и диссипация энергии	20
Анизотропный металл	21
Упругая разгрузка и остаточные напряжения	22
6. Пластические изгиб и кручение	22
Чистый поперечный изгиб	22
Упруго-пластический продольный изгиб	24
Стесненное внешнетреннее пластическое сжатие	25
Пластическое кручение	25
7. Устойчивость двухосного напряженного состояния	26
Двухосное растяжение	26
8. Плоское течение металлов	27
Основные уравнения	27
Граничные условия для напряжений и скоростей	28
Пример построения полей и линий скольжения и скоростей	29
Полные решения	30
Неоднородность механических свойств и деформационное упрочнение	30
Статические и кинематические методы	31
9. Примеры анализа процессов обработки металлов давлением	31
Библиографический список	43
Глава II. Механические свойства металлов и сплавов (докт. техн. наук В. И. Зюзин, докт. техн. наук А. В. Третьяков)	43
1. Основные положения	43
Определения и методы испытаний механических свойств	43
Упругие свойства металлов и сплавов (E ; G ; μ)	50
Причины разброса значений механических свойств	50
2. Механические свойства металлов и сплавов при горячей обработке давлением	50

Факторы, влияющие на механические свойства при горячей обработке	50
Экспериментальные значения временного сопротивления σ_B и относительного удлинения δ в зависимости от температуры	52
Экспериментальные исследования сопротивления деформации на пластометрах	52
Определение сопротивления деформации методом термомеханических коэффициентов	63
Эмпирические формулы для определения сопротивления деформации	65
Экспериментальные значения сопротивления деформации σ в зависимости от температуры, степени и скорости деформации и определение сопротивления деформации по методу термомеханических коэффициентов	65
Пример расчета сопротивления деформации	65
Исследование сопротивления деформации методом кручения	128
3. Механические свойства металлов и сплавов при холодной обработке давлением	128
Факторы, влияющие на механические свойства при холодной обработке	128
Эмпирические формулы для определения предела текучести $\sigma_{0,2}$, временного сопротивления σ_B , относительного удлинения δ и твердости НВ	131
Предел текучести $\sigma_{0,2}$, временное сопротивление σ_B , относительное удлинение σ и твердость НВ металлов и сплавов в отожженном состоянии (при 20 °С)	140
Предел текучести $\sigma_{0,2}$, временное сопротивление σ_B , относительное удлинение δ и твердость НВ в зависимости от степени деформации	142
Данные по переводу величин твердости НВ во временное сопротивление σ_B и условный предел текучести $\sigma_{0,2}$	170
Пример расчета условного предела текучести	170
Библиографический список	171

Глава III. Закономерности движения и деформации металла при прокатке

(акад. А. И. Целиков, канд. техн. наук Г. С. Никитин)	172
1. Определение процесса прокатки	173
2. Очаг деформации и его параметры	173
3. Коэффициенты деформации	174
4. Условия захвата металла валками	175
5. Нейтральный угол и условия движения прокатываемого металла после захвата	176
6. Распределение напряжений и деформаций по высоте сечения прокатываемого металла	176
7. Дифференциальное уравнение контактных напряжений при двухмерной деформации	180
8. Дифференциальные уравнения контактных напряжений при трехмерной деформации	183
9. Распределение нормальных и касательных напряжений по дуге захвата	185
10. Влияние внешних зон на контактное давление	190
11. Положение нейтрального сечения	191
12. опережение и отставание	192
13. Влияние натяжения на опережение	194

14. Напряжения на контактных поверхностях при движении их с разными скоростями	195
15. Уширение и распределение деформаций по ширине прокатываемого металла	196
16. Влияние упругости валков и клетки на деформацию металла при прокатке	200
17. Распределение напряжений по ширине прокатываемого металла с учетом упругости валков	206
18. Продольная и поперечная разнотолщинность полос	208
19. Устойчивость формы проката	213
20. Регулирование геометрических размеров проката	215
21. Примеры расчетов	218
Библиографический список	221
Глава IV. Усилие прокатки	
(акад. А. И. Целиков, канд. техн. наук Г. С. Никитин)	222
1. Факторы, определяющие усилия прокатки	222
2. Определение контактной площади прокатываемого металла с валками	223
3. Коэффициент трения при прокатке	226
4. Влияние внешнего трения на усилие прокатки	230
5. Влияние натяжения на усилие прокатки	233
6. Влияние ширины прокатываемого металла на усилие прокатки	234
7. Определение контактного давления при прокатке в калибрах	235
8. Формулы для определения контактного давления	236
9. Расчет усилий при дрессировке	241
10. Расчет усилий при планетарной прокатке	245
11. Направление сил, действующих на валки при прокатке	251
12. Направление сил, действующих на валки при планетарной прокатке	259
13. Примеры расчетов	263
Библиографический список	267
Глава V. Момент и мощность прокатки	
(акад. А. И. Целиков, канд. техн. наук Г. С. Никитин)	268
1. Основные величины, составляющие нагрузку главного привода валков	268
2. Определение момента прокатки по усилию прокатки	269
3. Влияние на момент прокатки упругого сжатия валков и прокатываемого металла	274
4. Определение момента прокатки по расходу энергии	275
5. Влияние на расход энергии и момент прокатки натяжения или подпора	277
6. Определение момента добавочных сил трения	279
7. Нагрузка холостого хода	280
8. Диаграммы статической нагрузки	280
9. Нагрузка привода при реверсивном режиме работы	280
10. Пример расчета	283
Библиографический список	284

Глава VI. Теория поперечной и винтовой прокатки	
(акад. А. И. Целиков)	284
1. Геометрия поперечной и винтовой прокатки	284
2. Кинематика поперечной и винтовой прокатки	290
3. Напряженное состояние	294
4. Расчет усилий и моментов при поперечной и винтовой прокатке	298
5. Пример расчета	304
Библиографический список	307
Глава VII. Тепловой баланс процессов прокатки	
(докт. техн. наук А. В. Третьяков)	308
1. Особенности тепловых режимов при горячей и холодной прокатке	308
2. Тепловой расчет станов горячей прокатки	309
Основы расчета	309
Температура нагрева, прокатки и смотки металла	309
Расчет температуры проката на широкополосовых станах	310
Расчет температуры проката на обжимных, толстолистовых, заготовочных и сортовых станах	312
Пример расчета температуры проката на широкополосовых станах	314
Тепловой расчет валков станов горячей прокатки листа	316
Пример теплового расчета клетки полунепрерывного листового стана	320
3. Тепловой расчет станов холодной прокатки	321
Принцип расчета и основные допущения	321
Методика расчета, основные формулы и последовательность расчета	323
Пример теплового расчета стана	328
Коэффициенты теплоотдачи при прокатке и дрессировке	331
Библиографический список	332
Предметный указатель	333

ПРЕДИСЛОВИЕ

С целью систематизации и распространения передового научно-технического опыта и знаний в области производства проката и станостроения принято решение об издании справочника для прокатчиков по основным разделам прокатного производства. Эти разделы, учитывая их содержание, объем и энциклопедический характер, будут представлены в виде отдельных книг, посвященных теории прокатки, технологии прокатки, механическому оборудованию прокатных цехов, электроприводу и автоматизации прокатных станков, исследованию процессов прокатки. Отдельные выпуски составляют единый и взаимосвязанный между собой справочник.

Создание новых прокатных станков и эксплуатация действующих требуют использования достижений в различных областях науки и техники, поэтому в настоящем и последующих выпусках справочника приводятся необходимые сведения из смежных дисциплин. Большинство рассмотренных методик иллюстрируется примерами расчетов. Для удобства пользования многочисленные данные представлены в виде таблиц и графиков. В конце каждого выпуска приведены предметные указатели и библиографические списки.

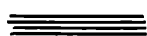
Авторский коллектив справочника прокатчика включает ведущих специалистов страны в области производства проката и станостроения и работников высшей школы.

В справочнике отражен опыт создания современных отечественных станков в неразрывной связи с теорией прокатки, разработкой новых технологических процессов и их автоматизацией, над которыми работают ведущие научно-исследовательские и проектно-конструкторские институты и заводы тяжелого машиностроения (ВНИИметмаш, Гипромез, ЦНИИЧМ, УЗТМ, НКМЗ, СКМЗ и др.). Большое внимание уделяется опыту освоения новой техники и эксплуатации действующих прокатных станков на крупнейших металлургических заводах страны (Магнитогорском, Новолипецком, Череповецком, Западно-Сибирском, Нижнетагильском, Карагандинском, «Азовстали» и др.). Из зарубежного опыта в области станостроения и производства проката приводятся наиболее прогрессивные тенденции, представляющие интерес для советских специалистов-прокатчиков.

Справочник предназначен для научно-технических работников, занимающихся созданием, эксплуатацией и исследованием прокатных станков и может быть полезен аспирантам и студентам вузов. Все замечания и пожелания просим направлять в адрес издательства.

Научные редакторы

*В. И. Зюзин
А. В. Третьяков*



(докт. техн. наук А. Д. Томленов)

Пластичностью называется свойство металлов получать в твердом состоянии значительные остаточные изменения формы без разрушения сплошности. Пластичность является основным свойством металлов, которое используется в процессах прокатки, прессования и волочения,ковки и штамповки. Теория пластичности дает математическое описание сложных процессов пластического течения металлов и методы расчета основных параметров, определяющих ход и результаты этих процессов. При изучении пластического течения металлов возникают проблемы, связанные с изменением структурных свойств обрабатываемых металлов. Эти проблемы решаются физикой металлов и металловедением, целью которых является изучение свойств известных металлов и создание новых сплавов, обладающих требуемыми механическими и физическими свойствами.

Проблемы расчета пластического течения металлов, обладающих известными механическими характеристиками, решаются на основе механики деформируемых тел. Такого рода проблемы возникают при проектировании и исследовании прокатных станов и других машин для обработки металлов давлением. Рассмотрение элементов теории пластичности в настоящей главе ограничивается механикой пластического формообразования металлов.

Изучение пластического течения металлов основывается на дифференциальных уравнениях, определяющих равновесие и движение элементарных частиц металла. Уравнения равновесия и движения абсолютно твердых тел, которые рассматриваются в теоретической механике, являются необходимыми, но недостаточными для деформируемых тел и составляют только часть условий, которые должны выполняться в случае пластического течения металлов. Для равновесия деформируемых тел требуется, чтобы уравновешивались не только внешние силы, но и каждый бесконечно малый элемент тела. Вследствие этого уравнения движения, условия равновесия и кинематические уравнения, описывающие пластическое течение металлов, являются дифференциальными уравнениями.

Пластическое течение вызывается воздействием инструментов, передающих усилия на деформируемый металл. Если упругие деформации инструмента малы, то инструмент, которым в процессах прокатки являются валки, можно считать абсолютно твердым. Однако в большинстве процессов прокатки и калибровки упругие деформации инструмента и изделия могут оказывать значительное влияние на точность изделий и их следует учитывать в расчетах.

1. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ

Напряженное состояние определяет характер пластического течения металлов. Одной из основных задач теории пластичности является определение напряженного состояния и усилий в процессах пластического формообразования металлов. Изложенные далее понятия и формулы, относящиеся к напряженному состоянию, необходимы для выполнения технологических расчетов.

Силы и напряжения

Силы и напряжения являются основными величинами, рассматриваемыми в теории пластичности. *Сила* характеризуется направленным отрезком, который называется *вектором*. Подобно приведенному геометрическому понятию вектора можно дать и его алгебраическое определение: вектор — упорядоченная совокупность трех вещественных чисел (компонент), которые при переходе от одной системы координат к другой изменяются по закону косинусов.

Напряжение на фиксированной элементарной площадке определяется вектором, величина которого равна отношению бесконечно малого вектора силы к площади этой площадки. Напряжение в рассматриваемой точке характеризуется совокупностью трех векторов напряжений, приложенных к трем взаимно перпендикулярным площадкам, проходящим через рассматриваемую точку и образующим фиксированный координатный триэдр. Так как каждый из указанных трех векторов напряжений может быть разложен по трем направлениям, параллельным координатным осям, то напряженное состояние в точке характеризуется девятью компонентами — тремя нормальными напряжениями $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ и шестью касательными $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$, которые при переходе от одной системы координат к другой изменяются по закону попарных произведений косинусов. Такие величины называют *тензорами второго ранга*. Вектор является тензором первого ранга. Величины, которые не изменяются при переходе от одной системы к другой, такие как температура, плотность и другие, являются *тензорами нулевого ранга* и называются *скалярами* или *инвариантами*. Тензор напряжений представляется матрицей

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix}. \quad (I, 1)$$

Первый индекс указывает направление нормали к площадке, второй — направление оси координат. Компоненты тензоров напряжений изображают отрезками, направленными по соответствующим осям координат.

На рис. I.1 показан элемент деформируемого тела с приложенными к нему компонентами тензора напряжений. Растягивающие нормальные компоненты напряжений считаются положительными, сжимающие — отрицательными. Если направление внешней нормали к рассматриваемой площадке совпадает с направлением оси координат, то положительные направления касательных компонент совпадают с положительными направлениями осей координат. Если же направление внешней нормали противоположно направлению оси координат, то и положительные направления касательных компонент напряжений противоположны направлениям осей координат.

Из условия равновесия элемента тела следует, что симметричные компоненты касательных напряжений равны между собой:

$$\tau_{ij} = \tau_{ji}, \quad (I, 2)$$

Тензор

$$\sigma'_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix} \quad (I, 3)$$

называется *девиатором напряжений*, где $\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3$ — среднее нормальное напряжение.

Главные и октаэдрические напряжения и интенсивность напряжений

В любой точке напряженного тела имеются три взаимно перпендикулярные площадки, к которым приложены только нормальные напряжения, а касательные напряжения равны нулю. Эти нормальные напряжения называются *главными нормальными напряжениями* и обозначаются $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. На площадках, которые

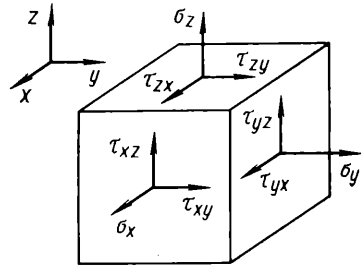


Рис. I.1. Напряжения, приложенные к деформируемому элементу

делят пополам углы между главными нормальными напряжениями, касательные напряжения принимают экстремальное значение. Эти экстремальные напряжения называются *главными касательными напряжениями*; величины их равны

$$\tau_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}; \quad \tau_2 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}; \quad \tau_3 = \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2}. \quad (1.4)$$

В теории пластичности важное значение имеют напряжения в плоскостях, равнонаклонных к главным осям нормальных напряжений. Так как эти плоскости параллельны граням правильного восьмигранника, то напряжения, действующие на них, называются *октаэдрическими*.

Величины нормального σ_0 и касательного τ_0 октаэдрических напряжений равны

$$\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3 = \sigma_m, \quad (1.5)$$

$$\tau_0 = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \frac{2}{3} \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2}. \quad (1.6)$$

Наряду с касательным октаэдрическим напряжением применяют другую инвариантную величину — *интенсивность напряжений*, или *эквивалентное напряжение* σ_e , которое отличается от октаэдрического касательного напряжения только постоянным множителем

$$\sigma_e = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_0 = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (1.7)$$

Применять эту величину удобно, так как в случаях простого растяжения или сжатия она равна величине соответствующего одноосного напряжения.

Плоская задача теории пластичности

Во многих практически важных процессах пластического формообразования течение металла происходит так, что перемещения его в одном из направлений малы. Так, например, при прокатке тонких листов уширение мало по сравнению с удлинением;

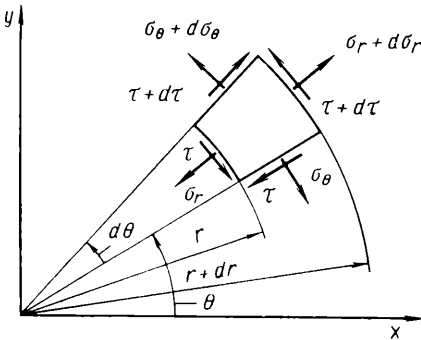


Рис. 1.2. Напряжения в полярной системе координат

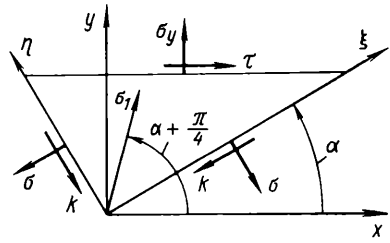


Рис. 1.3. Равновесие элементарного треугольника

нием; при объемной штамповке продолговатых заготовок удлинение мало по сравнению с уширением. Можно полагать, что в таких случаях в сечениях заготовок происходит *плоская деформация*. Во многих процессах листовой штамповки напряжения, приложенные к поверхности заготовок, составляют малые доли от напряжений, возникающих в поперечных сечениях заготовок. Это позволяет считать, что в подобных случаях имеет место *плоское напряженное состояние*. Допущения о плоской деформации или о плоском напряженном состоянии значительно упрощают исследование процессов пластического формообразования.

Из условия непрерывности распределения напряжений можно получить дифференциальные уравнения равновесия плоского течения в декартовых координатах:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau}{\partial x} = 0. \quad (1.8)$$

На рис. 1.2 показаны напряжения, приложенные к элементу деформируемого тела, рассматриваемому в полярной системе координат; уравнения равновесия в этой системе координат имеют вид

$$\left. \begin{aligned} r \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \sigma_r - \sigma_\theta &= 0, \\ \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + r \frac{\partial \tau}{\partial r} + 2\tau &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

На рис. 1.3 показан элементарный треугольник, катеты которого совпадают с направлениями главных касательных напряжений $\tau_1 = k$, а гипотенуза с направлением оси x . Обозначим через ξ направление, совпадающее с катетом, на котором положительное направление k получается поворотом внешней нормали по часовой стрелке. Угол, который составляет направление ξ с осью x , обозначим через α . Направление, составляющее с ξ правую систему, обозначим через η .

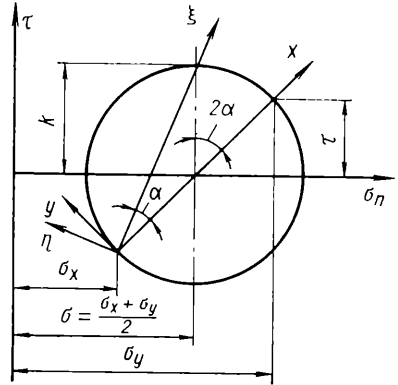


Рис. 1.4. Круг напряжений Мора

Из условия симметрии направлений ξ и η относительно главного направления σ_1 следует, что нормальные напряжения, приложенные к катетам треугольника, равны между собой: $\sigma_\xi = \sigma_\eta = \sigma$.

Из условия равновесия элементарного треугольника находим

$$\sigma_x = \sigma - k \sin 2\alpha, \quad \sigma_y = \sigma + k \sin 2\alpha, \quad \tau = k \cos 2\alpha; \quad (1.10)$$

так как

$$\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}, \quad (1.11)$$

из уравнений (1.10) следует

$$(\sigma_n - \sigma)^2 + \tau^2 = k^2, \quad (1.12)$$

где σ_n — одно из нормальных напряжений σ_x или σ_y .

В системе координат (σ_n, τ) уравнение (1.12) представляет окружность с центром, расположенным на оси σ_n на расстоянии σ от начала координат. Соответствующее построение (рис. 1.4) называется *кругом напряжений Мора*, здесь же показаны направления x, y, ξ и η . Из рис. 1.4 следует

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2\tau}. \quad (1.13)$$

2. КИНЕМАТИЧЕСКОЕ СОСТОЯНИЕ

Пластическое течение металлов, возникающее в результате напряженного состояния, вызванного воздействием деформирующего инструмента, является сложным процессом, для математического описания которого вводятся понятия перемещений, деформаций, скоростей перемещений и скоростей деформаций. Этими понятиями характеризуется течение металлов и его окончательный результат — пластическое формообразование.

Перемещения и деформации

Перемещения точек деформируемого тела определяются вектором перемещения с координатами u, v, w , которые являются функциями координат точки. Состояние деформации в рассматриваемой точке тела определяется тензором малых деформаций

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & \frac{\gamma_{xy}}{2} & \frac{\gamma_{xz}}{2} \\ \frac{\gamma_{yx}}{2} & \varepsilon_y & \frac{\gamma_{yz}}{2} \\ \frac{\gamma_{zx}}{2} & \frac{\gamma_{zy}}{2} & \varepsilon_z \end{pmatrix} \quad (I.14)$$

Диагональные компоненты тензора малых деформаций равны удлинением, а симметричные — сдвигам в направлениях, соответствующих индексам. Компоненты тензора малых деформаций выражаются через производные от перемещений по координатам следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= du/dx; & \varepsilon_y &= dv/dy; & \varepsilon_z &= dw/dz; \\ \gamma_{xy} &= du/dy + dv/dx; & \gamma_{yz} &= dv/dz + dw/dy; & \gamma_{zx} &= dw/dx + du/dz. \end{aligned} \right\} \quad (I.15)$$

Так как малые деформации образуют тензор, то для них справедливы соотношения, аналогичные полученным в теории напряжений.

В каждой точке деформированного тела существуют три взаимно-ортгональные направления, вдоль которых отсутствуют деформации сдвига. Соответствующие деформации растяжения или сжатия называются *главными деформациями растяжения* или *сжатия* и обозначаются $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$.

В плоскостях, которые проходят через одно из главных направлений $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ и делят пополам прямой угол между двумя другими направлениями, сдвиги принимают экстремальные значения, которые называются *главными деформациями сдвига* и обозначаются $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$.

Главные деформации сдвига связаны с главными деформациями растяжения или сжатия соотношениями

$$\gamma_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_2; \quad \gamma_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_3; \quad \gamma_3 = \varepsilon_3 - \varepsilon_1. \quad (I.16)$$

Так же как и для напряжений, для деформаций можно построить круги Мора.

Площадки, равнонаклонные к главным направлениям $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$, называются *октаэдрическими*. Октаэдрические деформации растяжения ε_0 и сдвига γ_0 равны

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_0 &= (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)/3, \\ \gamma_0 &= \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \end{aligned} \right\} \quad (I.17)$$

Объемная деформация равна

$$\varepsilon = 3\varepsilon_0 = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3. \quad (I.18)$$

В случае несжимаемых тел

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0. \quad (I.19)$$

Вместо октаэдрического сдвига обычно используют другую инвариантную величину, которую называют *интенсивностью деформаций* или *эквивалентной деформацией*. Эта величина отличается от октаэдрического сдвига только постоянным множителем

$$\varepsilon_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \gamma_0 = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}. \quad (I.20)$$

В случае несжимаемой среды интенсивность деформаций равна

$$\epsilon_e = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_1 \epsilon_2 + \epsilon_2^2}. \quad (I.21)$$

В случае одноосного растяжения и несжимаемости

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_2 = \epsilon_3 = -0,5\epsilon_1, \\ \text{следовательно, } \epsilon_e = \epsilon_1. \end{aligned} \right\} \quad (I.22)$$

При рассмотрении плоских осесимметричных процессов пользуются полярной системой координат (рис. I.5). Элемент $abcd$ в результате плоской деформации переходит в элемент $a'b'c'd'$. Деформация в радиальном направлении вычисляется так же, как и в декартовых координатах:

$$\epsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r}. \quad (I.23)$$

Деформация в тангенциальном направлении определяется радиальным и тангенциальными перемещениями элемента

$$\epsilon_\theta = \frac{1}{r} \left(u_r + \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} \right). \quad (I.24)$$

Деформация сдвига определяется выражением

$$\gamma_{r\theta} = \frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta}. \quad (I.25)$$

Величина $\frac{u_\theta}{r}$ характеризует (рис. I.5)

смещение элемента как жесткого тела.

Выделим в деформируемом теле элементарный параллелепипед со сторонами Δu , Δv , Δw , параллельными направлениям главных осей деформаций. Процесс формоизменения будем рассматривать состоящим из элементарных процессов, в каждом из которых имеют место малые деформации

$$d\epsilon_u = \frac{d(\Delta u)}{\Delta u}; \quad d\epsilon_v = \frac{d(\Delta v)}{\Delta v}; \quad d\epsilon_w = \frac{d(\Delta w)}{\Delta w}. \quad (I.26)$$

Суммарные деформации могут быть получены интегрированием

$$\epsilon_u = \ln \frac{\Delta u_2}{\Delta u_1}; \quad \epsilon_v = \ln \frac{\Delta v_2}{\Delta v_1}; \quad \epsilon_w = \ln \frac{\Delta w_2}{\Delta w_1}. \quad (I.27)$$

Индексы «1» относятся к начальному, а индексы «2» — к деформированному состояниям.

Компоненты деформации, выраженные формулами (I.27), называются *логарифмическими*. В случае несжимаемого материала сумма логарифмических деформаций равна нулю:

$$\epsilon_u + \epsilon_v + \epsilon_w = 0. \quad (I.28)$$

Логарифмические деформации не образуют тензора и применяются только для главных направлений. Приведенные выше формулы для тензора малых деформаций позволяют сравнивать конечное формоизменение с близким к нему промежуточным. Формулы для конечных деформаций имеют более сложную структуру [2].

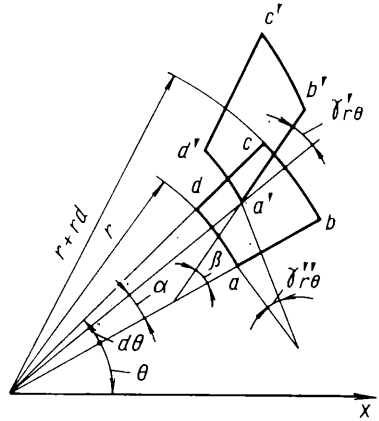


Рис. I.5. Деформация элемента в полярной системе координат

Скорости перемещений и деформаций

Понятие *скорости пластической деформации* не следует смешивать с понятиями *скорости перемещения* отдельных частиц деформируемого тела и *скорости движения деформирующего инструмента*.

В простейшем случае скорости перемещения точек деформируемого тела направлены параллельно одной прямой, которую можно принять за ось x . Скорость деформации в этом направлении можно определить как предел отношения разности скоростей двух смежных точек к бесконечно малому расстоянию между этими точками. Выражение для скорости деформации в направлении оси x имеет вид

$$s_x = \frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{\partial \epsilon_x}{\partial t}. \quad (I.29)$$

В общем случае, когда скорости точек деформируемого тела различны по величине и направлению, компоненты скорости деформации равны производным от компонентов скорости перемещений по координатам и образуют тензор

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} s_x & \frac{s_{xy}}{2} & \frac{s_{xz}}{2} \\ \frac{s_{yx}}{2} & s_y & \frac{s_{yz}}{2} \\ \frac{s_{zx}}{2} & \frac{s_{zy}}{2} & s_z \end{pmatrix}, \quad (I.30)$$

где

$$\left. \begin{aligned} s_x &= \frac{\partial v_x}{\partial x}; & s_y &= \frac{\partial v_y}{\partial y}; & s_z &= \frac{\partial v_z}{\partial z}; \\ s_{xy} &= s_{yx} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}; \\ s_{yz} &= s_{zy} = \frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y}; \\ s_{zx} &= s_{xz} = \frac{\partial v_z}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial z}. \end{aligned} \right\} \quad (I.31)$$

Вследствие тензорного характера скорости деформации для нее справедливы понятия инвариантов и соотношения, которые были приведены для компонент тензора деформаций

Выражения для компонент тензора скоростей деформаций в полярной системе координат в случае плоского течения имеют вид

$$\left. \begin{aligned} s_r &= \frac{\partial v_r}{\partial r}; & s_\theta &= \frac{1}{r} \left(v_r + \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} \right); \\ s_{r\theta} &= \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta}. \end{aligned} \right\} \quad (I.32)$$

3. ПЛАСТИЧЕСКОЕ РАСТЯЖЕНИЕ

Простейшим видом пластического деформирования является одноосное растяжение. Изучение сложных видов пластического течения основано на сравнении их с одноосным растяжением.

Диаграмма растяжения

При испытаниях на растяжение условное напряжение σ_0 определяется отношением растягивающего усилия P к площади поперечного сечения недеформированного образца f_0 . Так как площадь поперечного сечения образца в процессе

растяжения изменяется, то условное напряжение является мерой не фактического растягивающего напряжения, а мерой растягивающего усилия. Это имеет важный механический смысл в вопросах устойчивости деформирования.

Условная деформация удлинения определяется по формуле

$$e = \Delta l / l_0, \quad (I.33)$$

где Δl — увеличение длины образца; l_0 — первоначальная длина образца.

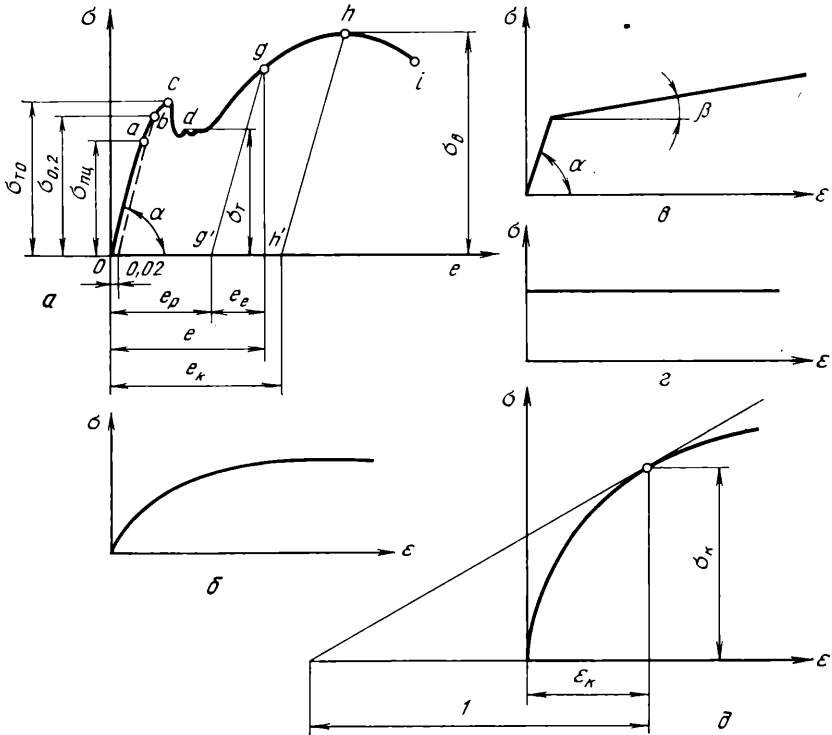


Рис. 1.6. Зависимости между напряжениями и деформациями при одноосном растяжении

На рис. 1.6, а показана зависимость между условными напряжениями и деформациями, характерная для малоуглеродистой стали. На диаграмме растяжения различают следующие характерные точки, участки и величины:

- Oa — участок диаграммы, в пределах которого образец растягивается по закону Гука;
- a — точка, соответствующая пределу пропорциональности $\sigma_{пц}$, т. е. наибольшему напряжению, в пределах которого применим закон Гука;
- b — точка, соответствующая условному пределу текучести $\sigma_{0,2}$, т. е. напряжению, вызывающему остаточное удлинение 0,2 %;
- c — точка, соответствующая верхнему пределу текучести $\sigma_{т0}$, т. е. наибольшему напряжению, после которого процесс растяжения становится неустойчивым;
- d — участок, соответствующий физическому пределу текучести σ_T , т. е. наибольшему усредненному напряжению, при котором растяжение происходит без заметного увеличения нагрузки;

- h — точка, соответствующая пределу прочности, т. е. наибольшему условному напряжению, возникающему в процессе растяжения;
- i — точка, соответствующая разрушению образца;
- g — произвольная точка на диаграмме растяжения;
- e, e_e, e_p — полная, упругая, пластическая деформации в произвольной точке g диаграммы растяжения;
- e_k — деформация, соответствующая временному сопротивлению, т. е. равномерное удлинение.

Истинное напряжение (или интенсивность напряжений) σ равно отношению растягивающего усилия P к фактической площади поперечного сечения образца f . Полное увеличение образца после разрыва называется полным удлинением Δl_0 , при этом полная деформация равна $e_0 = \Delta l_0/l_0$.

В теоретических исследованиях обычно пользуются следующими аппроксимациями диаграммы пластического растяжения:

- а) упрочнение по степенной зависимости (рис. 1.6, б)

$$\sigma = C\varepsilon^n, \quad (1.34)$$

где C и n — константы (определяются экспериментально при испытании образца на растяжение);

- б) упрочнение по линейной зависимости (рис. 1.6, в): в упругой области тангенс угла наклона линии $\sigma = \sigma(\varepsilon)$ определяется модулем упругости ($E = \operatorname{tg} \alpha$), а в пластической области — постоянным модулем упрочнения ($D = \operatorname{tg} \beta$);

- в) жестко-пластический неупрочняющийся материал, который растягивается при постоянном напряжении, равном пределу текучести $\sigma_T = \operatorname{const}$ (рис. 1.6, г).

Устойчивость одноосного растяжения

Процесс деформирования называется *устойчивым*, если малое изменение приложенной силы вызывает малое изменение деформации.

Из условия максимума усилия растяжения (рис. 1.6, д) следует

$$(d\sigma/d\varepsilon)_K = \sigma_K; \quad \varepsilon = \varepsilon_K, \quad (1.35)$$

где σ_K и ε_K — величины напряжения и деформации в критической точке, соответствующей максимуму усилия. Величина σ_K является модулем упрочнения в критической точке.

Построение на рис. 1.6, д поясняет формулу (1.35). Величина σ_K связана с временным сопротивлением σ_B соотношением

$$\sigma_K = \sigma_B (1 + e_K), \quad (1.36)$$

где e_K — условная деформация, соответствующая временному сопротивлению, равная наибольшему равномерному удлинению.

Для степенной зависимости (1.34) величины σ_K и ε_K равны

$$\sigma_K = \left(\frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right)_K, \quad \varepsilon_K = n, \quad C = \frac{\sigma_K}{\varepsilon_K^n}. \quad (1.37)$$

Формулы (1.37) позволяют определить зависимость (1.34) по данным эксперимента на растяжение.

4. УСЛОВИЯ ТЕКУЧЕСТИ МЕТАЛЛОВ

Исследования процессов сложного пластического течения металлов основываются на сопоставлении различных напряженных состояний. Условия текучести позволяют, используя простые испытания на растяжение находить механические константы и параметры, определяющие сложное пластическое течение металлов. Ниже приведены основные применяемые в технологических расчетах условия текучести металлов.

В процессе одноосного растяжения металл переходит в пластическое состояние при напряжении, равном пределу текучести. При сложном напряженном

состоянии переход в пластическое состояние определяется совокупностью напряжений $f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0$.

В системе координат $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ условия текучести представляют поверхности, которые строятся на основании фундаментальных экспериментально проверенных гипотез. Эти гипотезы и соответствующие им уравнения называются *условиями текучести*.

При исследовании процессов пластического формообразования металлов обычно пользуются условием постоянства максимального касательного напряжения или условием постоянства удельной энергии формоизменения.

Условие постоянства максимального касательного напряжения

Это условие формулируется так: переход в состояние текучести происходит тогда, когда по крайней мере одно из главных касательных напряжений достигнет максимума, определяемого свойствами конкретного металла:

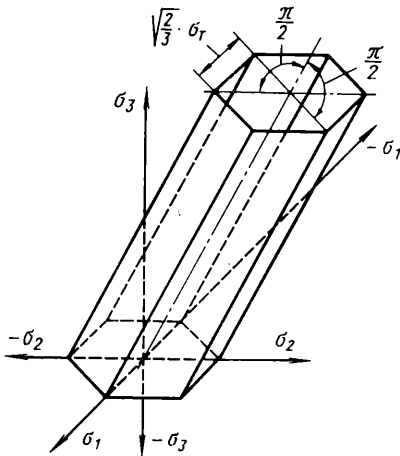


Рис. 1.7. Поверхность текучести — условие постоянства максимального касательного напряжения

$$\tau_{\max} = k. \quad (I.38)$$

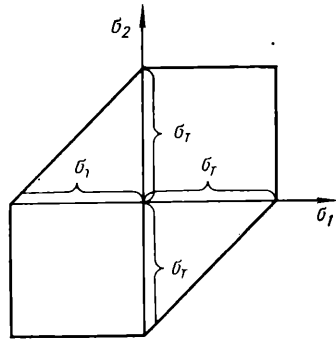


Рис. 1.8. Контур текучести — условие постоянства максимального касательного напряжения

Величина k , называемая пластической постоянной, выражается через предел текучести

$$2k = \sigma_T. \quad (I.39)$$

Уравнение поверхности текучести, соответствующее условию постоянства максимального касательного напряжения, имеет вид

$$\left. \begin{aligned} |\sigma_1 - \sigma_2| &= 2k = \sigma_T \\ |\sigma_2 - \sigma_3| &\leq 2k = \sigma_T \\ |\sigma_3 - \sigma_1| &\leq 2k = \sigma_T \end{aligned} \right\} \quad (I.40)$$

В системе координат $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ уравнение (I.40) представляет шестигранную призму (рис. I.7). В случае плоского напряженного состояния поверхность текучести переходит в шестиугольник — контур текучести (рис. I.8).

В случае плоского деформированного состояния $-\sigma_3 = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ — выражение для условия текучести (I.50) принимает вид

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = 2k = \sigma_T. \quad (I.41)$$

При этом два остальных условия (I.40) выполняются со знаком неравенства. На круге Мора условие постоянства максимальных касательных напряжений

характеризуется постоянством его радиуса, равного пластической постоянной. Условие постоянства максимального касательного напряжения для плоского деформированного состояния, отнесенное к произвольной декартовой системе координат, имеет вид

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau^2 = 4k^2. \quad (I.42)$$

Если $\sigma_1\sigma_2 < 0$, условие (I.42) справедливо и для плоского напряженного состояния. Условие постоянства максимального касательного напряжения называют *условием текучести Сен-Венана*.

Условие постоянства удельной энергии формоизменения

В основу условия постоянства удельной энергии формоизменения положена гипотеза: пластическое состояние наступает тогда, когда потенциальная энергия формоизменения, отнесенная к единице объема, достигает некоторой величины, зависящей только от свойств деформируемого металла.

В системе координат $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ это условие представляется уравнением

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_T^2 \quad (I.43)$$

и изображается круговым цилиндром с радиусом $r = \sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_T$ и осью, одинаково наклоненной ко всем трем осям координат.

Для плоского напряженного состояния условие (I.43) принимает вид

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 = \sigma_T^2. \quad (I.44)$$

Для плоского деформированного состояния условие текучести (I.43) принимает вид

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = 2k = \sigma_T. \quad (I.45)$$

а для произвольных осей координат определяется по формуле (I.42), в которой

$$k = \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}.$$

На круге Мора условие текучести (I.42) характеризуется постоянством радиуса, который равен пластической постоянной.

Условие постоянства удельной энергии формоизменения называют *условием текучести Мизеса—Губера*.

Условие текучести упрочняющихся неоднородных и анизотропных металлов

Если металл упрочняется, то изменяется предел текучести и соответствующая поверхность текучести. При равномерном по всем направлениям упрочнении, которое называется изотропным, поверхность текучести непрерывно и равномерно расширяется. Экспериментальными исследованиями показано, что зависимость между эквивалентными деформациями и напряжениями не зависит от напряженного состояния $\sigma_e = \sigma_e(\epsilon_e)$.

Если металл неоднороден, то предел текучести является известной функцией координат. Условие текучести неоднородных металлов имеет вид $\sigma_T = \sigma_T(x, y)$.

В отличие от анизотропных металлов, механические свойства неоднородных металлов в рассматриваемой точке не зависят от направления.

Зависимость механических свойств металлов от направления называется анизотропией. При наличии трех ортогональных плоскостей симметрии механических свойств металл называется *ортотропным*. Линии пересечения плоскостей симметрии называются *главными осями симметрии*. Наличие трех главных осей сим-

метрии характерно, в частности, для листовых металлов. Условие текучести анизотропных металлов, предложенное Хиллом, имеет вид

$$F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2(L\tau_{yz}^2 + M\tau_{zx}^2 + N\tau_{xy}^2) = 1. \quad (I.46)$$

Коэффициенты в выражении $F \div N$ (I.46) являются характеристиками текущего состояния анизотропии и определяются экспериментально.

Для изотропного упрочняющегося металла

$$F = G = H = \frac{L}{3} = \frac{M}{3} = \frac{N}{3}. \quad (I.47)$$

5. СВЯЗЬ МЕЖДУ НАПРЯЖЕНИЯМИ, ДЕФОРМАЦИЯМИ И СКОРОСТЯМИ ДЕФОРМАЦИЙ

В процессах пластического формообразования, возникающее в металле напряженное состояние связано определенными соотношениями с деформациями и их приращениями. Характер этих соотношений зависит от свойств и состояния деформируемых металлов. Например, металл может быть анизотропным или изотропным. Этот же металл может находиться в упругом или пластическом состоянии. В теоретических и экспериментальных исследованиях используются зависимости, связывающие напряженное и кинематическое состояние металлов.

Упругое и пластическое состояние

Согласно закону Гука, для упругого состояния металлов компоненты девиаторов деформаций и напряжений пропорциональны:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x - \varepsilon_0 &= \frac{1}{2G} (\sigma_x - \sigma); & (x, y, z) \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy}, \end{aligned} \right\} \quad (I.48)$$

где G — модуль сдвига;

$$\varepsilon_0 = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z}{3}.$$

Символ (x, y, z) означает, что остальные три соотношения получаются круговой перестановкой индексов.

В некоторых процессах формообразования главные оси напряжений и деформаций сохраняют свои направления, а напряжения изменяются пропорционально одному параметру, например времени или перемещению деформирующего инструмента. Такой процесс нагружения называется пропорциональным. В этом случае, согласно предложению Генки, компоненты девиаторов напряжений и деформаций связаны соотношениями

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xy}^p &= \frac{\Psi}{2G} (\sigma_x - \sigma); & (x, y, z) \\ \gamma_{xy}^p &= \frac{\Psi}{G} \tau_{xy}, \end{aligned} \right\} \quad (I.49)$$

где Ψ — переменная величина; ε_x^p — компонента пластической деформации.

В частности, для октаэдрического сдвига

$$\gamma_0 = \frac{\Psi}{G} \tau_0. \quad (I.50)$$

Величина ψ определяется соотношением

$$\psi = \frac{\gamma_0}{\tau_0} = \frac{3\varepsilon_e}{\sigma_e} G. \quad (1.51)$$

При нагружении, близком к простому, зависимости Генки подтверждаются экспериментами.

В более общем случае течения металлов применяются соотношения между приращениями деформаций и напряжениями, которые были предложены Сен-Венаном и обобщены *Леви* и *Мизесом*. Эти соотношения имеют вид

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x^p &= d\lambda (\sigma_x - \sigma); & (x, y, z) \\ d\gamma_{xy}^p &= 2 d\lambda \tau_{xy}. \end{aligned} \right\} \quad (1.52)$$

Соотношения между приращениями деформации и напряжениями, учитывающие упругие деформации, были предложены *Прандтлем* и обобщены *Рейссом*.

Пластический потенциал и диссипация энергии

Условия текучести можно представить в виде $f(\sigma_{ij}, \sigma_e) = 0$, где σ_{ij} — компоненты напряжений.

Функция $f(\sigma_{ij}, \sigma_e)$ называется *пластическим потенциалом*. Из условного экстремума удельной работы пластического деформирования следует

$$d\varepsilon_{ij} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (1.53)$$

В частности, для условия *Мизеса—Губера* при $\sigma_T = \sigma_e$

$$f = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2\sigma_e^2 = 0. \quad (1.54)$$

Следовательно,

$$d\varepsilon_1 = 6d\lambda (\sigma_1 - \sigma). \quad (1.55)$$

Аналогичные соотношения справедливы и для остальных приращений деформаций.

Соотношения (1.55) аналогичны соотношениям (1.52) *Леви—Мизеса*.

Таким образом, пропорциональность девиаторов приращений деформаций и напряжений следует из уравнения потенциала и энергетического условия текучести *Мизеса*.

Для условия текучести *Сен-Венана* в случае плоской деформации (1.42) выражение для пластического потенциала имеет вид

$$f(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, k) = (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4(\tau_{xy}^2 - k^2) = 0. \quad (1.56)$$

Это выражение справедливо и для плоского напряженного состояния при условии $\sigma_1 \sigma_2 < 0$. В этом случае приращения деформаций равны

$$d\varepsilon_x = d\lambda \frac{df}{d\sigma_x} = 2 d\lambda (\sigma_x - \sigma_m), \quad (1.57)$$

$$\text{где } \sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}.$$

На рис. 1.9 показана поверхность текучести L в пространстве σ_{ij} , точка с радиусом вектором $\bar{q}(\sigma_{ij}^*)$ и касательная плоскость T . Пусть в результате приложения дополнительного напряжения $\Delta\bar{q}$ точка $\bar{q}(\sigma_{ij}^*)$ переместилась в точку $\bar{q}(\sigma_{ij})$, которой соответствует вектор приращения деформации $d\varepsilon_{ij}$, направленный

по нормали к поверхности текучести в соответствующей точке. Согласно постулату Друкера, дополнительная работа неотрицательна:

$$\Delta \bar{q} d\bar{\epsilon}_{ij} \geq 0. \quad (1.58)$$

Неравенство (1.58) показывает, что угол ψ между векторами $\Delta \bar{q}$ и $d\bar{\epsilon}_{ij}$ меньше прямого. Следовательно, поверхность текучести расположена по одну сторону от касательной плоскости и является выпуклой.

Неравенство (1.58) можно представить в виде

$$\bar{q}(\sigma_{ij}) d\bar{\epsilon}_{ij} \geq \bar{q}(\sigma_{ij}^*) d\bar{\epsilon}_{ij}. \quad (1.59)$$

Из неравенства (1.59) следует, что приращение диссипации энергии для действительного напряженного состояния, т. е. отвечающего соотношениям пластического потенциала, больше, чем для какого-либо другого напряженного состояния, допускаемого условием текучести.

Постулат Друкера может рассматриваться как критерий устойчивости поведения материала: из устойчивого материала нельзя получить энергию путем приложения дополнительных сил. В общем случае получается только работа, произведенная дополнительными силами. Критерий устойчивости материалов не относится к условиям устойчивости процессов формообразования, которыми учитываются и геометрические соотношения.

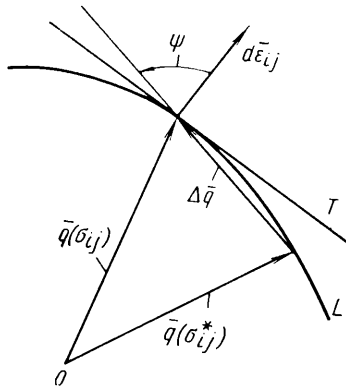


Рис. 1.9. Выпуклый контур текучести

Анизотропный металл

Обозначим напряжения текучести одноосного растяжения вдоль главных осей анизотропии через σ_{ex} , σ_{ey} , σ_{ez} .

Из условия текучести (1.46) следует

$$(G + H) \sigma_{ex}^2 = (H + F) \sigma_{ey}^2 = (F + G) \sigma_{ez}^2 = 1. \quad (1.60)$$

Из уравнения пластического потенциала (1.53) и условия текучести (1.46) для пропорционального нагружения находим

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= \lambda [H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)], \\ \epsilon_y &= \lambda [F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)], \\ \epsilon_z &= \lambda [G(\sigma_z - \sigma_x) + F(\sigma_z - \sigma_y)]. \end{aligned} \right\} \quad (1.61)$$

Уравнения (1.60) и (1.61) позволяют определить опытным путем параметры, характеризующие анизотропию металла. Расположим ось x вдоль направления прокатки, ось y — поперек направления прокатки и ось z — перпендикулярно плоскости листа. При одноосном растяжении вдоль оси x получим из уравнения (1.61) соотношение между поперечными деформациями

$$a = \epsilon'_y / \epsilon'_z = H/G. \quad (1.62)$$

При растяжении второго образца вдоль оси y получим другое соотношение между поперечными деформациями:

$$b = \epsilon''_x / \epsilon''_z = H/F. \quad (1.63)$$

Из уравнений (1.60), (1.62) и (1.63) находим соотношения пределов текучести по направлениям главных осей анизотропии:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_{ex}}{\sigma_{ey}} &= \sqrt{\frac{a(1+b)}{b(1+a)}}; & \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ex}} &= \sqrt{\frac{b(1+a)}{a+b}}; \\ \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ey}} &= \sqrt{\frac{a(1+b)}{a+b}}. \end{aligned} \right\} \quad (1.64)$$

Если в плоскости x, y свойства металла не зависят от направления, но отличаются от свойств в направлении оси z , то металл называется *трансверсально изотропным*.

Для трансверсально изотропного металла $a = b = c$

$$\sigma_{ex} = \sigma_{ey}; \quad \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ex}} = \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ey}} = \sqrt{\frac{1+c}{2}}. \quad (1.65)$$

Соотношения (1.65) справедливы также и для ортотропного материала, у которого свойства вдоль и поперек прокатки одинаковы. Анизотропия листового металла оказывает значительное влияние на штампуемость. Большая величина коэффициента c обычно соответствует лучшей штампуемости.

Упругая разгрузка и остаточные напряжения

На рис. 1.10 показана диаграмма пластического растяжения, которое заканчивается в точке a снятием нагрузки. Линия разгрузки ab — прямая с углом наклона α , тангенс которого равен модулю упругости.

Процесс разгрузки можно представить как приложение внешних упругих воздействий — сил и моментов, противоположных по направлению и равных по модулям силам и моментам, соответствующим пластическому состоянию. Распределения напряжений пластического нагружения и упругой разгрузки в случае неоднородной деформации различны. Вследствие этого после разгрузки возникают остаточные деформации и напряжения.

Величина остаточных напряжений равна разности пластических напряжений нагрузки и упругих напряжений разгрузки:

$$\sigma_{ij}^0 = \sigma_{ij}^p - \sigma_{ij}^e. \quad (1.66)$$

Для вычисления остаточных напряжений надо определить пластическое напряженное состояние $\sigma_{ij}^p(x, y)$ и найти величины внешних воздействий — сил и моментов. Затем надо определить упругое

напряженное состояние $\sigma_{ij}^e(x, y)$, соответствующее вычисленным внешним воздействиям. Остаточное напряженное состояние вычисляется по формуле (1.66).

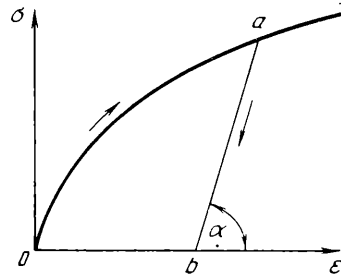


Рис. 1.10. Диаграмма растяжения и разгрузки

6. ПЛАСТИЧЕСКИЕ ИЗГИБ И КРУЧЕНИЕ

Теория пластических изгиба и кручения находит применение в расчетах процессов гибки, правки, высадки, завивки пружин и для определения остаточных напряжений в изделиях.

Чистый поперечный изгиб

Чистый изгиб характеризуется отсутствием поперечных сил и вызывается только изгибающим моментом.

Для степенной зависимости (I.34) между напряжениями и деформациями $\sigma = C\varepsilon^n$ величина изгибающего момента составляет

$$M_{\text{н}} = \frac{2^n \sigma_{\text{max}} I_n}{h^n}, \quad (\text{I.67})$$

где σ_{max} — напряжение в наружных волокнах. Величина I_n равна

$$I_n = \int_f y^{n+1} df, \quad (\text{I.68})$$

здесь интеграл берется по всему сечению f стержня; h — высота сечения стержня. Для прямоугольного сечения с высотой h и шириной b

$$I_n = \frac{bh^{n+2}}{(2+n)2^{n+1}}. \quad (\text{I.69})$$

В случае упругого изгиба величины I_n и $M_{\text{н}}$ равны:

$$I_n = \int_f y^2 df = I, \quad (\text{I.70})$$

$$M_{\text{н}} = \frac{2\sigma_{\text{max}} I}{h} = \sigma_{\text{max}} W, \quad (\text{I.71})$$

где I — момент инерции площади поперечного сечения относительно нейтральной линии; W — момент сопротивления сечения

$$W = \frac{(2I)}{h}. \quad (\text{I.72})$$

Для прямоугольного сечения с шириной b и высотой h

$$W = bh^2/6. \quad (\text{I.73})$$

Для круглого сечения с диаметром d

$$W = \pi d^3/32. \quad (\text{I.74})$$

Для идеально пластического металла (при $n = 0$; $\sigma_{\text{max}} = 2k = \sigma_T$)

$$I_n = \int_f |y| df = 2S, \quad (\text{I.75})$$

где S — статический момент половины площади поперечного сечения относительно нейтральной оси.

Величина изгибающего момента для идеально пластического металла равна

$$M_{\text{н}} = \sigma_T 2S = \sigma_T W_p, \quad (\text{I.76})$$

где $W_p = 2S$. (I.77)

Для прямоугольного сечения с высотой h и шириной b

$$W_p = bh^2/4, \quad (\text{I.78})$$

а для круглого сечения с диаметром d

$$W_p = d^3/6. \quad (\text{I.79})$$

Если после упруго-пластического изгиба происходит разгрузка, то в сечениях бруса возникают остаточные напряжения. Распределение остаточных напряжений определяется по формуле (I.66). На рис. I.11 показано распределение остаточных напряжений после пластического изгиба бруса с прямоугольным поперечным сечением.

Остаточные напряжения, возникающие в изделиях в процессе их изготовления, алгебраически суммируются с напряжениями, вызываемыми рабочей нагрузкой. Если знаки рабочих и остаточных напряжений различны, то суммарные напряжения оказываются меньше рабочих. Это используют, например, в производстве рессор. При помощи дробеструйной обработки или обжима на прессе или же путем придания дополнительной кривизны отдельным листам в них вызы-

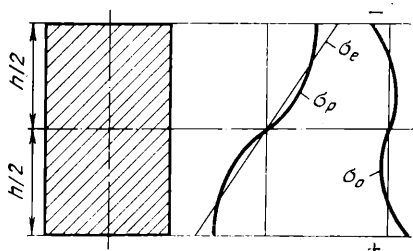


Рис. 1.11. Распределение напряжений упруго-пластического изгиба: σ_p — пластические напряжения; σ_e — упругие напряжения; σ_0 — остаточные напряжения

ваются остаточные напряжения, знак которых противоположен знаку напряжений от рабочей нагрузки. В результате действительные напряжения в рессорных листах оказываются меньше напряжений, рассчитанных по рабочей нагрузке.

Упруго-пластический продольный изгиб

На рис. 1.12 показаны схемы упруго-пластического продольного изгиба тонкого стержня. В качестве меры упрочнения принимается тангенс угла наклона касательной к кривой упрочнения.

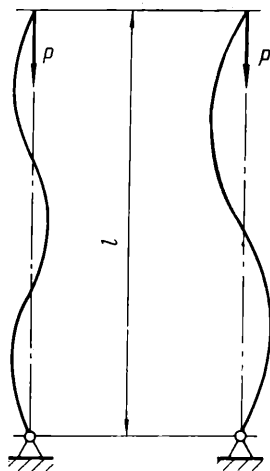


Рис. 1.12. Схемы продольного упруго-пластического изгиба

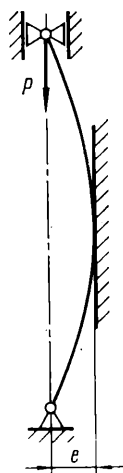


Рис. 1.13. Схема стесненного внецентренного сжатия

Величина критической силы, при которой продольный изгиб становится неустойчивым, равна

$$P_k = \frac{\pi^2 l}{l^2} E_0, \quad (1.80)$$

где величина приведенного модуля (модуля упруго-пластического изгиба) E_0 определена Т. Карманом:

$$E_0 = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2}, \quad (1.81)$$

здесь E_t — модуль упругости; I — момент инерции поперечного сечения; E_t — касательный модуль.

Стесненное внецентренное пластическое сжатие

Схема стесненного внецентренного сжатия показана на рис. 1.13. Наибольший эксцентриситет силы ограничен величиной e . При достаточно малой величине эксцентриситета e преобладающим процессом становится осадка стержня. Начавшийся изгиб постепенно прекращается. Условие устойчивости процесса осадки имеет вид

$$e < W_p/f, \quad (1.82)$$

где W_p — пластический момент сопротивления (по формуле 1.77); f — площадь сечения стержня.

В случае круглого сечения продольный изгиб может возникать в различных плоскостях. Условие устойчивости состоит в том, чтобы направление эксцентрической силы проходило внутри круга с радиусом, равным

$$e_p = W_p/f = 2d/3\pi. \quad (1.83)$$

Круг, ограниченный радиусом e_p , называется *пластическим ядром сечения*. Для того чтобы процессы осадки и высадки происходили без образования изгибных складок, следует выбирать размеры внутренних полостей инструментов так, чтобы выполнялось условие устойчивости (1.82).

Пластическое кручение

На рис. 1.14 показан элемент с радиусом r и длиной dl , выделенный из цилиндра с радиусом r_a и длиной l . Угол закручивания, отнесенный к единице длины, равен

$$\alpha = \frac{d\varphi}{dl} = \frac{\gamma}{r}, \quad (1.84)$$

где φ — угловая координата; γ — угол сдвига.

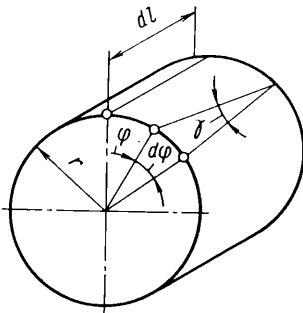


Рис. 1.14. Деформация кручения элемента

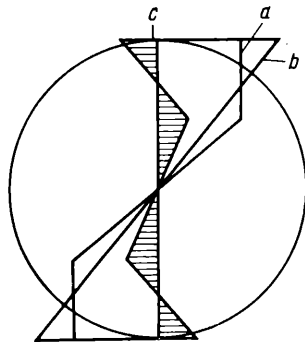


Рис. 1.15. Распределение напряжений кручения

Зависимость между напряжениями кручения и деформациями сдвига для упрочняющегося металла имеет вид

$$\tau = C\gamma^n, \quad (1.85)$$

где C и n — константы, определяемые экспериментально.

Величина крутящего момента получается из равенства внутреннего и внешнего моментов:

$$M_k = \frac{2\pi r_a^3}{n+3} \cdot \quad (1.86)$$

При $n = 1$ по формуле (I.86) получаем величину момента упругого кручения, а при $n = 0$ — величину момента пластического кручения для неупрочняющегося металла.

На рис. I.15 показано распределение пластических упругих и остаточных напряжений для упругого идеально пластического металла. Остаточные напряжения кручения возникают, в частности, после обжатия спиральных пружин на прессе. При приложении рабочей нагрузки действительные максимальные напряжения оказываются меньше расчетных на величину остаточных напряжений. В этом случае показанные на рис. I.15 пластические напряжения a можно рассматривать как действительные упругие напряжения, b как расчетные и c — как остаточные напряжения.

7. УСТОЙЧИВОСТЬ ДВУХОСНОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ

В процессах формообразования и правки листового металла могут возникать неустойчивые состояния, которые приводят к появлению нежелательных сосредоточенных деформаций. Исчерпание несущей способности любого элемента в одном из направлений приводит к возникновению локальных деформаций, поэтому потеря устойчивости определяется достижением максимума одним из усилий, приложенных к элементу изделия. Линии, направление которых в каждой точке совпадает с направлением одного из главных нормальных напряжений, называются *траекториями главных нормальных напряжений*. Эти линии удобно принять за ортогональную криволинейную систему координат u, v на поверхности деформируемого листового металла. Обозначая через $\sigma_u, \sigma_v, \epsilon_u$ и ϵ_v главные нормальные напряжения и деформации, найдем отношение

$$m = \sigma_v / \sigma_u = (2\epsilon_v + \epsilon_u) / (2\epsilon_u + \epsilon_v). \quad (I.87)$$

Величина интенсивности деформаций по формуле (I.21) равна

$$\epsilon_e = \frac{2\sqrt{1-m+m^2}}{2-m} \epsilon_u = \frac{2M}{2-m} \epsilon_u, \quad (I.88)$$

$$\text{где } M = \sqrt{1-m+m^2}, \quad (I.89)$$

а интенсивность напряжений по формуле (I.7) равна

$$\sigma_e = M\sigma_u. \quad (I.90)$$

Двухосное растяжение

Аппроксимируя зависимость между интенсивностями напряжений и деформаций степенной функцией

$$\sigma_e = C\epsilon_e^n, \quad (I.91)$$

можно найти наибольшее критическое значение устойчивой интенсивности деформации, которая может быть получена в условиях двухосного растяжения листового металла:

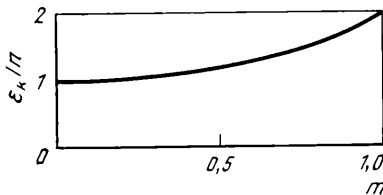


Рис. I.16. Критические деформации двухосного напряженного состояния

$$(\epsilon_e)_k = \frac{2M}{2-m} n. \quad (I.92)$$

Соответствующая большая из деформаций растяжения равна $(\epsilon_e)_k = n$, т. е. в каждом из направлений критическая деформация такая же, как и при одноосном растяжении. При $m = 1$ критическая интенсивность деформаций двухосного растяжения в два раза больше,

чем при одноосном. Соответствующая критическая деформация по толщине при двухосном растяжении равна

$$-\varepsilon_z = (m + 1)/2M \quad (1.93)$$

и оказывается в случае равномерного двухосного растяжения в четыре раза больше, чем при одноосном растяжении.

На рис. 1.16 показана зависимость критических деформаций двухосного напряженного состояния от соотношения напряжений.

8. ПЛОСКОЕ ТЕЧЕНИЕ МЕТАЛЛОВ

Теория плоского течения металлов находит применение в расчетах различных процессов пластического формообразования — в прокатке, штамповке, прессовании, волочении.

При деформировании металлов в горячем состоянии можно пренебречь деформационным упрочнением. В случае больших деформаций упрочнение металлов, деформируемых в холодном состоянии, замедляется. Эти соображения позволяют принимать в качестве усредненной механической характеристики пластическую постоянную металла k .

Основные уравнения

Плоское пластическое течение металла описывается уравнениями равновесия (1.8), условием текучести (1.42), соотношениями между приращениями деформаций и напряжениями (1.52) и (1.57) и условием несжимаемости (1.19). С помощью преобразований эти уравнения приводятся к системе

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial x} - 2k \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0, \\ \frac{\partial \sigma}{\partial y} - 2k \left(\sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} - \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0, \\ \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{\partial v_y}{\partial y} + \operatorname{tg} 2\alpha \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) &= 0, \\ \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1.94)$$

где $\sigma = (\sigma_x + \sigma_y)/2$; α — угол, который составляет направление ξ главного касательного напряжения в ось x (как показано на рис. 1.3); v_x, v_y — компоненты скорости течения металла в точках x, y .

Решение системы уравнений (1.94) дает значения напряжений и скоростей в любой точке рассматриваемого сечения деформируемого металла; эти уравнения представляют систему квазилинейных уравнений гиперболического типа. Такие системы решаются методом характеристик.

Сущность *метода характеристик* состоит в следующем. Определяются кривые, направления которых в каждой точке совпадают с направлениями ξ и η главных касательных напряжений и главных скоростей сдвига. Уравнения этих кривых, которые называются характеристиками, в плоскости x, y имеют вид

$$\left. \begin{aligned} dy/dx &= \operatorname{tg} \alpha \text{ семейство } \xi; \\ dy/dx &= -\operatorname{ctg} \alpha \text{ семейство } \eta. \end{aligned} \right\} \quad (1.95)$$

В плоскости скоростей, которая называется также *плоскостью годографа*, эти же характеристики представляются уравнениями

$$\left. \begin{aligned} \partial v_y / \partial v_x &= -\operatorname{ctg} \alpha \text{ семейство } \xi; \\ \partial v_y / \partial v_x &= \operatorname{tg} \alpha \text{ семейство } \eta. \end{aligned} \right\} \quad (1.96)$$

Характеристики в случае плоской деформации совпадают с линиями скольжения, которые возникают в направлениях максимальных сдвигов. Поэтому вместо поля характеристик иногда употребляют термин *поле линий скольжения*.

Из уравнений (1.95) и (1.96) следует, что характеристики и в плоскостях x , y и v_x , v_y образуют ортогональные сетки, которые принимаются в качестве криволинейных координат. В этой криволинейной системе координат исходная сложная система уравнений в частных производных приводится к простым уравнениям, которые называются *характеристическими соотношениями*.

Вдоль характеристик ξ

$$\sigma - 2k\alpha = \text{const}, \quad (1.97)$$

$$dv_\xi - v_\eta d\alpha = 0. \quad (1.98)$$

Вдоль характеристик η

$$\sigma + 2k\alpha = \text{const}, \quad (1.99)$$

$$dv_\eta + v_\xi d\alpha = 0. \quad (1.100)$$

Поле характеристик покрывает всю пластическую область. Зная значения скоростей и напряжений на границах пластической области или соотношения между ними, из характеристических соотношений (1.97) и (1.98) можно определить напряжения и скорости по всей области. Для построения поля характеристик применяются аналитические, вычислительные и графические методы. Поле характеристик обладает простыми геометрическими свойствами, которые облегчают его построение.

На рис. 1.17 показана сетка линий скольжения. Углы θ_η и θ_m для каждой

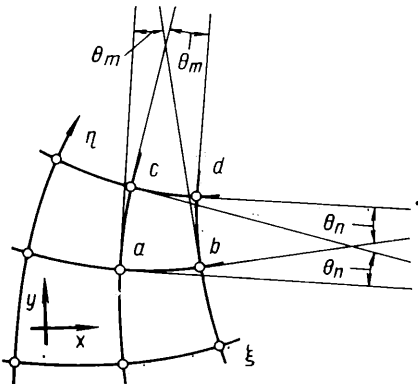


Рис. 1.17. Сетка линий скольжения

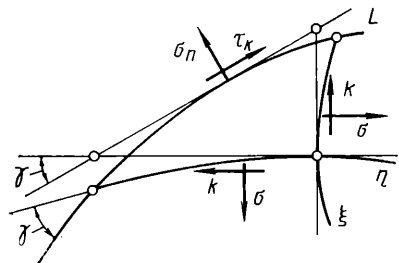


Рис. 1.18. Элементарный криволинейный треугольник, примыкающий к контактной поверхности

пары линий скольжения постоянны на всем протяжении этих линий. Из этого свойства следует, в частности, что если одна из линий скольжения прямая, то и все остальные линии этого семейства — прямые.

При движении вдоль линии скольжения одного семейства радиусы линий скольжения другого семейства изменяются на величины пройденных расстояний.

Центры кривизны элементов линий скольжения одного семейства, пересекающих фиксированную линию другого семейства, лежат на эвольвенте этой фиксированной линии скольжения.

Граничные условия для напряжений и скоростей

На границах пластической области обычно оказываются известными или касательные и нормальные компоненты или связь между ними в соответствии с законами трения.

На рис. 1.18 показан криволинейный треугольник, гипотенуза которого совпадает с элементом внешней границы пластической области, а катеты — с линиями

скольжения, находящимися внутри пластической области. Из условия равновесия элемента определяется величина контактного касательного напряжения

$$\tau_K = k \cos 2\gamma, \quad (I.101)$$

где γ — меньший из углов криволинейного треугольника.

Из уравнения (I.101) видно, что контактное касательное напряжение можно задавать углом γ .

Обычно при построении поля линий скольжения величина τ_K определяется коэффициентом пластического трения:

$$f_p = \tau_K/2k = \cos 2\gamma/2. \quad (I.102)$$

Величина контактных касательных напряжений ограничена условием текучести и может изменяться в пределах $\tau_K = 0 \div k$. Это соответствует значениям коэффициента пластического трения $f_p = 0 \div 0,5$ и угла $\gamma = (\pi/4) \div 0$.

При больших контактных давлениях трение определяется главным образом пластической постоянной деформируемого металла или поверхностного покрытия, наносимого для уменьшения трения.

При сравнительно небольших давлениях трения коэффициент трения f_c можно рассчитывать по закону Кулона:

$$f_c = \tau_K/\rho, \quad (I.103)$$

где $\rho = -\sigma_n$ — контактное давление.

Граничные условия для скоростей определяются условием обтекания контура деформирующего инструмента и равенством потоков металла.

Из характеристических соотношений (I.98) и (I.100) для скоростей следует, что они удовлетворяют не только скоростям v_ξ и v_η , но и скоростям $v_\xi + C_\xi$ и $v_\eta + C_\eta$. Это означает, что вдоль характеристик могут распространяться тангенциальные разрывы скоростей C_ξ и C_η постоянной величины. Сами характеристики в этом случае называются *линиями разрыва скоростей*. Величины разрывов скоростей определяются равенством потоков материала и служат для задания граничных условий для скоростей.

Пример построения полей и линий скольжения и скоростей

На рис. I.19 показано поле линий скольжения, возникающее при внедрении гладкого пуансона A в пластическую среду. Отсутствие трения на контактной и свободных поверхностях определяют примыкающие к ним треугольные поля линий скольжения.

Прямые, сходящиеся в крайних точках контактной поверхности, определяют два центрированных промежуточных элемента поля. Рассмотрим напряжения в точках a и b на линии скольжения ab . На рис. I.20 показаны *круги Мора* для точек a и b . Этими кругами определяются граничные средние нормальные напряжения в соответствующих точках:

$$\sigma_a = \sigma_n + k; \quad \sigma_b = -k. \quad (I.104)$$

Линия скольжения ab составляет с направлением оси x в точках a и b углы $\alpha_a = -(\pi/4)$, $\alpha_b = \pi/4$.

Из характеристического соотношения (I.97) находим

$$\sigma_a - 2k\alpha_a = \sigma_b - 2k\alpha_b. \quad (I.105)$$

Пользуясь приведенными граничными условиями, получим

$$\sigma_n = -2k [1 + (\pi/2)]. \quad (I.106)$$

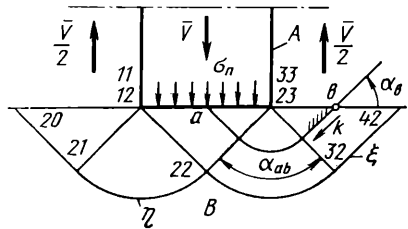


Рис. I.19. Внедрение гладкого плоского пуансона

На рис. 1.21 показано построение соответствующего поля скоростей. Вся жесткая область B отображается на годографе точкой O . Вся область $12-23-22$ отображается вектором $O-22$, равным скорости движения пуансона \bar{V} .

Точка 22 в плоскости x, y находится на пересечении линий разрыва скоростей, определяющих пластическую область от жесткой. Величина разрыва скорости определяется из условия равенства нулю суммы разрывов в точке 22 . Из точек O и 22 проводим линии $O-22$ и $22-22$, параллельные разрывам до пересечения в точках 22 . Так как вдоль линий скольжения $21-22-32$ величина разрыва

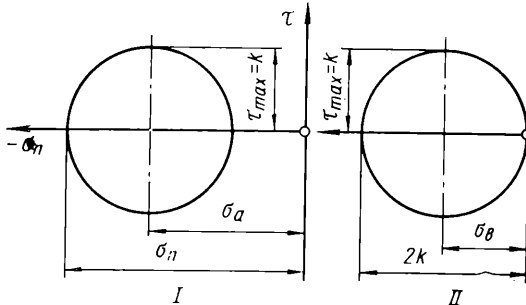


Рис. 1.20. Круги Мора для точек a (I) и b (II)

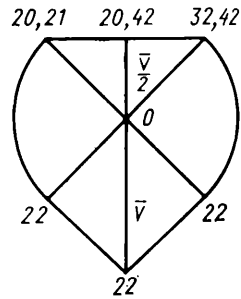


Рис. 1.21. Поле скоростей, соответствующее полю линий скольжения, показанному на рис. 1.19

постоянна и параллельна этой линии, на годографе она отображается в виде окружностей $22-32$ и $22-21$. Области $33-32-42$ и $11-20-21$ перемещаются в сторону, противоположную движению пуансона, со скоростью $\bar{V}/2$.

Полные решения

Как было отмечено, решение системы четырех дифференциальных уравнений для напряжений и скоростей (1.94) дает полное описание статического и кинематического состояния в рассматриваемой пластической области. Полное решение системы должно удовлетворять граничным условиям для напряжений и скоростей.

При выводе третьего уравнения системы (1.94) из условия пластического потенциала сокращается положительный множитель $d\lambda$, который характеризует сонаправленность девиаторов напряжений и скоростей. Поэтому для нахождения полного решения необходимо проверить положительность множителя $d\lambda$ или, что то же самое, положительность диссипации энергии пластической деформации. Отрицательность диссипации энергии указывает на то, что для принятых граничных условий система исходных дифференциальных уравнений (1.94) не имеет решения. Например, принятое условие обтекания контура инструмента невозможно, в реальном процессе должны возникать застойные зоны.

При решении задач должны удовлетворяться условия сопряжения с жесткой зоной, в частности, должно быть проверено условие, характеризующее жесткую зону $\tau_{\max} \leq k$.

Это проверяется продолжением найденного решения в жесткую зону.

Неоднородность механических свойств и деформационное упрочнение

Для неоднородного металла величина максимального касательного напряжения зависит от координат и равна $\tau_{\max} = k(x, y)$.

Для неоднородного металла первые два уравнения системы (1.94) принимают вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial x} - 2k \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} - 2k \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} &= \sin 2\alpha \frac{\partial k}{\partial x} - \cos 2\alpha \frac{\partial k}{\partial y}, \\ \frac{\partial \sigma}{\partial y} - 2k \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + 2k \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} &= -\cos 2\alpha \frac{\partial k}{\partial x} - \sin 2\alpha \frac{\partial k}{\partial y}. \end{aligned} \right\} (1.107)$$

Характеристические соотношения для уравнений (1.107) имеют вид

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \xi} - 2k \frac{\partial \alpha}{\partial \xi} + \frac{\partial k}{\partial \eta} = 0, \quad \frac{\partial \tau}{\partial \eta} + 2k \frac{\partial \alpha}{\partial \eta} + \frac{\partial k}{\partial \xi} = 0. \quad (1.108)$$

Последние два уравнения системы (1.94) для скоростей сохраняют свой вид и для неоднородных тел.

В некоторых процессах пластического формообразования модель идеальной пластичности оказывается недостаточной. Для приближенного решения в качестве первого приближения могут быть использованы и два первых уравнения системы (1.94). По решению этой системы можно определить распределение интенсивностей деформаций. Исходя из закона упрочнения $\sigma_e = \sigma_e(\epsilon_e)$, можно найти функцию $k = k(x, y)$ и таким путем свести задачу о деформационном упрочнении к более простой задаче о неоднородной среде. Решение задачи о неоднородной среде позволяет вновь определить функцию $k = k(x, y)$ и, следовательно, проверить достигнутое совпадение.

Статические и кинематические методы

Полные решения задач должны удовлетворять системам уравнений для напряжений и скоростей, соответствующим граничным условиям, условию положительности диссипации энергии и достаточности несущей способности жесткой зоны. Более просто решения можно получить с помощью *статических* методов, в этом случае решается только система уравнений для напряжений. Согласно известной теореме теории пластичности, статическое решение является нижней оценкой действительного решения для величины деформирующих усилий.

Еще большее упрощение достигается путем введения при рассмотрении малого элемента, у которого только одна из сторон является бесконечно малой. Вторая сторона принимается равной толщине пластического слоя, иногда переменной. Этот метод дает достаточно удовлетворительную оценку для усилий в тех случаях, когда один из размеров пластической области мал по сравнению с другим. Примерами могут служить задачи об осадке тонкого слоя и прокатки тонких листов.

Другой метод решения задач пластического течения — *кинематический* — заключается в том, что задаются полем скоростей, зависящим от одного или нескольких параметров и отвечающим граничным условиям и условию несжимаемости. По найденному полю скоростей определяется мощность пластической деформации. Из условия минимума этой мощности определяются параметры, конкретизирующие принятое поле скоростей. Согласно известной теореме теории пластичности, кинематические методы дают верхнюю оценку для величины деформирующих усилий. Иногда при решении задач пластического течения кинематическими методами используются приближенные прямые методы вариационного исчисления. В связи с этим кинематические методы иногда называют *вариационными методами*.

9. ПРИМЕРЫ АНАЛИЗА ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Пример 1. Прессование и волочение. На рис. 1.22 показана половина полей линий скольжения и скоростей для прессования с малым обжатием. Так как контур матрицы прямолинейный, задача является статически определимой и построение может начинаться с физической плоскости или с плоскости годографа.

Коэффициент трения по формуле (1.102) связан с касательным контактным напряжением и углом γ .

Среднее нормальное напряжение в точке 3I определяется из условия равновесия со стороны выхода металла:

$$\frac{\sigma_{31}}{2k} = \frac{\beta_m (y_{33} - y_{31}) + \beta_{33} (y_{34} - y_{33}) - 0,5 (x_{34} - x_{31})}{y_{34} - y_{31}} - \frac{\pi}{4}.$$

В данном случае нормальное напряжение в точке 3I является растягивающим ($\sigma_{x_{31}} > 0$).

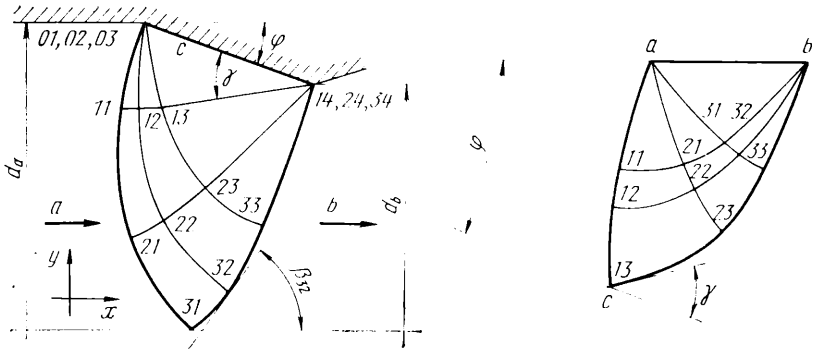


Рис. 1.22. Поле линий скольжения и скоростей для прессования в матрице с пря-
молинейным контуром

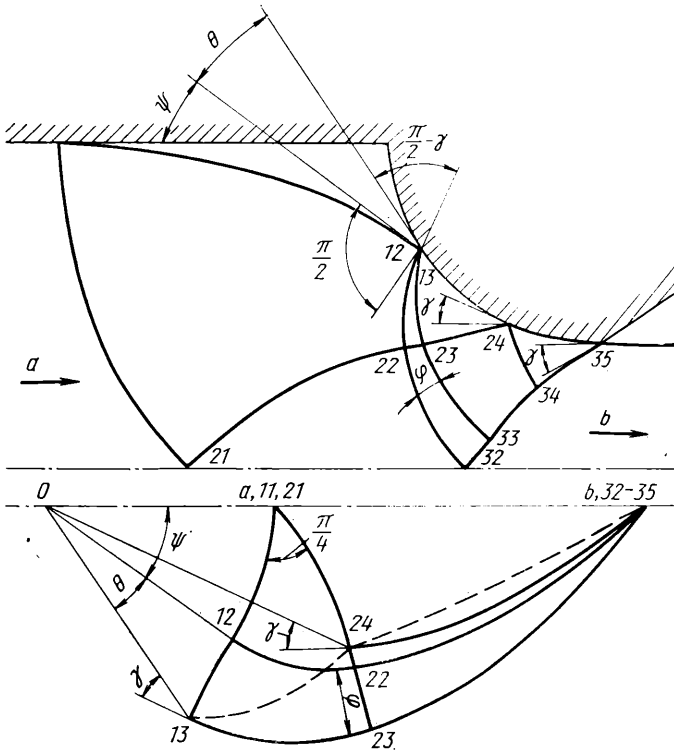


Рис. 1.23. Поле линий скольжения и скоростей для прессования с боль-
шим обжатием в матрице с криволинейным контуром

Растягивающие напряжения могут быть устранены созданием противодействия со стороны выхода. Зная напряжение σ_{z1} , можно определить напряжения во всех точках поля и найти удельное усилие прессования.

Построенное поле линий скольжения и скоростей не отличается от соответствующих полей для процесса волочения. Напряжения и усилия для процесса волочения получаются наложением равномерного растягивающего напряжения на все поле.

На рис. 1.23 показано поле линий скольжения и годограф для прессования с большим обжатием в матрице с криволинейным контуром. Растягивающие напряжения в этом случае не возникают. Наличие жесткой застойной зоны, примыкающей к линии разрыва $11-21$, нежелательно, так как поверхность изделия получается шероховатой. Застойная зона может быть устранена помещением на ее место смазочной стеклошайбы.

Пример 2. Прошивка заготовок на прессах. На рис. 1.24 показаны поля линий скольжения и скоростей для прошивки полости в матрице. Анализ построенных полей показывает, что в точках 11 возникают растягивающие напряжения. Они могут быть устранены путем применения пуансона с пояском на головной части.

Пример 3. Продольная прокатка. Дифференциальное уравнение для напряжений прокатки тонких листов было предложено Карманом. Решение этого уравнения в замкнутом виде было получено А. И. Целиковым [1]. Основной предпосылкой вывода уравнения А. И. Целикова является то обстоятельство, что для сжатия тонкого пластического слоя нормальные контактные напряжения незначительно отклоняются от главных нормальных напряжений. Формулы А. И. Целикова широко применяют для расчета усилий при проектировании новых и модернизации действующих прокатных станов.

Для толстых листов допущение о совпадении нормальных контактных напряжений с главными нормальными напряжениями не является справедливым. В связи с этим задача о распределении напряжений и скоростей прокатки толстых полос решается на основе двумерных теорий [4].

На рис. 1.25 показаны поля линий скольжений и скоростей для прокатки листов средней толщины.

Пример 4. Ротационная ковка и поперечная прокатка. На рис. 1.26 показана схема ротационной ковки и соответствующее поле линий скольжения, а на рис. 1.27 показано соответствующее поле скоростей. Границы пластических областей являются линиями разрыва скоростей. Вдоль линий разрыва возникают значительные деформации сдвига, которые приводят к разрыхлению кольцевой зоны и ее вскрытию. При двухбойковой схеме разрыхляется осевая зона.

С некоторыми изменениями поля линий скольжения и скоростей, показанные на рис. 1.26 и 1.27, могут быть использованы и для расчетов поперечной прокатки. На рис. 1.28 штриховой линией показана зона разрыхления, которая может возникать при ротационном обжатии и трехвалковой поперечной прокатке.

При построении полей линий скольжения и скоростей в большинстве задач обработки металлов давлением применяют поля, которые строят от двух окружностей.

В табл. 1.1 и на рис. 1.29 приведены координаты соответствующих полей, определенные для условий трения, которым соответствуют различные соотношения между радиусами окружностей [5].

Расчеты процессов формообразования основываются на фундаментальных уравнениях механики, которые при помощи понятия сплошности распространяются на деформируемые тела.

Для замыкания системы уравнений, т. е. для приведения в соответствие количество уравнений и неизвестных величин, вводят дополнительные соотношения, описывающие физические свойства материалов и их состояние.

Эти уравнения, описывающие физическую природу и состояние деформируемых тел, являются приближенной моделью. Чем полнее модель описывает реальные деформируемые тела, тем сложнее получается система уравнений и, следовательно, тем меньше возможности получить ее решение. Обычно влияние некоторых параметров процессов формообразования оказывается настолько незначительным по сравнению с другими, что им без большого ущерба для конечного результата

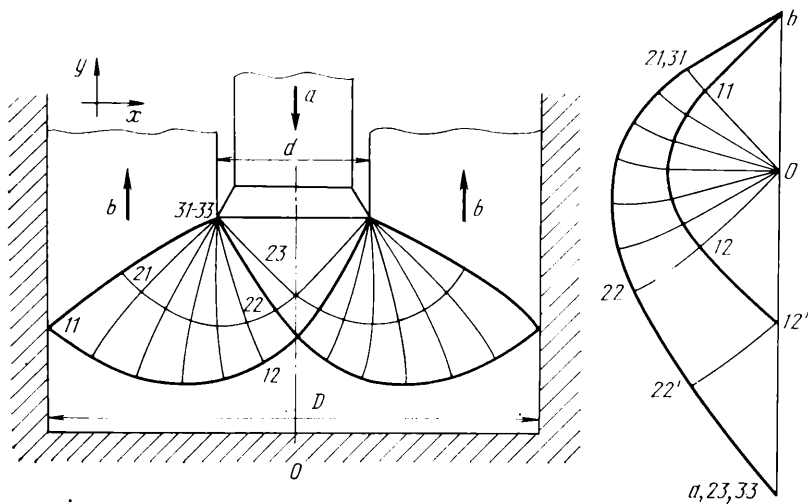


Рис. 1.24. Поля линий скольжения и скоростей для прошивки в матрице

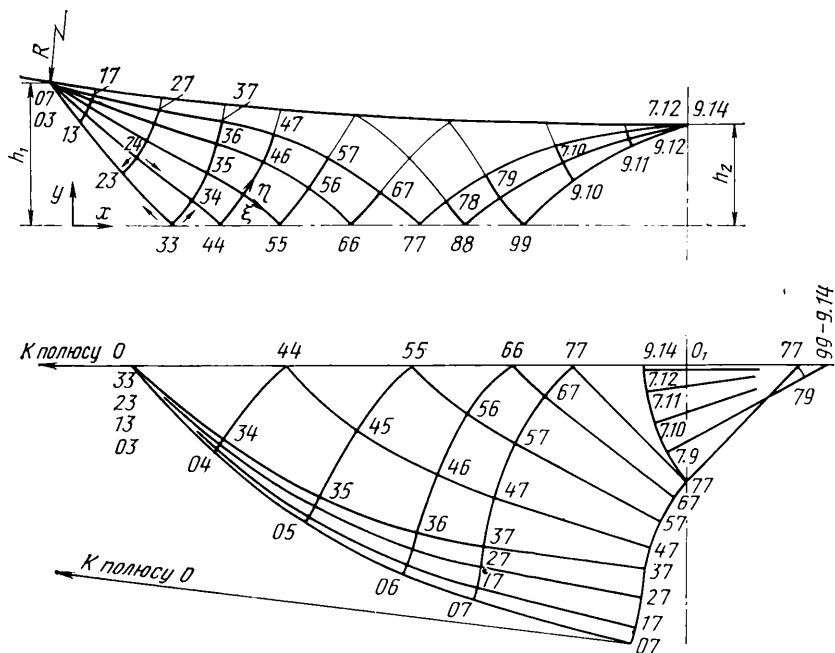


Рис. 1.25. Поле линий скольжения и скоростей для прокатки листов

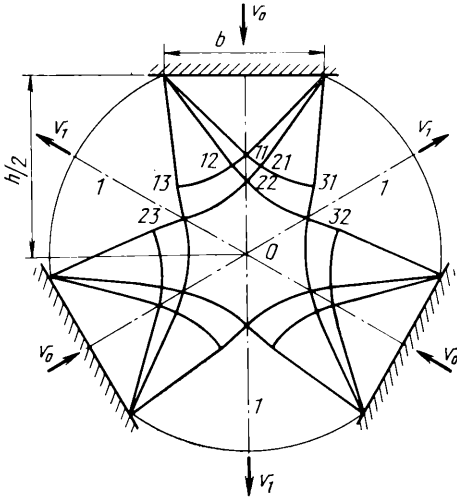


Рис. 1.26. Поле линий скольжения для ротационного обжатия

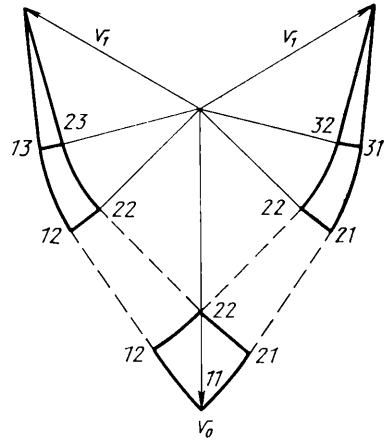


Рис. 1.27. Поле скоростей для ротационного обжатия

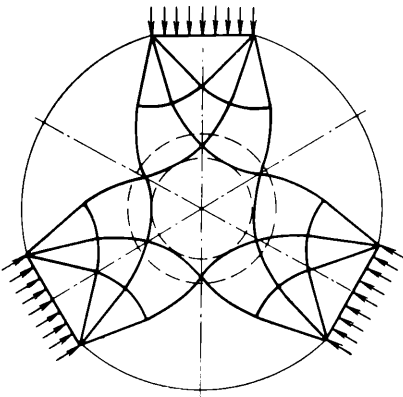


Рис. 1.28. Зона разрыхления при ротационном обжатии и поперечной прокатке

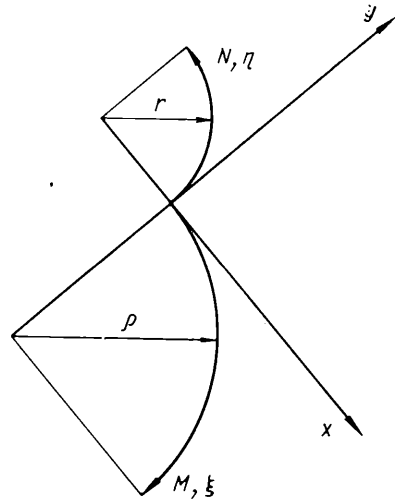


Рис. 1.29. Система координат для построения полей линий скольжения по данным на двух окружностях

ТАБЛИЦА 1.1

КООРДИНАТЫ ПОЛЯ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ, ПОСТРОЕННОГО
НА ДВУХ ОКРУЖНОСТЯХ

А. Координаты точек окружности

η	x	y	η	x	y
$r = 0$			$r = 0,6$		
15			15	-0,02044	0,15529
30			30	-0,08038	0,30000
45			45	-0,17574	0,42426
60			60	-0,30000	0,51962
75			75	-0,44471	0,57956
90			90	-0,60000	0,60000
$r = 0,1$			$r = 0,7$		
15	-0,00341	0,02588	15	-0,02385	0,18117
30	-0,01340	0,05000	30	-0,09378	0,35000
45	-0,02929	0,07071	45	-0,20503	0,49497
60	-0,05000	0,08660	60	-0,35000	0,60622
75	-0,07412	0,09659	75	-0,51883	0,67615
90	-0,10000	0,10000	90	-0,70000	0,70000
$r = 0,2$			$r = 0,8$		
15	-0,00681	0,05176	15	-0,02726	0,20706
30	-0,02679	0,10000	30	-0,10718	0,40000
45	-0,05858	0,14142	45	-0,23431	0,56569
60	-0,10000	0,17321	60	-0,40000	0,69282
75	-0,14824	0,19319	75	-0,59294	0,77274
90	-0,20000	0,20000	90	-0,80000	0,80000
$r = 0,3$			$r = 0,9$		
15	-0,01022	0,07765	15	-0,03067	0,23294
30	-0,04019	0,15000	30	-0,12058	0,45000
45	-0,08787	0,21213	45	-0,26360	0,63640
60	-0,15000	0,25981	60	-0,45000	0,77942
75	-0,22235	0,28978	75	-0,66706	0,86933
90	-0,30000	0,30000	90	-0,90000	0,90000
$r = 0,4$			$r = 1,0$		
15	-0,01363	0,10353	15	-0,03407	0,25882
30	-0,05359	0,20000	30	-0,13397	0,50000
45	-0,11716	0,28284	45	-0,29289	0,70711
60	-0,20000	0,34641	60	-0,50000	0,86603
75	-0,29647	0,38637	75	-0,74118	0,96593
90	-0,40000	0,40000	90	-1,00000	1,00000
$r = 0,5$			$r = 1,0$		
15	-0,01704	0,12941	15	0,25882	-0,03407
30	-0,06699	0,25000	30	0,50000	-0,03397
45	-0,14645	0,35355	45	0,70711	-0,29289
60	-0,25000	0,43301	60	0,86603	-0,50000
75	-0,37059	0,48296	75	0,96593	-0,74118
90	-0,50000	0,50000	90	1,00000	-1,00000

Б Координаты узловых точек поля

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			

$$r/\rho = 0,0$$

15	15	0,26784	0,03486	60	15	1,09762	-0,32118
15	30	0,25840	0,10616	60	30	1,30001	-0,05585
15	45	0,22989	0,17485	60	45	1,44391	0,29426
15	60	0,18304	0,23581	60	60	1,49857	0,71815
15	75	0,11998	0,28412	60	75	1,43462	1,19449
15	90	0,04414	0,31547	60	90	1,22733	1,69143
30	15	0,55392	-0,00323	75	15	1,30906	-0,59754
30	30	0,57344	0,14675	75	30	1,65535	-0,32989
30	45	0,55213	0,30684	75	45	1,96496	0,07642
30	60	0,48600	0,46586	75	60	2,18985	0,62432
30	75	0,37413	0,61123	70	75	2,27685	1,30138
30	90	0,21917	0,72980	75	90	2,17237	2,07708
45	15	0,83807	-0,12142	90	15	1,44983	-0,93874
45	30	0,92881	0,09901	90	30	1,95773	-0,72589
45	45	0,96252	0,35933	90	45	2,48034	-0,32160
45	60	0,92431	0,64505	90	60	2,95625	0,30346
45	75	0,80289	0,93652	90	75	3,30788	1,16106
45	90	0,59231	1,20986	90	90	3,44593	2,23841

$$r/\rho = 0,1$$

15	15	0,27133	0,06164	60	15	1,12120	-0,30287
15	30	0,25808	0,16155	60	30	1,34660	-0,00725
15	45	0,21775	0,25865	60	45	1,50841	0,38669
15	60	0,15092	0,34557	60	60	1,57039	0,86801
15	75	0,06023	0,41503	60	75	1,49705	1,41347
15	90	-0,04974	0,46046	60	90	1,25767	1,98705
30	15	0,56454	0,02261	75	15	1,33747	-0,58555
30	30	0,58812	0,20409	75	30	1,71647	-0,29248
30	45	0,56203	0,39972	75	45	2,0582	0,15671
30	60	0,48041	0,59586	75	60	2,30930	0,76778
30	75	0,34114	0,77676	75	75	2,40699	1,52907
30	90	0,14658	0,92557	75	90	2,28848	2,40787
45	15	0,85555	-0,09843	90	15	1,48138	-0,93433
45	30	0,95949	0,15422	90	30	2,03071	-0,70397
45	45	0,99845	0,45559	90	45	2,60133	-0,26237
45	60	0,95373	0,78944	90	60	3,12539	0,42620
45	75	0,81054	1,13302	90	75	3,51558	1,37830
45	90	0,56015	1,45789	90	90	3,66977	2,58300

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			
$r/\rho = 0,2$							
15	15	0,27481	0,08843	60	15	1,14478	-0,28457
15	30	0,25775	0,21694	60	30	1,39319	0,04135
15	45	0,20560	0,34246	60	45	1,57292	0,47912
15	60	0,11881	0,45533	60	60	1,64220	1,01787
15	75	0,00047	0,54593	60	75	1,55948	1,63246
15	90	-0,14361	0,60544	60	90	1,28802	2,28268
30	15	0,57515	0,04845	75	15	1,36589	-0,57355
30	30	0,60279	0,26144	75	30	1,77760	-0,25506
30	45	0,57193	0,49260	75	45	2,15227	0,23700
30	60	0,47483	0,72586	75	60	2,42875	0,91125
30	75	0,30815	0,94230	75	75	2,53713	1,75675
30	90	0,07399	1,12135	75	90	2,40459	2,73866
45	15	0,87304	-0,07544	90	15	1,51289	-0,92991
45	30	0,99018	0,20944	90	30	2,10369	-0,68205
45	45	1,03439	0,55184	90	45	2,72231	-0,20314
45	60	0,98316	0,93383	90	60	3,29454	0,54893
45	75	0,81818	1,32952	90	75	3,72329	1,59553
45	90	0,52799	1,70593	90	90	3,89361	2,92759
$r/\rho = 0,3$							
15	15	0,27830	0,11521	60	15	1,16836	-0,26627
15	30	0,25743	0,27233	60	30	1,43977	0,08995
15	45	0,19346	0,42627	60	45	1,63742	0,57155
15	60	0,08669	0,56509	60	60	1,71402	1,16773
15	75	-0,05928	0,67684	60	75	1,62191	1,85144
15	90	-0,23748	0,75042	60	90	1,31837	2,57830
30	15	0,58577	0,07429	75	15	1,39430	-0,46673
30	30	0,61747	0,31878	75	30	1,83872	-0,21765
30	45	0,58183	0,58548	75	45	2,24592	0,31729
30	60	0,46924	0,85586	75	60	2,54820	1,05471
30	75	0,27517	1,10783	75	75	2,66727	1,98444
30	90	0,00140	1,31712	75	90	2,52069	3,06945
45	15	0,89052	-0,05245	90	15	1,54447	-0,92550
45	30	1,02086	0,26465	90	30	2,17667	-0,66014
45	45	1,07032	0,64809	90	45	2,84330	-0,14391
45	60	1,01259	1,07822	90	60	3,46368	0,67166
45	75	0,82582	1,52601	90	75	3,93100	1,81277
45	90	0,49583	1,95396	90	90	4,11745	3,27219

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			
$r/\rho = 0,4$							
15	15	0,28178	0,14199	60	15	1,19195	-0,24796
15	30	0,25711	0,32773	60	30	1,48636	0,13855
15	45	0,18132	0,51007	60	45	1,70193	0,66398
15	60	0,05457	0,67485	60	60	1,78583	1,31758
15	75	-0,11904	0,80775	60	75	1,68434	2,07243
15	90	-0,33136	0,89540	60	90	1,34871	2,87393
30	15	0,59638	0,10013	75	15	1,42271	-0,54955
30	30	0,63214	0,37613	75	30	1,89984	-0,18024
30	45	0,59173	0,67836	75	45	1,33957	0,39758
30	60	0,46366	0,98587	75	60	2,66764	1,19817
30	75	0,24218	1,27337	75	75	2,79741	2,21212
30	90	-0,07119	1,51290	75	90	2,63680	3,40023
45	15	0,90801	-0,02946	90	15	1,57602	-0,92109
45	30	1,05154	0,31968	90	30	2,24966	-0,63822
45	45	1,10625	0,74434	90	45	2,96428	-0,08468
45	60	1,04201	1,22261	90	60	3,63282	0,79439
45	75	0,83346	1,72251	90	75	4,13871	2,03001
45	90	0,46367	2,20200	90	90	4,34129	3,61678
$r/\rho = 0,5$							
15	15	0,28527	0,16878	60	15	1,21553	-0,22966
15	30	0,25678	0,38312	60	30	1,53294	0,18715
15	45	0,16918	0,59388	60	45	1,76643	0,75641
15	60	0,02245	0,78462	60	60	1,85765	1,46744
15	75	-0,17879	0,93865	60	75	1,74678	2,28941
15	90	-0,42523	1,04039	60	90	1,37906	3,16955
30	15	0,60700	0,12597	75	15	1,45112	-0,53755
30	30	0,64682	0,43347	75	30	1,96096	-0,14282
30	45	0,60163	0,77124	75	45	2,43323	0,47787
30	60	0,45807	1,11587	75	60	2,78709	1,34163
30	75	0,20919	1,43890	75	75	2,92755	2,43981
30	90	-0,14378	1,70867	75	90	2,75290	3,73102
45	15	0,92549	-0,00647	90	15	1,60757	-0,91667
45	30	1,08223	0,37508	90	30	2,32264	-0,61630
45	45	1,14219	0,84059	90	45	3,08527	-0,02545
45	60	1,07144	1,36700	90	60	3,80197	0,91713
45	75	0,84111	1,91901	90	75	4,34642	2,24724
45	90	0,43151	2,45003	90	90	4,56513	3,96137

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			

$r/\rho = 0,6$

15	15	0,28876	0,19556	60	15	1,23911	-0,21135
15	30	0,25646	0,43851	60	30	1,57953	0,23575
15	45	0,15704	0,67769	60	45	1,83094	0,84885
15	60	-0,00967	0,89438	60	60	1,92946	1,61730
15	75	-0,23855	1,06956	60	75	1,80921	2,50840
15	90	-0,51911	1,18537	60	90	1,40941	3,46518
30	15	0,61762	0,15181	75	15	1,47953	-0,52556
30	30	0,66149	0,49081	75	30	2,02209	-0,10541
30	45	0,61154	0,86413	75	45	2,52688	0,55816
30	60	0,45249	1,24587	75	60	2,90654	1,48509
30	75	0,17620	1,60444	75	75	3,05768	2,66749
30	90	-0,21637	1,90444	75	90	2,86901	4,06181
45	15	0,94297	0,01652	90	15	1,63911	-0,91226
45	30	1,11291	0,43029	90	30	2,39562	-0,59439
45	45	1,17812	0,93685	90	45	3,20626	0,003378
45	60	1,10086	1,51140	90	60	3,97111	1,03986
45	75	0,84875	2,11550	90	75	4,55413	2,46448
45	90	0,39935	2,69806	90	90	4,78898	4,30597

$r/\rho = 0,7$

15	15	0,29224	0,22235	60	15	1,26269	-0,19305
15	30	0,25614	0,49390	60	30	1,62612	0,28435
15	45	0,14490	0,76149	60	45	1,89544	0,94128
15	60	-0,04178	1,00414	60	60	1,00128	1,76715
15	75	-0,29830	1,20046	60	75	1,87164	2,72738
15	90	-0,61298	1,33035	60	90	1,43975	3,76080
30	15	0,62823	0,17765	75	15	1,50795	-0,51356
30	30	0,67617	0,54816	75	30	2,08321	-0,06800
30	45	0,62144	0,95701	75	45	2,62053	0,63845
30	60	0,44690	1,37587	75	60	3,02599	1,62855
30	75	0,14321	1,76997	75	75	3,18782	2,89518
30	90	-0,28895	2,10022	75	90	2,98511	4,39260
45	15	0,96046	0,03950	90	15	1,67066	-0,90784
45	30	1,14360	0,48550	90	30	2,46860	-0,57247
45	45	1,21405	1,03310	90	45	3,32724	0,09302
45	60	1,13029	1,65579	90	60	4,14025	1,16259
45	75	0,85639	2,31200	90	75	4,76183	2,68172
45	90	0,36719	2,94610	90	90	5,01282	4,65056

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			
$r/\rho = 0,8$							
15	15	0,29573	0,24913	60	15	1,28627	-0,17475
15	30	0,25581	0,54929	60	30	1,67270	0,33295
15	45	0,13275	0,84530	60	45	1,95995	1,03371
15	60	-0,07390	1,11390	60	60	2,07309	1,91701
15	75	-0,35806	1,33137	60	75	1,93407	2,94637
15	90	-0,70685	1,47534	60	90	1,47010	4,05643
30	15	0,63885	0,20349	75	15	1,53636	-0,50156
30	30	0,69084	0,60550	75	30	2,14433	-0,03058
30	45	0,63134	1,04989	75	45	2,71418	0,71874
30	60	0,44132	1,50587	75	60	3,14544	1,77202
30	75	0,11022	1,93551	75	75	3,31796	3,12287
30	90	-0,36154	2,29599	75	90	3,10122	4,72338
45	15	0,97794	0,06249	90	15	1,70221	-0,90343
45	30	1,17428	0,54071	90	30	2,54158	-0,55055
45	45	1,24999	1,12935	90	45	3,44823	0,15225
45	60	1,15972	1,80018	90	60	4,30939	1,28533
45	75	0,86403	2,50850	90	75	4,96954	2,89896
45	90	0,33503	3,19413	90	90	5,23666	4,99515
$r/\rho = 0,9$							
15	15	0,29921	0,27591	60	15	1,30985	-0,15644
15	30	0,25549	0,60469	60	30	1,71929	0,38155
15	45	0,12061	0,92911	60	45	2,02445	1,12614
15	60	-0,10602	1,22367	60	60	2,14491	2,06687
15	75	-0,41781	1,46228	60	75	1,99651	3,16535
15	90	-0,80073	1,62032	60	90	1,50044	4,35205
30	15	0,64946	0,22933	75	15	1,56477	-0,48956
30	30	0,70552	0,66285	75	30	2,20545	0,00683
30	45	0,64124	1,14277	75	45	2,80784	0,79903
30	60	0,43573	1,63587	75	60	3,26489	1,91548
30	75	0,07723	2,10104	75	75	3,44810	3,35055
30	90	-0,43413	2,49176	75	90	3,21733	5,05417
45	15	0,99543	0,08548	90	15	1,73376	-0,89902
45	30	1,20496	0,59593	90	30	2,61456	-0,52864
45	45	1,28592	1,22560	90	45	3,56921	0,21148
45	60	1,18914	1,94457	90	60	4,47854	1,40806
45	75	0,87168	2,70499	90	75	5,17725	3,11619
45	90	0,30287	3,44217	90	90	5,46050	5,33975

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
град				град			
$r/\rho = 1,0$							
15	15	0,30270	0,30270	60	15	1,33343	-0,13814
15	30	0,25517	0,66008	60	30	1,76587	0,43015
15	45	0,10847	1,01291	60	45	2,08896	1,21857
15	60	-0,13814	1,33343	60	60	2,21672	2,21672
15	75	-0,47757	1,59318	60	75	2,05894	3,38434
15	90	-0,89460	1,76530	60	90	1,53079	4,64768
30	15	0,66008	0,25517	75	15	1,59318	-0,47757
30	30	0,72019	0,72019	75	30	2,26658	0,04424
30	45	0,65114	1,23565	75	45	2,90149	0,87932
30	60	0,43015	1,76587	75	60	3,38434	2,05894
30	75	0,04424	2,26658	75	75	3,57824	3,57824
30	90	-0,50672	2,68754	75	90	3,33343	5,38496
45	15	1,01291	0,10847	90	15	1,76530	-0,89460
45	30	1,23565	0,65114	90	30	2,68754	-0,50672
45	45	1,32185	1,32185	90	45	3,69020	0,27071
45	60	1,21857	2,08896	90	60	4,64768	1,53079
45	75	0,87932	2,90149	90	75	5,38496	1,33343
45	90	0,27071	3,69020	90	90	5,68434	5,68434

можно пренебречь. Это приводит к существенному упрощению, позволяет найти решение и оценить погрешность, полученную в результате принятого упрощения. Целесообразный выбор модели деформируемого тела является важнейшим этапом в расчетах процессов пластического формообразования металлов.

Отметим факторы, влияющие на процессы пластического формообразования.

Основным свойством металлов, которое используется в процессах формообразования, является пластичность. В начале главы дано определение пластичности как свойства металлов получать в твердом состоянии остаточные изменения формы без нарушения сплошности. Пластичность металлов определяется их атомной структурой и неизбежными несовершенствами строения. Пластичность реальных металлов зависит от условий, определяющих процессы формообразования, к которым относятся напряженное и деформированное состояния, скорости деформаций, температура, устойчивость процессов и диссипация энергии.

Современный уровень расчетных методов позволяет при некоторых упрощающих предпосылках находить основные параметры, от которых зависит пластичность металлов. В качестве меры пластичности обычно принимается величина равномерного удлинения при одноосном напряженном состоянии. В качестве примера влияния устойчивости — одного из факторов, влияющих на проявление пластичности, было отмечено, что при двухосном растяжении критическая деформация по толщине листового металла получается в четыре раза большей, чем при одноосном растяжении. Известно также, что увеличение гидростатического давления сильно увеличивает пластичность металлов. Большое влияние на пластичность металлов оказывает температура, при которой происходит процесс формообразования. В современных процессах пластического формообразования применяются большие скорости движения металла и скорости деформации. Влияние скорости

деформации сводится к изменению механических характеристик металла, в частности к повышению предела текучести и некоторому уменьшению пластичности.

Значительные изменения скорости частиц металла при переходе из одной точки пластической области в другую приводят к возникновению сил инерции, которые могут оказываться значительными. Увеличение скорости деформации приводит к соответствующему увеличению скорости диссипации энергии и локальному повышению температуры. Например, при прессовании и прокатке алюминиевых сплавов это повышение температуры может вызывать нежелательные изменения механических свойств обрабатываемых металлов. При скоростной горячей прокатке листовой стали увеличение диссипации энергии может приводить к повышению температуры и соответствующему снижению сопротивления деформации.

Создание новых высокопроизводительных процессов сопровождается дальнейшим развитием соответствующих разделов теории пластического формообразования металлов, элементы которой освещены в рассматриваемой главе.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Целиков А. И. Основы теории прокатки. М., «Металлургия», 1965. 247 с. с ил.
2. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. М., «Металлургия», 1972. 408 с. с ил.
3. Johnson W., Mellor P. B. Engineering Plasticity. London, 1973.
4. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. Пер. с англ. М., «Машиностроение», 1979. 567 с. с ил.
5. Crane F. A. A., Alexander J. M. — «J. Ins. Met.», 1968, v. 96, p. 289.
6. Johnson W., Sowerby W., Haddow J. B. — Planestrain, Slip line fields theory and bibliographie, London, 1970.

Г л а в а II

═══════ МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

(докт. техн. наук В. И. Зюзин,
докт. техн. наук А. В. Третьяков)

1. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Определения и методы испытаний механических свойств

Определение усилий и деформаций при горячей и холодной обработке металлов давлением, а также расчет допускаемых напряжений в конструкциях машин и механизмов возможен только в том случае, когда известны зависимости механических свойств материалов от их химического состава, структуры, термомеханических параметров (температуры, степени и скорости деформации) и т. д.

К наиболее характерным физическим (механическим) свойствам материалов относятся временное сопротивление σ_B ; предел текучести σ_T , $\sigma_{0,2}$; сопротивление деформации σ ; относительное удлинение δ , относительное сужение ψ ; ударная вязкость a_N , твердость по Бринелю HB, Роквеллу HRB и HRC, Шору HSD и Виккерсу HV; модуль упругости E ; модуль сдвига G ; коэффициент Пуассона μ .

Методы испытаний механических свойств материалов и их сплавов при температуре $20 \pm_5^0$ °C определены ГОСТ 1497—73, а при повышенных температу-

рах до 1200 °С — ГОСТ 9651—73. Сопротивление деформации σ , т. е. интенсивность напряжений, которая необходима для осуществления пластической деформации материала при заданных термомеханических условиях деформации, ГОСТом не регламентировано.

Временное сопротивление σ_B — напряжение, соответствующее наибольшей нагрузке, предшествующей разрушению образца:

$$\sigma_B = P_{\max}/F_0, \quad (II.1)$$

где P_{\max} — максимальная нагрузка, кгс; F_0 — начальная площадь поперечного сечения образца, мм².

Предел текучести (физический) σ_T — наименьшее напряжение, при котором образец деформируется без заметного увеличения нагрузки:

$$\sigma_T = P_T/F_0, \quad (II.2)$$

где P_T — нагрузка, соответствующая этому напряжению, кгс.

Предел текучести (условный) $\sigma_{0,2}$ — напряжение, при котором растягиваемый образец получает остаточное удлинение 0,2 % от первоначальной расчетной длины:

$$\sigma_{0,2} = P_{0,2}/F_0, \quad (II.3)$$

где $P_{0,2}$ — нагрузка, соответствующая этому напряжению, кгс.

Относительное удлинение после разрыва δ_n — отношение приращения расчетной длины образца после разрыва l_1 к ее первоначальной величине l_0 , выраженное в процентах:

$$\delta_n = \frac{l_1 - l_0}{l_0} 100\%. \quad (II.4)$$

По ГОСТ 1497—73 начальная длина l_0 образца в зависимости от отношения l_0/F_0 принимается десятикратной ($l_0/\sqrt{F_0} = 11,3$) и пятикратной ($l_0/\sqrt{F_0} = 5,65$), причем применение пятикратных образцов предпочтительнее. В соответствии с этим индекс n при δ заменяется цифрой 5 или 10.

Относительное сужение ψ цилиндрического образца определяют, измеряя минимальный диаметр после разрыва d_K в двух взаимно перпендикулярных направлениях. По среднему арифметическому из полученных значений вычисляют площадь поперечного сечения F_K . Относительное сужение после разрыва определяют по формуле

$$\psi = \frac{(F_0 - F_K)}{F_0} 100\%. \quad (II.5)$$

Ударная вязкость a_H определяется работой, затрачиваемой на излом данного типа образца с надрезом на копре, отнесенной к рабочей площади поперечного сечения испытываемого образца (в месте надреза):

$$a_H = A/F \text{ кгс} \cdot \text{м}/\text{см}^2, \quad (II.6)$$

где A — работа удара, затраченная на излом образца, кгс·м; F — площадь поперечного сечения образца в месте надреза до испытания, см².

Испытания по определению ударной вязкости проводят в соответствии с ГОСТ 9454—78 на маятниковых копрах, предназначенных для испытания образца, свободно лежащего на двух опорах.

Модуль упругости E выражает сопротивляемость материала упругой деформации. Следует отметить, что величина модуля упругости E даже для одного и того же материала не является постоянной и колеблется в некоторых пределах. Однако в инженерных расчетах этой разницей можно пренебречь и принять для большинства материалов одно и то же значение E как при растяжении, так и при сжатии. Модуль упругости E является коэффициентом пропорциональности между нормальным напряжением σ и относительной деформацией ϵ и выражается зависимостью

$$E = \sigma/\epsilon = \text{тг} \alpha \text{ кгс}/\text{мм}^2, \quad (II.7)$$

где α — угол наклона прямолинейной части диаграммы растяжения $\sigma = f(\epsilon)$ к оси абсцисс.

Модуль упругости при сдвиге или *модуль сдвига* G есть коэффициент пропорциональности между касательными напряжениями τ и относительным сдвигом γ . Определяется зависимостью

$$G = \tau/\gamma \text{ кгс/мм}^2. \quad (II.8)$$

В связи с тем, что при растяжении или сжатии материал испытывает как продольные деформации ϵ , так и поперечные ϵ_1 , их отношение может быть выражено через *коэффициент поперечной деформации*, называемый также *коэффициентом Пуассона* μ :

$$\mu = \epsilon_1/\epsilon. \quad (II.9)$$

Коэффициент Пуассона, так же как и модули упругости, являются характеристикой упругих свойств материала.

Все три константы упругости материала связаны между собой следующей зависимостью:

$$G = (E/2)[1 + \mu] \text{ кгс/мм}^2. \quad (II.10)$$

Экспериментальное определение модулей упругости проводят методами статических или динамических испытаний.

Статические методы можно использовать для определения модулей упругости металлов и сплавов в холодном и в горячем состояниях при значительных деформациях.

Динамические методы определения модулей упругости дают возможность проводить измерения при малых деформациях с большей точностью, чем статические. При этом погрешность измерения не превышает 1 %.

Твердость измеряют различными методами — по Бринелю, Роквеллу, Виккерсу, Шору и др. Все эти методы испытаний металлов можно разделить на две группы:

1) испытания при медленно возрастающей (статической) нагрузке — твердость по Бринелю, Роквеллу и Виккерсу;

2) испытания при динамически воздействующей нагрузке — твердость по Шору.

Твердость по методам первой группы определяется глубиной внедрения в испытуемый материал закаленного стального или вольфрамового шарика, алмазных конуса или пирамиды. При этом принимается во внимание только пластическая деформация. Твердость по методу второй группы измеряют склероскопом, учитывающим только упругую деформацию.

Твердость по Бринелю HB, Роквеллу HR и Виккерсу HV определяется в соответствии с ГОСТ 9012—59 *, 9013—59, 2999—75 и вычисляется по формулам (рис. II.1), кгс/мм²:

$$\left. \begin{aligned} HB &= \frac{2P_B}{\pi D_B (D_B - \sqrt{D_B^2 - d_b^2})}; \\ HR &= \frac{k - (h - h_0)}{C}; \quad HV = 1,8544 \frac{P_V}{d_V^2}, \end{aligned} \right\} \quad (II.11)$$

где P_B — нагрузка на поверхность материала, равная 15,6—3000 кгс; P_V — нагрузка на пирамиду, равная 5—100 кгс; D_B — диаметр шарика, равный 2,5—10 мм; d_b — диаметр отпечатка, мм; d_V — среднее арифметическое обеих диагоналей отпечатка после снятия нагрузки, мм; h_0 и h — величины перемещения наконечника под действием предварительной ($P_0 = 10$ кгс) и общей ($P_R = 60, 100$ или 150 кгс) нагрузок соответственно; k — постоянная величина, равная при испытании шариком 0,26 и конусом 0,2; C — углубление шарика или конуса на 0,002 мм.

Твердость по Шору HSD определяется при падении бойка на материал в стандартных условиях и измеряется в условных единицах по высоте отскока бойка. При испытании твердости по этому способу измеряют величину отскакивания стального бойка с алмазом на конце, свободно падающего с постоянной высоты. При падении энергия бойка расходуется в основном на работу упругой деформации в месте удара и на поднятие бойка после удара. Чем тверже испытуемый материал, тем меньше работа упругой деформации и, следовательно, на большую высоту поднимается боек после удара. Твердость по Шору измеряется в диапазоне 30—105 ед. с погрешностью измерения $\pm 1,5$ HSD, причем 100 HSD соответствует твердости закаленной на мартенсит инструментальной стали.

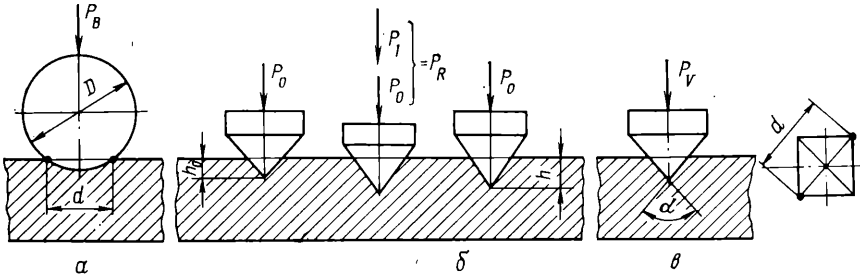


Рис. 11.1. Схема измерения твердости поверхности металлов и сплавов по Бринеллю (а) Роквеллу (б), Виккерсу (в)

Метод Шора имеет наибольшее распространение при замере твердости валков в процессе их производства и эксплуатации. Этот метод удобен тем, что на контролируемой поверхности не остается отпечатка и можно относительно просто и быстро проводить измерения с помощью склероскопа Шора. При измерении твердости валка прибор следует перемещать после каждого замера, чтобы боек не попадал на одно и то же место. Недостатком данного метода является относительно небольшая по сравнению с другими методами точность измерения.

ТАБЛИЦА 11.1

МОДУЛЬ УПРУГОСТИ E , МОДУЛЬ СДВИГА G
И КОЭФФИЦИЕНТ ПУАССОНА μ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ МЕТАЛЛОВ
И СПЛАВОВ ПРИ 20 °С [2]

Металл, сплав	E , кгс/мм ²	G , кгс/мм ²	μ
Свинец и его сплавы	1 400—1 700	700	0,41—0,45
Алюминий и его сплавы	6 900—7 500	2 600—2 700	0,32—0,36
Серебро	7 700—8 000	2 900	0,38—0,39
Цинк	8 100—8 400	3 200	0,21—0,27
Латунь	9 000—12 000	3 500—3 700	0,32—0,42
Титан и его сплавы	10 500—12 000	4 000—4 100	0,34
Бронза	10 500—13 000	4 000—4 200	0,32—0,35
Медь	11 000—13 000	4 000—4 900	0,31—0,34
Ванадий	15 000	—	—
Ниобий	8 700—16 000	3 900	0,35
Тантал	17 900—19 200	7 200	0,24
Никель	20 500—21 000	7 850	0,31
Железо	21 100—21 700	8 470	0,28
Сталь и сплавы	17 000—24 500	7 600—8 600	0,24—0,32
Хром	25 000	—	—
Молибден	30 500—33 200	10 500—12 400	0,32—0,35
Вольфрам	39 500—41 500	14 000—16 300	0,26—0,34
Рений	47 000	—	—

Т А Б Л И Ц А 11.2

МОДУЛЬ УПРУГОСТИ E СТАЛИ И СПЛАВОВ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ, ПО ДАННЫМ [1]

Сталь, сплав		E, кгс/мм ² , при температуре, °С										
		20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11		
08	20 700	21 100	18 600	15 600	14 400	—	—	—	—	—	—	
15	20 200	18 700	—	17 000	15 700 *	—	—	—	—	—	—	
20	20 200	18 700	17 900	17 000	16 100	—	—	—	—	—	—	
25	20 200	20 000	19 500	18 900	16 700	—	—	—	—	—	—	
30	20 400	20 000	19 500	18 900	—	—	16 700	—	—	—	—	
35	21 000	20 100	19 000	17 900	17 000	—	—	—	—	—	—	
40	21 350	21 000	—	20 000	—	—	—	—	—	—	—	
45	20 400	—	19 500	19 400	17 500	—	—	—	—	—	—	
50	22 000	21 500	—	20 000	—	18 000	—	—	—	—	—	
60	20 800	—	21 200	19 300	17 800	—	—	—	—	—	—	
40X	21 850	21 500	—	20 100	—	—	—	—	—	—	—	
50Г	22 000	21 700	20 800	—	—	19 700	—	—	—	—	—	
30XM	21 300	—	20 800	20 100	19 200	—	—	—	—	—	—	
30XГС	19 800	—	17 700	17 200	15 900	—	—	—	—	—	—	
34XНЗМ	21 100	20 700	—	19 600	—	—	—	—	—	—	—	
18X2Н4ВА	20 400	16 800	14 400	—	14 200	—	—	—	—	—	—	
08X13	21 200	19 700	19 500	17 300	16 600	—	—	—	—	—	—	

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
12X13	22 100	—	20 970	20 200	19 300	18 300	—	—	—	—
20X13	22 300	21 800	21 200	20 400	19 300	18 400	17 500	—	—	—
30X13	22 300	—	21 400	20 600	19 700	18 500	17 400	—	—	—
40X13	21 800	21 400	20 600	19 800	18 800	17 600	16 300	14 800	14 000	—
08X22H6T	—	—	20 300	20 100	19 300	18 100	—	—	—	—
12X21H5T	19 100	17 700	17 500	17 000	15 700	14 800	14 400	13 400	13 000	—
10X14I14H4T	23 090	20 730	19 710	18 800	17 420	16 530	15 660	14 440	14 060	—
12X18H10T	20 200	19 800	19 300	18 500	17 700	16 900	16 000	15 000	—	—
12X18H9T	20 200	19 800	19 300	18 500	17 700	16 900	16 000	15 000	—	—
12X18H12T	20 200	19 800	19 300	18 500	17 700	16 900	16 000	15 000	—	—
40X10C2M	—	21 500	21 100	20 600	20 000	—	—	—	17 600	14 700
36X18H25C2	20 000	—	—	19 100	18 600	17 800	17 100	16 200	15 400	—
20X23H18	20 400	—	—	18 600	18 000	17 300	16 300	15 300	14 400	—
12MX	21 600	21 000	20 450	19 900	19 300	18 250	17 350	16 300	—	—
12X1MФ	21 300	21 000	20 600	20 100	19 300	18 300	16 900	—	—	—
15X1M1Ф	21 400	20 800	20 100	19 400	18 600	17 700	16 900	16 000	—	—
25X1MФ	21 700	21 100	20 600	19 800	19 100	18 000	16 700	—	—	—
P2M-A	21 600	21 400	21 000	20 500	19 700	18 600	17 100	—	—	—
25X2M1Ф	22 300	21 800	21 300	20 700	20 000	19 200	18 300	17 500	—	—
20X1M1Ф1TP	21 500	21 200	20 800	20 200	19 400	18 300	17 000	15 300	—	—
25X1M1ФБP	21 700	21 100	20 500	19 600	18 800	18 000	16 700	15 200	—	—
20X3MBФ	20 500	—	20 400	18 300	17 400	15 600	12 100	12 000	—	—
15X5M	21 500	—	—	—	18 200	14 800	10 400	—	—	—
15X11MФ	22 800	22 200	21 300	20 500	19 300	18 000	16 400	15 100	—	—
1X11B2MФ	21 200	20 800	20 300	19 500	18 600	17 300	—	—	—	—
2X11MФБH	22 800	22 200	21 300	20 500	19 300	18 000	—	—	—	—
15X12BHMФ	21 600	—	—	20 000	19 400	18 400	16 600	—	—	—
18X12BMBФP	22 800	—	21 500	20 900	19 500	18 800	17 300	15 500	—	—

Продолжение табл. II.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
37X12H8Г8МФБ	17 400	—	16 000	15 000	14 300	13 600	12 800	11 700	—	—
1X14H14B2M	20 200	—	—	—	—	17 100	16 300	—	—	—
09X14H19B2BP	20 750	—	—	—	—	15 000	15 870	15 100	—	—
09X14H19B2BP1	20 200	19 900	19 300	18 600	17 800	16 900	16 000	15 200	—	—
08X15H24B4TP	22 300	21 500	20 900	20 000	19 100	18 200	17 300	16 500	15 600	—
45X14H14B2M	21 200	20 000	19 400	18 500	17 600	16 900	16 000	15 200	14 400	—
X16H9M2	21 400	20 200	19 200	18 400	17 500	16 000	15 600	14 600	14 100	—
08X16H13M2B	20 560	20 000	19 140	18 350	17 430	16 700	15 820	15 000	—	—
1X16H14B2BP	19 150	18 500	17 700	16 950	16 150	15 400	14 750	13 900	—	—
31X19H9MBBT	20 500	—	—	19 000	18 500	17 900	17 000	16 000	—	—
XH35BT	20 200	19 900	19 400	19 000	18 300	17 700	16 900	16 100	—	—
XH35BTK	20 200	18 800	17 800	—	17 400	16 700	16 200	14 400	—	—
XH35BTЮ	21 850	21 110	20 250	19 900	19 250	18 500	17 300	16 600	15 150	—
XH35BTP	21 000	—	19 000	—	18 000	17 000	17 000	16 000	—	—
XH78T	19 500	—	—	—	—	—	14 000	12 000	9 500	—
XH67BMТЮ	21 600	21 200	20 700	20 100	19 600	18 900	18 200	17 300	16 400	14 200**
XH77TЮP	19 800	—	—	—	—	—	16 000	15 500	13 000	—
XH80TЮ	22 000	22 000	21 500	21 000	20 400	20 000	19 000	18 000	—	—
XH80TЮA	23 150	—	—	—	—	19 500	18 800	17 900	—	—
XH70BMЮT	22 600	22 150	21 500	20 900	20 250	19 650	19 000	18 250	—	—
XH70BMТЮ	20 000	—	—	—	—	—	16 500	15 000	14 500	13 000
XH65BMТЮ	22 300	—	—	—	—	—	18 700	18 000	16 500	—
XH75BMЮ	24 500	24 100	23 600	22 900	22 200	21 900	20 800	19 900	19 100	18 200
XH55BMТКЮ	22 200	—	—	—	—	—	—	18 500	17 600	16 600

* Значение получено при 450 °С.

** Значение получено при 1000 °С.

Упругие свойства металлов и сплавов (E ; G ; μ)

Данные об упругих свойствах 18 металлов и сплавов (E , G , μ) при комнатной температуре (20 °С) представлены в табл. II.1, а экспериментальные данные модуля упругости E для 70 сталей и сплавов, полученные в интервале температур от 20 до 1000 °С — в табл. II.2. Эти значения модуля упругости получены на установке типа МЧ-2 конструкции ЦНИИТМАШа [1] и могут быть использованы при прочностных и технологических расчетах.

Причины разброса значений механических свойств

Механические свойства металлов и их сплавов зависят главным образом от химического состава и термомеханических режимов их обработки. Из химических элементов, входящих в состав сталей, сильное влияние на их свойства оказывает содержание углерода. Чем больше в стали углерода, тем ниже ее пластичность и выше прочностные характеристики. Введение легирующих элементов в состав сталей и сплавов позволяет также значительно изменить их характеристики. На механические свойства металлов и сплавов оказывают отрицательное влияние также вредные примеси (например, S , P). Поэтому одной из основных причин разброса значений механических свойств является испытание образцов из металлов и сплавов с различным содержанием элементов и примесей в их химическом составе, допускаемом ГОСТами и ТУ.

Кроме того, разброс значений механических свойств металлов и сплавов во многом определяется точностью оценки температурно-скоростных условий деформирования (в том числе вида термической обработки), а также типа машин, применяемых для испытаний образцов, методик проведения экспериментов и обработки полученных данных [2].

2. МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ОБРАБОТКЕ ДАВЛЕНИЕМ

Факторы, влияющие на механические свойства при горячей обработке

Режимы горячей обработки металлов и сплавов заданного химического состава давлением определяются в основном температурой, скоростью и степенью деформации, которые влияют в процессе деформирования на механические характеристики материала. В связи с этим большое значение в практике технологических и конструкторских расчетов имеют правильный выбор механических свойств металлов и сплавов при горячей обработке давлением, а также определение напряжений в деталях и конструкциях машин, работающих в высокотемпературных условиях. В инженерных расчетах широко применяют следующие механические характеристики: временное сопротивление σ_b , сопротивление деформации σ , относительное удлинение δ , твердость НВ (по Бринелю), ударную вязкость a_n .

На изменение механических свойств в процессе горячей деформации наиболее значительное влияние оказывают химический состав и структура металла или сплава, температура обработки, степень и скорость деформации.

Влияние *химического состава* на свойства металлов и сплавов связано с фазовыми превращениями, происходящими в них в процессе горячей деформации. В зависимости от химического состава изменяется при нагреве критическая температура роста зерна. Исследованиями [3] установлено, что начало интенсивного роста зерна феррита наступает при 1200 °С, для низкоуглеродистой стали (0,12 % С) — при 1250 °С, а для хромоникелевой стали (0,23 % С) — при 1150 °С.

При рассмотрении *влияния структуры* металлов и сплавов на механические свойства следует учитывать их исходное состояние — литое или деформированное. Как правило, металлы и сплавы в литом состоянии имеют пониженные механические характеристики по сравнению с деформированным.

В процессе горячей обработки в структуре металла протекают процессы наклепа и рекристаллизации. Скорость рекристаллизации тем выше, чем выше температура и степень предварительной деформации. Равноосная мелкозернистая структура может быть получена при соответствующих значениях степени и температурно-скоростного режима деформации. В этом случае металл имеет повышенные значения механических характеристик.

В интервале температур обработки металлов давлением $0,7 \div 1,0 T_{пл}$ происходит разупрочнение. С повышением температуры выдержка металла, необходимая для снятия упрочнения, уменьшается. Скорость разупрочнения увеличивается с ростом температуры. Таким образом, эффект разупрочняющих процессов тем больше, чем выше температура и чем меньше скорость деформации.

Временное сопротивление σ_B различных металлов и сплавов, определенное при скорости растяжения 40—50 мм/мин и при температуре $T \approx 0,95T_{пл}$, имеет следующие величины [4]: 0,4—0,5 кгс/мм² для чистых металлов, 0,45—0,55 кгс/мм² для двухфазных и многофазных систем и 0,4—0,6 кгс/мм² для твердых растворов. Для определения временного сопротивления σ_B в области температур $(0,7—1,0) T_{пл}$ С. И. Губкиным получена формула

$$\sigma_B = \sigma_B^T [1 + \alpha(0,95T_{пл} - t)] + \frac{\alpha^2(0,95T_{пл} - t)}{2}, \quad (II.12)$$

где σ_B^T — временное сопротивление, кгс/мм², при температуре $0,95T_{пл}$ и скорости деформирования (растяжения) 40—50 мм/мин; $T_{пл}$ — температура плавления сплава, °С; α — температурный коэффициент (для чистых металлов $\alpha = 0,008$, для однофазных и многофазных систем $\alpha = 0,0085$, для твердых растворов $\alpha = 0,008 \div 0,012$).

Скорость деформации — производная относительной деформации по времени, т. е. $U = de/dt$, является одним из важнейших параметров процесса обработки металлов давлением.

Введение понятия скорости деформации вызвано необходимостью получения соизмеримых величин степени упрочнения (степени деформации) и степени разупрочнения (времени деформирования), связанных с происходящими в металле при деформации процессами упрочнения и разупрочнения.

Скорость деформации позволяет сопоставить процессы деформации обрабатываемого металла на различных типах прокатных станов, процессах, штампах и т. п.

Средняя скорость деформации при продольной прокатке определяется по формуле [5]:

$$U_{ср} = \frac{V_1}{l} \frac{\Delta h}{h_0}, \quad (II.13)$$

где V_1 — скорость выхода металла из валков, м/с; l — горизонтальная проекция дуги захвата, м; h_0 — высота сечения металла перед входом в валки, м.

Примерный диапазон изменения средней скорости деформации (c^{-1}) для различных станов горячей прокатки приведен ниже:

Блюминги и слябинги	0,1—10
Широкополосовые	≤500
Толстолистовые	1—15
Крупно- и среднесортные	0,5—250
Мелкосортные и проволочные	≤1000

При горячей обработке металлов на сопротивление деформации влияют одновременно температура, скорость и степень деформации. Поэтому формулы для определения сопротивления деформации σ должны учитывать влияние каждого из этих факторов.

Имеется ряд формул зависимости сопротивления деформации от скорости деформации [6]. Основным недостатком этих формул является отсутствие экспериментальных значений коэффициентов, входящих в их состав, для различных металлов и сплавов.

Экспериментальные значения временного сопротивления σ_B и относительного удлинения δ в зависимости от температуры

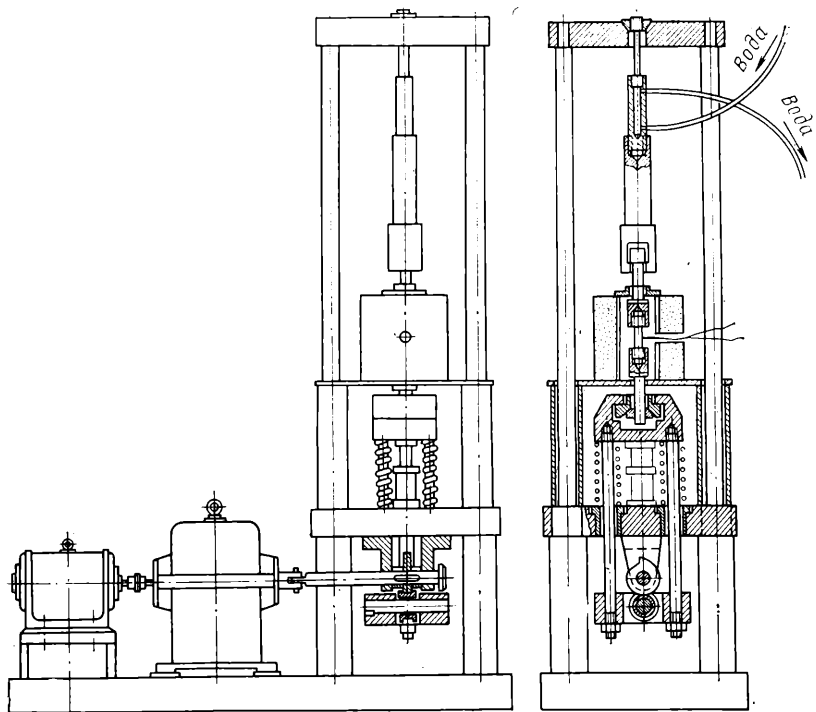
Значения временного сопротивления и относительного удлинения в зависимости от температуры могут быть использованы для расчета напряжений и деформаций в деталях машин, работающих при высоких температурах.

При технологических расчетах высокоскоростных процессов, таких как горячая прокатка, использование значений σ_B для определения силовых параметров (без учета степени и скорости деформации) дает значительно заниженные результаты. Для этих случаев должны применяться значения сопротивления деформации при линейном напряженном состоянии, определенные экспериментально испытанием образцов на растяжение или сжатие при термомеханических параметрах, соответствующих реальным процессам обработки давлением.

В табл. II.3—II.7 приведены экспериментальные значения временного сопротивления σ_B и относительного удлинения δ в зависимости от температуры для 122 различных металлов и их сплавов, в том числе для 65 марок сталей и сплавов, а также 22 титановых сплавов и 35 марок цветных металлов и сплавов.

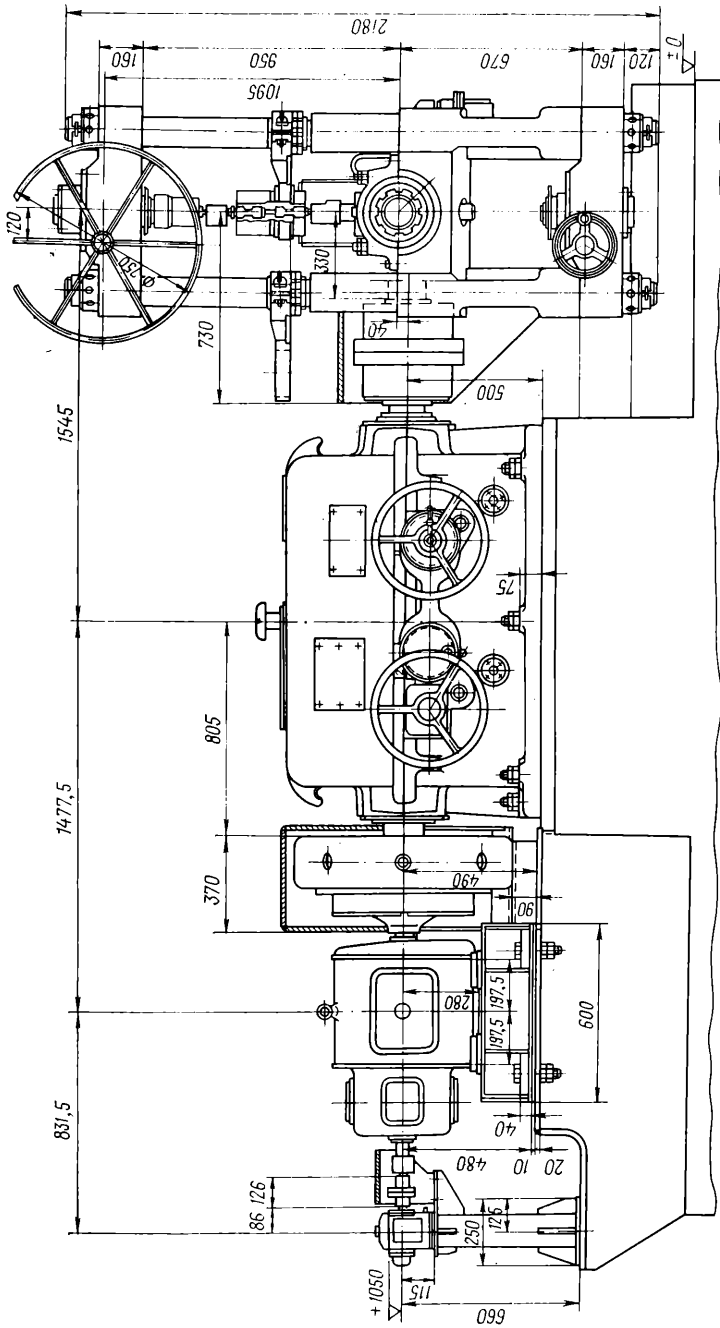
Экспериментальные исследования сопротивления деформации на пластометрах

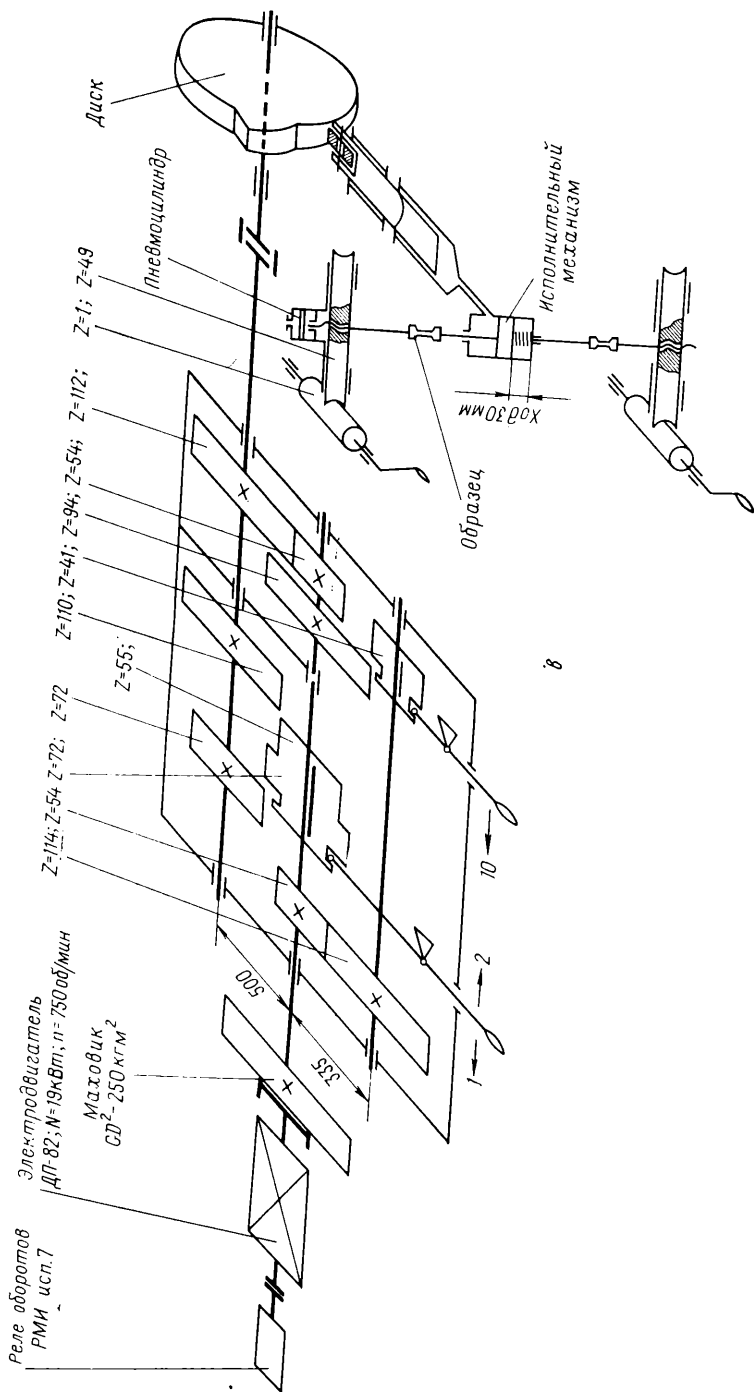
Экспериментальные значения сопротивления деформации сталей и сплавов получены на машинах (пластометрах) конструкций ЮУМЗ и УЗТМ (рис. II.2), на которых при испытаниях можно изменять температуру, степень и скорость деформации в исследуемом интервале этих параметров; измерять усилия и дефор-



а

Рис. II.2. Машина для определения сопротивления деформации (пластометр): а — конструкции ЮУМЗ, б — конструкции УЗТМ, в — кинематическая схема





8

ТАБЛИЦА 11.3

ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B (ЧИСЛИТЕЛЬ)
И ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ (ЗНАМЕНАТЕЛЬ)
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Марка стали и сплава	σ_B , кгс/мм ² , и δ , %, при температуре, °С									Литератур- ный источ- ник
	20	200	400	600	800	900	1000	1100	1200	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11

Конструкционные стали

0	$\frac{38}{-}$	$\frac{41}{-}$	$\frac{35}{-}$	$\frac{12}{-}$	$\frac{4}{55}$	$\frac{4}{46}$	$\frac{3}{50}$	$\frac{2}{58}$	$\frac{2}{63}$	[2]
3	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{21}{-}$	$\frac{8}{70}$	$\frac{7}{60}$	$\frac{5}{80}$	$\frac{4}{84}$	$\frac{3}{88}$	[20]
5	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{24}{-}$	$\frac{9}{54}$	$\frac{7}{57}$	$\frac{5}{91}$	$\frac{4}{97}$	$\frac{3}{103}$	[20]
6	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{29}{-}$	$\frac{11}{80}$	$\frac{8}{50}$	$\frac{6}{92}$	$\frac{4}{100}$	$\frac{3}{106}$	[20]
7	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{33}{-}$	$\frac{9}{42}$	$\frac{7}{57}$	$\frac{5}{70}$	$\frac{4}{97}$	$\frac{3}{105}$	[20]
15	$\frac{44}{-}$	$\frac{49}{-}$	$\frac{37}{-}$	$\frac{13}{-}$	$\frac{5}{36}$	$\frac{4}{45}$	$\frac{3}{52}$	$\frac{3}{58}$	$\frac{2}{65}$	[21]
20	$\frac{47}{-}$	$\frac{46}{-}$	$\frac{47}{-}$	$\frac{25}{-}$	$\frac{10}{51}$	$\frac{8}{55}$	$\frac{5}{63}$	$\frac{4}{59}$	$\frac{3}{64}$	[22]
30	$\frac{57}{-}$	$\frac{48}{-}$	$\frac{51}{-}$	$\frac{27}{-}$	$\frac{10}{49}$	$\frac{8}{53}$	$\frac{5}{56}$	$\frac{4}{58}$	$\frac{3}{64}$	[21]
45	$\frac{58}{-}$	$\frac{53}{-}$	$\frac{59}{-}$	$\frac{32}{-}$	$\frac{12}{48}$	$\frac{9}{60}$	$\frac{5}{53}$	$\frac{4}{63}$	$\frac{3}{64}$	[21]
12ХНЗА	$\frac{64}{-}$	$\frac{57}{-}$	$\frac{62}{-}$	$\frac{22}{-}$	$\frac{9}{26}$	$\frac{5}{18}$	$\frac{4}{47}$	$\frac{3}{72}$	$\frac{2}{57}$	[22]
30ХГСА	$\frac{64}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{18}{-}$	$\frac{6}{78}$	$\frac{4}{47}$	$\frac{3}{30}$	$\frac{2}{56}$	$\frac{1}{60}$	[22]

Инструментальные стали

У7А	$\frac{55}{-}$	$\frac{47}{-}$	$\frac{46}{-}$	$\frac{21}{-}$	$\frac{10}{65}$	$\frac{7}{60}$	$\frac{4}{62}$	$\frac{3}{65}$	$\frac{2}{92}$	[21]
У12	$\frac{68}{-}$	$\frac{53}{-}$	$\frac{48}{-}$	$\frac{18}{-}$	$\frac{11}{52}$	$\frac{7}{40}$	$\frac{4}{65}$	$\frac{2}{74}$	$\frac{2}{92}$	[22]
P9	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{-}{-}$	$\frac{32}{-}$	$\frac{9}{48}$	$\frac{8}{52}$	$\frac{6}{53}$	$\frac{3}{50}$	$\frac{2}{33}$	[22]
60С2	$\frac{102}{-}$	$\frac{103}{-}$	$\frac{83}{-}$	$\frac{29}{-}$	$\frac{9}{103}$	$\frac{7}{101}$	$\frac{4}{86}$	$\frac{4}{82}$	$\frac{3}{47}$	[22]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
<i>Инструментальные стали</i>										
P18	—	—	—	$\frac{34}{—}$	$\frac{12}{37}$	$\frac{11}{34}$	$\frac{7}{52}$	$\frac{3}{56}$	$\frac{2}{38}$	[22]
X12M	74	—	—	$\frac{28}{—}$	$\frac{12}{32}$	$\frac{10}{46}$	$\frac{5}{36}$	$\frac{4}{49}$	$\frac{2}{—}$	[22]
<i>Сплавы с высоким омическим сопротивлением</i>										
X15H60	$\frac{65}{—}$	—	—	$\frac{41}{—}$	$\frac{17}{33}$	$\frac{12}{25}$	$\frac{8}{36}$	$\frac{4}{20}$	$\frac{3}{18}$	[22]
X20H80	$\frac{68}{—}$	—	—	—	$\frac{22}{31}$	$\frac{10}{52}$	$\frac{7}{32}$	$\frac{4}{41}$	$\frac{2}{60}$	[22]
<i>Стали высоколегированные и сплавы коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные</i>										
40X9C2	$\frac{75}{—}$	—	—	$\frac{29}{—}$	$\frac{5}{68}$	$\frac{6}{34}$	$\frac{4}{29}$	$\frac{2}{33}$	$\frac{2}{72}$	[22]
12X13	$\frac{52}{—}$	—	—	$\frac{17}{—}$	$\frac{4}{62}$	$\frac{3}{67}$	$\frac{4}{68}$	$\frac{2}{59}$	$\frac{2}{58}$	[22]
12X17	$\frac{60}{—}$	$\frac{57}{—}$	$\frac{65}{—}$	$\frac{23}{—}$	$\frac{5}{64}$	$\frac{2}{58}$	$\frac{2}{82}$	$\frac{2}{73}$	$\frac{1}{85}$	[22]
15X28	$\frac{54}{—}$	$\frac{51}{—}$	$\frac{50}{—}$	$\frac{15}{—}$	$\frac{3}{104}$	$\frac{2}{154}$	$\frac{2}{148}$	$\frac{1}{138}$	$\frac{1}{119}$	[22]
20X13H4Г9	$\frac{97}{—}$	—	—	$\frac{44}{—}$	$\frac{16}{35}$	$\frac{7}{37}$	$\frac{4}{45}$	$\frac{3}{50}$	$\frac{2}{62}$	[22]
08X22H6T	$\frac{65}{—}$	$\frac{55}{—}$	$\frac{50}{—}$	$\frac{31}{—}$	$\frac{11}{62}$	$\frac{7}{60}$	$\frac{3}{66}$	$\frac{2}{100}$	$\frac{2}{65}$	[14]
12X21H5T	$\frac{70}{—}$	$\frac{60}{—}$	$\frac{50}{—}$	$\frac{30}{—}$	$\frac{13}{65}$	$\frac{8}{95}$	$\frac{3}{90}$	$\frac{2}{90}$	$\frac{2}{144}$	[14]
08X21H6M2 Г	$\frac{70}{—}$	$\frac{55}{—}$	$\frac{50}{—}$	$\frac{38}{—}$	$\frac{13}{40}$	$\frac{18}{40}$	$\frac{4}{64}$	$\frac{2}{96}$	$\frac{2}{—}$	[14]
X28AH	$\frac{68}{—}$	—	—	—	$\frac{15}{40}$	$\frac{10}{68}$	$\frac{6}{102}$	$\frac{4}{115}$	$\frac{3}{104}$	[14]
X14Г14H	$\frac{93}{—}$	$\frac{46}{—}$	$\frac{44}{—}$	$\frac{31}{—}$	$\frac{12}{60}$	$\frac{9}{65}$	$\frac{5}{69}$	$\frac{4}{61}$	$\frac{2}{65}$	[14]
10X14Г14H4 Г	$\frac{74}{—}$	$\frac{43}{—}$	$\frac{41}{—}$	$\frac{34}{—}$	$\frac{16}{45}$	$\frac{10}{67}$	$\frac{5}{64}$	$\frac{2}{49}$	$\frac{1}{69}$	[14]
45X14H14B2M	—	—	—	—	$\frac{24}{—}$	$\frac{16}{—}$	$\frac{9}{—}$	—	—	[3]
15X17AГ14	$\frac{83}{—}$	$\frac{66}{—}$	$\frac{61}{—}$	$\frac{45}{—}$	$\frac{25}{45}$	$\frac{15}{59}$	$\frac{7}{73}$	$\frac{4}{75}$	$\frac{2}{50}$	[14]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
<i>Стали высоколегированные и сплавы коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные</i>										
12X18H9	$\frac{63}{-}$	$\frac{55}{-}$	$\frac{50}{-}$	$\frac{37}{-}$	$\frac{12}{58}$	$\frac{7}{64}$	$\frac{3}{56}$	$\frac{2}{63}$	$\frac{2}{44}$	[22]
12X18H9T	$\frac{68}{-}$	—	—	—	$\frac{18}{24}$	$\frac{8}{36}$	$\frac{6}{43}$	$\frac{4}{37}$	$\frac{2}{75}$	[22]
08X18H12Б	$\frac{68}{-}$	$\frac{50}{-}$	$\frac{44}{-}$	$\frac{40}{-}$	$\frac{15}{17}$	$\frac{10}{28}$	$\frac{6}{42}$	$\frac{4}{48}$	$\frac{2}{54}$	[22]
36X18H25C2	$\frac{70}{-}$	—	—	$\frac{48}{-}$	$\frac{19}{36}$	$\frac{10}{30}$	$\frac{6}{33}$	$\frac{3}{36}$	$\frac{2}{32}$	[22]
20X23H18	$\frac{71}{-}$	—	$\frac{57}{-}$	$\frac{38}{-}$	$\frac{14}{90}$	$\frac{9}{99}$	$\frac{6}{113}$	$\frac{5}{47}$	$\frac{4}{73}$	[22]
ХН70ВМТЮ	—	—	—	—	—	$\frac{55}{28}$	$\frac{14}{60}$	$\frac{7}{70}$	—	[3]
ХН77ТЮ	—	—	—	—	—	—	$\frac{8}{74}$	$\frac{7}{87}$	—	[3]

Стали и сплавы, поставляемые по ТУ

18ХНВА	$\frac{122}{-}$	$\frac{117}{-}$	$\frac{108}{-}$	$\frac{64}{-}$	$\frac{11}{65}$	$\frac{8}{54}$	$\frac{5}{52}$	$\frac{3}{69}$	$\frac{2}{68}$	[22]
1Х25Ю5	$\frac{57}{-}$	$\frac{64}{-}$	$\frac{66}{-}$	$\frac{33}{-}$	$\frac{8}{98}$	$\frac{4}{99}$	$\frac{2}{99}$	$\frac{1}{99}$	$\frac{1}{100}$	[22]
1Х14Н14В2М	$\frac{58}{-}$	—	—	—	—	$\frac{14}{28}$	$\frac{6}{32}$	$\frac{4}{42}$	$\frac{3}{51}$	[22]
0Х20Н4АГ10	$\frac{80}{-}$	$\frac{69}{-}$	$\frac{65}{-}$	$\frac{52}{-}$	$\frac{29}{30}$	$\frac{19}{35}$	$\frac{13}{40}$	$\frac{7}{45}$	$\frac{3}{50}$	[14]
0Х20Н5Г12АБ	$\frac{70}{-}$	$\frac{68}{-}$	$\frac{64}{-}$	$\frac{52}{-}$	$\frac{28}{30}$	$\frac{19}{35}$	$\frac{12}{40}$	$\frac{6}{45}$	$\frac{2}{50}$	[14]
0Х17Н5Г9АБ	$\frac{85}{-}$	$\frac{64}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{46}{-}$	$\frac{19}{42}$	$\frac{12}{50}$	$\frac{8}{50}$	$\frac{7}{33}$	$\frac{3}{53}$	[14]
Х22Н5АГ9	$\frac{88}{-}$	$\frac{67}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{46}{-}$	$\frac{25}{38}$	$\frac{14}{31}$	$\frac{10}{66}$	$\frac{5}{62}$	$\frac{2}{52}$	[14]
ЭХН25	—	—	—	$\frac{46}{-}$	$\frac{17}{22}$	$\frac{10}{23}$	$\frac{7}{27}$	$\frac{3}{38}$	$\frac{2}{37}$	[24]
ЭИ366	$\frac{83}{-}$	$\frac{74}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{12}{-}$	$\frac{9}{152}$	$\frac{5}{84}$	$\frac{3}{66}$	$\frac{2}{64}$	$\frac{1}{65}$	[22]
ЭИ395	—	—	—	—	$\frac{35}{24}$	$\frac{20}{42}$	$\frac{14}{42}$	$\frac{6}{37}$	$\frac{5}{25}$	[3]
ЭИ59	—	—	—	$\frac{16}{-}$	$\frac{4}{52}$	$\frac{2}{55}$	$\frac{1}{72}$	$\frac{1}{59}$	$\frac{1}{76}$	[24]

ТАБЛИЦА 11.4

ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B (ЧИСЛИТЕЛЬ)
И ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ (ЗНАМЕНАТЕЛЬ)
ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ (ЗАРУБЕЖНЫХ)
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Марка стали и сплава	σ_B , кгс/мм ² , и δ %, при температуре °С								Лите- ратур- ный источ- ник
	20	200	400	600	700	800	900	1000	
Хейнес Х-40	$\frac{87}{-}$	$\frac{80}{-}$	$\frac{75}{-}$	$\frac{65}{10}$	$\frac{-}{8}$	$\frac{50}{8}$	$\frac{32}{11}$	--	[26]
Хейнес HE1049	$\frac{67}{-}$	$\frac{65}{-}$	$\frac{63}{-}$	$\frac{61}{2}$	$\frac{-}{2}$	$\frac{56}{3}$	$\frac{48}{5}$	$\frac{35}{12}$	[26]
Нимоник DS	$\frac{75}{-}$	$\frac{69}{-}$	$\frac{63}{-}$	$\frac{45}{45}$	$\frac{-}{66}$	$\frac{19}{94}$	$\frac{10}{114}$	$\frac{8}{124}$	[27]
Нимоник 75	$\frac{82}{-}$	$\frac{75}{-}$	$\frac{76}{-}$	$\frac{58}{29}$	$\frac{-}{29}$	$\frac{20}{85}$	$\frac{11}{80}$	$\frac{8}{110}$	[25]
Нимоник 80	$\frac{107}{-}$	$\frac{105}{-}$	$\frac{91}{-}$	$\frac{75}{25}$	$\frac{-}{8}$	$\frac{50}{9}$	--	--	[26]
Нимоник 90	$\frac{126}{-}$	$\frac{120}{-}$	$\frac{112}{-}$	$\frac{105}{18}$	$\frac{-}{10}$	$\frac{58}{15}$	$\frac{25}{30}$	$\frac{8}{88}$	[25]
Нимоник 80А	$\frac{109}{-}$	$\frac{100}{-}$	$\frac{100}{-}$	$\frac{85}{28}$	$\frac{-}{15}$	$\frac{50}{22}$	$\frac{25}{28}$	$\frac{17}{137}$	[25]
Нимоник 95	$\frac{129}{-}$	$\frac{123}{-}$	$\frac{102}{-}$	$\frac{100}{15}$	$\frac{-}{5}$	$\frac{63}{5}$	$\frac{35}{11}$	$\frac{12}{59}$	[25]
Нимоник 100	$\frac{127}{-}$	$\frac{125}{-}$	$\frac{115}{-}$	$\frac{116}{15}$	$\frac{-}{9}$	$\frac{75}{8}$	$\frac{40}{11}$	$\frac{12}{50}$	[25]
Хастеллой С	$\frac{86}{-}$	$\frac{80}{-}$	$\frac{73}{-}$	$\frac{63}{42}$	$\frac{-}{41}$	$\frac{45}{40}$	$\frac{38}{37}$	$\frac{30}{28}$	[26]
J-1570	$\frac{110}{-}$	$\frac{110}{-}$	$\frac{105}{-}$	$\frac{95}{18}$	$\frac{-}{12}$	$\frac{65}{14}$	$\frac{42}{28}$	$\frac{15}{70}$	[26]
Сплав Мо с 0,5% Ti	$\frac{80}{-}$	$\frac{70}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{51}{12}$	$\frac{-}{12}$	$\frac{45}{13}$	$\frac{44}{16}$	$\frac{44}{19}$	[26]
Инко 702	$\frac{102}{-}$	$\frac{90}{-}$	$\frac{75}{-}$	$\frac{60}{6}$	$\frac{-}{7}$	$\frac{37}{10}$	$\frac{18}{15}$	--	[26]
Хейнес L-605	$\frac{95}{-}$	$\frac{90}{-}$	$\frac{80}{-}$	$\frac{68}{14}$	$\frac{-}{15}$	$\frac{50}{18}$	$\frac{39}{22}$	$\frac{22}{26}$	[26]
Инколой Т	$\frac{64}{-}$	$\frac{62}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{52}{31}$	$\frac{-}{35}$	$\frac{30}{42}$	$\frac{15}{52}$	$\frac{-}{65}$	[26]

ТАБЛИЦА 11.5

ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B (ЧИСЛИТЕЛЬ)
И ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ (ЗНАМЕНАТЕЛЬ)
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Марка сплава	σ_B , кгс/мм ² , и δ , %, при температуре, °С									Литературный источник
	20	200	300	400	600	700	800	900	1000	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
ВД17	—	—	$\frac{24}{20}$	$\frac{8}{36}$	—	—	—	—	—	[3]
АК4	—	—	$\frac{9}{34}$	$\frac{4}{85}$	—	—	—	—	—	[3]
АК4-1	—	—	$\frac{13}{30}$	$\frac{5}{50}$	—	—	—	—	—	[3]
В93	—	$\frac{26}{17}$	$\frac{12}{26}$	$\frac{8}{54}$	—	—	—	—	—	[3]
В95	—	$\frac{15}{20}$	$\frac{10}{40}$	$\frac{6}{68}$	—	—	—	—	—	[3]

Сплавы медно-цинковые (латуни), обрабатываемые давлением

Медь МО *	$\frac{32}{—}$	$\frac{22}{—}$	$\frac{16}{—}$	$\frac{9}{—}$	$\frac{4}{56}$	$\frac{2}{55}$	$\frac{1}{70}$	$\frac{1}{80}$	$\frac{—}{77}$	[28]
Л96 **	$\frac{48}{—}$	$\frac{44}{—}$	$\frac{41}{—}$	$\frac{34}{5}$	$\frac{12}{24}$	$\frac{7}{24}$	$\frac{4}{20}$	—	—	[18]
Л90	$\frac{31}{—}$	$\frac{22}{—}$	$\frac{18}{—}$	$\frac{14}{—}$	$\frac{7}{18}$	$\frac{4}{18}$	$\frac{3}{17}$	$\frac{2}{15}$	—	[18]
Л80	$\frac{29}{—}$	$\frac{40}{—}$	$\frac{26}{—}$	$\frac{12}{—}$	$\frac{3}{20}$	$\frac{2}{24}$	$\frac{2}{28}$	$\frac{1}{34}$	—	[18]
Л68	$\frac{32}{—}$	$\frac{41}{—}$	$\frac{32}{—}$	$\frac{18}{—}$	$\frac{5}{34}$	$\frac{3}{52}$	$\frac{2}{72}$	—	$\frac{—}{35}$	[18]
Л66	$\frac{38}{—}$	$\frac{52}{—}$	$\frac{36}{—}$	$\frac{15}{34}$	$\frac{5}{18}$	$\frac{3}{16}$	$\frac{2}{14}$	—	—	[18]
Л62	$\frac{36}{—}$	$\frac{28}{—}$	$\frac{22}{—}$	$\frac{15}{—}$	$\frac{4}{25}$	$\frac{2}{30}$	$\frac{1}{50}$	—	$\frac{—}{65}$	[28]
Л56	$\frac{36}{—}$	$\frac{28}{—}$	$\frac{20}{—}$	$\frac{10}{33}$	$\frac{2}{29}$	$\frac{2}{40}$	$\frac{2}{—}$	—	—	[18]
ЛА77-2	$\frac{34}{—}$	$\frac{28}{—}$	$\frac{23}{—}$	$\frac{18}{13}$	$\frac{10}{20}$	$\frac{7}{40}$	$\frac{4}{—}$	—	—	[28]
ЛАЖ60-1-1	$\frac{48}{—}$	$\frac{45}{—}$	$\frac{30}{—}$	$\frac{17}{60}$	$\frac{2}{90}$	$\frac{1}{108}$	—	—	—	[28]
ЛН65-5	$\frac{47}{—}$	$\frac{37}{—}$	$\frac{30}{—}$	$\frac{22}{18}$	$\frac{10}{16}$	$\frac{5}{20}$	$\frac{2}{26}$	—	—	[28]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
<i>Сплавы медно цинковые (латуни), обрабатываемые давлением</i>										
ЛЖМц59-1-1	$\frac{46}{-}$	$\frac{35}{-}$	$\frac{26}{-}$	$\frac{15}{39}$	$\frac{2}{67}$	$\frac{1}{94}$	$\frac{-}{110}$	-	-	[28]
ЛО90-1	$\frac{24}{-}$	$\frac{23}{-}$	$\frac{20}{-}$	$\frac{16}{9}$	$\frac{9}{20}$	$\frac{5}{32}$	$\frac{2}{45}$	-	-	[28]
ЛО70-1	$\frac{42}{-}$	$\frac{49}{-}$	$\frac{44}{-}$	$\frac{26}{25}$	$\frac{3}{32}$	$\frac{1}{24}$	$\frac{1}{22}$	-	-	[28]
ЛО60-1	$\frac{43}{-}$	$\frac{32}{-}$	$\frac{19}{-}$	$\frac{8}{5}$	$\frac{2}{4}$	$\frac{1}{8}$	$\frac{-}{18}$	-	-	[28]
ЛС60-1	$\frac{36}{-}$	$\frac{34}{-}$	$\frac{30}{-}$	$\frac{8}{15}$	$\frac{3}{28}$	$\frac{2}{32}$	$\frac{2}{44}$	-	-	[18]
ЛС59-1	$\frac{38}{-}$	$\frac{30}{-}$	$\frac{20}{-}$	$\frac{10}{20}$	$\frac{2}{30}$	$\frac{1}{48}$	$\frac{1}{40}$	-	-	[28]
ЛК80-3	$\frac{32}{-}$	$\frac{48}{-}$	$\frac{40}{-}$	$\frac{27}{-}$	$\frac{8}{28}$	$\frac{1}{42}$	$\frac{1}{-}$	-	-	[28]
НМЖМц28-2,5-1,5	$\frac{50}{-}$	$\frac{54}{-}$	$\frac{53}{-}$	$\frac{50}{-}$	$\frac{33}{27}$	$\frac{22}{22}$	$\frac{14}{19}$	$\frac{10}{18}$	$\frac{7}{22}$	[28]

Бронзы

БрА5	$\frac{40}{-}$	$\frac{33}{-}$	$\frac{28}{-}$	$\frac{23}{-}$	$\frac{10}{40}$	$\frac{6}{84}$	$\frac{3}{96}$	$\frac{-}{100}$	-	[28]
БрА7	$\frac{55}{-}$	$\frac{35}{-}$	$\frac{31}{-}$	$\frac{25}{-}$	$\frac{10}{55}$	$\frac{5}{72}$	$\frac{2}{88}$	$\frac{2}{103}$	-	[28]
БрАЖ9-4	$\frac{59}{-}$	$\frac{54}{-}$	$\frac{50}{-}$	$\frac{44}{-}$	$\frac{18}{34}$	$\frac{9}{37}$	$\frac{3}{44}$	-	-	[28]
БрАЖМц10-3-1,5	$\frac{60}{-}$	$\frac{58}{-}$	$\frac{58}{-}$	$\frac{38}{-}$	$\frac{12}{40}$	$\frac{10}{41}$	$\frac{2}{63}$	$\frac{1}{85}$	-	[28]
БрАЖН10-4-4	$\frac{68}{-}$	$\frac{64}{-}$	$\frac{55}{-}$	$\frac{41}{6}$	$\frac{17}{18}$	$\frac{8}{29}$	$\frac{4}{40}$	-	-	[28]
Б2	$\frac{58}{-}$	$\frac{54}{-}$	$\frac{52}{-}$	$\frac{48}{6}$	$\frac{13}{54}$	$\frac{10}{100}$	$\frac{4}{91}$	-	-	[21]
БрКМц3-1	$\frac{50}{-}$	$\frac{40}{-}$	$\frac{35}{-}$	$\frac{28}{48}$	$\frac{12}{62}$	$\frac{8}{71}$	$\frac{3}{88}$	-	-	[28]
БрКН1-3	$\frac{50}{-}$	$\frac{51}{-}$	$\frac{48}{-}$	$\frac{42}{14}$	$\frac{21}{5}$	$\frac{12}{20}$	$\frac{6}{48}$	-	-	[18]

* Образцы были деформированы на 25%.
 ** Образцы были деформированы на 50%.

ТАБЛИЦА 11.6

ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B (ЧИСЛИТЕЛЬ)
И ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ (ЗНАМЕНАТЕЛЬ)
ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ (ЗАРУБЕЖНЫХ)
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Марка сплава	σ_B , кгс/мм ² , и δ , %, при температуре, °С							Литературный источник
	20	100	200	300	400	500	600	
TiCrFe2,7-1,5	$\frac{112}{-}$	$\frac{91}{-}$	$\frac{77}{36}$	$\frac{67}{30}$	$\frac{55}{18}$	$\frac{40}{38}$	—	[29]
TiMn7	$\frac{104}{-}$	$\frac{95}{-}$	$\frac{85}{12}$	$\frac{80}{12}$	$\frac{70}{17}$	$\frac{57}{28}$	—	[29]
TiAlCr3-5	$\frac{127}{-}$	$\frac{116}{-}$	$\frac{105}{11}$	$\frac{96}{12}$	$\frac{90}{15}$	$\frac{77}{22}$	—	[29]
TiAlMn4-4	$\frac{108}{-}$	$\frac{95}{-}$	$\frac{85}{10}$	$\frac{78}{10}$	$\frac{67}{13}$	$\frac{50}{30}$	—	[29]
TiAlSn5-25	$\frac{90}{-}$	$\frac{70}{-}$	$\frac{56}{-}$	$\frac{48}{-}$	$\frac{44}{-}$	$\frac{40}{-}$	$\frac{31}{-}$	[29]
TiAl8	$\frac{88}{-}$	$\frac{87}{-}$	$\frac{84}{-}$	$\frac{78}{-}$	$\frac{74}{-}$	$\frac{68}{-}$	$\frac{59}{-}$	[30]
TiCrFeMo2-2-2	$\frac{92}{-}$	$\frac{81}{-}$	$\frac{69}{-}$	$\frac{60}{-}$	$\frac{52}{-}$	$\frac{37}{-}$	—	[30]
TiAl6-4	$\frac{98}{-}$	$\frac{94}{-}$	$\frac{85}{-}$	$\frac{80}{-}$	$\frac{75}{-}$	$\frac{66}{-}$	—	[30]
TiMo30	$\frac{93}{-}$	$\frac{92}{-}$	$\frac{88}{-}$	$\frac{80}{-}$	$\frac{65}{-}$	$\frac{55}{-}$	—	[30]
TiAlMn4-4	$\frac{105}{-}$	$\frac{97}{-}$	$\frac{86}{-}$	$\frac{82}{-}$	$\frac{74}{-}$	$\frac{58}{-}$	—	[30]
TiMn8	$\frac{92}{-}$	$\frac{82}{-}$	$\frac{72}{-}$	$\frac{67}{-}$	$\frac{58}{-}$	$\frac{40}{-}$	—	[30]
TiAlSn2,75-13	$\frac{106}{-}$	$\frac{92}{-}$	$\frac{82}{-}$	$\frac{76}{-}$	$\frac{72}{-}$	$\frac{70}{-}$	—	[30]
TiAlCrFeMo5-1,5-1,5-1,2	$\frac{114}{-}$	$\frac{104}{-}$	$\frac{93}{-}$	$\frac{87}{-}$	$\frac{81}{-}$	$\frac{63}{-}$	—	[30]
TiAlMo7-4	$\frac{110}{-}$	$\frac{102}{-}$	$\frac{95}{-}$	$\frac{89}{-}$	$\frac{84}{-}$	$\frac{77}{-}$	—	[30]

ТАБЛИЦА 11.7

ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B (ЧИСЛИТЕЛЬ)
И ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ (ЗНАМЕНАТЕЛЬ)
В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ

Марка стали и сплава	σ_B , кгс/мм ² , и δ , %, при температуре, °С											Литературный источник
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	
<i>Титановые сплавы</i>												
Технический титан *	$\frac{71}{-}$	$\frac{53}{-}$	$\frac{37}{32}$	$\frac{28}{33}$	$\frac{26}{22}$	$\frac{17}{50}$	—	—	—	—	—	[18]
BT1Д	$\frac{62}{-}$	$\frac{50}{-}$	$\frac{38}{-}$	$\frac{28}{37}$	$\frac{19}{33}$	$\frac{14}{37}$	$\frac{10}{49}$	—	—	—	—	[29]
BT5Д	$\frac{85}{-}$	$\frac{74}{-}$	$\frac{61}{-}$	$\frac{52}{28}$	$\frac{49}{28}$	$\frac{45}{28}$	$\frac{38}{35}$	—	—	—	—	[29]
BT1	—	—	—	—	—	—	$\frac{17}{43}$	$\frac{8}{110}$	$\frac{4}{114}$	$\frac{2}{54}$	$\frac{1}{75}$	[3]
BT3	—	—	—	—	—	—	$\frac{60}{20}$	$\frac{27}{77}$	$\frac{8}{189}$	$\frac{7}{110}$	$\frac{4}{100}$	[3]
BT5	82	—	—	—	—	—	$\frac{42}{30}$	$\frac{14}{72}$	$\frac{11}{105}$	$\frac{6}{131}$	$\frac{4}{45}$	[3]
BT8	—	—	—	—	—	—	$\frac{52}{30}$	$\frac{19}{65}$	$\frac{10}{110}$	$\frac{5}{190}$	$\frac{3}{220}$	[3]
BT3-1	—	—	—	—	—	—	$\frac{50}{40}$	$\frac{22}{65}$	$\frac{10}{106}$	$\frac{7}{205}$	$\frac{4}{70}$	[3]
<i>Магниевые сплавы</i>												
МА2	$\frac{29}{-}$	$\frac{18}{-}$	$\frac{12}{30}$	$\frac{7}{36}$	$\frac{4}{66}$	—	—	—	—	—	—	[3]
МА3	$\frac{26}{-}$	$\frac{24}{-}$	$\frac{22}{30}$	$\frac{12}{40}$	$\frac{4}{60}$	—	—	—	—	—	—	[3]
МА8	$\frac{17}{-}$	$\frac{15}{-}$	$\frac{13}{26}$	$\frac{8}{40}$	$\frac{4}{93}$	$\frac{2}{-}$	—	—	—	—	—	[3]

* Образцы были деформированы на 50%.

мации в функции времени с помощью тензометрической аппаратуры; тарировать измерительное устройство непосредственно на машинах; осуществлять растяжение и сжатие образцов, а также воспроизводить закон развития деформации во времени — ϵ (τ).

Экспериментальное определение сопротивления деформации σ при различных термомеханических параметрах производится в большинстве случаев испытанием образцов на растяжение или сжатие. При испытании образцов способом линейного растяжения исключаются факторы, искажающие действительные значения сопротивления деформации. Кроме того, при испытании на растяжение можно сравнительно просто поддерживать постоянной температуру нагретого образца в течение всего процесса деформации. Наиболее достоверные значения сопротивления деформации в условиях линейного напряженного состояния при растяжении можно получить при степени деформации, составляющей не более 20—25 %. При больших степенях деформации в рабочей части образца появляется шейка, в которой возникает объемное напряженное состояние. Таким образом, зона деформации непрерывно уменьшается, сосредотачиваясь в области шейки, при этом в остальной части образца напряжения падают. Влияние объемного напряженного состояния учесть очень трудно, поэтому при степени деформации более 20—25 % необходимо проводить испытание образцов на сжатие.

Проводить эксперименты на сжатие следует тщательно, устранив неравномерное деформирование образца и падение его температуры в процессе деформации из-за соприкосновения холодных бойков с образцом, а также предусмотрев уменьшение сил контактного трения. Поэтому сжатие образцов осуществляется на пластометрах в специальном контейнере, на контактные поверхности образца наносит смазку и регистрируют температуру образца в момент деформации.

Для более точного учета сил трения на контактных поверхностях определен поправочный коэффициент $K_0 = 1,04 \div 1,06$, учитывающий разницу в значениях сопротивления деформации при сжатии и растяжении образцов с одинаковым поперечным сечением на одной установке при одинаковых термомеханических параметрах.

Таким образом, значения σ , полученные путем растяжения образцов, непосредственно наносят на график σ (τ), а полученные при сжатии образцов делят на коэффициент K_0 .

Определение сопротивления деформации методом термомеханических коэффициентов

Метод термомеханических коэффициентов, предложенный В. И. Зюзиним для определения сопротивления деформации различных металлов и сплавов при горячей прокатке, подробно рассмотрен в работе [7].

Этот метод дает возможность расчленить многозначную функциональную зависимость сопротивления деформации σ (t , ϵ , u) на ряд зависимостей между тремя переменными: k_t (t), k_ϵ (ϵ) и k_u (u), представляющими собой отношения

$$k_t = \frac{\sigma_{ti}}{\sigma_{0,д}}; \quad k_\epsilon = \frac{\sigma_{\epsilon i}}{\sigma_{0,д}}; \quad k_u = \frac{\sigma_{ui}}{\sigma_{0,д}}, \quad (II.14)$$

где k_t , k_ϵ , k_u — соответственно температурный, степенной и скоростной коэффициенты; σ_{ti} , $\sigma_{\epsilon i}$, σ_{ui} — соответственно функции сопротивления деформации в зависимости от температуры, степени и скорости деформации; $\sigma_{0,д}$ — среднее или базисное значение σ , принятое условно при постоянных значениях термомеханических параметров (например, при $t = 1000^\circ\text{C}$, $u = 10 \text{ c}^{-1}$, $\epsilon = 0,1$).

Расчетное значение сопротивления деформации σ , кгс/мм², в зависимости от различных значений температуры, степени и скорости деформации определяется по формуле

$$\sigma = \sigma_{0,д} k_t k_\epsilon k_u. \quad (II.15)$$

Найденная величина σ используется в дальнейшем для определения усилия и момента прокатки по методикам, изложенным в гл. IV и V.

В дальнейших работах В. И. Зюзин развил метод термомеханических коэффициентов для определения сопротивления деформации при горячей прокатке

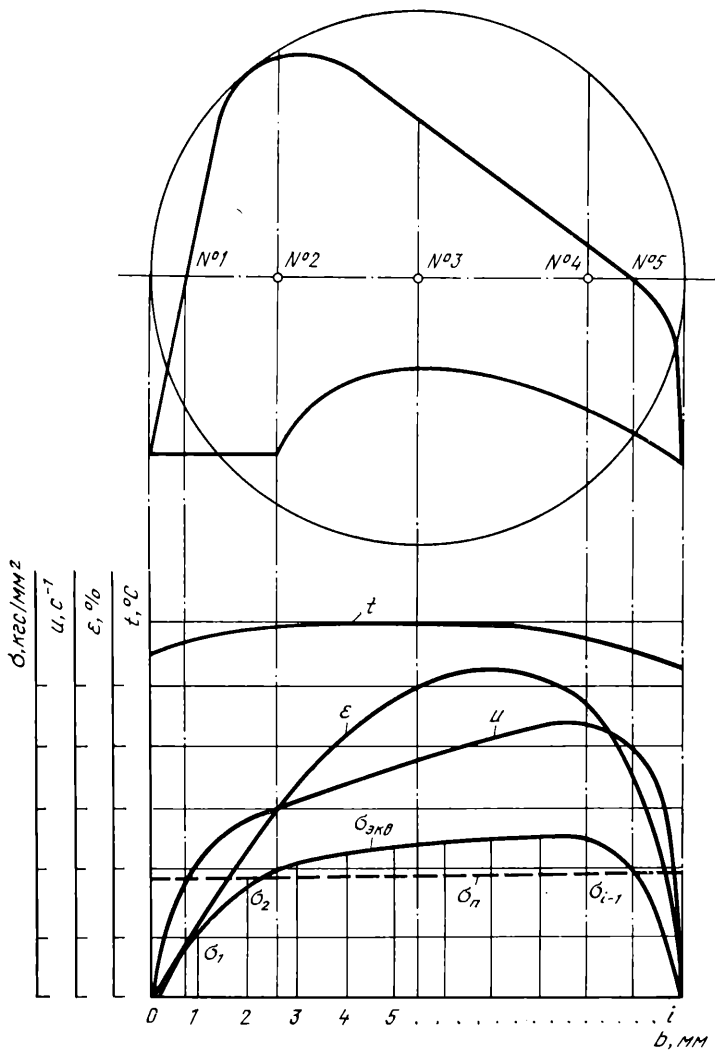


Рис. 11.3. Характер изменения термомеханических параметров t , ϵ , u и сопротивления деформации σ по ширине профиля каплевидного сечения b

сложных профилей с учетом влияния формы фасонного калибра. Для этого случая рекомендуется рассчитывать сопротивление деформации по эквивалентной величине $\sigma_{\text{экв}} = f(b)$; при этом среднее значение $\sigma_{\text{ср}}$ определяется по формуле ¹

$$\sigma_{\text{ср}} = \frac{1}{b} \int \sigma_i db = \frac{n(\sigma_1 + \sigma_2 + \dots + \sigma_{i-2}) + \frac{n}{2} \sigma_{i-1} + \frac{m}{2} (\sigma_{i-1} + \sigma_i)}{b} \quad (11.16)$$

¹ Зюзин В. И. Разработка, исследование и внедрение новых технологических процессов прокатки экономичных фасонных профилей для машиностроения. Автореф. докт. дис., М., 1973.

где i — количество частных (равновеликих прямоугольным) участков, на которые разбивается вся ширина фасонного профиля b ; σ_i — значение сопротивления деформации, равное σ для каждого частного участка, определяемое по формуле (II.14) с учетом влияния параметров t , ϵ и u на каждом частном участке.

В качестве примера на рис. II.3 показано деление фасонного профиля сложной формы на частные участки и характер изменения термомеханических параметров t , ϵ и u и сопротивления деформации σ по ширине этого профиля b .

Сравнение расчетных и экспериментальных значений сопротивления деформации сталей и сплавов для большого количества фасонных профилей различного типа показало, что отклонения между этими данными в среднем не превышают 10 %.

Эмпирические формулы для определения сопротивления деформации

В ряде случаев (например, для программирования) сопротивление деформации необходимо выразить в виде аналитической зависимости. С этой целью для исследованных сталей и сплавов зависимость относительного сопротивления деформации, выраженного коэффициентом k_t , от температуры t может быть выражена в экспоненциальной форме, через зависимости коэффициентов k_ϵ и k_u от степени ϵ и скорости деформации u , т. е.

$$k_t = A_1 e^{-m_1 t}; \quad k_\epsilon = A_2 \epsilon^{m_2}; \quad k_u = A_3 u^{m_3}, \quad (\text{II.17})$$

где $A = A_1 A_2 A_3$ — постоянные коэффициенты, зависящие от m_1 , m_2 , m_3 материала.

После выявления зависимости сопротивления деформации от термомеханических параметров на основании метода термомеханических коэффициентов можно записать уравнение

$$\sigma = \frac{A \epsilon^{m_2} u^{m_3}}{e^{m_1 t}} \sigma_{0.2} \text{ кгс/мм}^2. \quad (\text{II.18})$$

Расчетные эмпирические формулы для определения сопротивления деформации сталей и сплавов 8 марок при горячей прокатке с использованием ЭВМ, которые представлены в табл. II.8, получены на основании формулы (II.18). Наибольшее расхождение значений сопротивления деформации, определенных по этим формулам, составляет 8—10 % по сравнению с экспериментальными данными.

Экспериментальные значения сопротивления деформации σ в зависимости от температуры, степени и скорости деформации и определение сопротивления деформации по методу термомеханических коэффициентов

В табл. II.9, II.10, а также на рис. II.4—II.173 представлены данные о сопротивлении деформации σ в зависимости от температуры t , степени деформации ϵ и скорости деформации u для 44 марок сталей и сплавов, а также для 5 титановых сплавов и 15 марок различных цветных металлов и сплавов.

Пример расчета сопротивления деформации

Определим значение сопротивления деформации σ стали 45 при горячей прокатке толстых листов из слэбов сечением 200×2200 мм в рабочей двухвалковой клети с диаметром валков 1150 мм на толстолистовом стане 2800. Температура 1100 °С и скорость прокатки 1,05 м/с, обжатие металла с 200 до 180 мм за проход.

Вначале находим значения степени деформации

$$\epsilon = \Delta h/h_0 = (200 - 180)/200 = 0,1 = 10 \% \text{ (см. стр. 127)}$$

3 Целиков А. И. и др.

ЭМПИРИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ σ , кгс/мм² [7]

Марка стали, сплава	t , °C	ϵ , %	$\dot{\epsilon}$, с ⁻¹	Формула
Сталь 45	800—1200	0,05—0,40	0,1—100	$\sigma = \frac{133\epsilon^{0,252}\dot{\epsilon}^{0,143}}{\rho^{0,0025t}}$
12ХНЗА	900—1200	0,05—0,40	0,1—100	$\sigma = \frac{230\epsilon^{0,252}\dot{\epsilon}^{0,143}}{\rho^{0,0029t}}$
40Х13 (4Х13, ЭЖ4)	900—1200	0,05—0,40	0,1—100	$\sigma = \frac{430\epsilon^{0,28}\dot{\epsilon}^{0,087}}{\rho^{0,0033t}}$
Х17Н2	900—1200	0,05—0,40	0,1—100	$\sigma = \frac{705\epsilon^{0,28}\dot{\epsilon}^{0,087}}{\rho^{0,0037t}}$
12Х18Н9Т (Х18Н9Т)	900—1200	0,05—0,40	0,1—100	$\sigma = \frac{325\epsilon^{0,28}\dot{\epsilon}^{0,087}}{\rho^{0,0028t}}$
ХН78Т (ЭИ435)	900—1200	0,05—0,25	0,1—100	$\sigma = \frac{890\epsilon^{0,35}\dot{\epsilon}^{0,098}}{\rho^{0,0033t}}$
ХН75МБТЮ (ЭИ602)	900—1200	0,05—0,25	0,1—100	$\sigma = \frac{1100\epsilon^{0,35}\dot{\epsilon}^{0,098}}{\rho^{0,0032t}}$
ХН70Ю (ЭИ652)	900—1200	0,05—0,25	0,1—100	$\sigma = \frac{1330\epsilon^{0,35}\dot{\epsilon}^{0,098}}{\rho^{0,0033t}}$

Т А Б Л И Ц А 11.9

ДААННЫЕ ДЛЯ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ГРАФИКОВ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ, СТЕПЕНИ И СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПО МЕТОДУ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ КОЭФФИЦИЕНТОВ, ПРЕДСТАВЛЕННЫХ НА РИС: 11.4—11.135

Металл, сплав	Номер рисунка для определения			Термомеханические параметры			Литературный источник	
	2	3	4	t, °C	ε, %	u, с ⁻¹		Базисное значение σ _{0.2} , кгс/мм ²
1				5	6	7	8	9
<i>Углеродистые стали</i>								
08кп	11.4	11.5	11.6	20—1200	5—50	0,05—300	8,4	[2, 32]
08ю	11.7	11.8	11.9	20—1100	5—20	1—100	8,5	Авт.
20	11.10	11.11	11.12	900—1200	5—50	0,1—100	8,5	[8]
Ст3	11.13	11.14	11.15	900—1200	5—50	0,1—100	8,6	[8]
45	11.16	11.17	11.18	900—1200	5—40	0,1—100	8,8	[2]
Ст6	11.19	11.20	11.21	900—1200	5—50	0,1—100	9,2	[8]
У8	11.22	11.23	11.24	900—1200	5—50	0,1—100	9,0	[8]
<i>Легированные стали</i>								
40X	11.25	11.26	11.27	900—1200	5—50	0,1—100	9,2	[8]
Сталь типа 10ХН	11.28	11.29	11.30	800—1200	10—50	0,3—10	9,5	[23]
ШХ15	11.31	11.32	11.33	900—1200	5—50	0,1—100	9,5	[8]
15ХСНД	11.34	11.35	11.36	900—1200	5—50	0,1—100	9,7	[8]
14ГН	11.37	11.38	11.39	900—1200	5—50	0,1—100	9,9	[8]
12ХНЗА	11.40	11.41	11.42	900—1200	5—40	0,1—100	10,0	[2]
18ХГТ	11.43	11.44	11.45	900—1200	5—50	1—250	9,5	[33]
45ХН	11.46	11.47	11.48	900—1200	5—50	1—250	9,5	[33]
20ХГНР	11.49	11.51	11.51	900—1200	5—50	1—250	10,0	[33]
30ХГСА	11.52	11.53	11.54	900—1200	5—40	0,1—100	10,5	[32]
60С2	11.55	11.56	11.57	900—1200	5—50	0,1—100	11,4	[8]
Сталь типа молибденомарганцевистой	11.58	11.59	11.60	900—1200	5—40	1,0—100	11,0	[2, 34]

1	2	3	4	5	6	7	8	9
	<i>Легированные стали</i>							
Сталь типа хромомolibденовой	II.61	II.62	II.63	900—1200	5—40	1,0—100	11,5	[2, 34]
То же, кремнемарганцовистой	II.64	II.65	II.66	900—1200	5—40	1,0—100	12,0	[2, 34]
То же, хромоникельмolibденовой	II.67	II.68	II.69	900—1200	5—40	1,0—100	12,0	[2]
18ХНВА	II.70	II.71	II.72	900—1200	5—40	0,1—100	11,5	[2, 35]
ХВГ	II.73	II.74	II.75	900—1200	5—40	0,1—100	12,0	[2, 35]
Сталь типа 12ХНМФА	II.76	II.77	II.78	800—1200	10—50	0,3—10	10,8	[23]
» » 20ХГНМ	II.79	II.80	II.81	800—1200	10—50	0,3—10	11,2	[23]
» » 15Х5М	II.82	II.83	II.84	900—1200	10—40	0,8—100	12,3	[23]
» » 20Х5НГ2	II.85	II.86	II.87	800—1200	10—50	3,5—30	12,4	[23]
	<i>Высоколегированные стали и сплавы</i>							
4Х13	II.88	II.89	II.90	900—1200	5—40	0,1—100	10,9	[2]
Сталь типа Х16Н5М4	II.91	II.92	II.93	900—1200	10—50	0,8—100	11,0	[23]
Х17Н2	II.94	II.95	II.96	900—1200	5—40	0,1—100	11,2	[2]
Х18Н9Т	II.97	II.98	II.99	900—1200	5—40	0,1—100	12,2	[2]
Сталь типа 12Х17	II.100	II.101	II.102	800—1200	10—50	0,8—100	12,5	[23]
Х18Н12М2Т	II.103	II.104	II.105	900—1200	5—50	0,1—100	14,7	[8]
Р18	II.106	II.107	II.108	900—1200	5—50	0,1—100	15,9	[8]
Х20Н80	II.109	II.110	II.111	850—1200	10—40	0,1—100	25,0	[36, 37]
ХН78Т	II.112	II.113	II.114	900—1200	5—25	0,1—100	19,6	[2]
ХН75МБТЮ	II.115	II.116	II.117	900—1200	5—25	0,1—100	22,2	[2]
ВЖ98	II.118	II.119	II.120	900—1200	5—25	0,1—100	25,0	[2]
ЭИ652	II.121	II.122	II.123	900—1200	5—25	0,1—100	26,6	[2]
ЭИ661	II.124	II.125	II.126	1000—1200	5—25	0,1—100	33,0	[2]
ЭП311	II.127	II.128	II.129	900—1200	5—40	1—100	24,0	[36, 37]
ЭП99	II.130	II.131	II.132	1000—1150	5—20	1—50	60,0	[36, 37]
ЭП220	II.133	II.134	II.135	1000—1150	5—30	1—100	88,0	[36, 37]

Примечание. Базисные значения σ_0 , δ взяты при $t = 1000^\circ\text{C}$, $\mu = 10\text{ c}^{-1}$, $\epsilon = 10\%$.

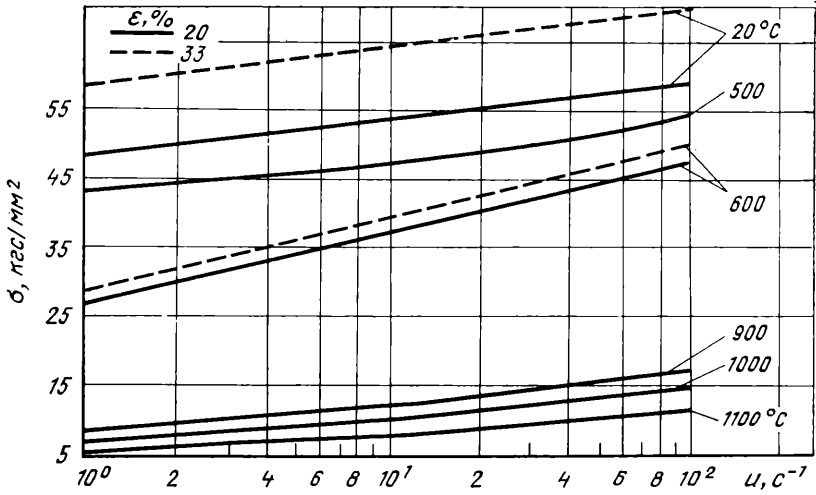


Рис. II.4. Сопротивление деформации стали 08кп (0,08 % С; 0,03 % Si; 0,40% Mn; 0,04 % S; 0,04 % P; 0,10 % Cr; 0,25 % Ni; 0,25 % Cu)

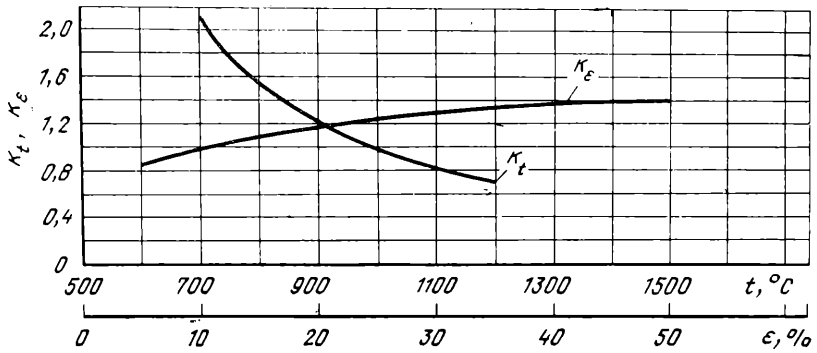


Рис. II.5. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 08кп

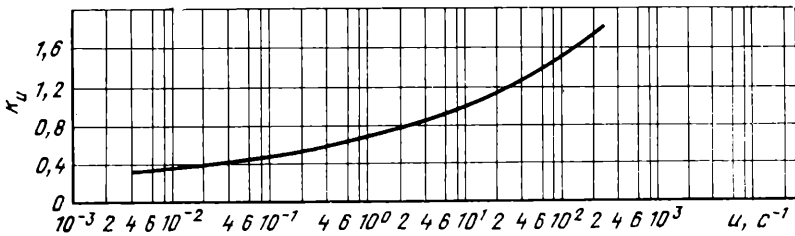


Рис. II.6. Скоростной k_υ коэффициент стали 08кп; $\sigma_{0,д} = 8,4 \text{ кгс/мм}^2$

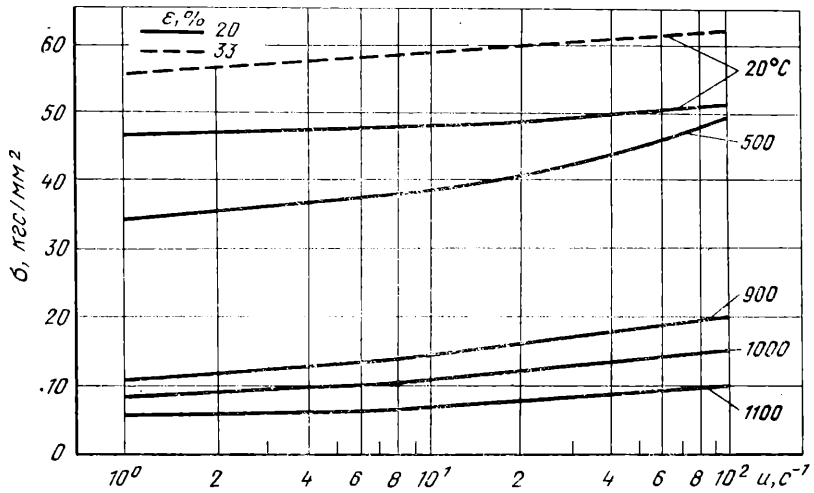


Рис. 11.7. Сопротивление деформации стали 08Ю (0,08 % С; 0,10 % Si; 0,35 % Mn; 0,03 % S; 0,02 % P; 0,03 % Cr; 0,10 % Ni; 0,04 % Al; 0,15 % Cu)

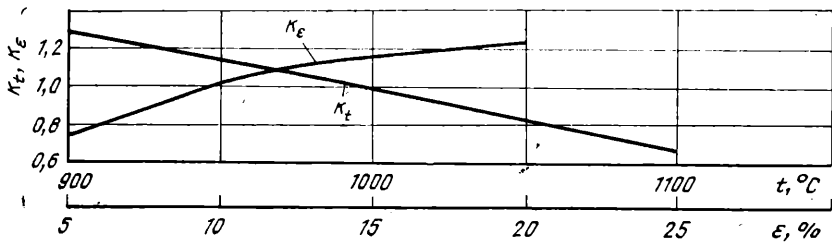


Рис. 11.8. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 08Ю

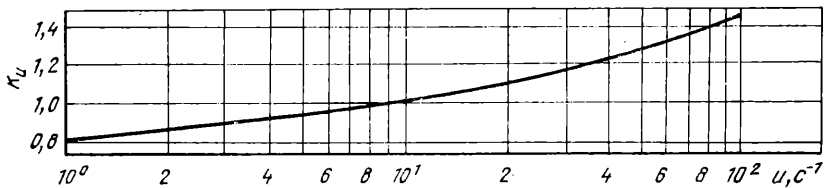


Рис. 11.9. Скоростной k_u коэффициент стали 08Ю, $\sigma_{0.2} = 8,5$ кг/мм²

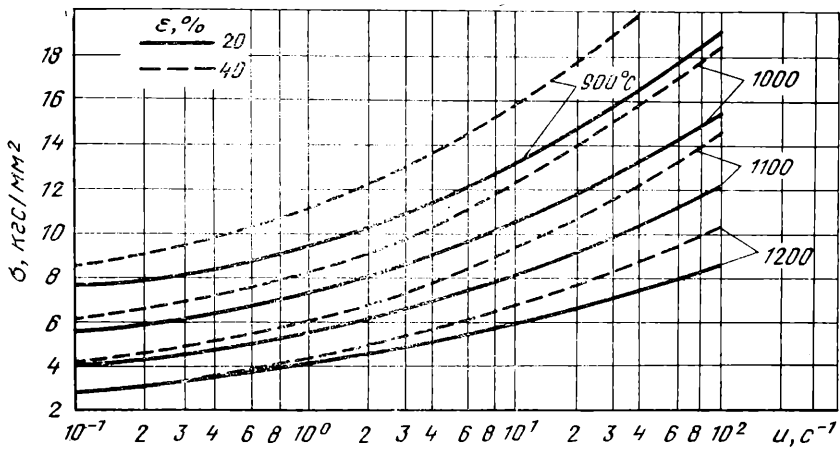


Рис. II.10. Сопротивление деформации стали 20 (0,20 % C; 0,37 % Si; 0,53 % Mn; 0,038 % S; 0,015 % P; 0,13 % Cr; 0,14 % Ni)

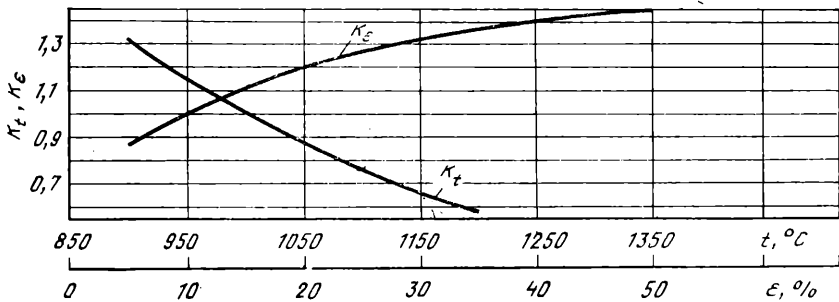


Рис. II.11. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 20

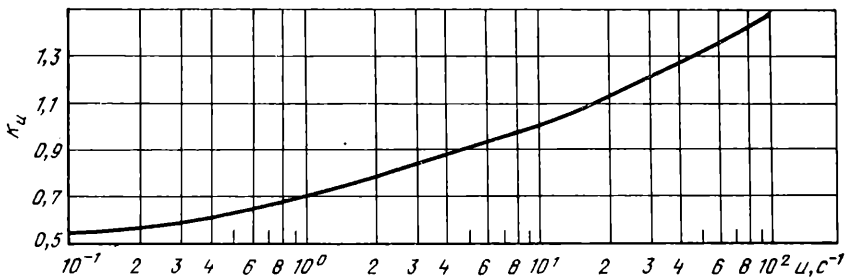


Рис. II.12. Скоростной k_ν коэффициент стали 20; $\sigma_{0,д} = 8,5 \text{ кгс/мм}^2$

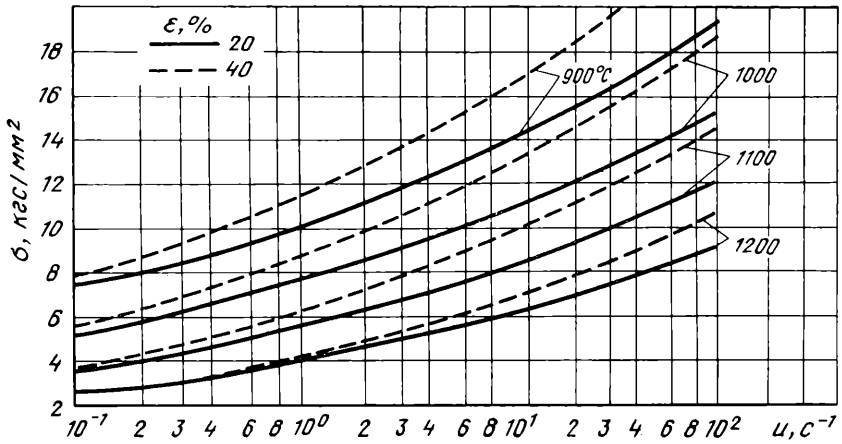


Рис. II.13. Сопротивление деформации стали Ст3 (0,20 % C; 0,28 % Si; 0,56 % Mn; 0,03 % Si; 0,10 % P; 0,12 % Cr; 0,15 % Ni).

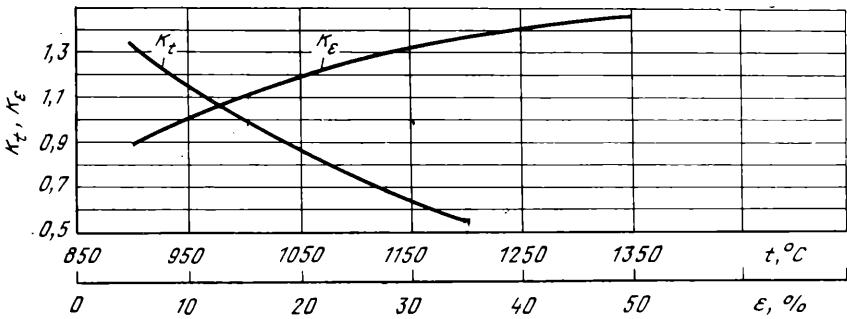


Рис. II.14. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали Ст3

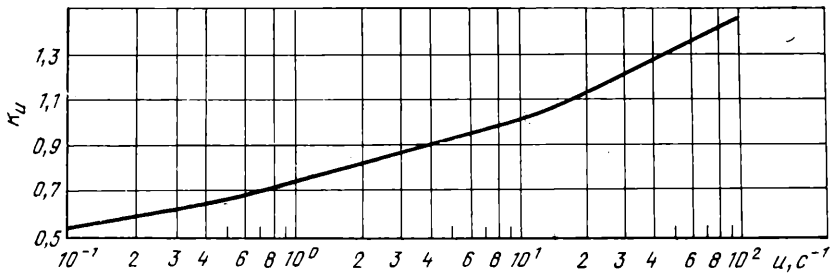


Рис. II.15. Скоростной k_ν коэффициент стали Ст3; $\sigma_{0, \text{д}} = 8,6 \text{ кгс/мм}^2$

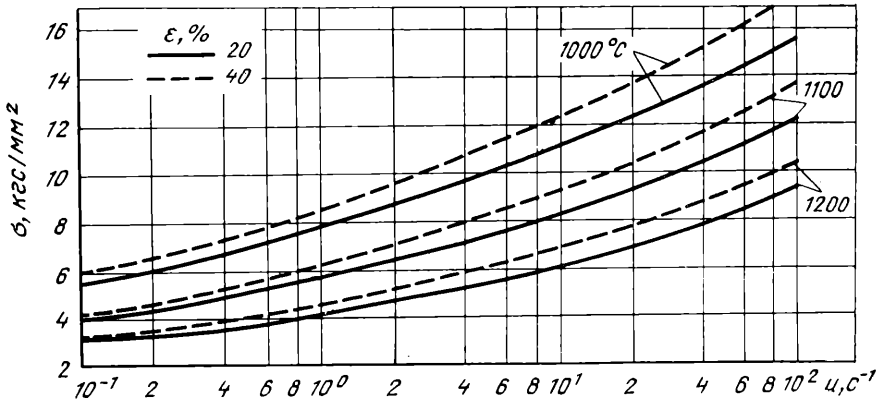


Рис. 11.16. Сопротивление деформации стали 45 (0,4 % C; 0,22 % Si; 0,53 % Mn; 0,028 % S; 0,025 % P; 0,07 % Cr; 0,11 % Ni)

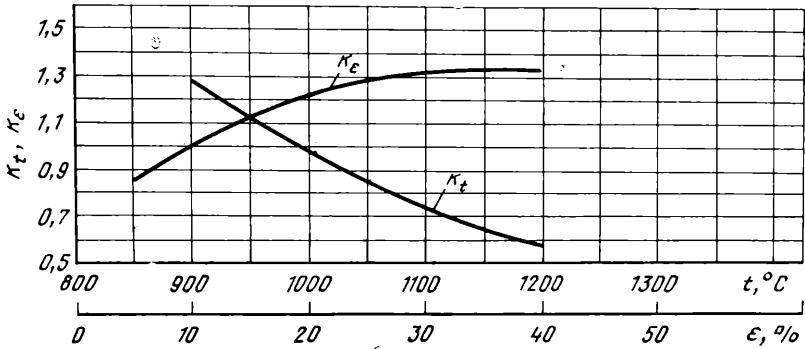


Рис. 11.17. Температурный k_t и степенной k_e коэффициенты стали 45

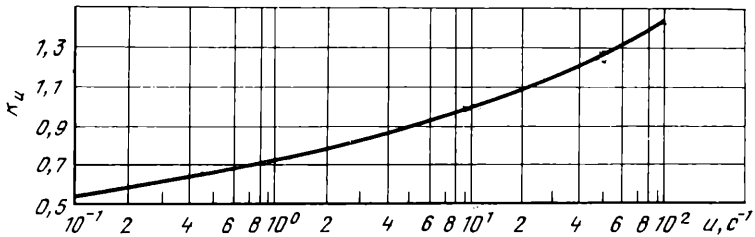


Рис. 11.18. Скоростной k_v коэффициент стали 45; $\sigma_{0,д} = 8,8$ кгс/мм²

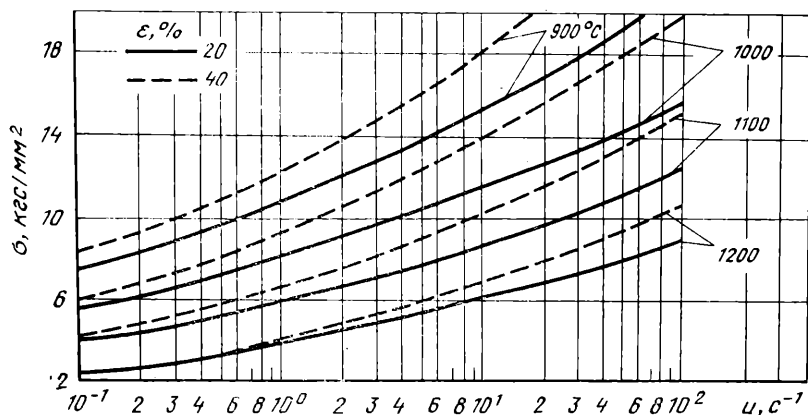


Рис. II.19. Сопротивление деформации стали Ст6 (0,56 % С; 0,37 % Si; 0,47 Mn; 0,035 % S; 0,05 % P; 0,12 % Cr; 0,15 % Ni)

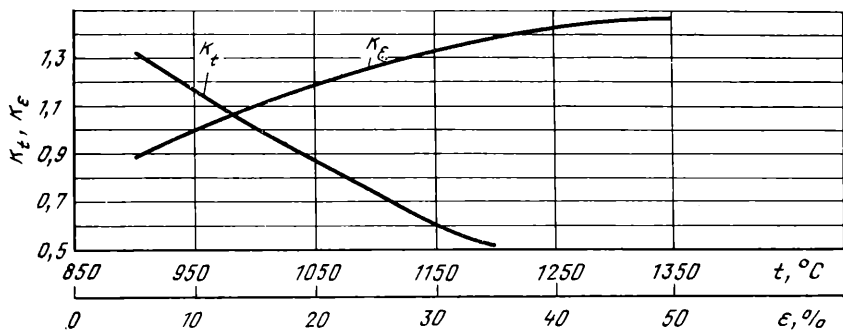


Рис. II.20. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали Ст6

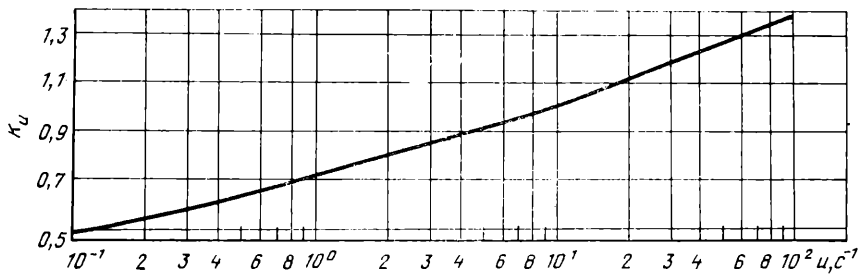


Рис. II.21. Скоростной k_u коэффициент стали Ст6; $\sigma_{0,2} = 9,2 \text{ кгс/мм}^2$

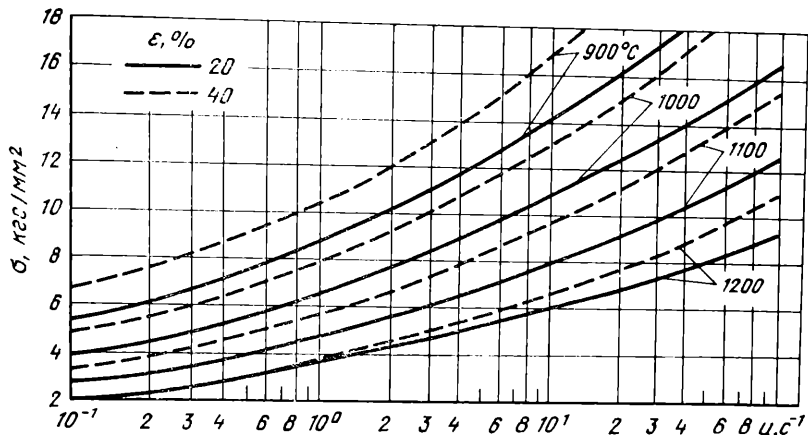


Рис. II.22. Сопротивление деформации стали У8 (0,80 % С; 0,37 % Si; 0,40 % Mn; 0,028 % S; 0,18 % P; 0,14 % Cr; 0,13 % Ni)

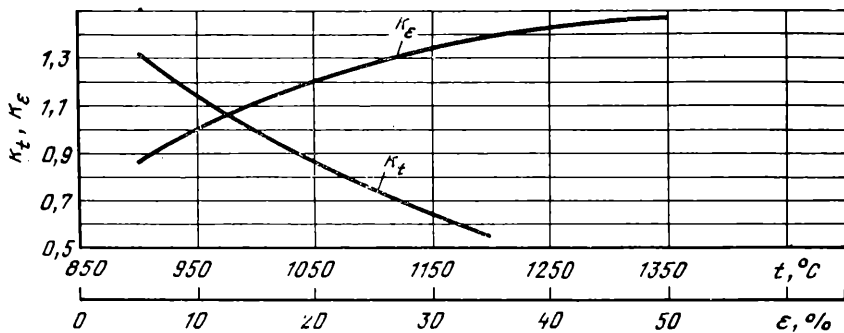


Рис. II.23. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали У8

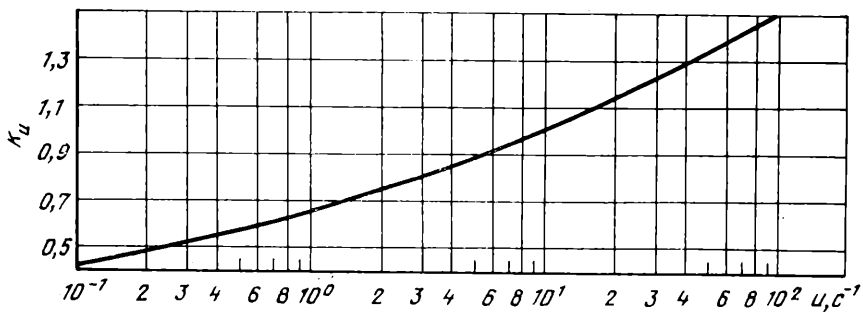


Рис. II.24. Скоростной k_ν коэффициент стали У8; $\sigma_{0,д} = 9,0 \text{ кгс/мм}^2$

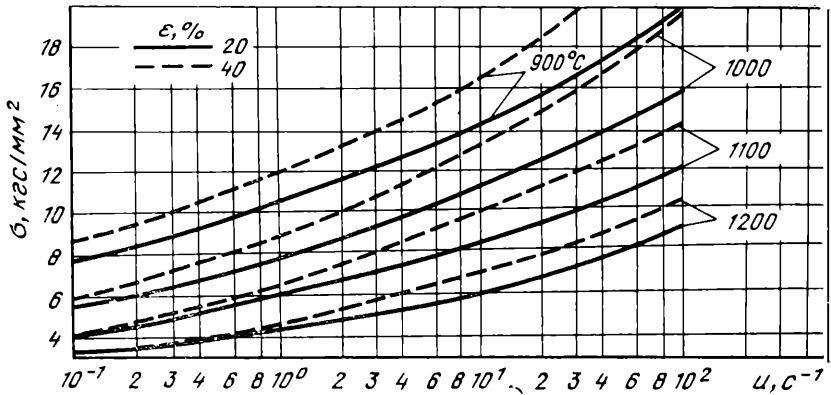


Рис. 11.25. Сопротивление деформации стали 40X (0,43 % С; 0,37 % Si; 0,74 % Mn; 0,034 % S; 0,03 % P; 1,10 % Cr; 0,17 % Ni)

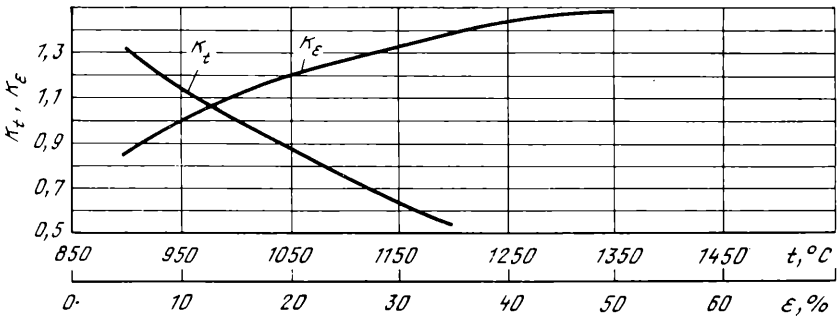


Рис. 11.26. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 40X

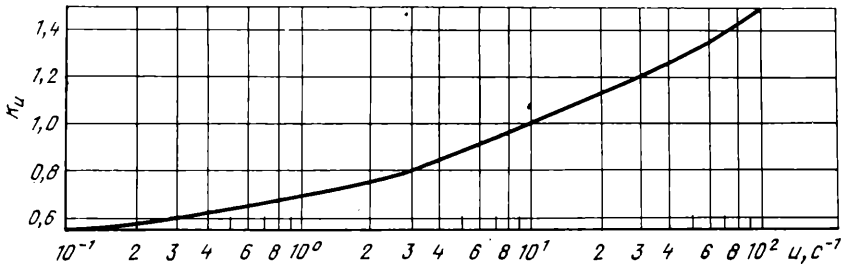


Рис. 11.27. Скоростной k_ν коэффициент стали 40X; $\sigma_0, \text{д} = 9,2 \text{ кгс/мм}^2$

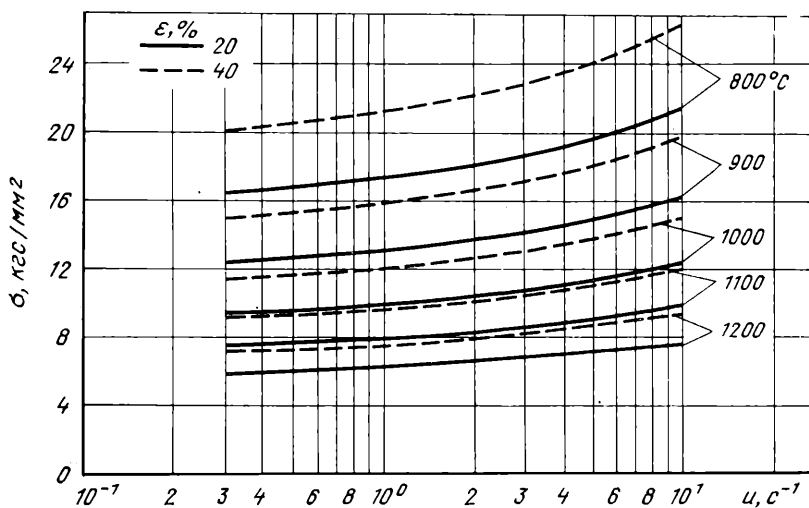


Рис. 11.28. Сопротивление деформации стали типа 10XН после горячей прокатки и отжига (0,10 % С; 0,42 % Si; 0,42 % Mn; 0,30 % Cu; 0,74 % Cr; 0,37 % Ni)

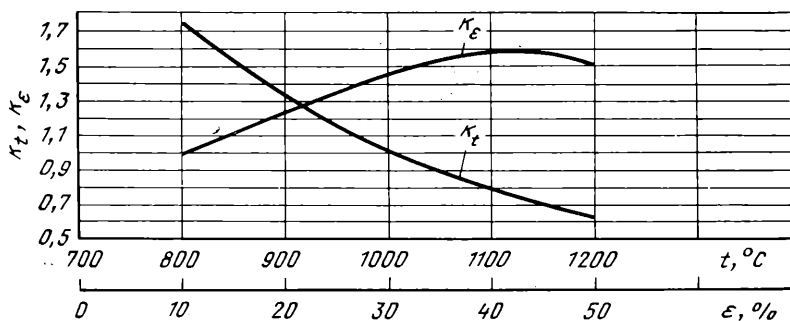


Рис. 11.29. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа 10XН

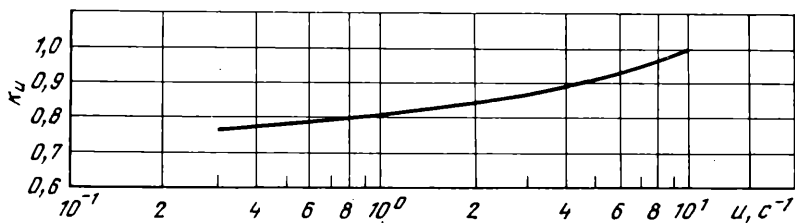


Рис. 11.30. Скоростной k_υ коэффициент стали типа 10XН; $\sigma_0, д$ — 9,5 кгс/мм

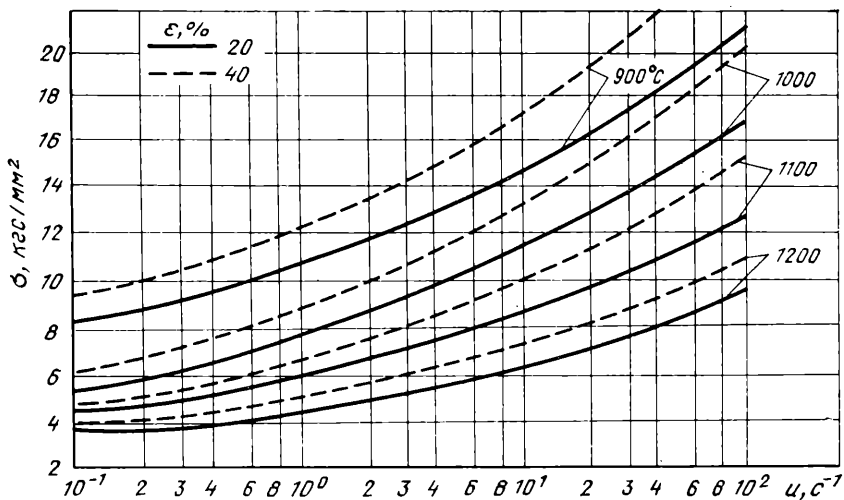


Рис. II.31. Сопротивление деформации стали ШХ15 (0,93 % С; 0,26 % Si; 0,34 % Mn; 0,015 % S; 0,028 % P; 1,48 % Cr; 0,16 % Ni)

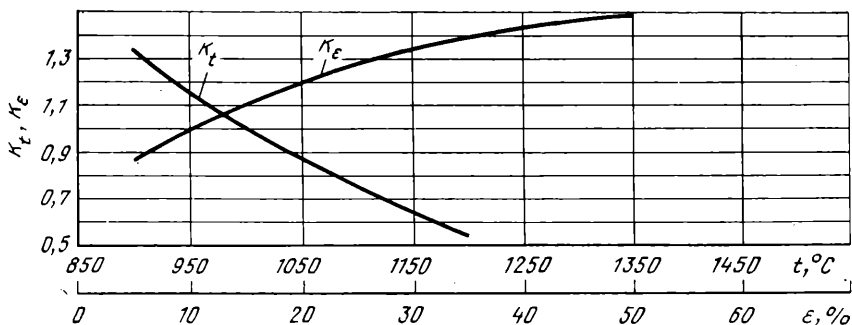


Рис. II.32. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали ШХ15

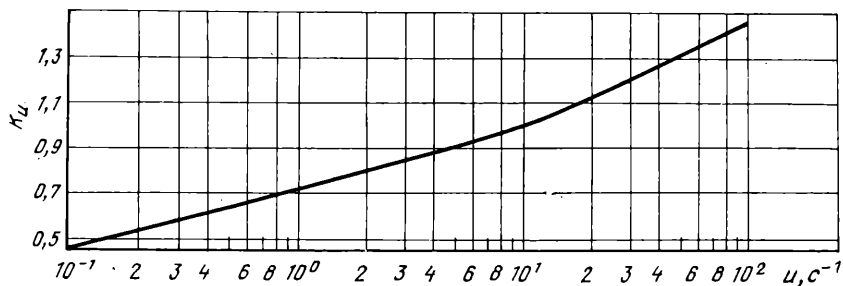


Рис. II.33. Скоростной k_ν коэффициент стали ШХ15; $\sigma_{0, \text{Д}} = 9,5$ кгс/мм²

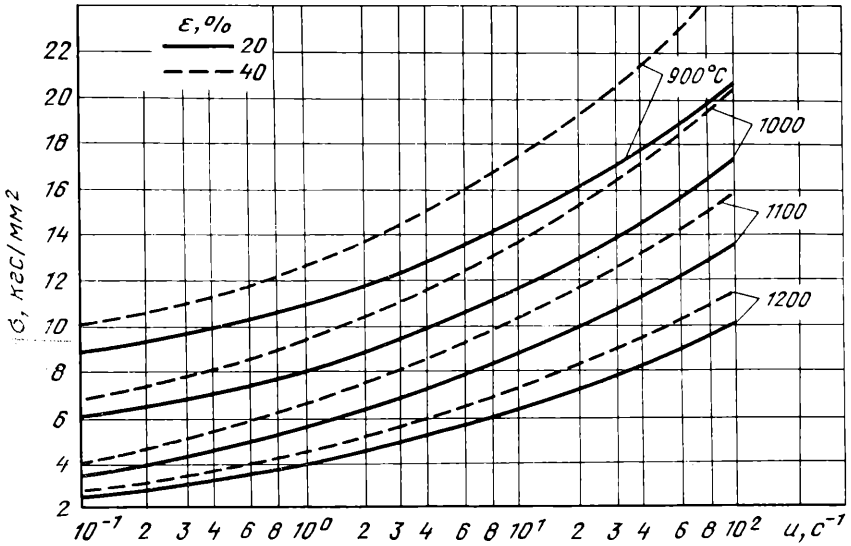


Рис. 11.34. Сопротивление деформации стали 15XCHD (0,13 % C; 0,63 % Si; 0,60 % Mn; 0,029 % S; 0,019 % P; 0,95 % Cr; 0,52 % Ni; 0,28 Cu)

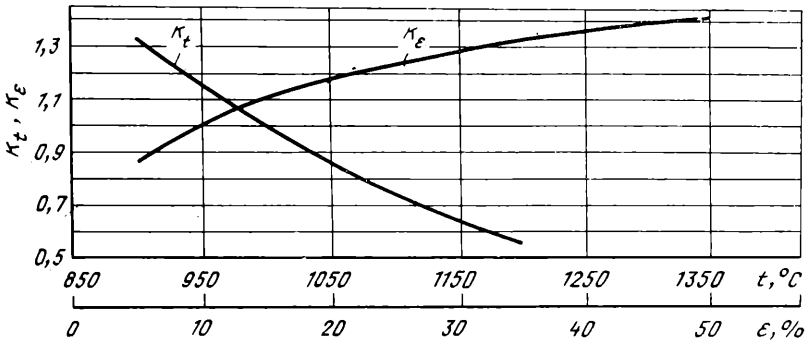


Рис. 11.35. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 15XCHD

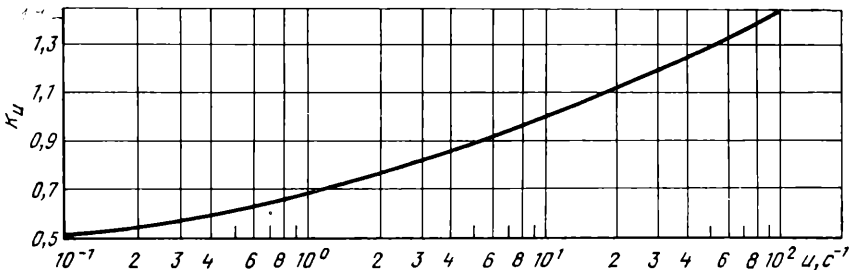


Рис. 11.36. Скоростной k_v коэффициент стали 15XCHD; $\sigma_{0,2} = 9,7$ кгс/мм²

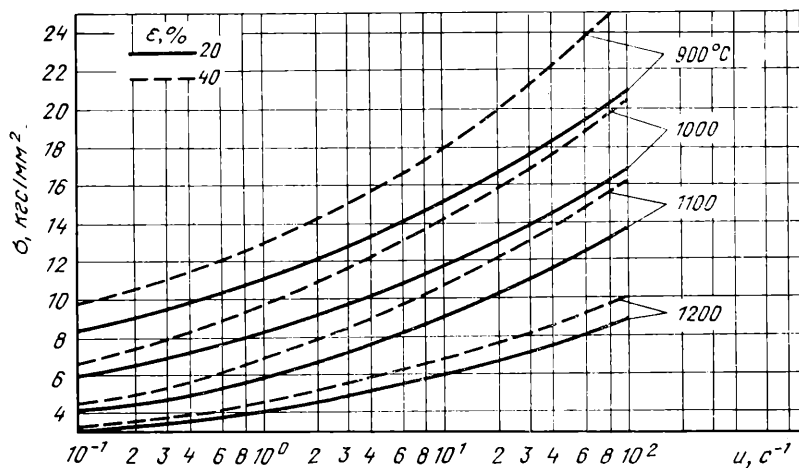


Рис. 11.37. Сопротивление деформации стали 14ГН (0,18 % С; 0,27 % Si; 0,85 % Mn; 0,036 % S; 0,040 % P; 1,10 % Cr; 0,55 % Ni)

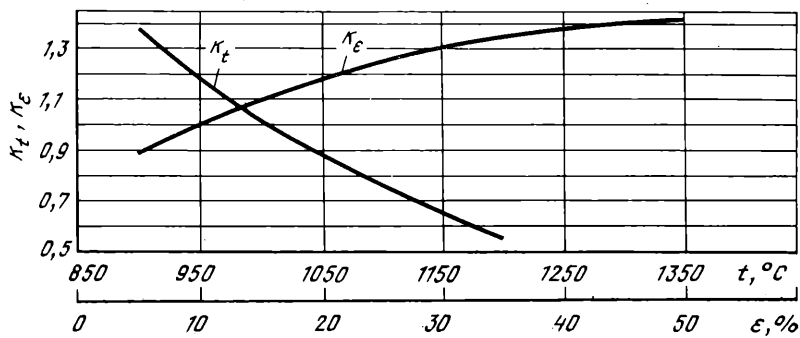


Рис. 11.38. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 14ГН

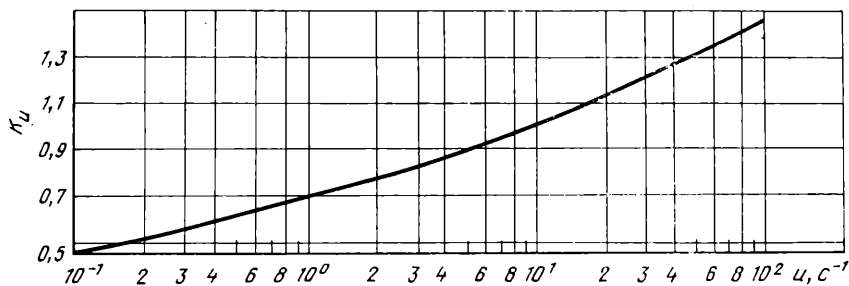


Рис. 11.39. Скоростной k_u коэффициент стали 14ГН; $\sigma_{0, \text{д}} = 9,9 \text{ кгс/мм}^2$

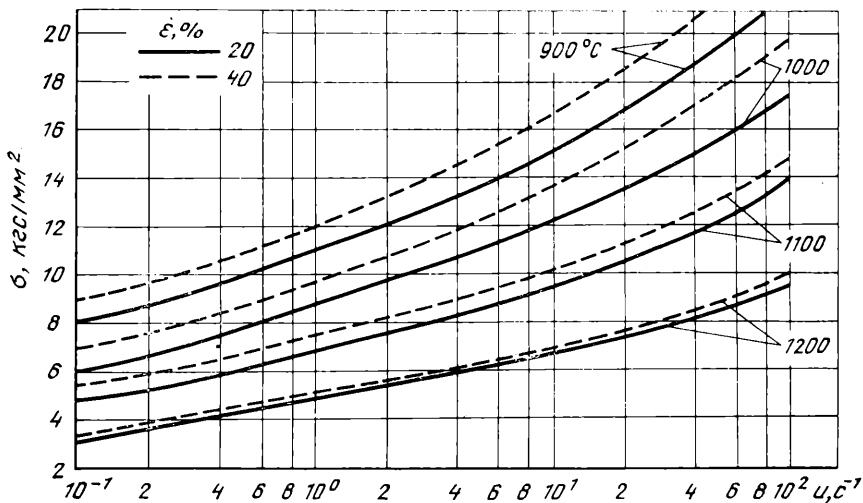


Рис. 11.40. Сопротивление деформации стали 12ХН3А (0,13 % С; 0,29 % Si; 0,40 % Mn; 0,015 % S; 0,014 % P; 0,98 % Cr; 3,02 Ni)

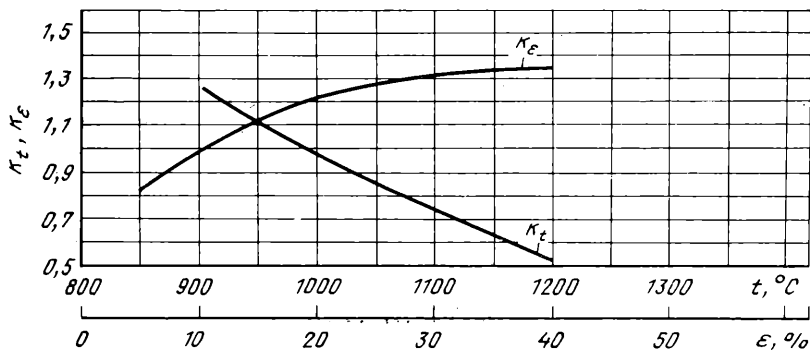


Рис. 11.41. Температурный k_t и степенной k_{ϵ} коэффициенты стали 12ХН3А

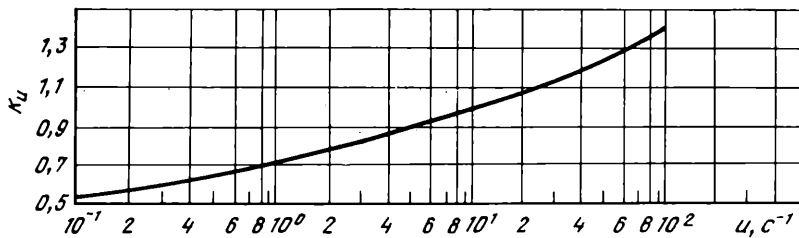


Рис. 11.42. Скоростной k_u коэффициент стали 12ХН3А; $\sigma_{0, \text{д}} = 10,0 \text{ кгс/мм}^2$

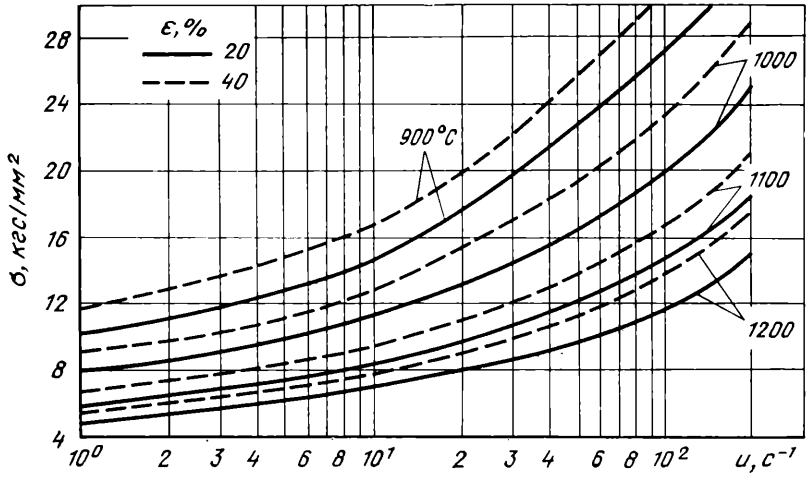


Рис. II.43. Сопротивление деформации стали 18ХГТ (0,22 % С; 0,25 % Si; 0,86 % Mn; $\leq 0,019$ % S; $\leq 0,023$ % P; 1,16 % Cr; 0,22 % Ni)

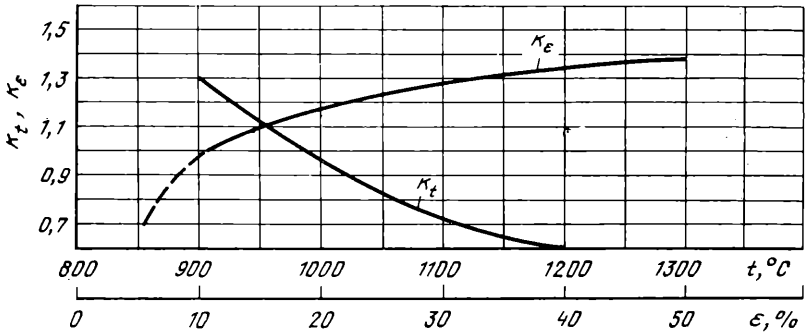


Рис. II.44. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 18ХГТ

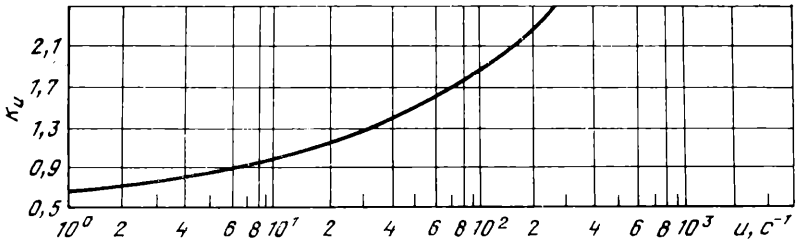


Рис. II.45. Скоростной k_u коэффициент стали 18ХГТ; $\sigma_{0, d} = 9,5$ кгс/см²

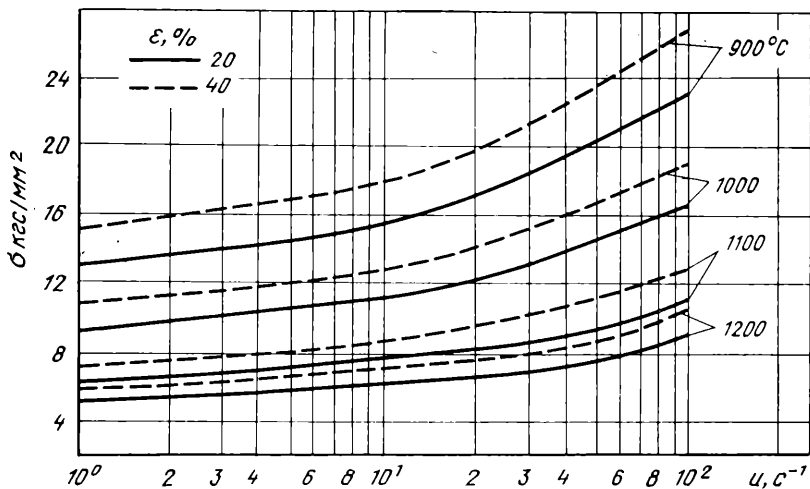


Рис. II.46. Сопротивление деформации стали 45XН (0,45 % С; 0,32 % Si; 0,75 % Mn; 0,61 % Cr; 1,22 % Ni)

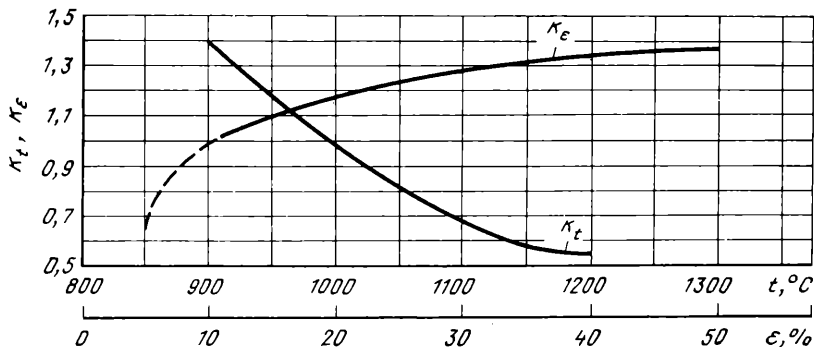


Рис. II.47. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 45XН

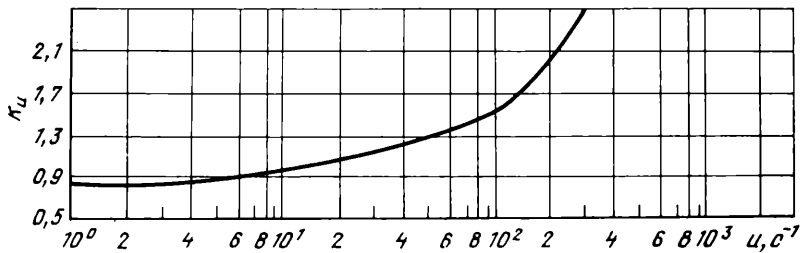


Рис. II.48. Скоростной k_u коэффициент стали 45XН; $\sigma_{0.2} = 9,5 \text{ кгс/мм}^2$

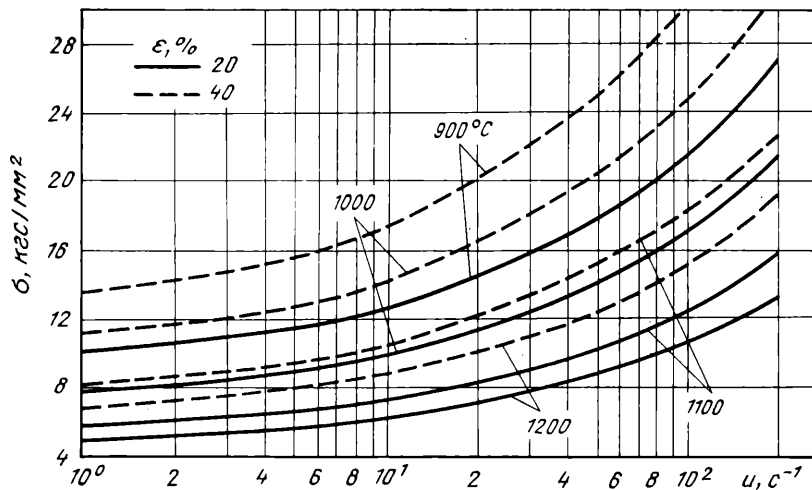


Рис. 11.49. Сопротивление деформации стали 20XГНР (0,18 % С; 0,29 % Si; 0,92 % Mn; ≤ 0,016 % S; 0,025 % P; 0,91 % Cr; 0,99 % Ni)

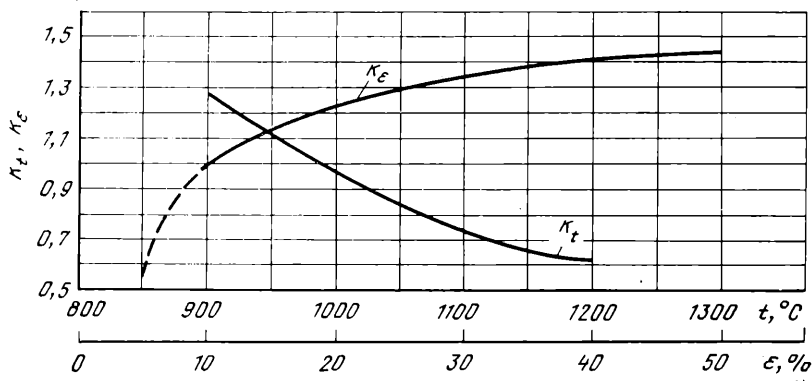


Рис. 11.50. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 20XГНР

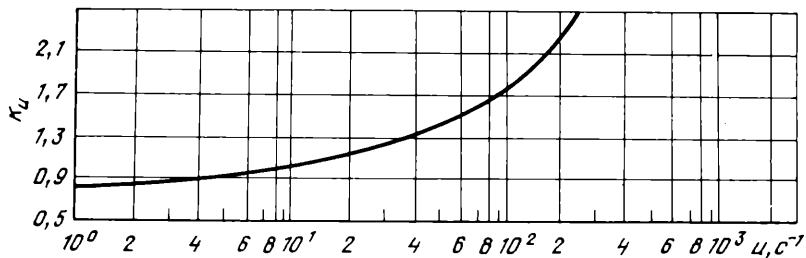


Рис. 11.51. Скоростной k_u коэффициент стали 20XГНР; σ_0 д = 10,0 кгс/мм²

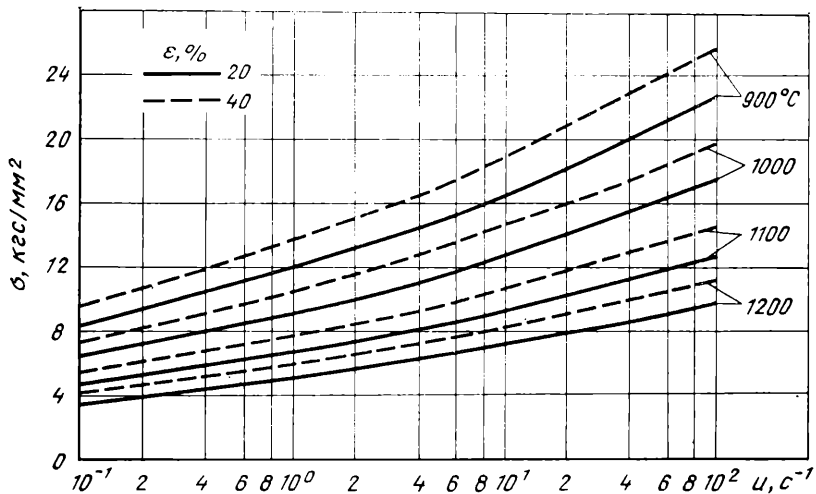


Рис. II.52. Сопротивление деформации стали 30ХГСА (0,31 % С; 1,05 % Si; 0,95 % Mn; 0,013 % S; 0,024 % P; 0,96 % Cr; 0,10 % Ni; 0,10 % Cu)

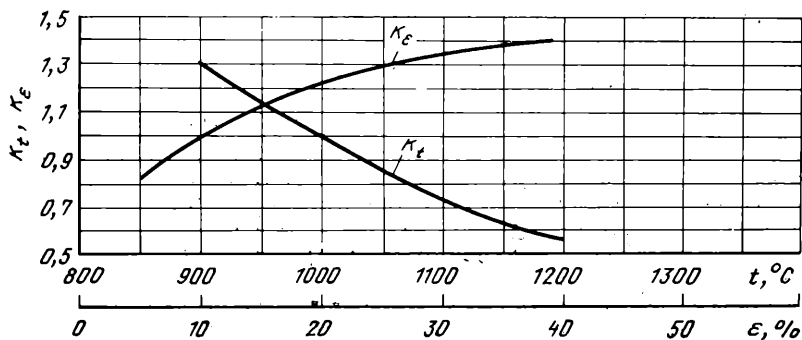


Рис. II.53. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты стали 30ХГСА

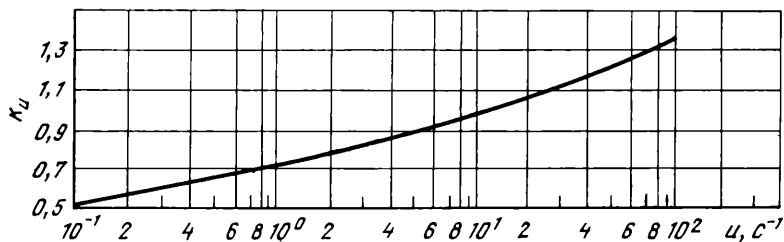


Рис. II.54. Скоростной κ_ν коэффициент стали 30ХГСА; $\sigma_{0,Д} = 10,5 \text{ кгс/мм}^2$

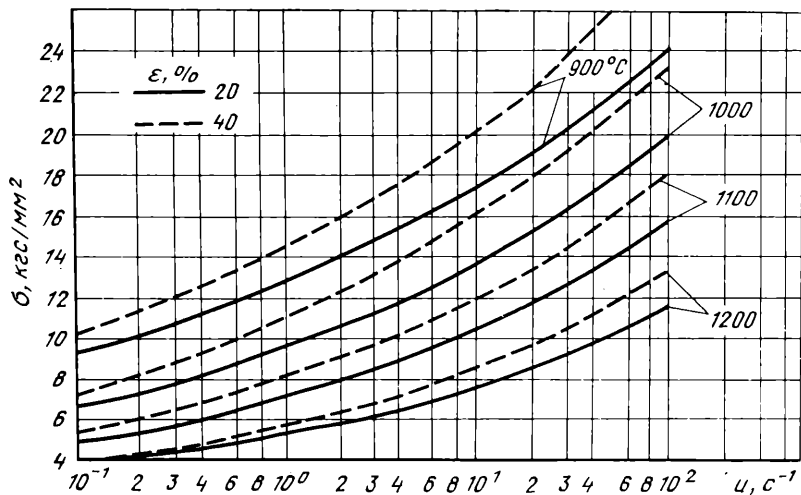


Рис. II.55. Сопротивление деформации стали 60C2 (0,56 % C; 1,80 % Si; 0,78 % Mn; 0,02 % S; 0,01 P; 0,13 % Cr; 0,30 % Ni)

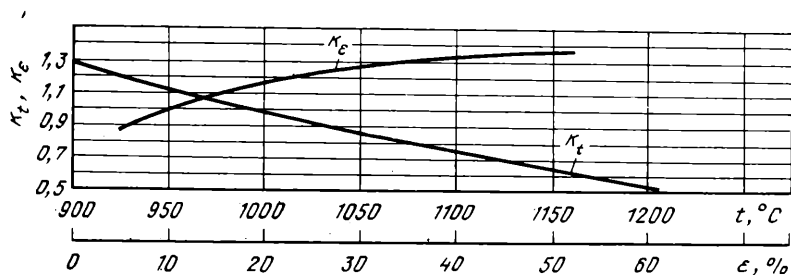


Рис. II.56. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали 60C2

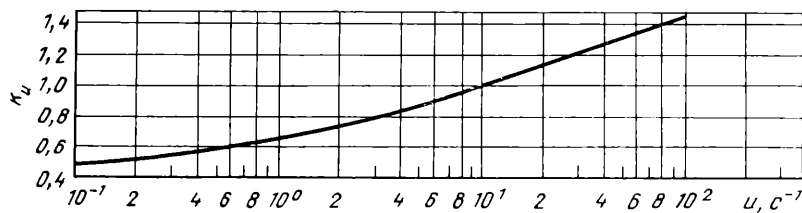


Рис. II.57. Скоростной k_υ коэффициент стали 60C2; $\sigma_0 \cdot d = 11,4 \text{ кгс/мм}^2$

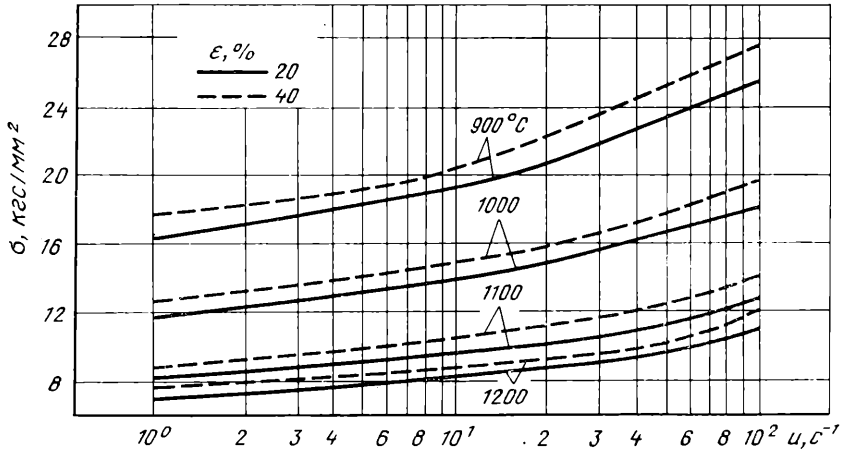


Рис. II.58. Сопротивление деформации стали типа молибденомарганцовистой (0,35 % С; 0,27 % Si; 1,49 % Mn; 0,041 % S; 0,037 % P; 0,03 Cr; 0,11 % Ni; 0,28 % Mo)

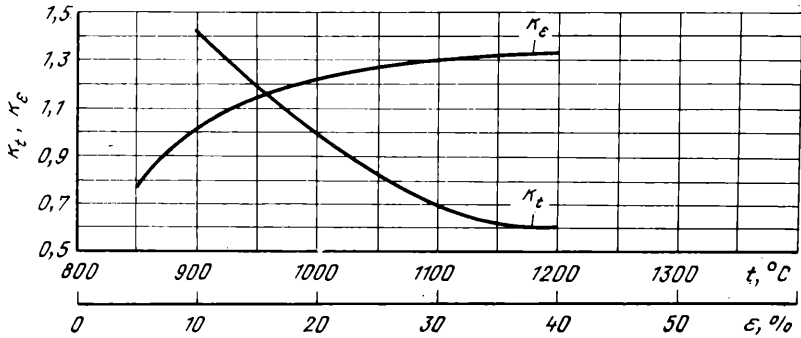


Рис. II.59. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты стали типа молибденомарганцовистой

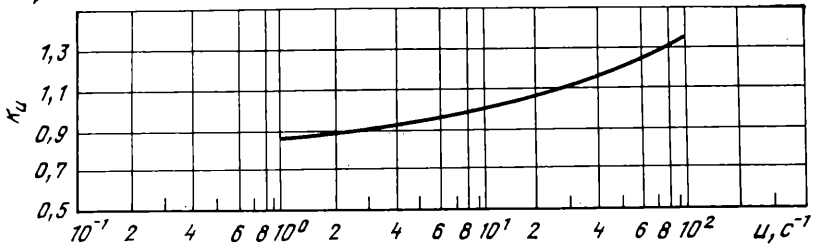


Рис. II.60. Скоростной κ_ν коэффициент стали типа молибденомарганцовистой $\sigma_0, \text{ д} = 11,0 \text{ кгс/мм}^2$

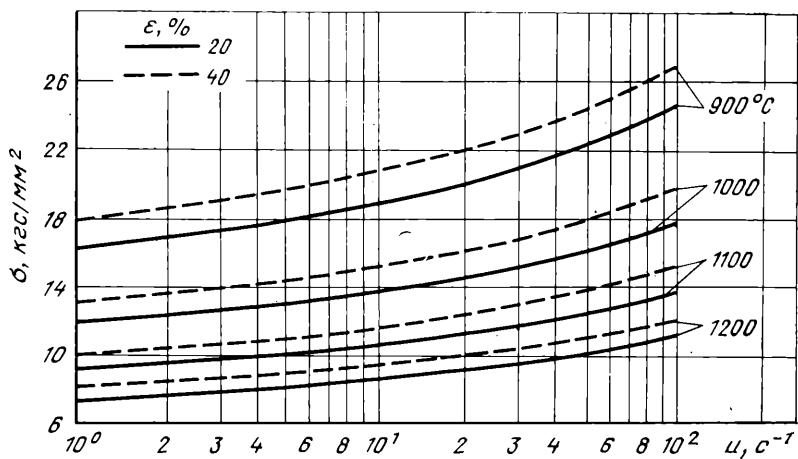


Рис. II.61. Сопротивление деформации стали типа хромомолибденовой (0,26 % С; 0,35 % Si; 0,57 % Mn; 0,009 % S; 0,023 % P; 0,03 % Cr; 0,29 % Ni; 0,49 % Mo

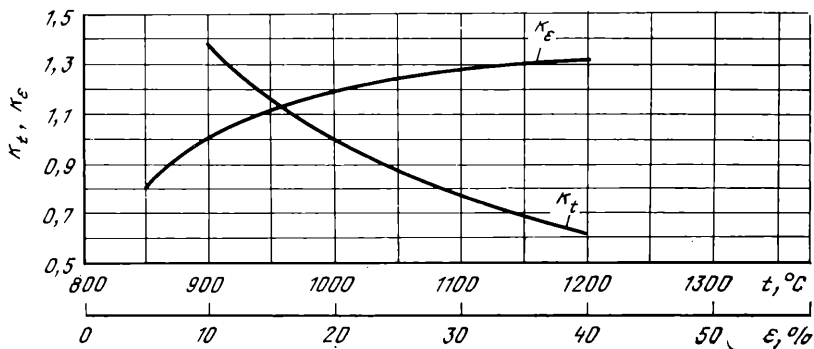


Рис. II.62. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа хромомолибденовой

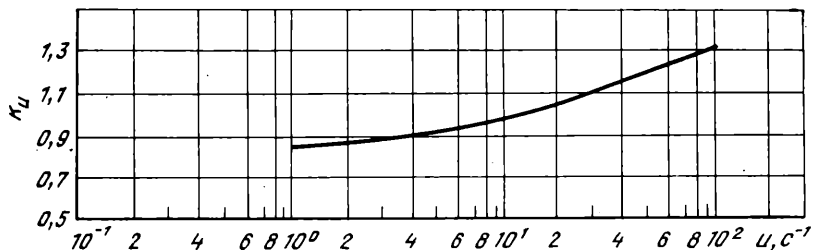


Рис. II.63. Скоростной k_υ коэффициент стали типа хромомолибденовой, $\sigma_0, \text{Д} = 11,5 \text{ кгс/мм}^2$

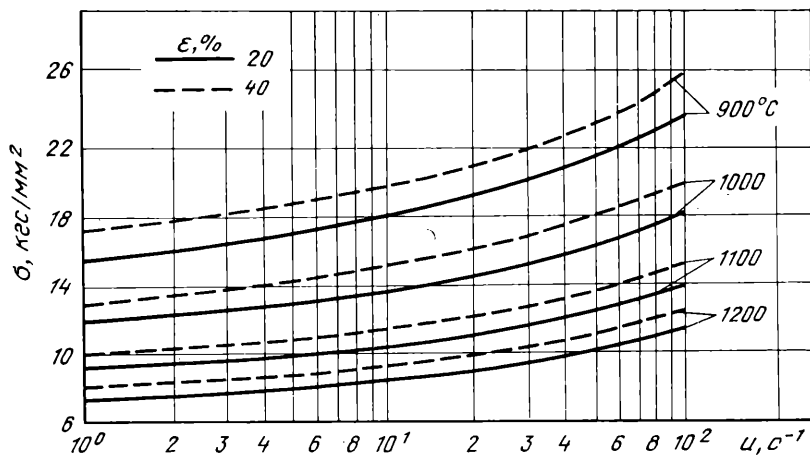


Рис. II.64. Сопротивление деформации стали типа кремнемарганцовистой стали (0,61 % C; 1,58 % Si; 0,94 % Mn; 0,038 % S; 0,035 % P; 0,12 % Cr; 0,27 % Ni; 0,06 % Mo)

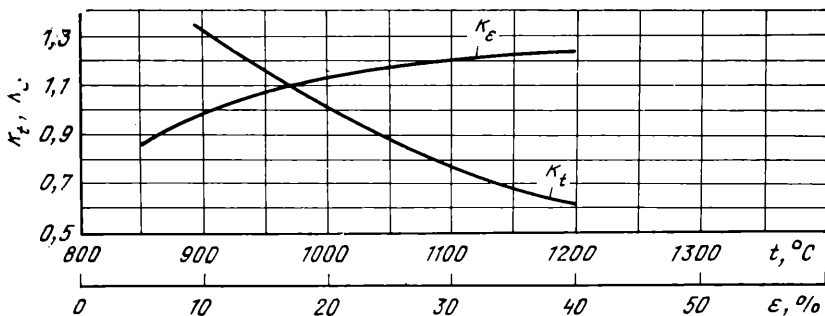


Рис. II.65. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа кремнемарганцовистой

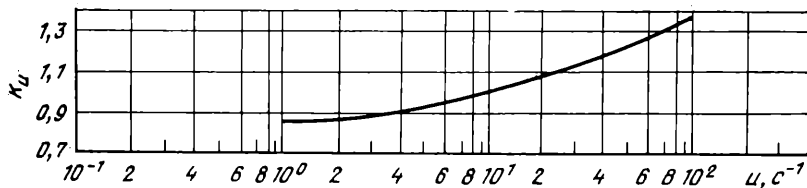


Рис. II.66. Скоростной $k_\dot{\epsilon}$ коэффициент стали типа кремнемарганцовистой; $\sigma_{0.2} = 12,0$ кгс/мм²

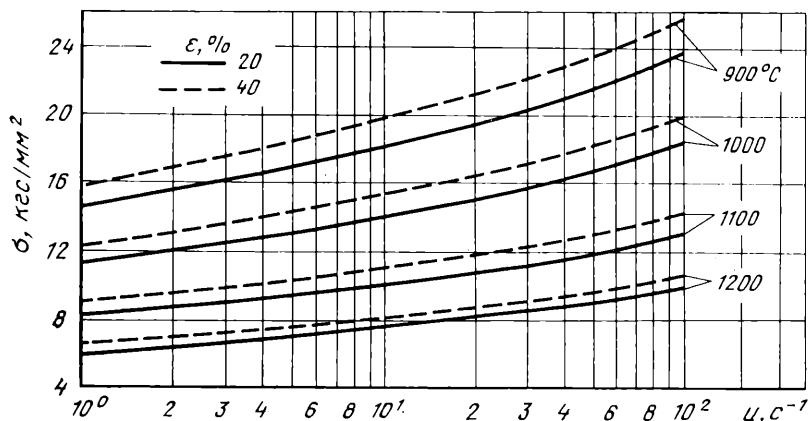


Рис. II.67. Сопротивление деформации стали типа хромоникельмолибденовой (0,35 % С; 0,27 % Si; 0,66 % Mn; 0,023 % S; 0,029 % P; 0,59 % Cr; 2,45 % Ni; 0,59 % Mo)

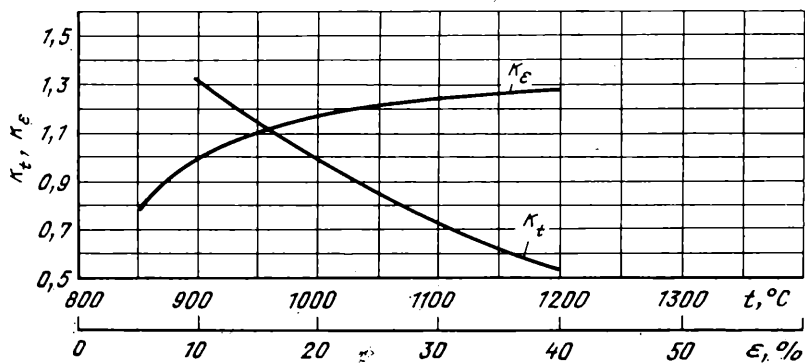


Рис. II.68. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа хромоникельмолибденовой

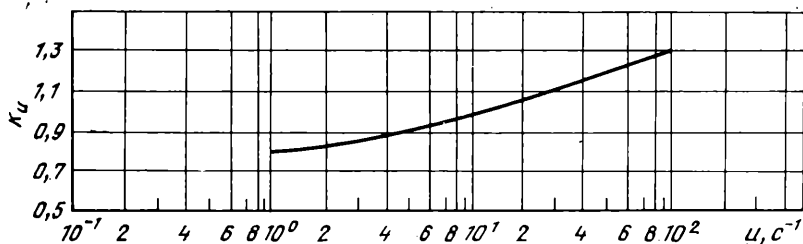


Рис. II.69. Скоростной k_ν коэффициент стали типа хромоникельмолибденовой $\sigma_0, \text{Д} = 12,0 \text{ кг/мм}^2$

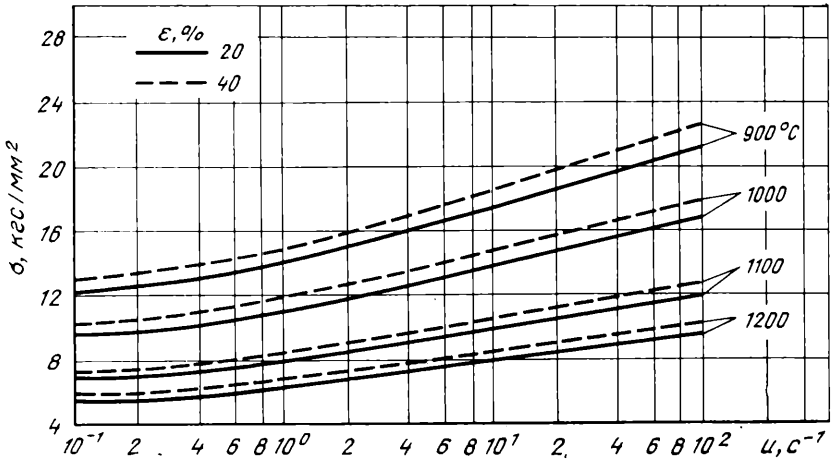


Рис. II.70. Сопротивление деформации стали 18ХНВА (0,16 % С; 0,28 % Si; 0,39 % Mn; 0,012 % S; 0,024 % P; 1,46 % Cr; 4,22 % Ni; 0,05 % Mo; 0,80 W)

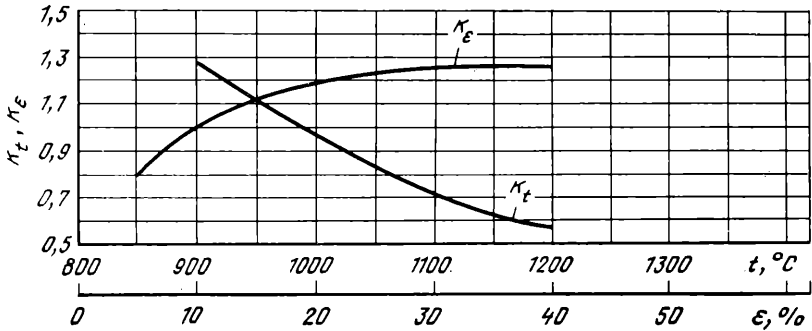


Рис. II.71. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты стали 18ХНВА

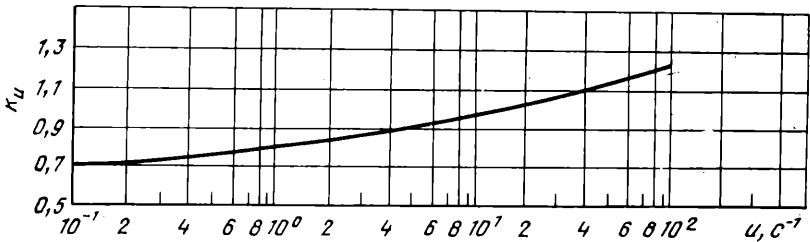


Рис. II.72. Скоростной κ_v коэффициент стали 18ХНВА; $\sigma_{0, d} = 11,5 \text{ кгс/мм}^2$

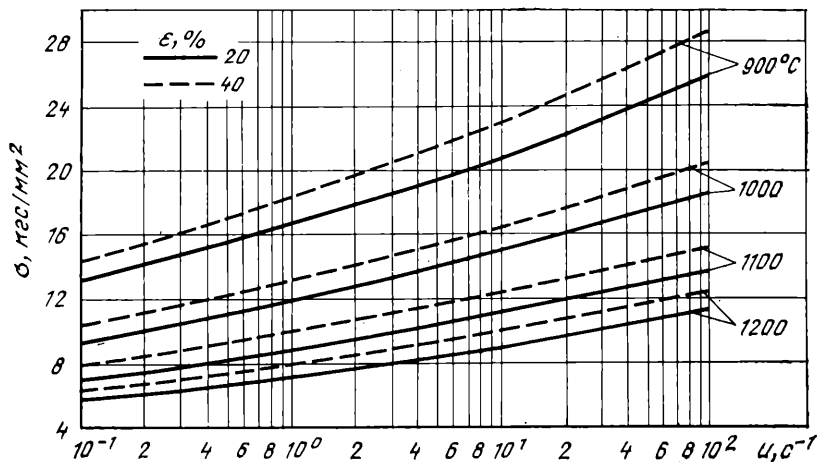


Рис. 11.73. Сопротивление деформации стали ХВГ (0,95 % С; 0,22 % Si; 0,91 % Mn; 0,012 % S; 0,024 % P; 1,07 Cr; 0,21 % Ni; 1,2 % W)

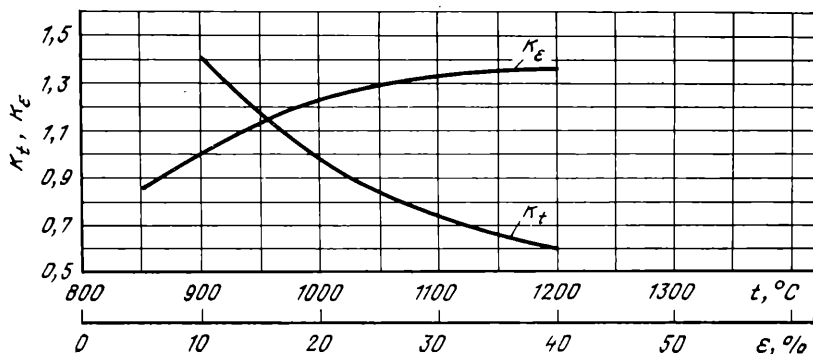


Рис. 11.74. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали ХВГ

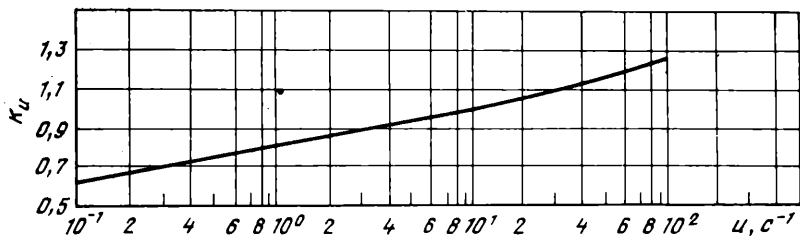


Рис. 11.75. Скоростной k_u коэффициент стали ХВГ; $\sigma_{0.2} = 12,0$ кгс/мм²

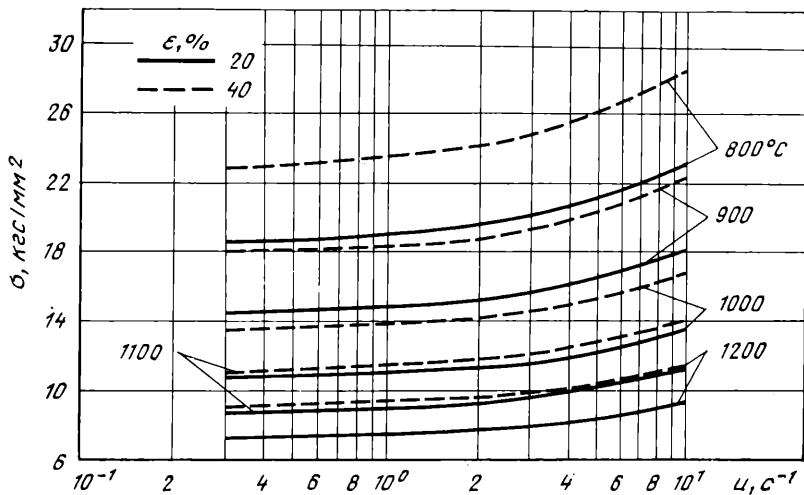


Рис. II.76. Сопротивление деформации стали типа 12XHMΦA (0,12 % C; 0,26 % Si; 0,78 % Mn; 0,51 % Cr; 0,87 % Ni; 0,34 % Cu; 0,44 % Mo)

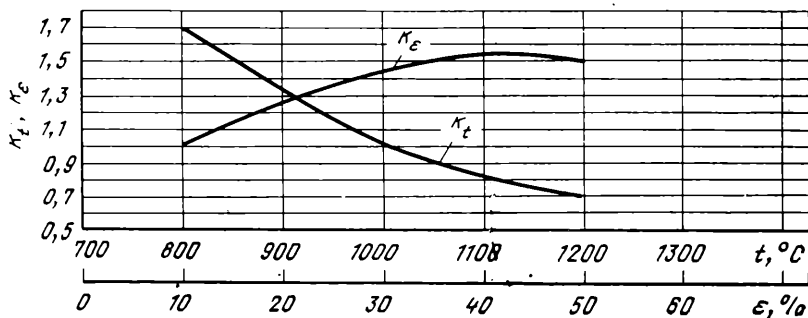


Рис. II.77. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты стали типа 12XHMΦA

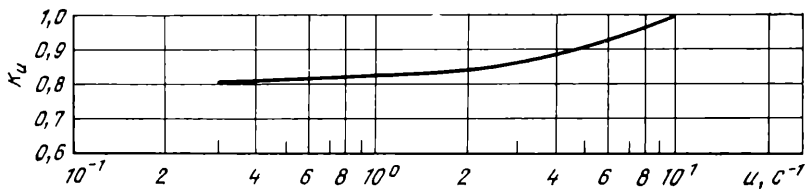


Рис. II.78. Скоростной k_u коэффициент стали типа 12XHMΦA; $\sigma_{0, д} = 10,8 \text{ кг/мм}^2$

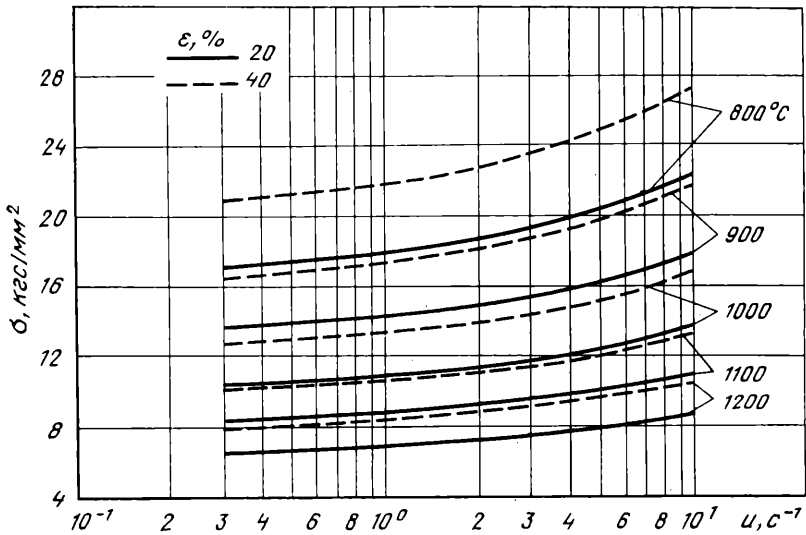


Рис. II.79. Сопротивление деформации стали типа 20XГНМ (0,18 С; 0,37 % Si; 1,07 % Mn; 0,49 % Cr; 0,41 % Ni; 0,40 % Mo)

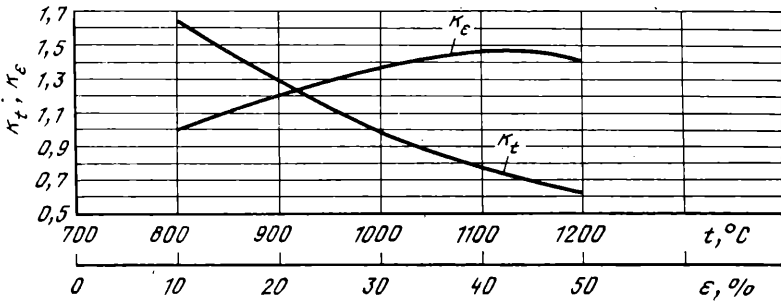


Рис. II.80. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа 20XГНМ

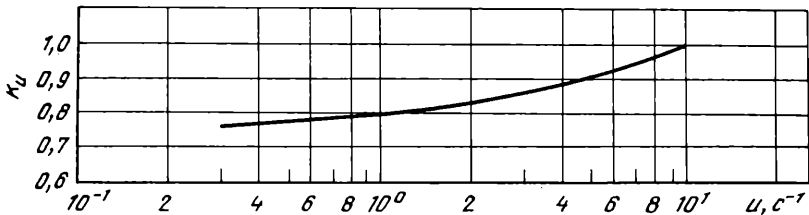


Рис. II.81. Скоростной k_u коэффициент стали типа 20XГНМ; σ_0 ; $d = 11,2$ кгс/мм²

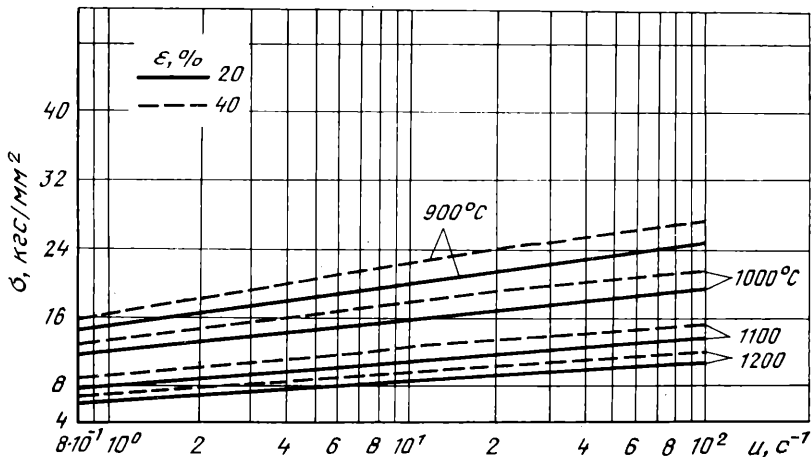


Рис. 11.82. Сопротивление деформации стали типа 15X5M (0,15 % C; 0,5 % Si; 0,45 % Mn; 4–6 % Cr; 0,6 % Mo)

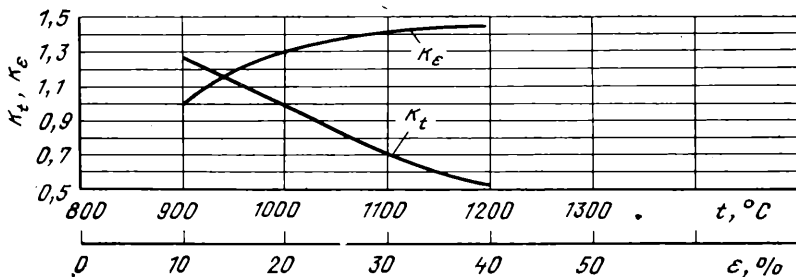


Рис. 11.83. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа 15X5M

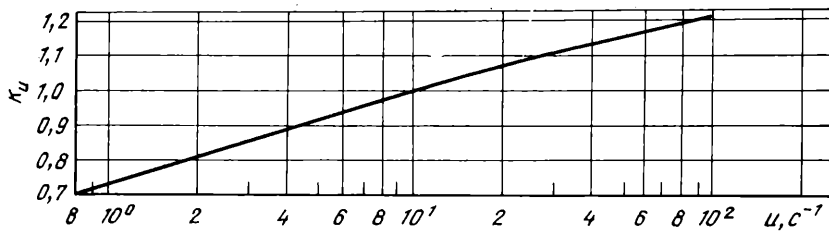


Рис. 11.84. Скоростной k_u коэффициент стали типа 15X5M; $\sigma_{0,2} = 12,3$ кгс/мм²

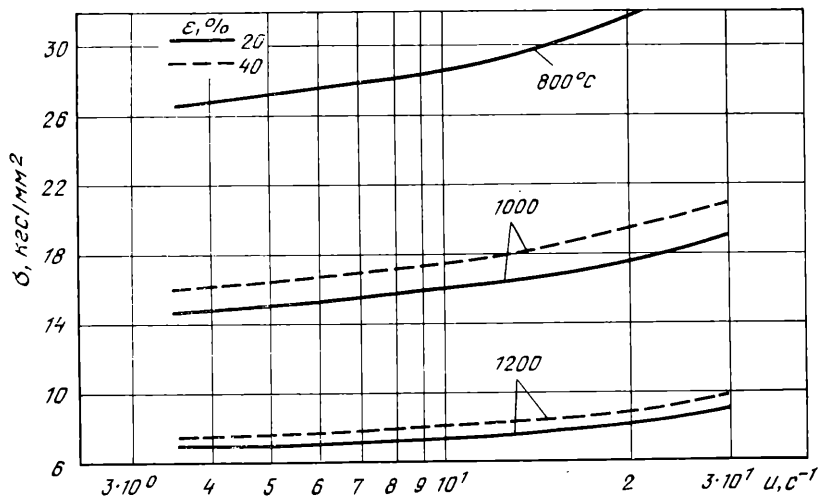


Рис. 11.85. Сопротивление деформации стали типа 20X5HG2 (0,18 % C; 0,36 % Si; 1,68 % Mn; 4,36 % Cr; 1,22 % Ni)

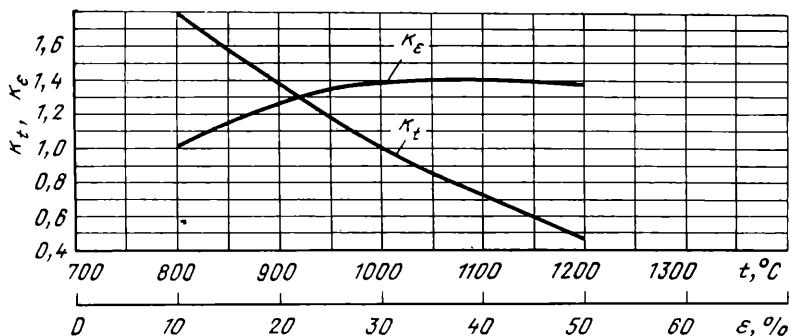


Рис. 11.86. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты стали типа 20X5HG2

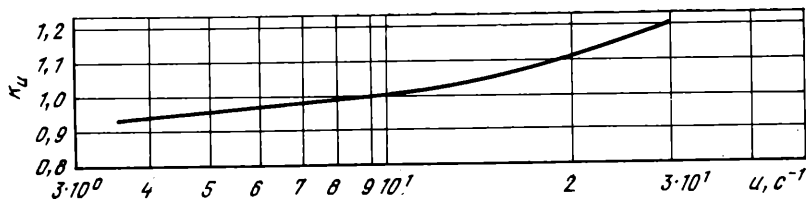


Рис. 11.87. Скоростной κ_u коэффициент стали типа 20X5HG2; $\sigma_{0.2} = 12,4$ кгс/мм²

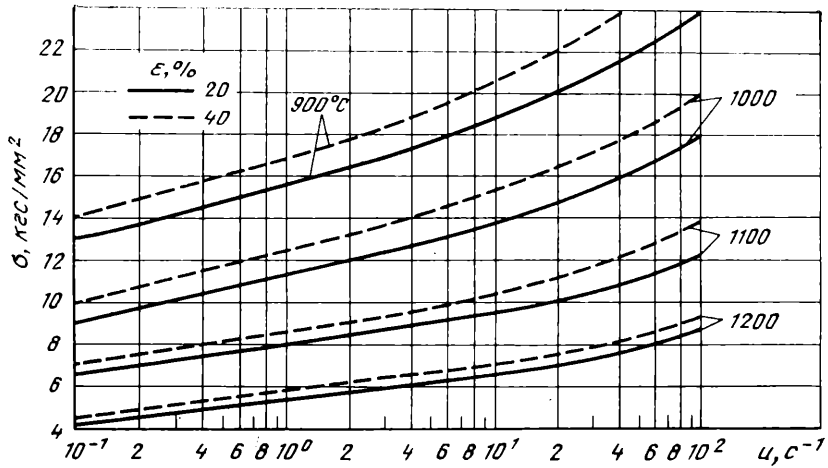


Рис. II.88. Сопротивление деформации стали 4X13 (0,35 % C; 0,33 % Si; 0,30 % Mn 0,018 % S; 0,022 % P; 12,67 % Cr; 0,10 % Ni)

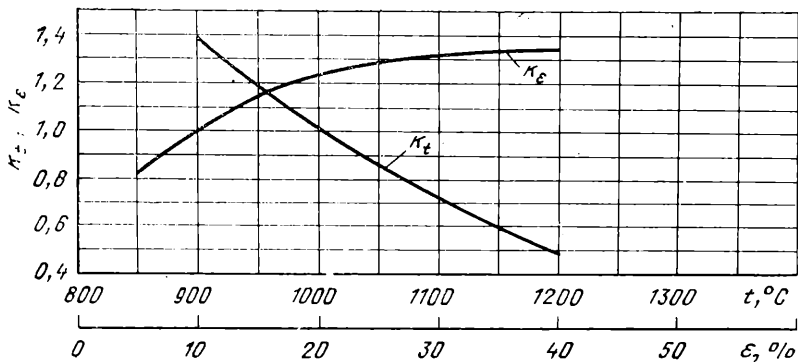


Рис. II.89. Температурный k_t и степенной k_e коэффициенты стали 4X13

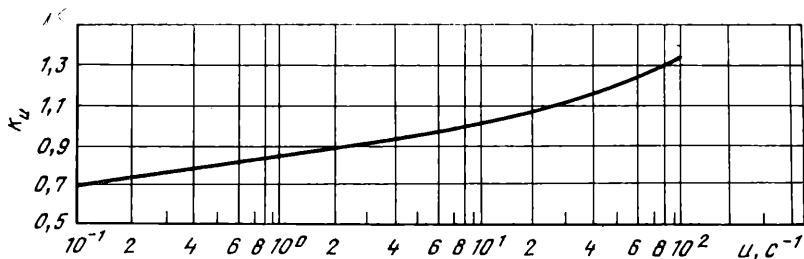


Рис. II.90. Скоростной k_v коэффициент стали 4X13. $\sigma_0, d = 10,9$ кгс/мм²

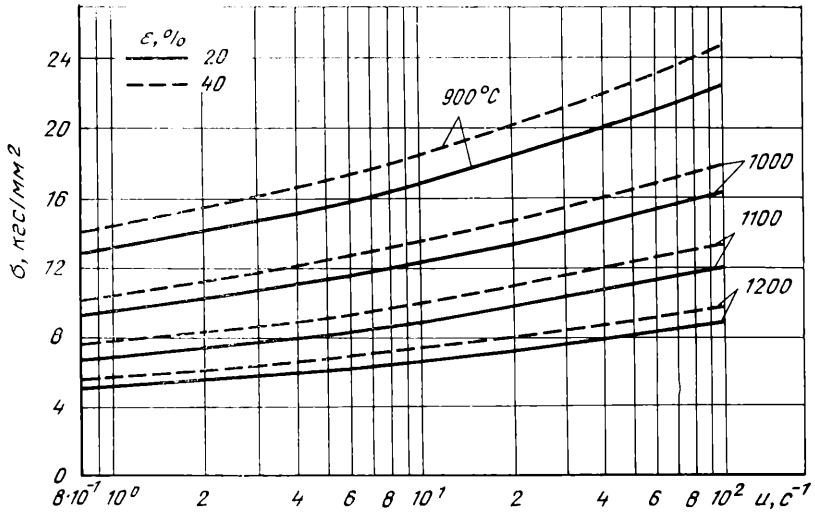


Рис. II.91. Сопротивление деформации стали типа X16H5M4 после горячей прокатки и отжига (0,05 % C; 0,45 % Si; 0,68 % Mn; 16,47 % Cr; 4,71 % Ni; 4,25 % Mo)

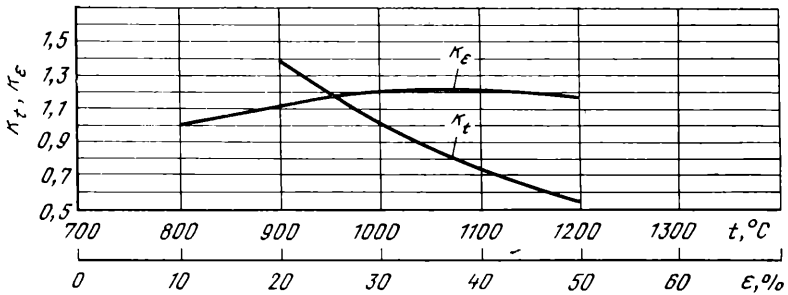


Рис. II.92. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа X16H5M4

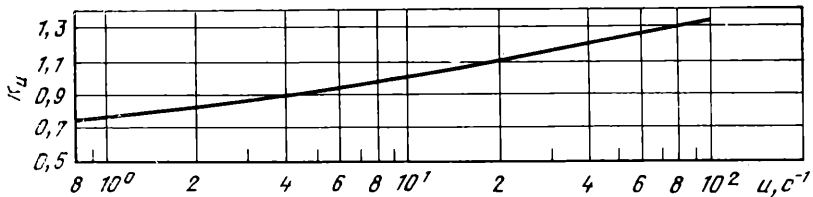


Рис. II.93. Скоростной k_ν коэффициент стали типа X16H5M4; σ_0 д = 11,0 кгс/мм²

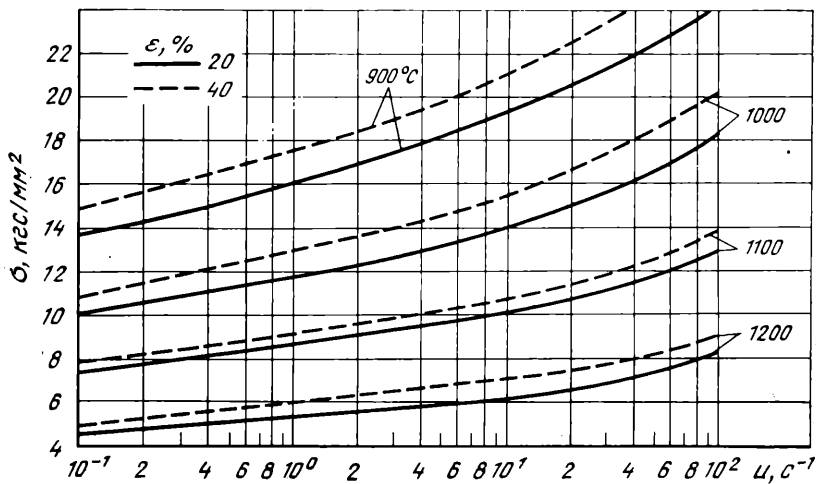


Рис. II.94. Сопротивление деформации стали X17H2 (0,13 % C; 0,22 % Si; 0,49 % Mn; 0,012 % S; 0,02 % P; 17,80 % Cr; 2,06 % Ni)

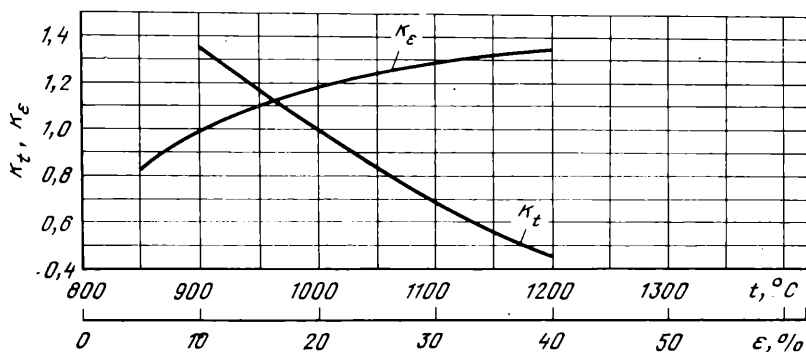


Рис. II.95. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали X17H2

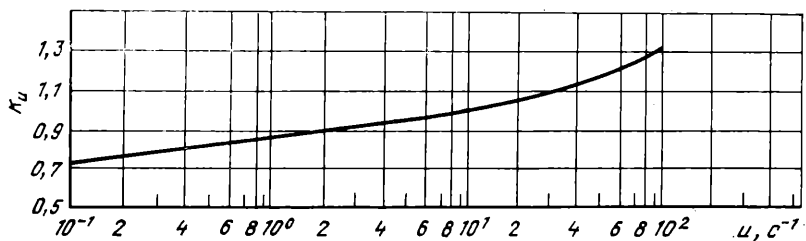


Рис. II.96. Скоростной k_u коэффициент стали X17H2; $\sigma_{0, d} = 11,2$ кгс/мм²

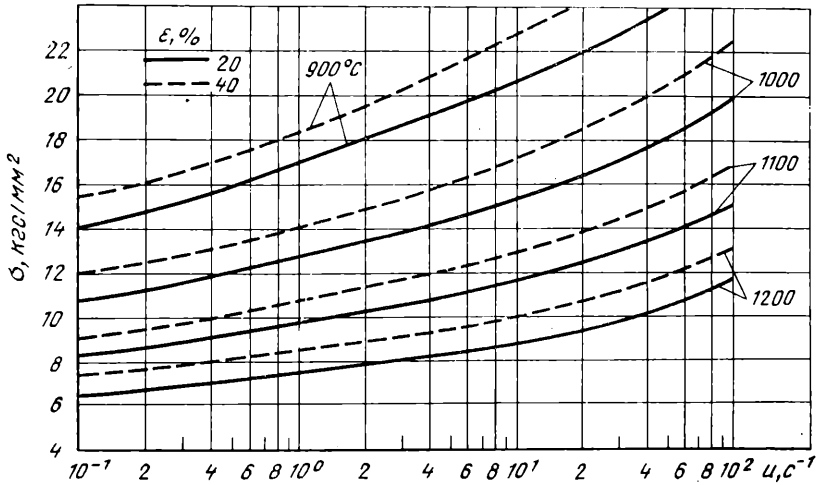


Рис. 11.97. Сопротивление деформации стали X18H9T (0,07 % C; 0,47 % Si; 0,82 % Mn; 0,011 % S; 0,03 % P; 17,80 % Cr; 10,50 Ni; 0,20 % Ti)

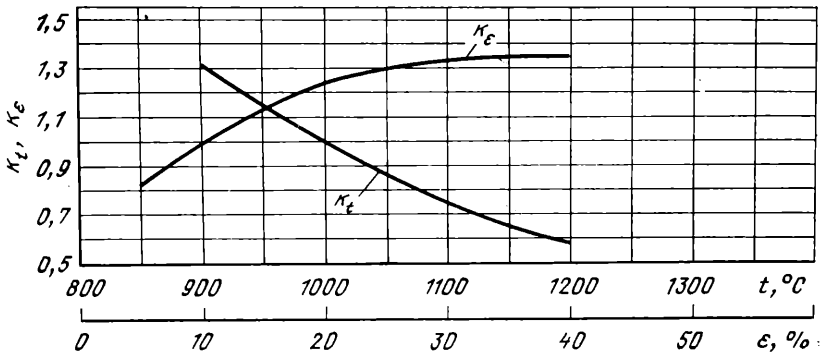


Рис. 11.98. Температурный k_t и степенной k_e коэффициенты стали X18H9T

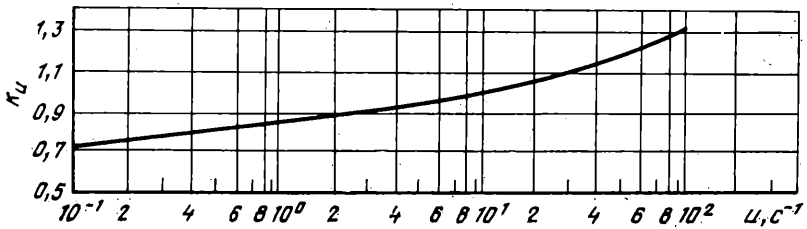


Рис. 11.99. Скоростной k_u коэффициент стали X18H9T; $\sigma_{0, d} = 12,2 \text{ кгс/мм}^2$

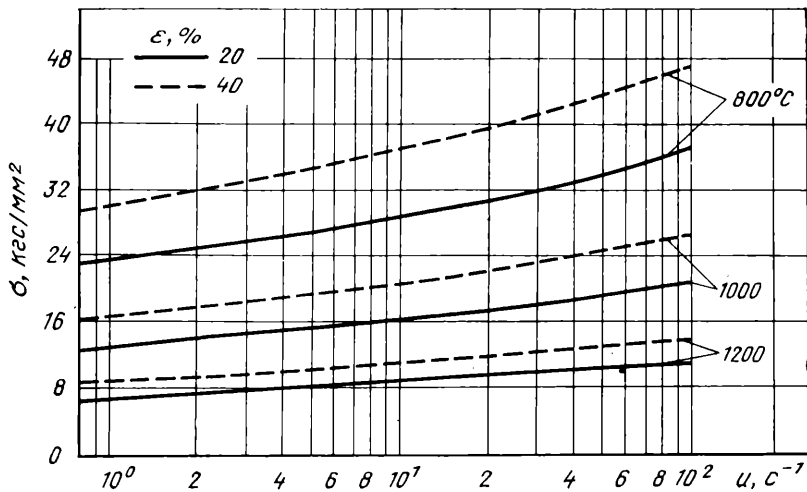


Рис. 11.100. Сопротивление деформации стали типа 12X17 (0,08 % C; 0,45 % Si; 0,43 % Mn; 17,38 % Cr; 0,31 % Ni)

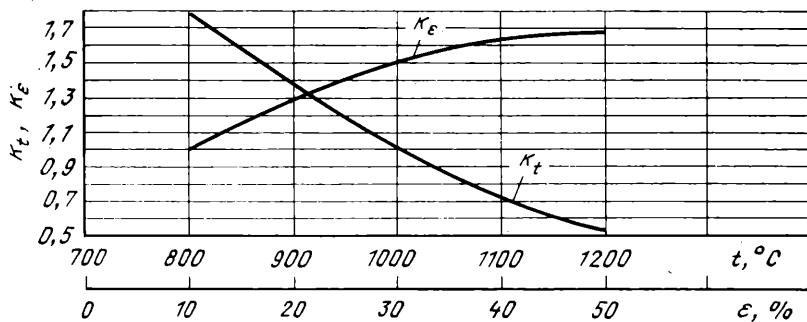


Рис. 11.101. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали типа 12X17

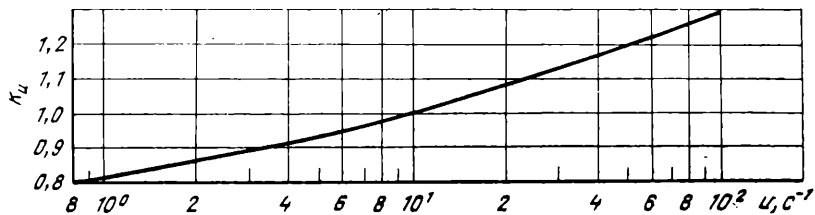


Рис. 11.102. Скоростной k_v коэффициент стали типа 12X17; $\sigma_0 \cdot d = 12,5$ кгс/мм³

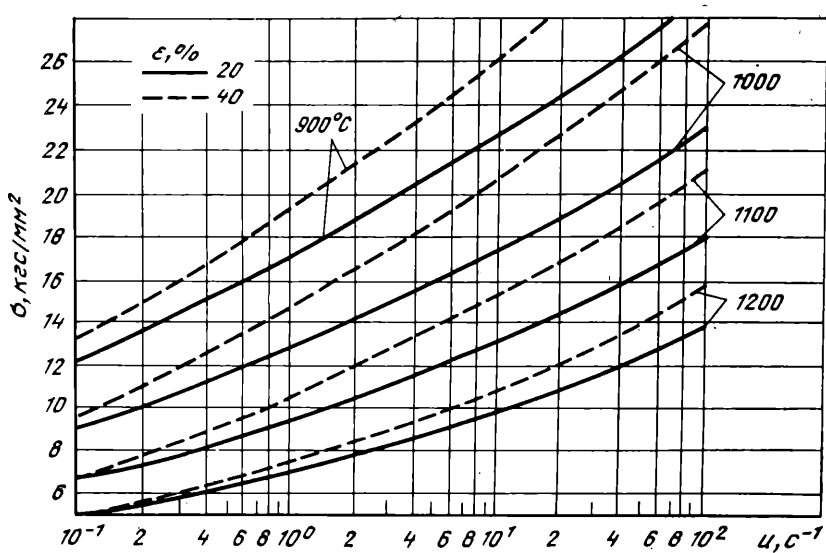


Рис. II.103. Сопротивление деформации стали X18H12M2T (0,09 % C; 0,60 % Si; 1,00 % Mn; 0,017 % S; 0,031 % P; 17,20 % Cr; 11,80 % Ni; 0,58 % Ti; 2,30 % Mo)

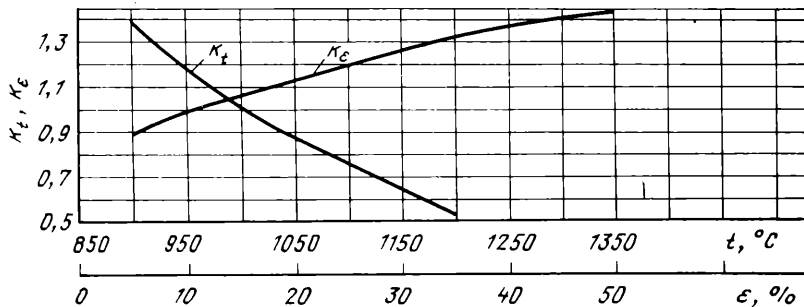


Рис. II.104. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали X18H12M2T

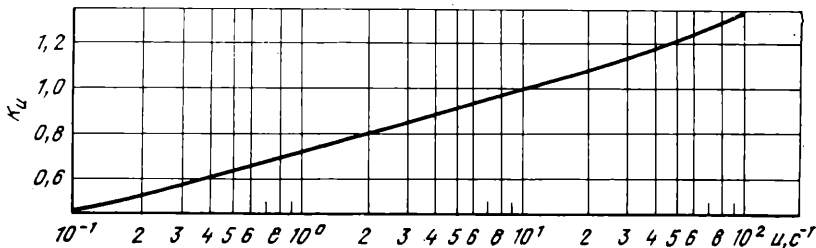


Рис. II.105. Скоростной k_ν коэффициент стали X18H12M2T; $\sigma_0, д = 14,7$ кгс/мм²

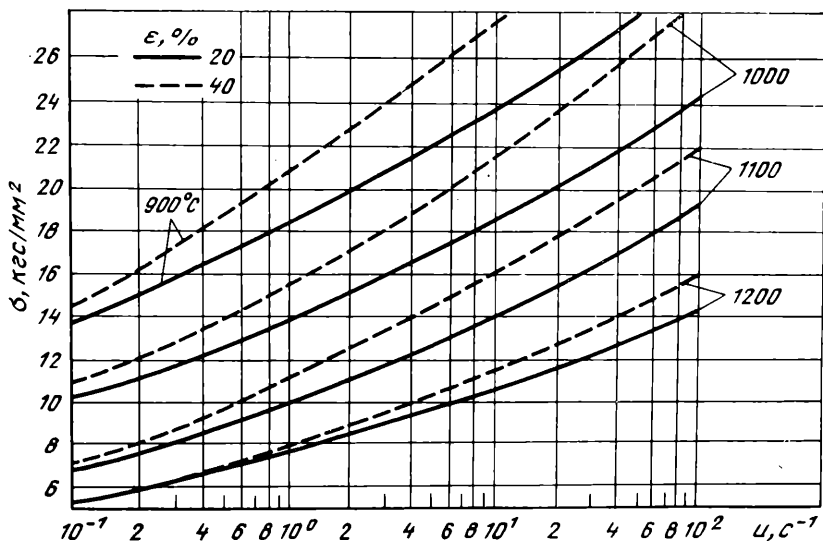


Рис. II.106. Сопротивление деформации стали P18 (0,69 % C; 0,22 % Si; 0,14 % Mn; 0,024 % S; 0,005 % P; 4,10 % Cr; 19,00 % W; 1,10 % V)

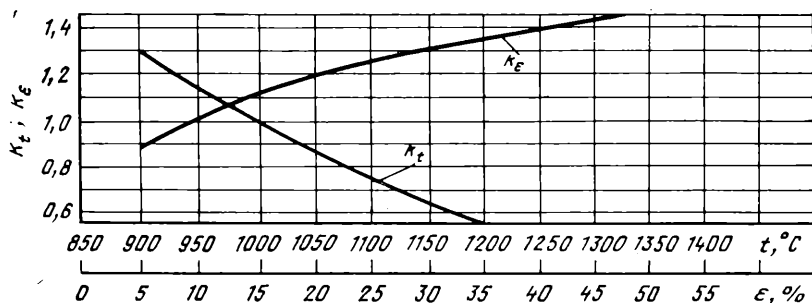


Рис. II.107. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали P18

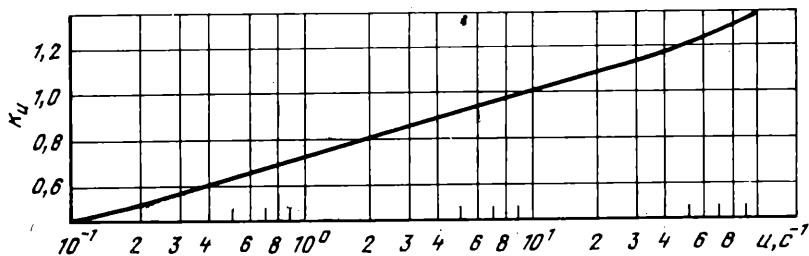


Рис. II.108. Скоростной k_u коэффициент стали P18; $\sigma_0, д = 15,9 \text{ кгс/мм}^2$

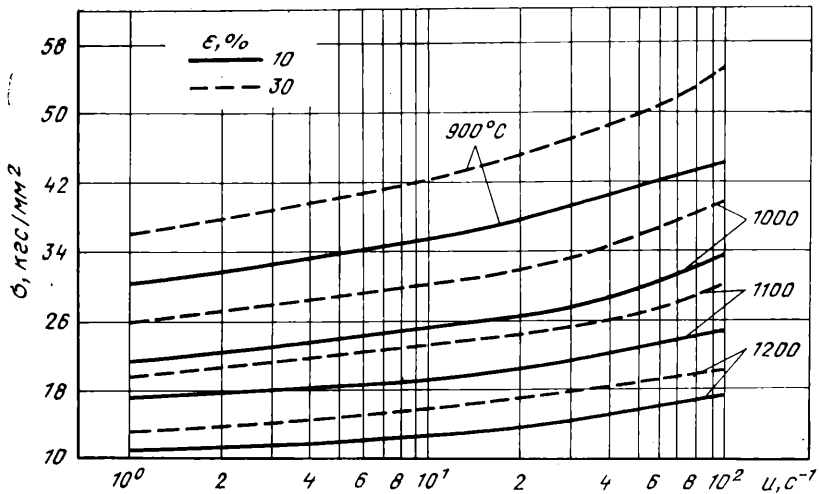


Рис. II.109. Сопротивление деформации стали X20H80

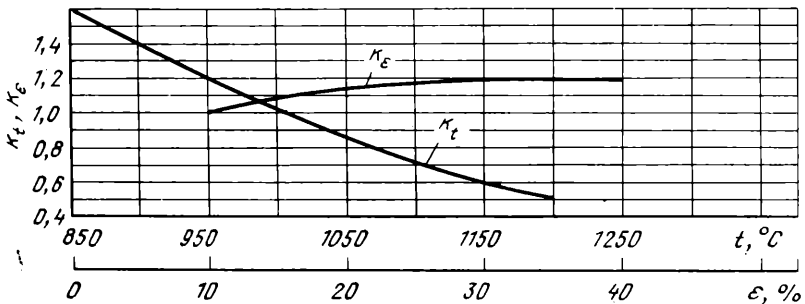


Рис. II.110. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава X20H80

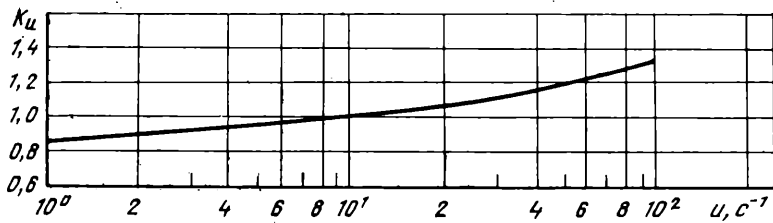


Рис. III.111. Скоростной k_ν коэффициент сплава X20H80; $\sigma_0, \text{д} = 25 \text{ kg/cm}^2$

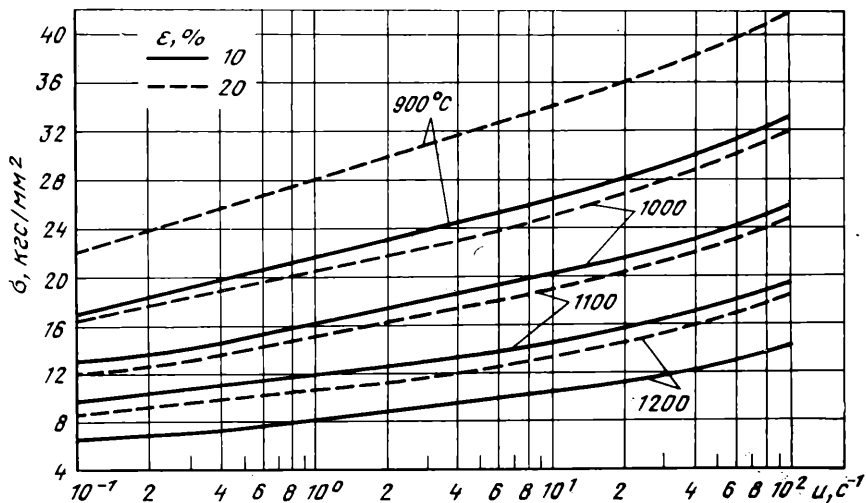


Рис. II.112. Сопротивление деформации сплава ХН78Т (0,07 % С; 0,53 % Si; 0,45% Mn; 0,006 % S; 0,005% P; 20,90 % Cr; 76,70 Ni; 0,28 % Ti; 0,03 % Cu; 0,06 % Al)

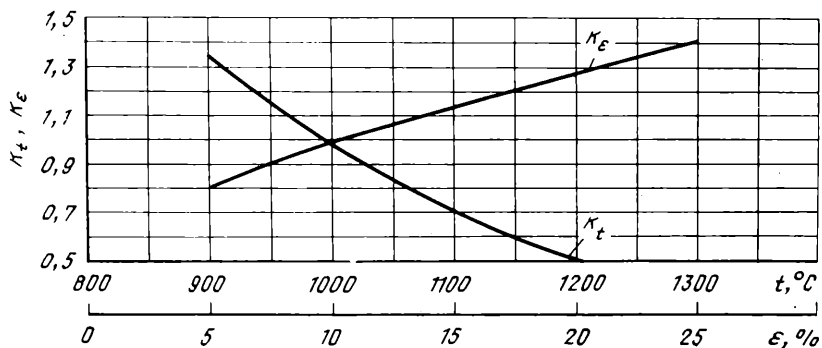


Рис. II.113. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава ХН78Т (ЭИ435)

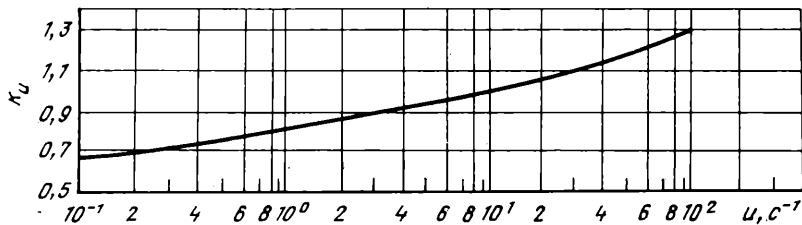


Рис. II.114. Скоростной k_ν коэффициент сплава ХН78Т; $\sigma_{0, d} = 19,6$ кгс/мм²

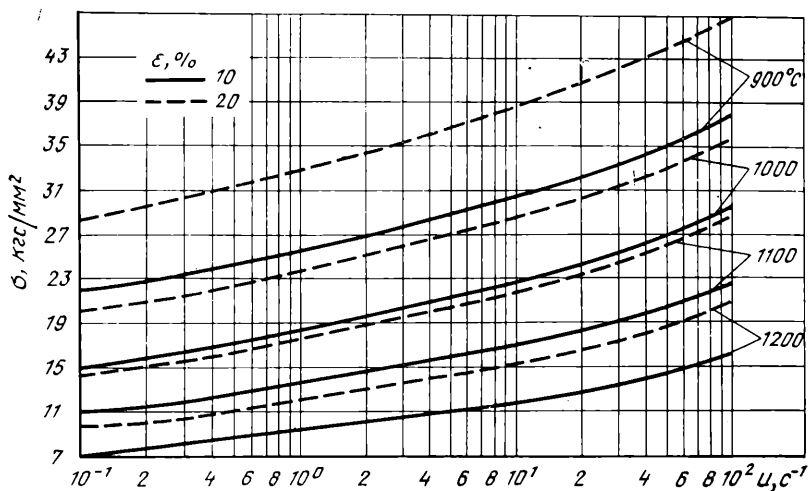


Рис. II.115. Сопротивление деформации сплава ХН75МБТЮ (0,06 % С; 0,65 % Si; 0,26 % Mn; 0,006 % S; 0,009 % P; 21,00 % Cr; 72,00 % Ni; 0,60 % Ti; 0,02 % Cu; 0,05 % Al; 2,16 % Mo; 1,13 % Nb)

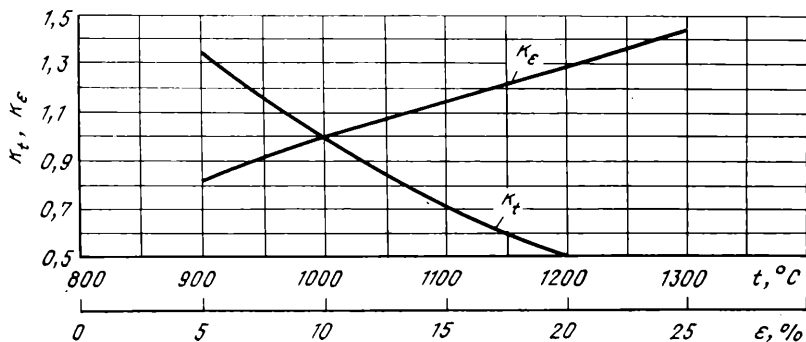


Рис. II.116. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава ХН75МБТЮ

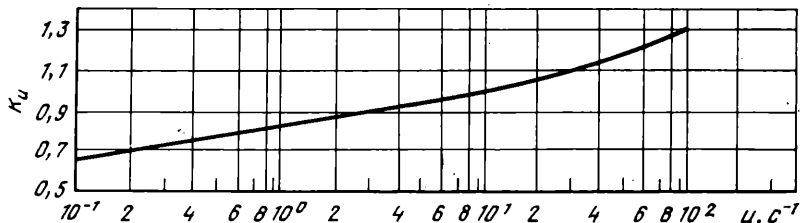


Рис. II.117. Скоростной k_u коэффициент сплава ХН75МБТЮ; $\sigma_0, \text{д} = 22,2 \text{ кгс/мм}^2$

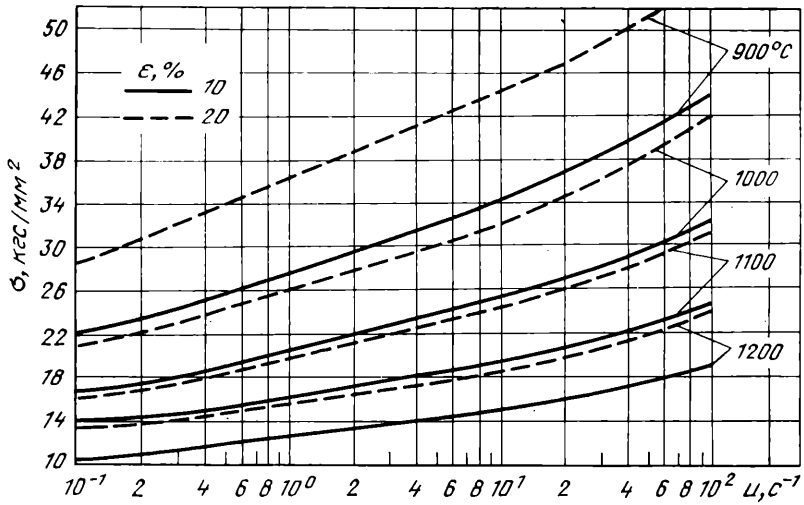


Рис. II.118. Сопротивление деформации сплава ВЖ98 (0,07 % С; 0,36 % Si; 0,25 % Mn; 0,006 % S; 0,007 % P; 24,50 % Cr; 59,40 % Ni; 0,45 % Ti; 0,38 % Al; 13,60 % W; 0,99 % Mo)

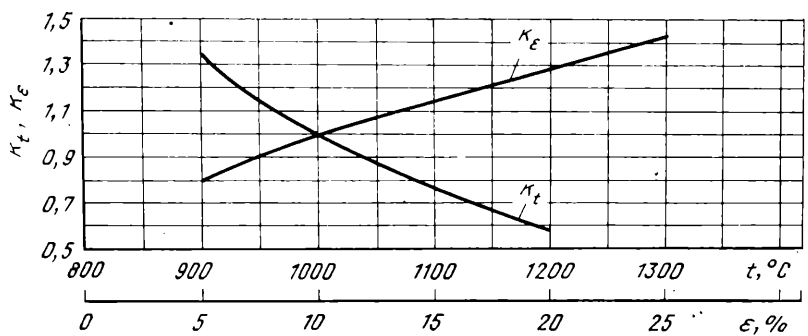


Рис. II.119. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава ВЖ98

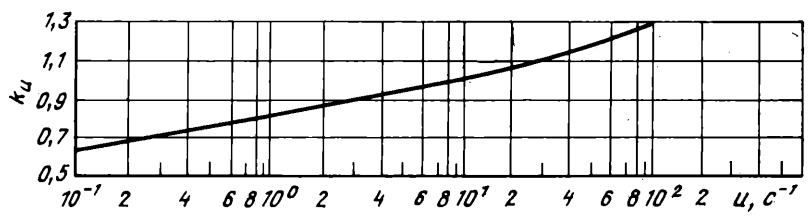


Рис. II.120. Скоростной k_u коэффициент сплава ВЖ98. $\sigma_0 = 25,0$ кгс/мм²

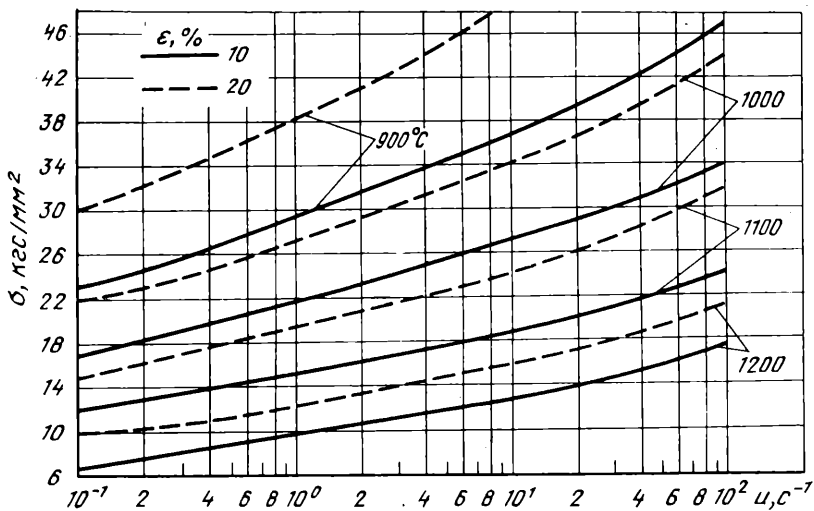


Рис. II.121. Сопrotивление деформации сплава XH70Ю

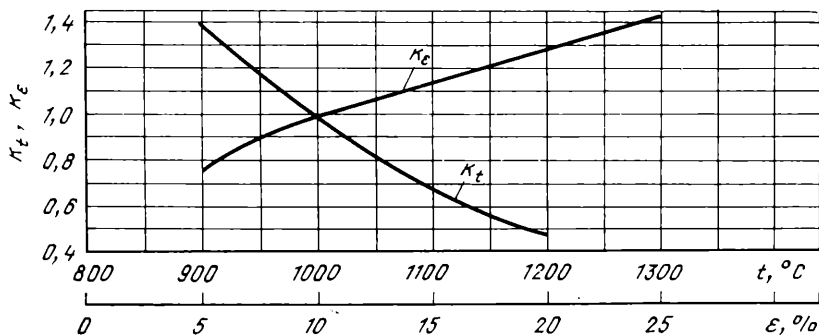


Рис. II.122. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава XH70Ю

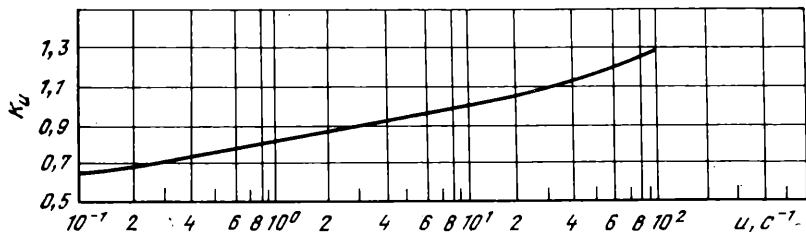


Рис. II.123. Скоростной k_ν коэффициент сплава XH70Ю; $\sigma_0, д = 26,6$ кгс/мм²

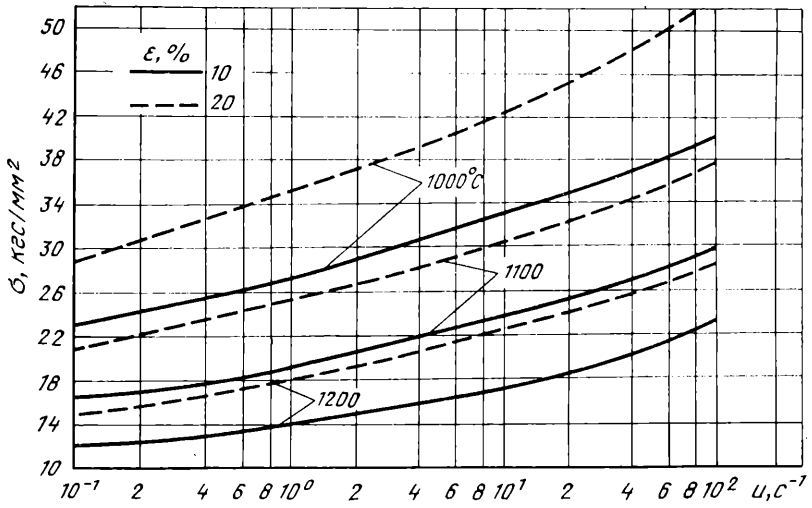


Рис. II.124. Сопротивление деформации сплава ЭИ661

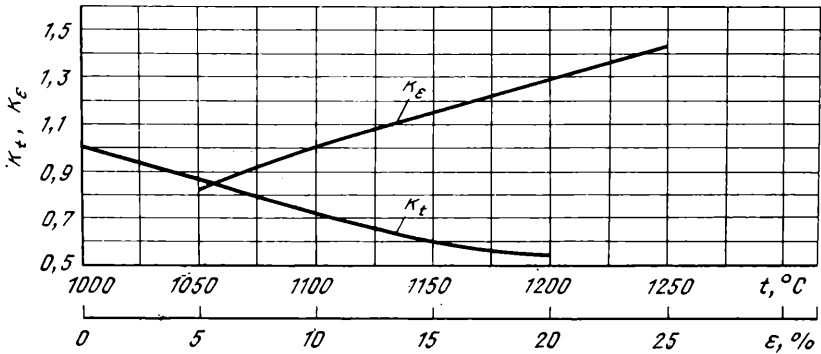


Рис. II.125. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава ЭИ661

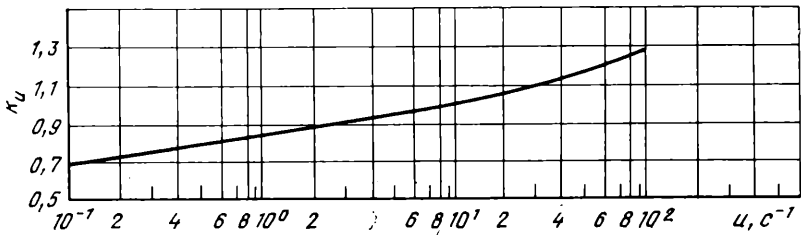


Рис. II.126. Скоростной k_ν коэффициент сплава ЭИ661; $\sigma_{0.2} = 33.0$ кгс/мм²

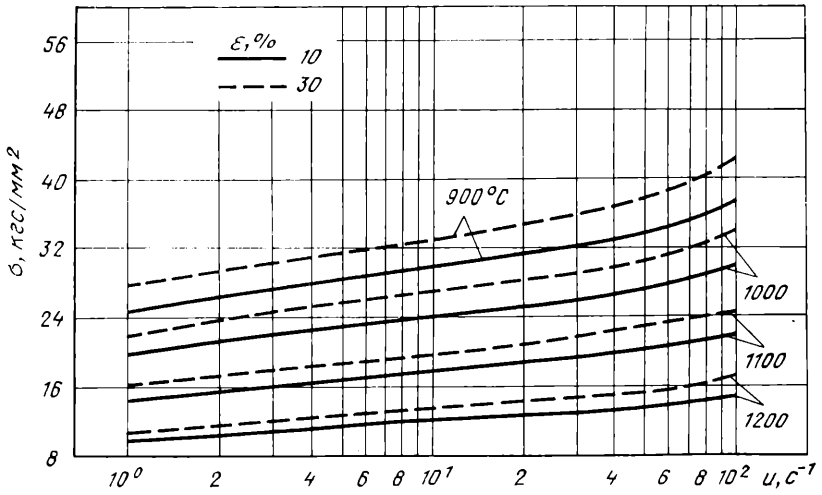


Рис. II.127. Сопротивление деформации стали ЭП311

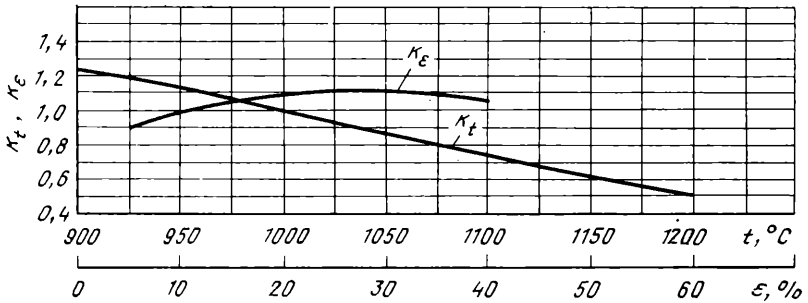


Рис. II.128. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали ЭП311

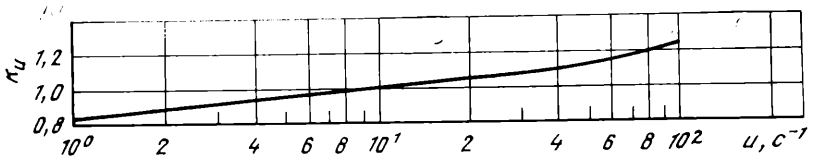


Рис. II.129. Скоростной k_u коэффициент стали ЭП311; $\sigma_0, д = 24,0$ кгс/мм²

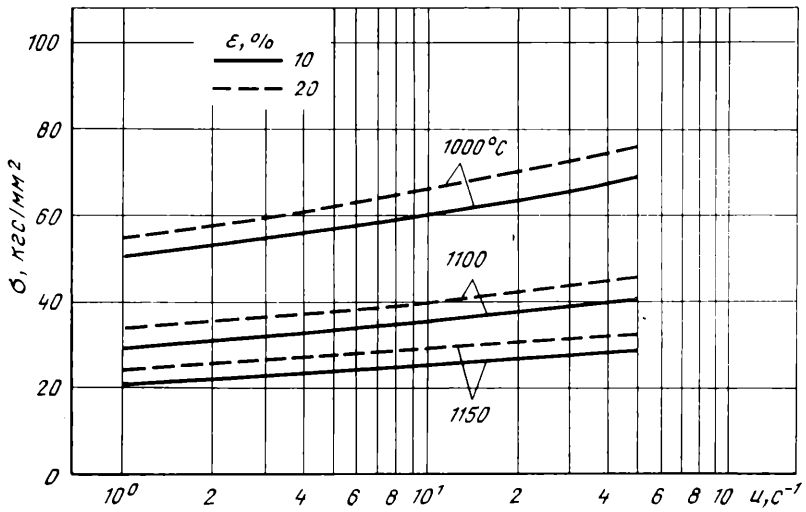


Рис. П.130. Сопrotивление деформации сплава ЭП99

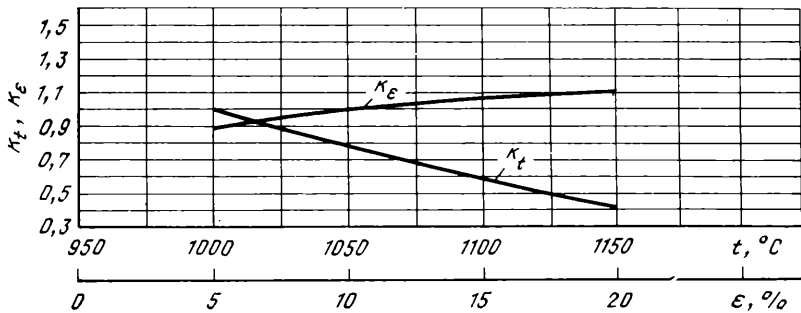


Рис. П.131. Температурный k_t и степенный k_ϵ коэффициенты сплава ЭП99

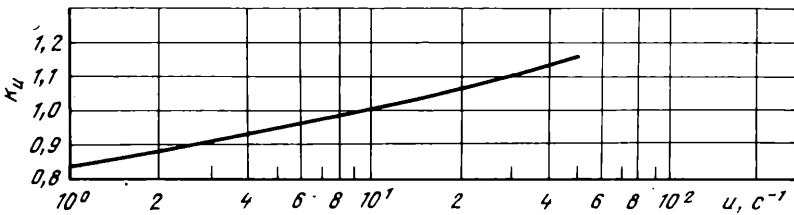


Рис. П.132. Скоростной k_u коэффициент сплава ЭП99; σ_0 . д = 60 кгс/мм²

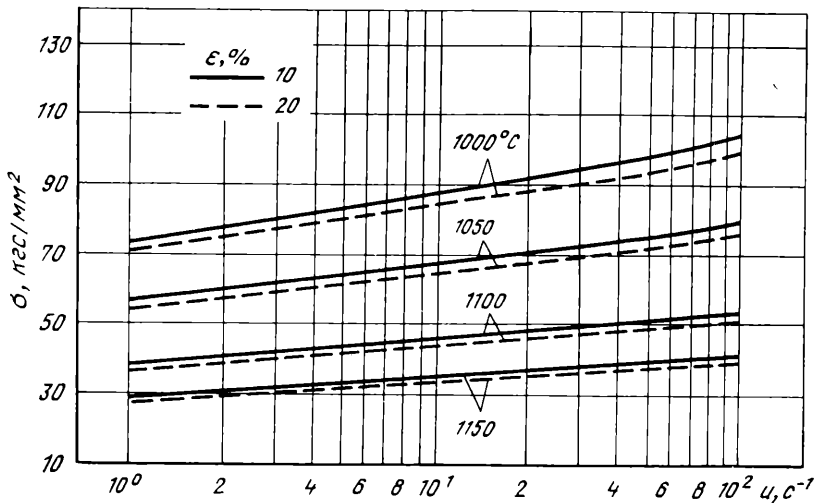


Рис. П.133. Сопротивление деформации стали ЭП220 (0,04 % С; 0,17 % Si; 0,02 % Mn; 0,006 % S; 0,008 % P; 9,68 % Cr; 2,35 % Ti; 4,17 % Al; 5,3 % W; 5,43 % Mo; 0,32 % V; 0,6 % Fe; 15,37 % Co; ост. Ni)

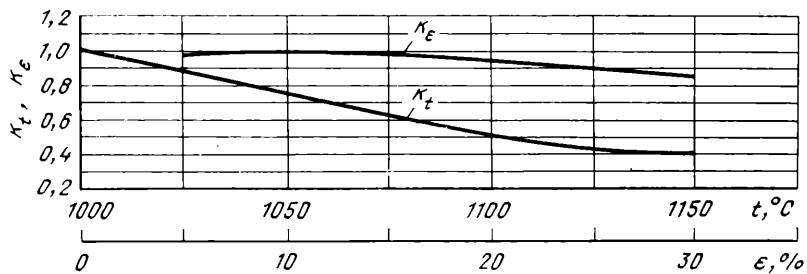


Рис. П.134. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты стали ЭП220

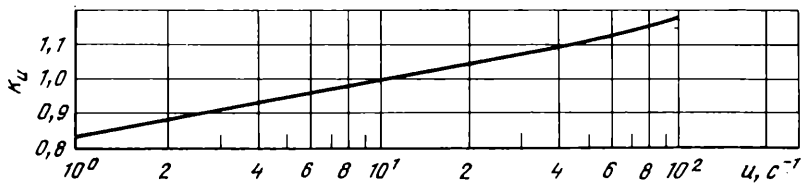


Рис. П.135. Скоростной k_u коэффициент стали ЭП220; $\sigma_{0.2} = 88$ кгс/мм²

ДААННЫЕ ДЛЯ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ГРАФИКОВ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕМПЕРАТУРЫ, СТЕПЕНИ И СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПО МЕТОДУ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ КОЭФФИЦИЕНТОВ, ПРЕДСТАВЛЕННЫХ НА РИС. 11.136—11.173

Металл, сплав	Номер рисунка для определения			Термомеханические параметры			Разное значение σ_0 , кгс/мм ²	Термомеханические параметры для определения			Литературный источник		
	2	3		4	5	6		7	8	9		10	11
		σ , кгс/мм ²	k_t, k_g										
1				4	5	6	7	8	9	10	11	12	

Алюминий и его сплавы

Технически чистый алюминий ($\geq 98,80\%$)	II.136	II.137	II.138	—75÷600	20—40	0,2—100	3,6	400	10	10	[10]
АМц	II.139	II.140	II.141	300—500	5—50	0,5—60	4,8	400	10	10	[10, 38]
АМг	II.146	—	—	20—480	30—50	0,25—60	5,5	400	10	10	[39]
Д16	II.142	II.143	II.144	300—450	5—50	0,5—60	9,1	400	10	10	[10, 38]
Тпга АК8	II.145	—	—	300—500	20—40	1—30	9,5	400	10	10	[40]
АМг6	II.147	II.148	II.149	300—450	5—50	0,5—60	10,5	400	10	10	[10, 38]
В95-4	II.150	—	—	350—450	20—40	0,01—100	—	400	10	10	[2]
САП1	II.151	II.152	II.153	350—450	20—40	0,01—100	15,2	400	10	10	[41]

Магний и его сплавы

Технически чистый магний (99,90%)	II.154	—	—	200—500	20—40	0,1—100	4,5	400	10	10	[23]
-----------------------------------	--------	---	---	---------	-------	---------	-----	-----	----	----	------

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
<i>Титан и его сплавы</i>											
Технически чистый титан (99,90%)	II.155	—	—	600—900	20—40	0,1—10	2,0	1000	10	10	[23]
BT1-0	II.156	—	—	700—1000	10—50	0,1—20	3,0	1000	10	10	[42]
BT3-1	II.157	—	—	800—1100	20	0,1—20	9,0	1000	10	10	[42]
BT5-1	II.158	—	—	900—1100	20—50	0,1—20	9,5	1000	10	10	[42]
BT14	II.159	—	—	800—1100	20—40	0,1—20	10,0	1000	10	10	[43]
<i>Тяжелые цветные металлы и их сплавы</i>											
Медь М1 (99,98%)	II.160	II.161	II.162	450—950	10—80	0,2—40	9,5	600	40	5	[2, 9]
Цинк Ц0 (99,98%)	II.163	II.164	II.165	150—340	10—80	0,2—40	6,5	200	40	5	[2, 9]
Никель НПА1 (99,73%)	II.166	II.167	II.168	600—1250	10—80	0,2—40	16,7	800	40	5	[2, 9]
Латунь Л70	II.169	II.170	II.171	450—850	10—80	0,2—40	11,0	600	40	5	[2, 9]
Свинец С1 (99,98%)	II.172	—	—	22—300	40—80	0,04—100	2,0	100	10	10	[44]
Олово О1 (99,90%)	II.173	—	—	20—100	20—40	0,01—100	6,5	100	10	10	[45]

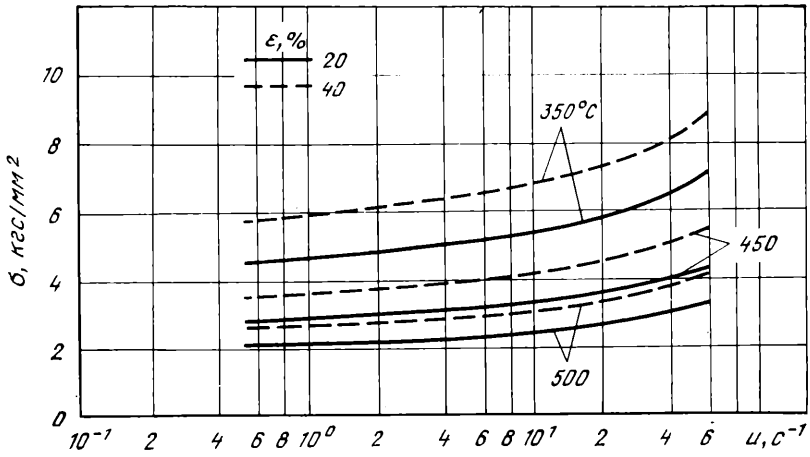


Рис. П.136. Сопротивление деформации технически чистого алюминия ($\geq 98,80\%$)

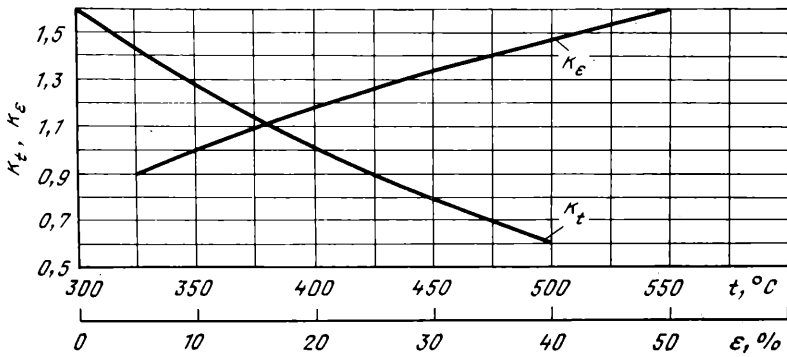


Рис. П.137. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты технически чистого алюминия ($\geq 98,80\%$)

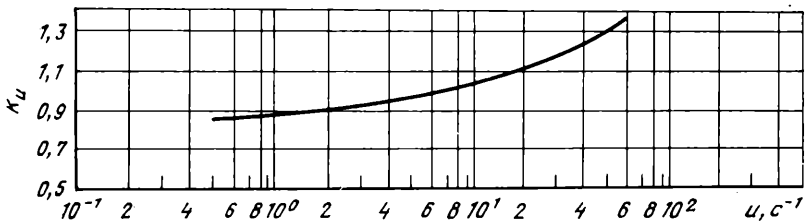


Рис. П.138. Скоростной k_u коэффициент технически чистого алюминия ($\geq 98,80\%$); $\sigma_0, d = 3,6$ кгс/мм²

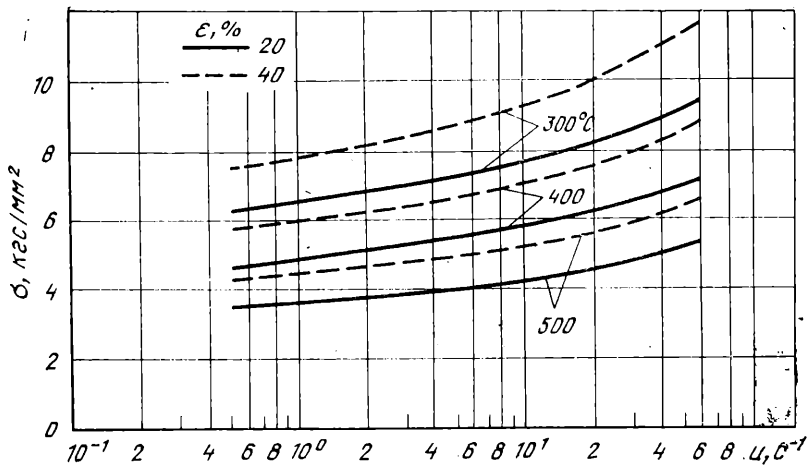


Рис. II.139. Сопротивление деформации алюминиевого сплава АМц (1,0—1,6 % Мп; < 0,05 % Мг; < 0,4—0,6 % Si; 0,5—0,7 Fe; 0,2—0,5 % Сп; ост. Al)

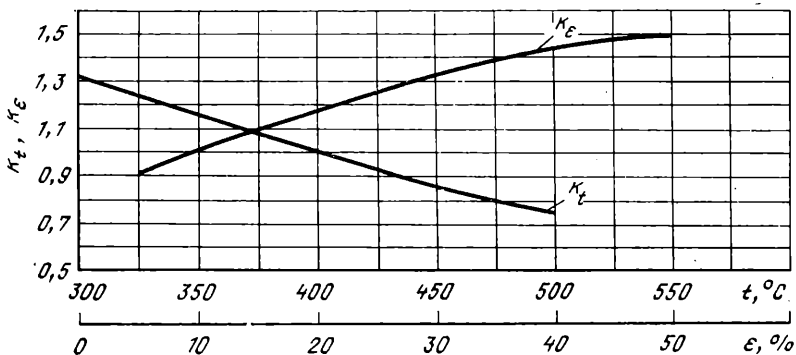


Рис. II.140. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты алюминиевого сплава АМц

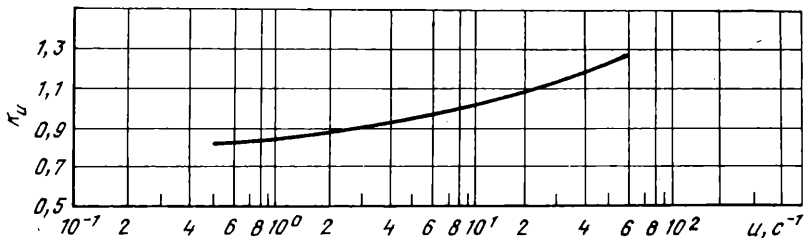


Рис. II.141. Скоростной k_v коэффициент алюминиевого сплава АМц; $\sigma_d = 4,8 \text{ кгс/мм}^2$

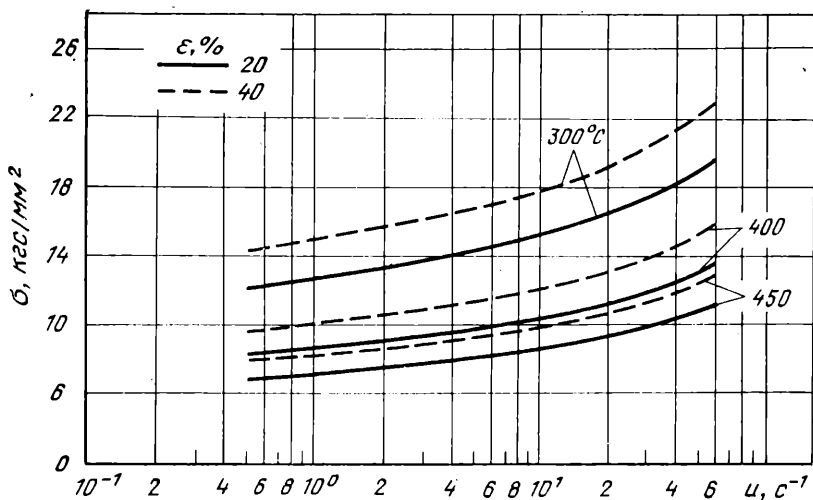


Рис. II.142. Сопrotивление деформации алюминиевого сплава Д16 (3,8—4,5 % Cu; 1,2—1,8 % Mg; 0,3—0,9 Mn; < 0,5 % Si; < 0,5 % Fe; ост. Al)

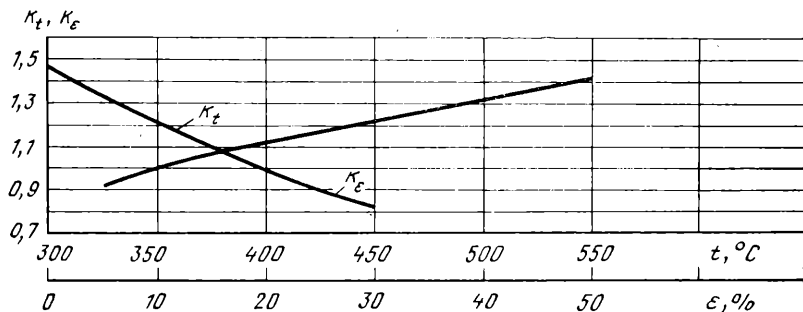


Рис. II.143. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты алюминиевого сплава Д16

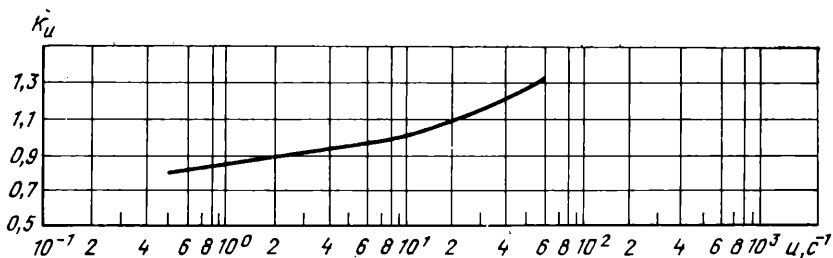


Рис. II.144. Скоростной k_u коэффициент алюминиевого сплава Д16; σ_0 д. = = 9,1 kg/cm^2

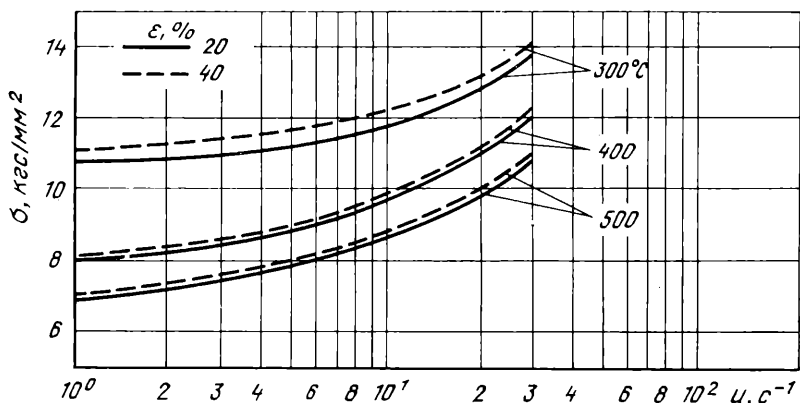


Рис. II.145. Сопротивление деформации сплава АК8 (4,4 % Cu; 0,80 % Mg; 0,56 % Mg; 0,90 % Si; 0,36 % Fe; ост. Al)

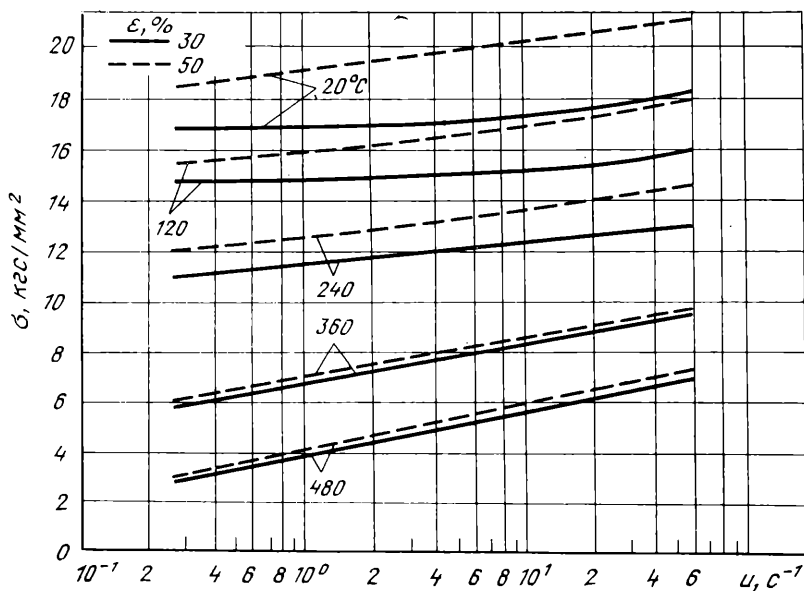


Рис. II.146. Сопротивление деформации сплава АМг (0,9 % Mg; 0,11 % Si; 0,27 % Fe; 0,14 % Cr; ост. Al)

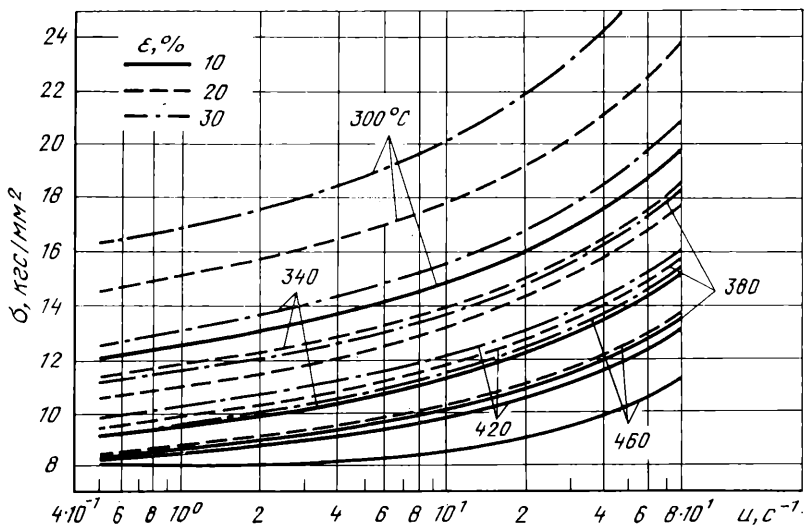


Рис. П.147. Сопротивление деформации алюминиевого сплава АМг6 (5,8—6,8 % Mg; 0,5—0,8 % Mn; 0,02—0,10 % Ti; 0,005—0,0005 % Be; ост. Al)

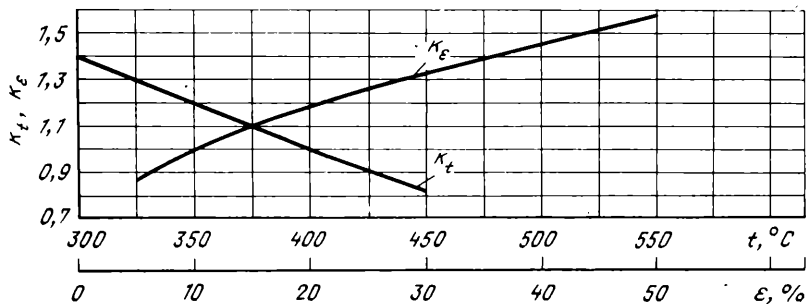


Рис. П.148. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты алюминиевого сплава АМг6

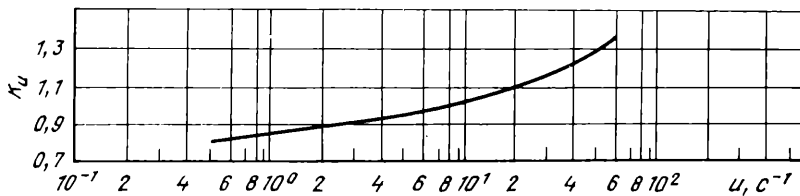


Рис. П.149. Скоростной k_u коэффициент алюминиевого сплава АМг6; $\sigma_0.д = 10,5 \text{ кгс/мм}^2$

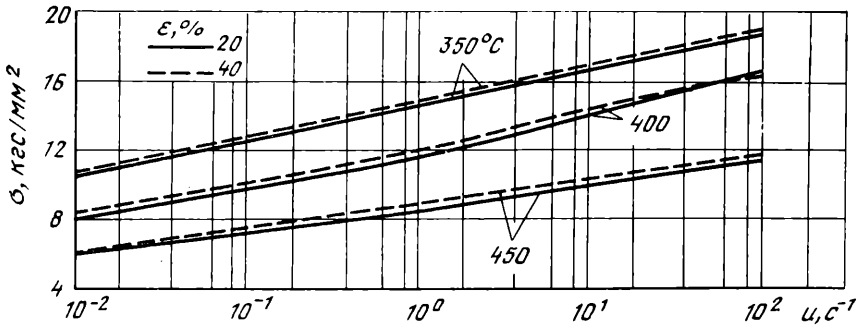


Рис. II.150. Сопротивление деформации сплава В95-4 (1,5 % Cu; 5,2 % Zn; 2,4 % Mg; 0,6 % Mn; 89,5 % Al)

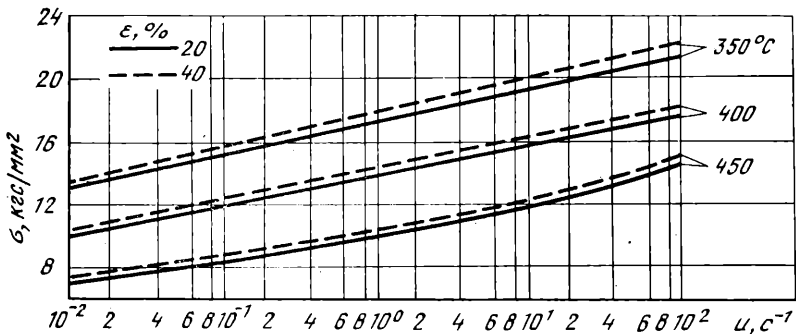


Рис. II.151. Сопротивление деформации сплава САП1

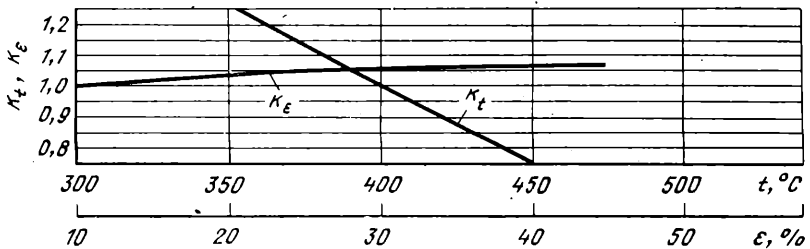


Рис. II.152. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты сплава САП1

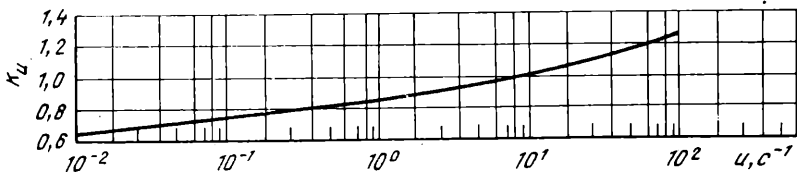


Рис. 153. Скоростной k_u коэффициент сплава САП1; $\sigma_{0, d} = 15,2$ кгс/мм²

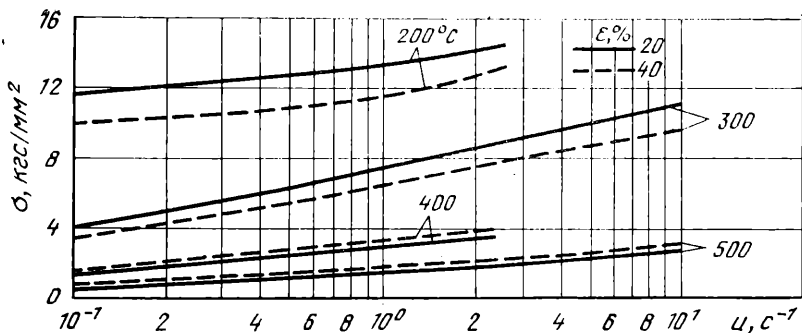


Рис. II.154. Сопротивление деформации технического чистого магния (99,90 %)

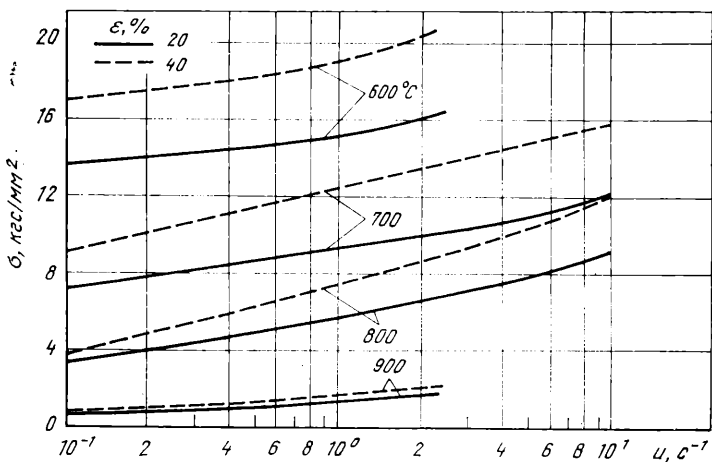


Рис. II.155. Сопротивление деформации технического чистого титана (99,90 %)

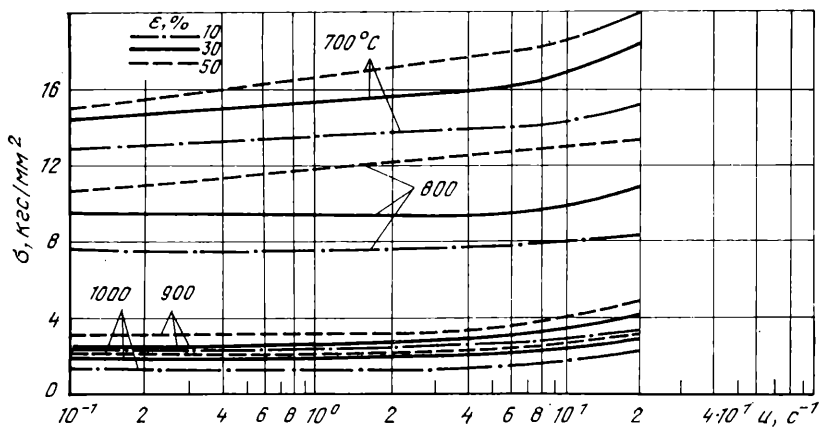


Рис. II.156. Сопротивление деформации титанового сплава BT1-0 ($\leq 0,18$ % Fe; $\leq 0,10$ % Si; $\leq 0,07$ % C; $\leq 0,12$ % O; $\leq 0,01$ % H; $\leq 0,04$ % N)

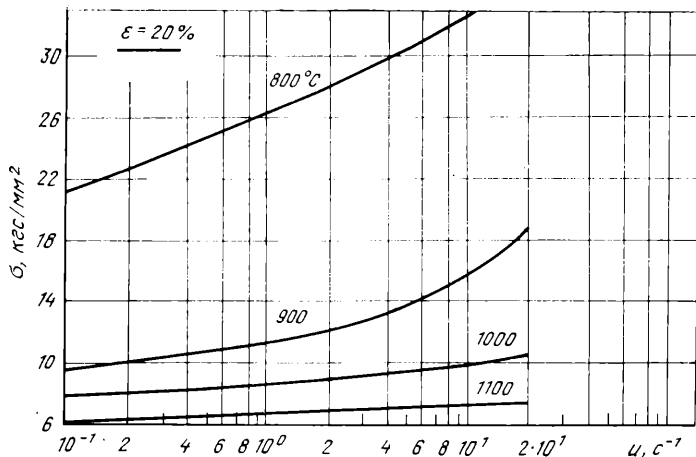


Рис. II.157. Сопrotивление деформации титанового сплава BT3-1 (5,5—7,0 % Al; 2,0—3,0 % Mn; 1,0—2,5 % Cr; 0,15—0,40 % Si; 0,2—0,7 % Fe)

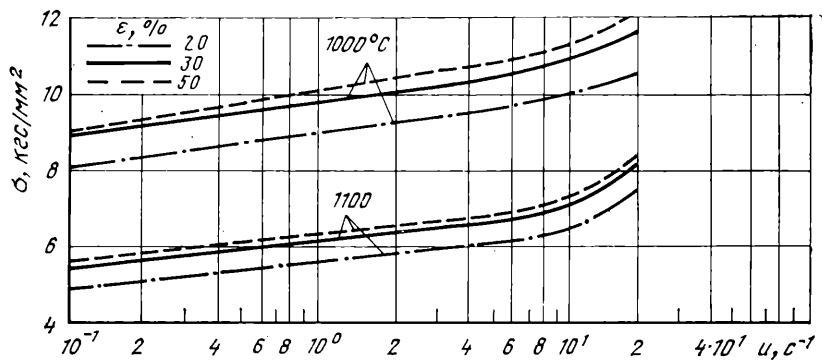


Рис. II.158. Сопrotивление деформации титанового сплава BT5-1 (4,5—6,0 % Al; 2,0—3,0 % Sn)

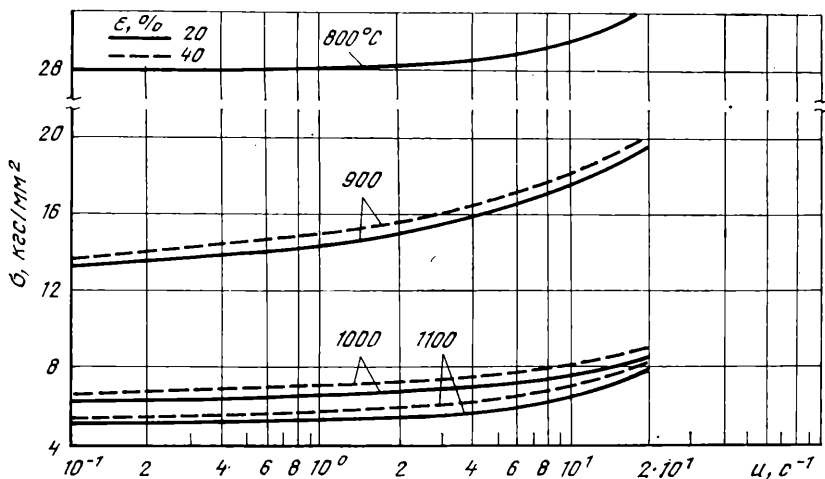


Рис. II.159. Сопrotивление деформации титанового сплава BT14 (4,5—6,3 % Al; 2,5—3,8 % Mo; 0,9—1,9 % V)

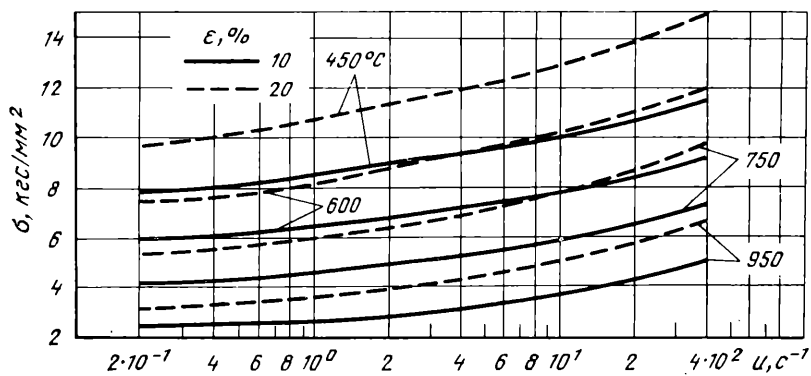


Рис. II.160. Сопротивление деформации меди М1 (99,98 % Cu; 0,001 % Pb; 0,002 % Fe; 0,002 % S; 0,002 % Zn; 0,002 % Ni)

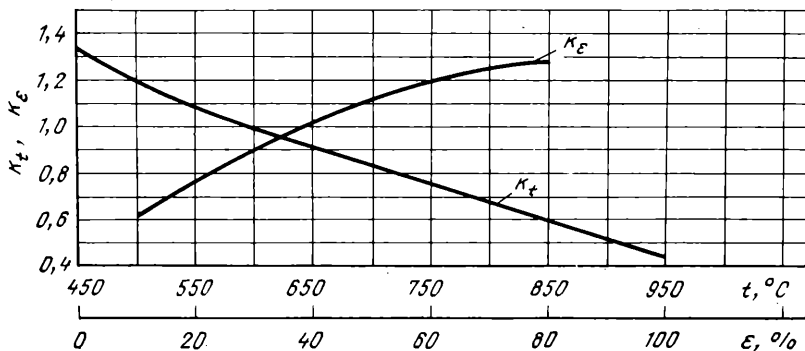


Рис. II.161. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты меди М1

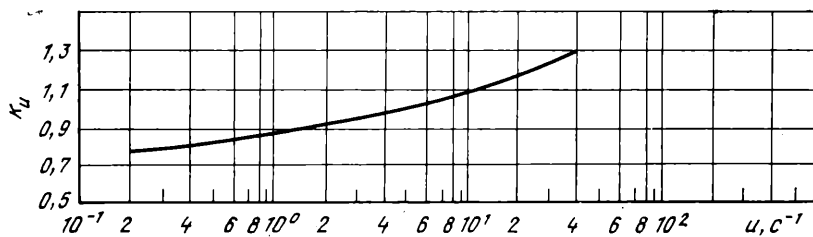


Рис. II.162. Скоростной k_v коэффициент меди М1; $\sigma_{0, d} = 9,5 \text{ кгс/мм}^2$

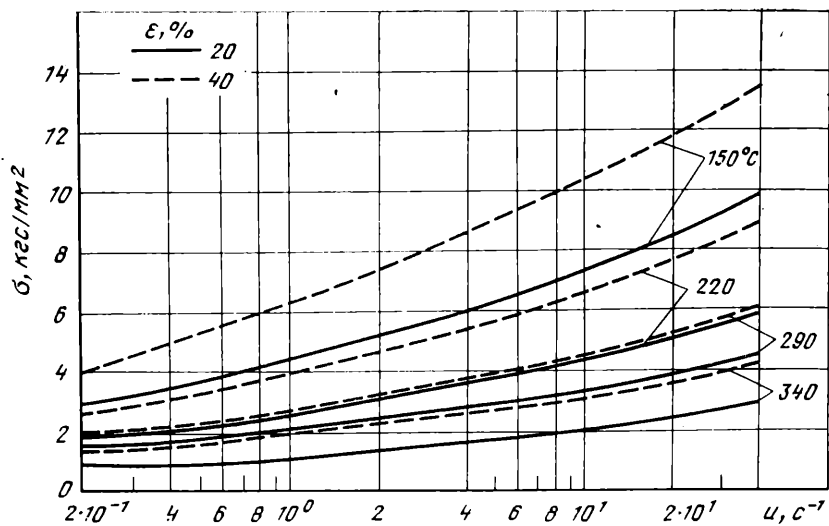


Рис. II.163. Сопротивление деформации цинка Ц0. (99.98 % Zn; 0.008 % Pb; 0.005 % Fe)

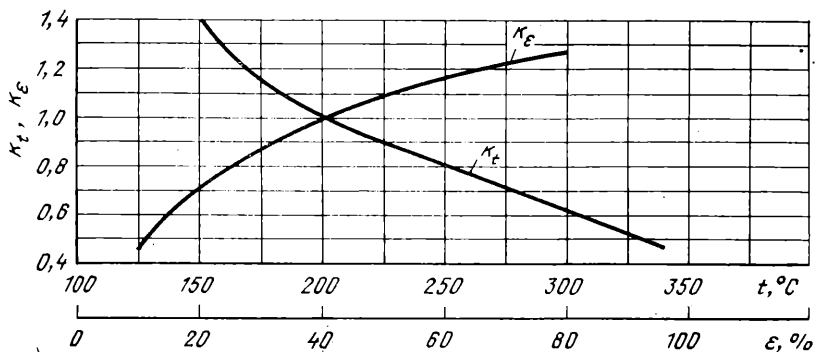


Рис. II.164. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты цинка Ц0

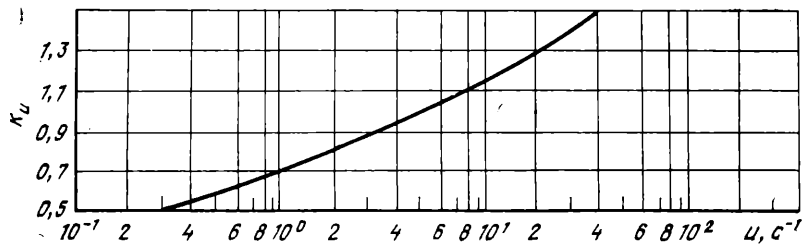


Рис. II.165. Скоростной k_u коэффициент цинка Ц0; $\sigma_0, d = 6,5 \text{ кгс/мм}^2$

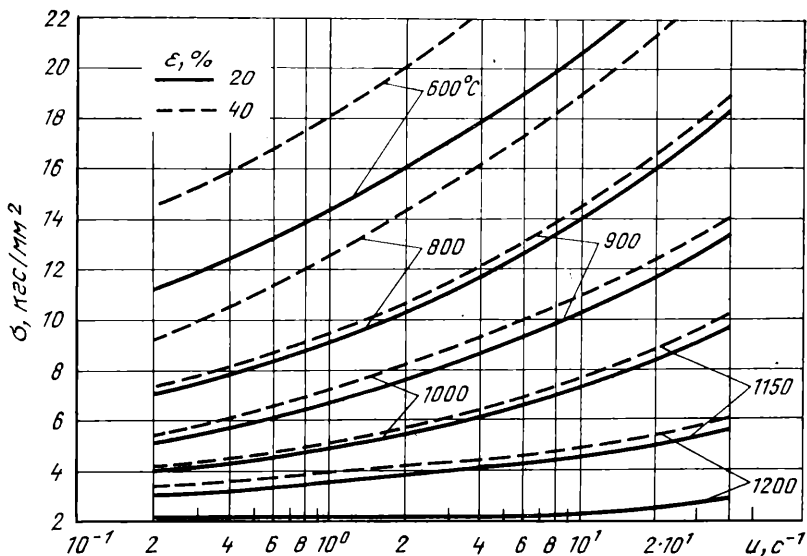


Рис. II.166. Сопротивление деформации никеля НПА1 (99,73 % Ni + Co; 0,07 % Fe; 0,07 % Mn; 0,02 % Si; 0,004 % S; 0,03 % C; 0,08 % Mg)

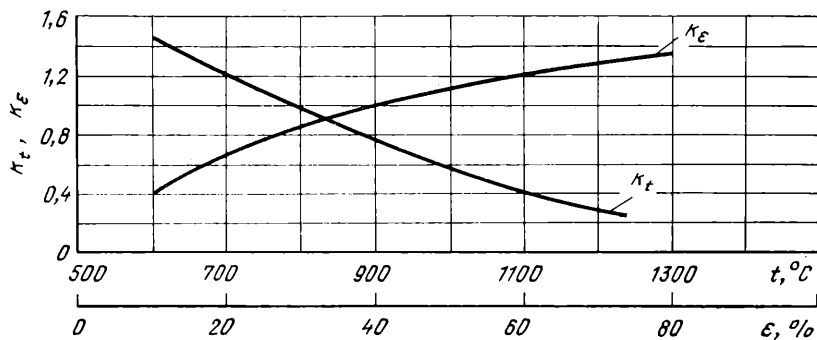


Рис. II.167. Температурный κ_t и степенной κ_ϵ коэффициенты никеля НПА1

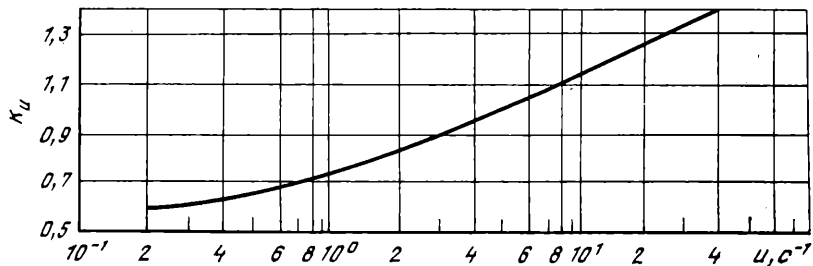


Рис. II.168. Скоростной κ_ν коэффициент никеля НПА1; $\sigma_0 \cdot d = 16,7 \text{ кгс/мм}^2$

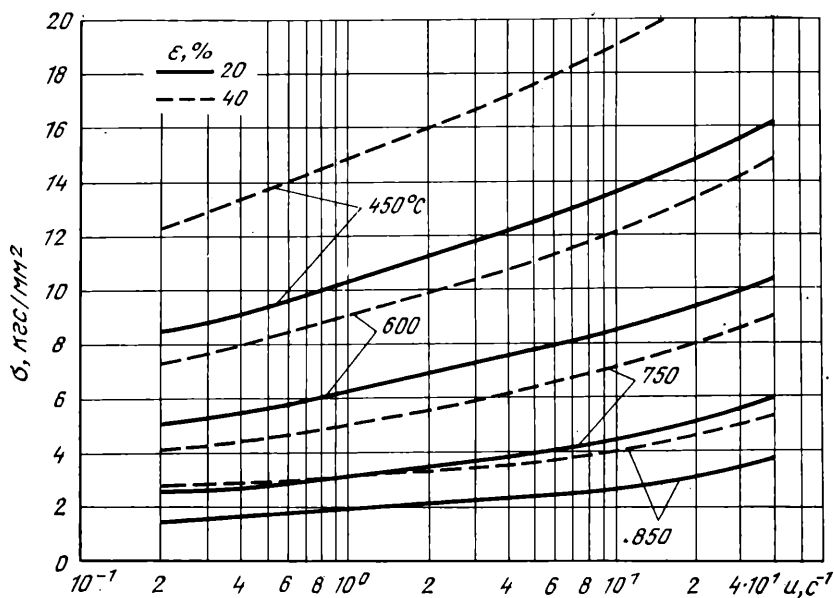


Рис. II.169. Сопротивление деформации латуни Л70 (69,85 % Cu; 30,14 % Zn; 0,0005 % Pb; 0,001 % Fe; 0,001 % P; 0,002 % S)

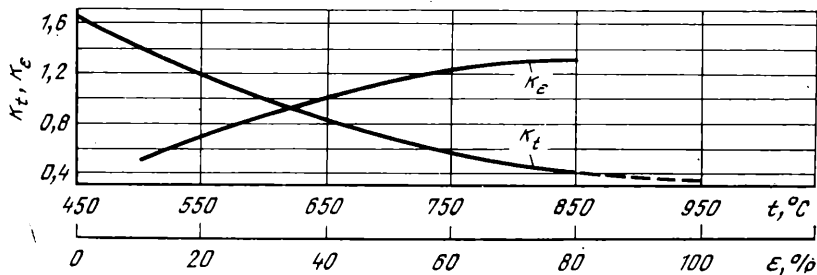


Рис. II.170. Температурный k_t и степенной k_ϵ коэффициенты латуни Л70

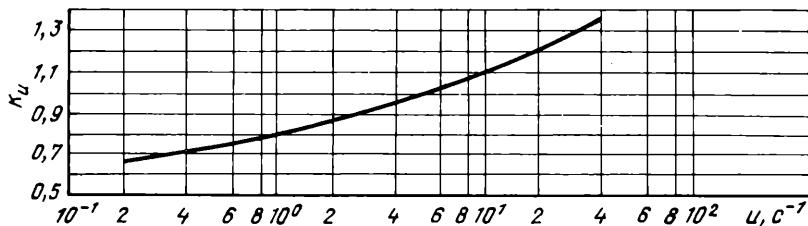


Рис. II.171. Скоростной k_v коэффициент латуни Л70; $\sigma_0. d = 11,0$ кгс/мм²

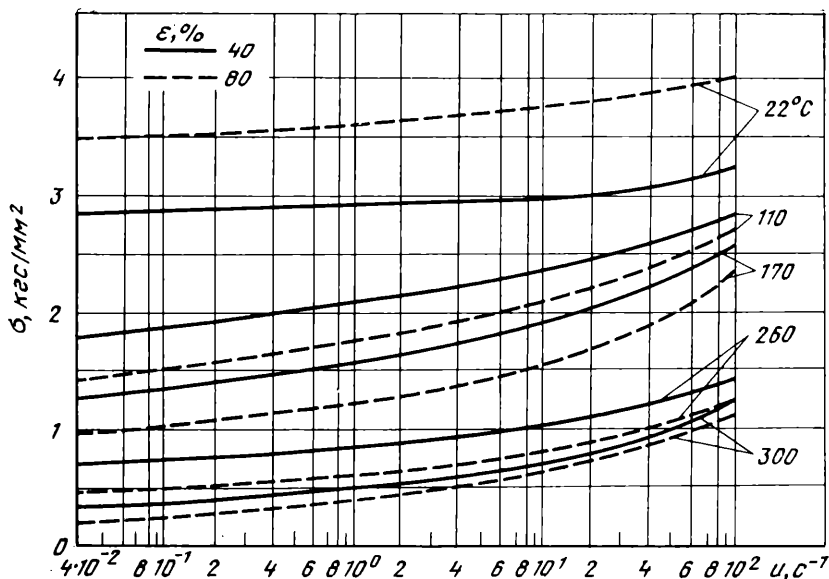


Рис. II.172. Сопротивление деформации свинца С1 (99,98 %)

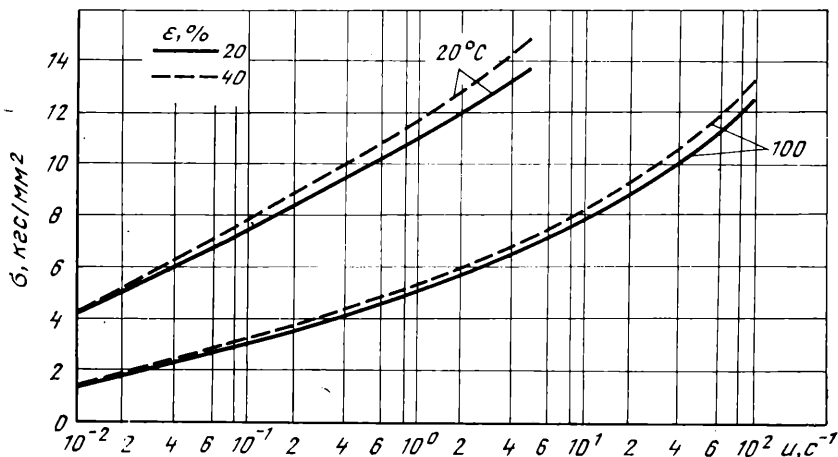


Рис. II.173. Сопротивление деформации олова 01 (99,90 %)

и скорости деформаций

$$u_{\text{ср}} = \frac{V \Delta h}{\sqrt{R \Delta h} h_0} = \frac{1050 \cdot 20}{\sqrt{575 \cdot 20} \cdot 200} = 1,0 \text{ с}^{-1}.$$

После этого для стали 45 по табл. II.9 определяем значение $\sigma_{0, \text{д}} = 8,8 \text{ кгс/мм}^2$, по рис. II.17 — величины коэффициента $k_t = 0,75$ (при $t = 1100^\circ\text{C}$), коэффициента $k_\epsilon = 1,0$ (при $\epsilon = 10\%$) и по рис. II.18 — величину коэффициента $k_u = 0,75$ (при $u = 1,0 \text{ с}^{-1}$).

Сопротивление деформации окончательно рассчитываем по формуле

$$\sigma = \sigma_{0, \text{д}}^A \cdot k_t \cdot k_\epsilon \cdot k_u = 8,8 \cdot 0,75 \cdot 1,0 \cdot 0,75 = 5,0 \text{ кгс/мм}^2.$$

Исследование сопротивления деформации методом кручения

Исследования сопротивления деформации на пластометрах, как указывалось ранее, проводят, исходя из значений суммарной степени деформации $\epsilon = \ln \frac{h_1}{h_0} \leq 0,25 \div 0,40$ при растяжении и $\epsilon = \ln \frac{h_0}{h_1} \leq 0,7 \div 0,85$ при сжатии, где h_0 и h_1 — соответственно начальная и конечная высота образца, поэтому в последнее время для больших степеней деформаций ($\epsilon \geq 1$) иногда используют метод кручения.

В связи с этим предложен дифференциальный метод определения напряжений сдвига при кручении [51], использующий зависимость между напряжением сдвига в слое толщиной $\Delta R = R_1 - R_2$ и величиной крутящих моментов M_1 и M_2 , потребных для скручивания круглых цилиндрических образцов сплошного сечения радиусом R_1 и R_2 соответственно:

$$\tau = \frac{M_1 - M_2}{2\pi (R_1 - R_2) \left(\frac{R_1 + R_2}{2} \right)^2}.$$

По утверждению авторов [53], анализ суммарных погрешностей предложенного ими метода, т. е. отклонение определенного экспериментального напряжения сдвига от истинного значения при оптимальных R_1 и R_2 , не превышает 10%. Это выполняется для степеней деформации до $\epsilon = 1$ на основе сопоставления экспериментальных данных по сопротивлению деформации, полученных при испытаниях на пластометре и на машинах для испытания образцов кручением. Однако для степеней деформации больше единицы различные косвенные методы определения достоверности величины чистого сдвига недостаточно убедительны. В то же время известно, что при скручивании образцов возникает продольная сила, которая изменяет угол наклона главной площадки касательных напряжений, и поэтому измеряемые деформации под углом 45° будут отличаться от деформаций на главных площадках. При этом очевидно, что чем больше будет продольная сила, тем больше будет ошибка в экспериментальном определении напряжения чистому сдвигу. Тем не менее, учитывая, что в настоящее время нет более точных экспериментальных методов определения сопротивления деформации при больших деформациях ($\epsilon > 1$), экспериментальные данные по сопротивлению деформации, полученные кручением образцов, можно рекомендовать для ориентировочных расчетов и оценки возникающих усилий при степенях деформаций более единицы. Экспериментальные данные по этому вопросу изложены в литературе [51—54].

3. МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ПРИ ХОЛОДНОЙ ОБРАБОТКЕ ДАВЛЕНИЕМ

Факторы, влияющие на механические свойства при холодной обработке

В инженерных расчетах широко используют данные, характеризующие механические свойства холоднодеформированного металла: временное сопротивление σ_B , условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, относительное удлинение при разрыве δ , твердость НВ и др. Эти механические характеристики металлов определяются в соответствии с ГОСТ 1497—73.

На изменение механических свойств металлов и сплавов различное влияние оказывают химический состав, структура, термическая обработка, схема и дробность деформации и т. д.

Из химических элементов, входящих в состав сталей, наиболее сильное влияние на их свойства оказывает содержание углерода (рис. II.174). Чем больше

в углеродистой стали углерода, тем ниже ее пластичность и выше прочностные характеристики [11]. Введение легирующих элементов в состав сталей позволяет значительно изменить их свойства (рис. II.175). Примеси ухудшают механические свойства металлов и сплавов, поэтому их содержание в металле не должно превышать сотых и тысячных долей процента [3]. Изменение содержания в сплаве любого элемента (в пределах, допускаемых ГОСТом) вызывает при прочих равных условиях изменение механических свойств. Поэтому один и тот же сплав различных плавок может иметь несколько различные значения механических свойств (рис. II.176). Структура стали после медленного охлаждения представляет собой смесь двух фаз — феррита и цементита, количественное соотношение и структурное состояние которых определяют механические свойства. Чем выше степень дисперсности структурных составляющих стали, тем выше ее прочностные характеристики.

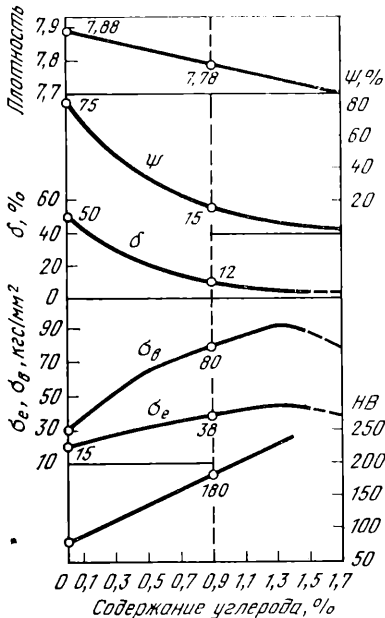


Рис. II.174. Ориентировочное изменение характеристик механических свойств углеродистой стали в зависимости от содержания углерода

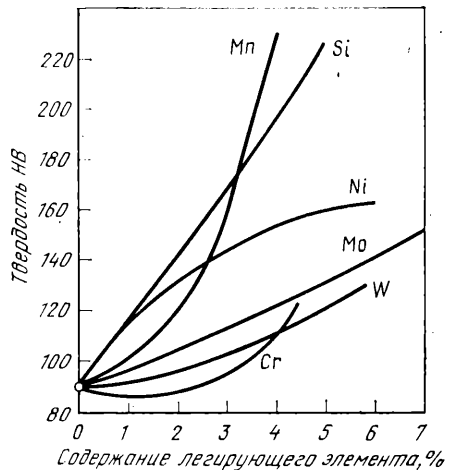


Рис. II.175. Изменение твердости стали, содержащей 0,2 % С, в зависимости от введения легирующих элементов

Некоторые сплавы цветных металлов (латуни, бронзы, медноникелевые) являются однофазными. Структурные изменения в этих сплавах проявляются лишь в изменении размеров зерен, что и влияет на их свойства.

Для получения определенной структуры и соответственно заданных свойств сплава металл после холодной прокатки обычно подвергают *термической обработке*. По своему назначению термическая обработка делится на *предварительную* — получение металла высокой пластичности, *промежуточную* — повышение пластичности и вязкости нагартованной стали со снижением твердости и прочности, и *окончательную* — получение свойств по соответствующим ГОСТам или ТУ. Для сталей в качестве предварительной термической обработки обычно применяют отжиг на зернистый перлит, в качестве промежуточной — рекристаллизационный отжиг.

О влиянии *дробности деформации* (числа проходов при одинаковом суммарном обжатии) на механические свойства металла в настоящее время существуют различные мнения. Анализируя имеющиеся в литературе данные, можно утверждать, что увеличение числа проходов при прокатке на изменение механических характеристик влияет незначительно. Поэтому для инженерных расчетов можно

принять, что изменение механических свойств металлов после прокатки определяется лишь суммарным обжатием.

Если литой металл обладает изотропностью свойств, то после холодной деформации в результате изменения структуры металлов и сплавов и образования сточечной текстуры появляется *анизотропия свойств*. В листовой стали наблюдается понижение пластических свойств в направлении поперек волокон. Так, например, временное сопротивление холоднокатаных листов независимо от степени их обжатия примерно на 10 % выше в поперечном направлении, чем в продольном, т. е. в направлении прокатки.

Таким образом, характер нагружения, т. е. схема деформации и соответствующая ей схема напряженного состояния, в известной мере определяют величину механических свойств металлов.

Данные о механических свойствах холоднокатаного металла, приведенные в настоящем справочнике, получены при испытании образцов на простое растяжение, т. е. при схеме одноосного напряженного состояния. При этом образцы для испытаний изготавливали из холоднокатаного металла и вырезали по направлению прокатки полос.

Скорость деформации оказывает определенное влияние на механические свойства металлов, однако это влияние значительно при высоких скоростях деформации (10^3 с^{-1}). При скоростях деформации, имеющих место при холодной прокатке, влияние скорости деформации несущественно.

Незначительное влияние на механические свойства металлов оказывает *прокатка с различными смазками*, поэтому при расчетах силовых параметров технологического процесса прокатки это влияние можно не учитывать.

Холодная деформация влияет и на физические свойства металла. Так, например, в результате холодного деформирования уменьшаются плотность металла и магнитная проницаемость, увеличивается коэрцитивная сила, меняется также ряд других характеристик.

Суммарная степень обжатия — основной фактор, влияющий на изменение механических характеристик металлов и сплавов в процессе холодной прокатки. С увеличением степени деформации происходит упрочнение металла, обусловленное отсутствием процессов рекристаллизации и возврата в его структуре.

Показатель, характеризующий возможность деформирования металла — *пластичность*. Пластичность металла будет тем выше, чем однороднее величина, форма и химический состав зерен, чем равномернее распределены примеси и чем больше число возможных систем скольжения имеется внутри зерен.

Для процесса холодной пластической деформации основные показатели пластичности — предел текучести, временное сопротивление разрыву, относительное удлинение при разрыве, число перегибов до разрушения и глубина сферической лунки при пробе по Эриксену.

Отсутствие единого общего показателя пластичности значительно затрудняет определение способности того или иного металла или сплава к пластической деформации. В связи с этим для того, чтобы определить способность металла к пластической деформации, необходимо иметь комплекс данных о механических свойствах.

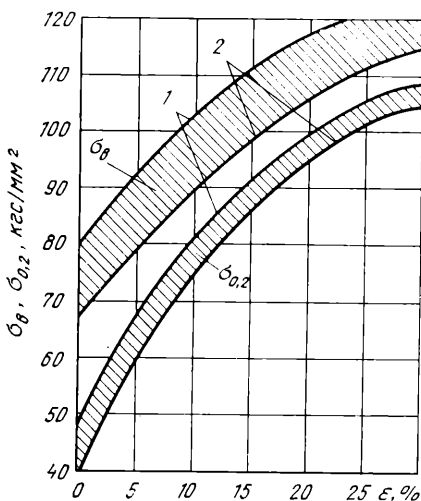


Рис. II.176. Сравнение механических свойств стали X18H9 различных плавок: 1 — 0,14 % C; 17,75 % Cr; 9,45 % Ni; 2 — 0,11 % C; 17,08 % Cr; 9,9 % Ni

В процессе холодной деформации происходит значительное изменение структуры сплава и связанное с этим изменение его механических характеристик.

Повышение сопротивления деформации происходит за счет неравномерного распределения напряжений между зернами, создаваемого действием одного зерна на другое. Основное влияние на неравномерность распределения напряжений оказывает ориентировка зерен и количество возможных направлений скольжения.

Таким образом, при пластической деформации поликристалла меняются форма зерна, ориентировка зерен. В результате создания единой ориентировки зерен образуется текстура, появляются дополнительные напряжения, увеличивающиеся по мере развития деформации, развиваются внутрикристаллические и межкуристаллические нарушения.

Процесс пластической деформации сопровождается *упрочнением* металла. Упрочнение характеризуется деформированием и вытяжкой зерен в направлении деформации, упорядочением ориентировки зерен и образованием текстуры, в результате чего появляется анизотропия механических и физических свойств металла.

Изменение механических свойств металла, связанное с его упрочнением при холодной деформации, происходит в значительной степени. В процессе холодной деформации повышается временное сопротивление $\sigma_{\text{в}}$, условный предел текучести $\sigma_{0,2}$ и твердость НВ, а относительное удлинение δ и относительное сужение ψ уменьшаются. Анализ данных этих характеристик показывает, что наиболее интенсивное изменение их происходит в интервале обжатия до 30 %. При дальнейшем увеличении обжатия интенсивность изменения указанных характеристик уменьшается.

Характер роста временного сопротивления и твердости приблизительно одинаков, а предел текучести, как правило, увеличивается быстрее, чем временное сопротивление. В связи с этим разница между пределом текучести и временным сопротивлением с увеличением степени деформации уменьшается, а при больших деформациях (70—90 %) предел текучести почти совпадает с временным сопротивлением.

Эмпирические формулы для определения предела текучести $\sigma_{0,2}$, временного сопротивления $\sigma_{\text{в}}$, относительного удлинения δ и твердости НВ

В настоящее время накоплены значительные экспериментальные данные о изменении механических свойств в зависимости от степени деформации, которые могут быть описаны эмпирическими формулами:

$$\text{для } \sigma_{\text{в}}, \sigma_{0,2} \text{ и НВ } J = J_0 + ax^n \quad (11.19)$$

$$\text{и для } \delta \quad \lg y = \lg y_0 + bx + cx^2. \quad (11.20)$$

В результате математической обработки экспериментальных данных получены эмпирические формулы для определения $\sigma_{\text{в}}$, $\sigma_{0,2}$, НВ и δ в зависимости от степени деформации ϵ для 134 различных металлов и сплавов, приведенные в табл. 11.11, в том числе для 58 марок сталей и сплавов, а также для 59 марок цветных металлов и сплавов и 10 титановых сплавов, 3 тугоплавких металлов и 4 биметаллов. Средняя квадратичная погрешность вычисленных по этим формулам значениям составляет $\pm 2,0$ %.

В приведенных экспериментальных формулах для определения механических свойств металлов и сплавов при холодной деформации первый член правой части уравнения характеризует исходные механические свойства, а второй определяет величину приращения исходной механической характеристики в зависимости от степени деформации.

Такой качественный характер эмпирических формул дает возможность вывести формулы для групп металлов, в которых для металлов одной группы будут одинаковы величины всех постоянных коэффициентов, кроме исходного значения данной механической характеристики. При выводе эмпирических формул используется для группы сталей или сплавов следующая методика.

ТАБЛИЦА 11.11

ЭМПИРИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ, МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ПРИ ХОЛОДНОЙ ДЕФОРМАЦИИ:
 $\sigma_{0,2}$, кгс/мм²; σ_B , кгс/мм²; $\lg \delta$ %; НВ, кгс/мм² [2]

Марка стали и сплава	Формулы
1	2
<i>Конструкционные стали</i>	
Железо Армко	$\sigma_{0,2} = 25 + 5\epsilon^{0,56}$; $\sigma_B = 37 + 3,3\epsilon^{0,61}$; $\lg \delta = 1,575 - 2,52\epsilon + 1,5\epsilon^2$
Ст0	$\sigma_{0,2} = 25 + 5,62\epsilon^{0,46}$; $\sigma_B = 36,5 + 1,65\epsilon^{0,68}$; HB = 105 + 4,84 $\epsilon^{0,71}$
Ст1	$\sigma_{0,2} = 26 + 1,33\epsilon^{0,73}$; $\sigma_B = 40 + 2,68\epsilon^{0,57}$
Ст2	$\sigma_{0,2} = 30 + 3,06\epsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 37,5 + 1,86\epsilon^{0,71}$; $\lg \delta = 1,528 - 4,04\epsilon + 4\epsilon^2$; HB = 120 + 3,9 $\epsilon^{0,77}$
08	$\sigma_{0,2} = 30 + 7,7\epsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 40 + 5,2\epsilon^{0,54}$
08кп	$\sigma_{0,2} = 23 + 3,46\epsilon^{0,6}$; $\sigma_B = 32,5 + 1,48\epsilon^{0,75}$; $\lg \delta = 1,724 - 2,8\epsilon + \epsilon^2$; HB = 100 + 9,65 $\epsilon^{0,55}$
10	$\sigma_{0,2} = 30 + 2,95\epsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 57 + 2,78\epsilon^{0,62}$; $\lg \delta = 1,532 - 4\epsilon + 3,4\epsilon^2$
20	$\sigma_{0,2} = 37,5 + 3,16\epsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 51 + 0,58\epsilon^{0,98}$; $\lg \delta = 1,568 - 2,26\epsilon + 2\epsilon^2$; HB = 156 + 5,3 $\epsilon^{0,66}$
20А	$\sigma_{0,2} = 35 + 6,45\epsilon^{0,5}$; $\sigma_B = 52,5 + 1,17\epsilon^{0,83}$; HB = 136 + 4,2 $\epsilon^{0,78}$
35	$\sigma_B = 52,5 + 3,38\epsilon^{0,6}$; $\lg \delta = 1,477 + 3,1\epsilon + 2\epsilon^2$
40	$\sigma_{0,2} = 35 + 8,36\epsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 60 + 1,4\epsilon^{0,82}$; $\lg \delta = 1,398 - 2,43\epsilon + 2\epsilon^2$; HB = 170 + 4 $\epsilon^{0,77}$
45	$\sigma_{0,2} = 35 + 8,66\epsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 58,5 + 1,44\epsilon^{0,83}$; $\lg \delta = 1,481 - 2,45\epsilon + 1,4\epsilon^2$; HB = 145 + 12,9 $\epsilon^{0,52}$
50	$\sigma_{0,2} = 40 + 10\epsilon^{0,47}$; $\sigma_B = 67,5 + 1,74\epsilon^{0,8}$; $\lg \delta = 1,431 - 2,68\epsilon + 2,4\epsilon^2$; HB = 178 + 7,5 $\epsilon^{0,65}$
85	$\sigma_{0,2} = 50 + 14,7\epsilon^{0,43}$; $\sigma_B = 95 + 2,1\epsilon^{0,77}$; $\lg \delta = 1,114 - 2,17\epsilon + 3\epsilon^2$; HB = 247 + 3,2 $\epsilon^{0,37}$
09Г2	$\sigma_{0,2} = 32 + 5,9\epsilon^{0,46}$; $\sigma_B = 47 + 0,64\epsilon^{0,91}$; HB = 175 + 2,9 $\epsilon^{0,85}$
10Г2	$\sigma_{0,2} = 35 + 4,4\epsilon^{0,59}$; $\sigma_B = 47 + 1,8\epsilon^{0,75}$; $\lg \delta = 1,477 - 3,08\epsilon + 2\epsilon^2$
12ГС	$\sigma_{0,2} = 50 + 10\epsilon^{0,34}$; $\sigma_B = 67,5 + 1,9\epsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 1,38 - 2,15\epsilon + 2,6\epsilon^2$; HB = 205 + 1,9 $\epsilon^{0,93}$
65Г	$\sigma_{0,2} = 40 + 17,6\epsilon^{0,35}$; $\sigma_B = 78 + 1,9\epsilon^{0,78}$; $\lg \delta = 1,301 - 2,68\epsilon + 2,9\epsilon^2$; HB = 210 + 7,4 $\epsilon^{0,61}$
70Г	$\sigma_B = 55 + 0,19\epsilon^{1,2}$; $\lg \delta = 1,398 - 1,34\epsilon + 0,6\epsilon^2$
25ХГСА	$\sigma_{0,2} = 38 + 5,7\epsilon^{0,57}$; $\sigma_B = 58 + 1,7\epsilon^{0,76}$
30ХГСА	$\sigma_{0,2} = 47,5 + 8,6\epsilon^{0,45}$; $\sigma_B = 64 + 3,4\epsilon^{0,61}$; $\lg \delta = 1,477 - 2,94\epsilon + 2,4\epsilon^2$; HB = 180 + 8,5 $\epsilon^{0,7}$

1	2
<i>Инструментальные стали</i>	
У8А	$\sigma_{0,2} = 39 + 1,8\epsilon^{0,84}$; $\sigma_B = 59 + 1,4\epsilon^{0,84}$; $\lg \delta = 1,462 - 2,58\epsilon + 1,7\epsilon^2$
У8ГА	$\sigma_{0,2} = 40 + 11,4\epsilon^{0,44}$; $\sigma_B = 67 + 2,2\epsilon^{0,73}$; $\lg \delta = 1,447 - 3,35\epsilon + 3\epsilon^2$; HB = $160 + 14\epsilon^{0,57}$
У9А	$\sigma_{0,2} = 30 + 12,7\epsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 60 + 1,5\epsilon^{0,8}$; $\lg \delta = 1,498 - 2,48\epsilon + 1,3\epsilon^2$; HB = $150 + 17\epsilon^{0,51}$
У10	$\sigma_{0,2} = 45 + 2,5\epsilon^{0,79}$; $\sigma_B = 62 + 1,8\epsilon^{0,83}$; $\lg \delta = 1,477 - 3,11\epsilon + 2\epsilon^2$
У10А	$\sigma_{0,2} = 40 + 6,4\epsilon^{0,6}$; $\sigma_B = 60 + 2,7\epsilon^{0,77}$; HB = $220 + 15\epsilon^{0,35}$
У12	$\sigma_{0,2} = 55 + 2,7\epsilon^{0,76}$; $\sigma_B = 68 + 2,2\epsilon^{0,77}$; $\lg \delta = 1,398 - 3,17\epsilon + 2,9\epsilon^2$
У12А	$\sigma_{0,2} = 62 + 0,76\epsilon^{1,025}$; $\lg \delta = 1,423 - 3,01\epsilon + 2,5\epsilon^2$
Р9	$\sigma_{0,2} = 27 + 7,9\epsilon^{0,61}$; $\sigma_B = 67 + 1,3\epsilon^{0,91}$; $\lg \delta = 1,301 - 4,35\epsilon + 7,7\epsilon^2$
9ХФ	$\sigma_{0,2} = 35 + 9\epsilon^{0,49}$; $\sigma_B = 59 + 1,9\epsilon^{0,8}$; HB = $148 + 12\epsilon^{0,63}$
50ХФА	$\sigma_{0,2} = 45 + 3,2\epsilon^{0,66}$; $\sigma_B = 55 + 4,5\epsilon^{0,5}$
<i>Электротехнические стали</i>	
Э11, Э12	$\sigma_{0,2} = 37,5 + 3,4\epsilon^{0,63}$; $\sigma_B = 47,5 + 2,2\epsilon^{0,68}$
Э31, Э32	$\sigma_{0,2} = 40 + 11,2\epsilon^{0,38}$; $\sigma_B = 57,5 + 3,4\epsilon^{0,59}$; $\lg \delta = 1,498 - 3,04\epsilon + 2,25\epsilon^2$; HB = $170 + 5,6\epsilon^{0,76}$
Э41, Э42	$\sigma_{0,2} = 50 + 4,8\epsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 64 + 5\epsilon^{0,64}$
08Х13	$\sigma_{0,2} = 32,5 + 7,2\epsilon^{0,45}$; $\sigma_B = 50 + 1,7\epsilon^{0,71}$; $\lg \delta = 1,431 - 2,36\epsilon + 2,26\epsilon^2$; HB = $145 + 19,5\epsilon^{0,35}$
15Х25Т	$\sigma_B = 45 + 5,3\epsilon^{0,25}$
20Х13Н4Г9	$\sigma_{0,2} = 34 + 1,8\epsilon^{0,84}$; $\sigma_B = 97 + 0,36\epsilon^{1,3}$
12Х21Н5Т	$\sigma_{0,2} = 67 + 2,7\epsilon^{0,68}$; $\sigma_B = 77,5 + 1,9\epsilon^{0,7}$; HB = $260 + 13,7\epsilon^{0,45}$
10Х14Г14Н4Т	$\sigma_{0,2} = 34 + 3,3\epsilon^{0,78}$; $\sigma_B = 74 + \epsilon$; $\lg \delta = 1,792 - 2\epsilon + \epsilon^2$
Х14Г14Н	$\sigma_{0,2} = 30 + 9,3\epsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 90 + 0,72\epsilon^{1,1}$; $\lg \delta = 1,826 - 3,5\epsilon + 5\epsilon^2$
15Х17АГ14	$\sigma_{0,2} = 45 + 3,6\epsilon^{0,86}$; $\sigma_B = 82 + 1,4\epsilon$; $\lg \delta = 1,724 - 1,1 - 2\epsilon^2$
12Х18Н9	$\sigma_{0,2} = 25 + 1,9\epsilon$; $\sigma_B = 63 + 0,13\epsilon^{1,0}$
17Х18Н9	$\sigma_{0,2} = 60 + 3,8\epsilon^{0,7}$; $\sigma_B = 84 + 2,4\epsilon^{0,74}$
12Х18Н9Т	$\sigma_{0,2} = 41 + 2,4\epsilon^{0,91}$; $\sigma_B = 68 + 0,62\epsilon^{1,24}$

1	2
<i>Электротехнические стали</i>	
36X18H25C2	$\sigma_{0,2} = 60 + 3,6\varepsilon^{0,76}$
20X23H18	$\sigma_{0,2} = 36 + 17\varepsilon^{0,46}$
ХН75МБТЮ	$\sigma_{0,2} = 54 + 7,3\varepsilon^{0,65}$; $\sigma_B = 68 + 5,4\varepsilon^{0,69}$; $\lg \delta = 1,708 - 1,52\varepsilon - 2,15\varepsilon^2$
ХН78Т	$\sigma_{0,2} = 50 + 7,1\varepsilon^{0,58}$; $\sigma_B = 80 + 1,3\varepsilon^{0,87}$; $\lg \delta = 1,565 - 2,96\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$
11X11H2B2MФ	$\sigma_{0,2} = 60 + 4\varepsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 74 + 2,7\varepsilon^{0,68}$; $HB = 200 + 11,7\varepsilon^{0,61}$

Стали и сплавы, поставляемые по ТУ

12ХМ5А	$\sigma_{0,2} = 48 + 2,3\varepsilon^{0,72}$; $\sigma_B = 57,5 + 0,89\varepsilon^{0,89}$; $\lg \delta = 1,38 - 2,22\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$; $HB = 155 + 9,2\varepsilon^{0,63}$
0X20H4AГ10, HНЗ	$\sigma_{0,2} = 50 + 2,5\varepsilon^{0,92}$; $\sigma_B = 80 + 0,66\varepsilon^{1,2}$; $\lg \delta = 1,748 - 1,43\varepsilon + 0,05\varepsilon^2$; $HB = 200 + 6,8\varepsilon^{0,84}$
0X17H5Г9АБ, ЭП55	$\sigma_{0,2} = 60 + 5,9\varepsilon^{0,69}$; $\sigma_B = 85 + 2,2\varepsilon^{0,86}$; $\lg \delta = 1,608 - 1,64\varepsilon - 0,3\varepsilon^2$
Х22H5AГ9, ЭП20	$\sigma_{0,2} = 55 + 5,1\varepsilon^{0,78}$; $\sigma_B = 88 + 1,8\varepsilon^{1,23}$; $\lg \delta = 1,699 - 1,2\varepsilon - 1,4\varepsilon^2$
ЭИ659	$\sigma_{0,2} = 70 + 0,38\varepsilon^{1,1}$; $\sigma_B = 78 + 0,22\varepsilon^{1,18}$; $\lg \delta = 1,243 - 0,82\varepsilon + 0,4\varepsilon^2$; $HB = 238 + 1,1\varepsilon^{1,025}$
ЭИ712	$\sigma_{0,2} = 39,5 + 3,6\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 52 + 0,6\varepsilon$; $\lg \delta = 1,556 - 1,39\varepsilon + 0,33\varepsilon^2$; $HB = 157 + 3,4\varepsilon^{0,84}$
ЭИ763	$\sigma_{0,2} = 47 + 1,4\varepsilon^{0,8}$; $\sigma_B = 62,5 + \varepsilon^{0,76}$; $\lg \delta = 1,477 - 0,92\varepsilon - 0,7\varepsilon^2$; $HB = 190 + 2,6\varepsilon^{0,87}$
ЭИ846	$\sigma_{0,2} = 33 + 5,4\varepsilon^{0,74}$; $\sigma_B = 57 + 3,8\varepsilon^{0,78}$; $HB = 200 + 15,6\varepsilon^{0,68}$
ЭИ852	$\sigma_{0,2} = 33 + 19,4\varepsilon^{0,26}$; $\sigma_B = 58 + 9\varepsilon^{0,32}$; $HB = 215 + 12,8\varepsilon^{0,51}$

Алюминий и алюминиевые сплавы

А00	$\sigma_{0,2} = 1,8 + 0,28\varepsilon^{0,74}$; $\sigma_B = 4,1 + 0,05\varepsilon^{1,08}$
А1	$\sigma_{0,2} = 6 + 0,64\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 9,5 + 0,1\varepsilon$
А2	$\sigma_B = 9,5 + 0,94\varepsilon^{0,59}$; $\lg \delta = 1,415 - 3\varepsilon + 2,7\varepsilon^2$
АМц	$\sigma_{0,2} = 5 + 0,6\varepsilon^{0,71}$; $\sigma_B = 11 + 0,03\varepsilon^{1,34}$; $\lg \delta = 1,439 - 2,16\varepsilon + 1,3\varepsilon^2$; $HB = 30 + 0,2\varepsilon^{1,1}$

1	2
<i>Алюминий и алюминиевые сплавы</i>	
АМг1	$\sigma_{0,2} = 10 + 1,3e^{0,59}$; $\sigma_B = 21 + 0,7e^{0,55}$; $\lg \delta = 1,352 - 1,55e + 1,2e^2$; $HB = 49 + 2,1e^{0,64}$
АМг3	$\sigma_{0,2} = 7,5 + 6,4e^{0,3}$; $\sigma_B = 22 + 0,66e^{0,63}$; $\lg \delta = 1,406 - 3,8e + 5,8e^2$
Д1	$\sigma_{0,2} = 8,8 + 3,5e^{0,41}$; $\sigma_B = 18,8 + 0,56e^{0,73}$
Д16	$\sigma_B = 45 + 4e^{0,31}$; $\lg \delta = 1,389 - 2,32e + 1,1e^2$
АСМ	$\sigma_{0,2} = 4 + 1,6e^{0,45}$; $\sigma_B = 9 + 0,21e^{0,81}$; $\lg \delta = 1,491 - 1,83e + 0,7e^2$
АМг5П	$\sigma_{0,2} = 15 + 45,5e^{0,42}$; $\sigma_B = 32,5 + 0,42e^{0,85}$; $\lg \delta = 1,438 - 2,42e + 2e^2$

Медь и медноцинковые сплавы (латуни)

М1	$\sigma_B = 25 + 1,5e^{0,58}$
М0	$\sigma_{0,2} = 7,5 + 5,6e^{0,41}$; $\sigma_B = 23 + 0,8e^{0,72}$; $HB = 55 + 11e^{0,44}$
Л96	$\sigma_B = 27,5 + 1,4e^{0,68}$; $HB = 45 + 8,1e^{0,56}$
Л90	$\sigma_{0,2} = 23 + 2,9e^{0,52}$; $\sigma_B = 31 + 1,3e^{0,65}$; $\lg \delta = 1,538 - 1,92e + 1,2e^2$; $HB = 97 + 2,6e^{0,72}$
Л80	$\sigma_{0,2} = 10 + 3e^{0,7}$; $\sigma_B = 29 + 1,3e^{0,83}$
Л75	$\sigma_B = 30 + 1,3e^{0,79}$; $\lg \delta = 1,681 - 2,97e + 2,3e^2$
Л70	$\sigma_{0,2} = 12 + 2e^{0,78}$; $\sigma_B = 32,5 + 0,57e^{0,58}$; $HB = 74 + 78e^{0,62}$
Л68	$\sigma_{0,2} = 12 + 3,6e^{0,62}$; $\sigma_B = 32,5 + 1,1e^{0,8}$; $\lg \delta = 1,845 - 1,35e - 0,41e^2$; $HB = 70 + 6,8e^{0,72}$
Л66	$\sigma_B = 38,5 + 1,4e^{0,76}$
Л62	$\sigma_{0,2} = 15 + 3,1e^{0,65}$; $\sigma_B = 36 + 0,6e^{0,94}$; $\lg \delta = 1,74 - 1,34e + 0,56e^2$; $HB = 100 + 3,8e^{0,82}$
Л59	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 2,9e^{0,64}$; $\sigma_B = 36 + 1,8e^{0,69}$; $\lg \delta = 1,695 - 1,64e + 1,6e^2$
ЛА77-2	$\sigma_B = 34 + 0,64e$; $\lg \delta = 1,796 - 1,63e - 0,6e^2$; $HB = 81 + 8,3e^{0,62}$
ЛАЖ60-1-1	$\sigma_B = 48 + 0,6e^{0,98}$; $\lg \delta = 1,681 - 2,02e - 0,9e^2$; $HB = 105 + 7e^{0,61}$
ЛН65-5	$\sigma_{0,2} = 28,5 + 4,4e^{0,53}$; $\sigma_B = 47 + 0,85e^{0,85}$; $\lg \delta = 1,644 - 1,69e - 2,1e^2$
ЛЖМу59-1-1	$\sigma_B = 46,5 + 0,51e$; $\lg \delta = 1,663 - 1,85e - 0,98e^2$; $HB = 106 + 1,9e^{0,85}$

1	2
<i>Медь и медноцинковые сплавы (латуни)</i>	
ЛМцА57-3-1	$\sigma_B = 55 + 1,2e^{0,76}; \lg \delta = 1,477 - 3,23e - 0,5e^2$
ЛО90-1	$\sigma_B = 23,5 + 0,59e; HB = 48 + 11,3e^{0,54}$
ЛО70-1	$\sigma_B = 42 + 1,16e^{0,84}$
ЛО62-1	$\sigma_{0,2} = 20 + 7,6e^{,43}; \sigma_B = 42,5 + 2,7e^{0,6}$
ЛО60-1	$\sigma_{0,2} = 20 + 1,5e^{0,85}; \sigma_B = 43 + 0,51e^{1,03}$
ЛС74-3	$\sigma_B = 38 + 1,9e^{0,69}$
ЛС64-2	$\sigma_{0,2} = 10 + 1,7e^{0,8}; \sigma_B = 30 + 1,1e^{1,4}; \lg \delta = 1,477 - 1,8e - 0,7e^2$
ЛС63-3	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 1,9e^{0,73}; \sigma_B = 31 + 0,87e^{0,91}; \lg \delta = 1,708 - 1,22e - 1,1e^2$
ЛС60-1	$\sigma_{0,2} = 15 + 5,6e^{0,51}; \sigma_B = 36 + e^{0,86}; \lg \delta = 1,708 - 1,73e - 0,9e^2$
ЛС59-1	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 7e^{0,37}; \sigma_B = 38,5 + 0,53e$
ЛК80-3	$\sigma_B = 32,5 + 0,59e^{0,98}; HB = 70 + 18,2e^{0,48}$

Бронзы

БрА7	$\sigma_B = 55 + 1,2e^{0,87}; \lg \delta = 1,681 - 2,63e + 0,6e^2; HB = 137,5 + 18e^{0,4}$
БрАМц9-2	$\sigma_B = 49,5 + 0,62e; \lg \delta = 1,748 - 4,17e + 2,9e^2$
БрАЖ9-4	$\sigma_B = 59 + 2,8e^{0,72}; \lg \delta = 1,568 - 2,89e + 2,2e^2$
БрАЖМц10-3-1,5	$\sigma_B = 60 + 3e^{0,67}$
БрАЖН10-4-4	$\sigma_B = 68,5 + 3,1e^{0,69}; \lg \delta = 1,398 - 2,46e + 1,3e^2$
БрБ2	$\sigma_{0,2} = 40 + 3,1e^{0,75}; \sigma_B = 58 + 2,5e^{0,73}; \lg \delta = 1,532 - 2,38e - 1,9e^2$
БрКМц3-1	$\sigma_B = 50 + 2,8e^{0,63}$
БрМц5	$\sigma_{0,2} = 9 + 6,1e^{0,46}; \sigma_B = 31,5 + 0,24e^{1,06}; \lg \delta = 1,699 - 3,14e + 2,1e^2; HB = 65 + 6e^{0,74}$
БрОФ4-0,25	$\sigma_B = 35 + 0,45e^{1,04}; \lg \delta = 1,72 - 1,09e - 1,6e^2; HB = 62,5 + 11e^{0,57}$
БрОЦ4-3	$\sigma_B = 31 + 0,89e^{0,93}; \lg \delta = 1,703 + 3,75e + 3,9e^2; HB = 70 + 2,8e^{0,97}$
БрОЦС4-4-2,5	$\sigma_B = 32,5 + 0,49e^{1,02}$

Никель, сплавы никелевые и медноникелевые, обрабатываемые давлением

Никель полуфабрикатный НП4	$\sigma_{0,2} = 15 + 13,7e^{0,38}; \sigma_B = 50 + 1,1e^{0,81}; \lg \delta = 1,672 - 2,24e + e^2; HB = 115 + 21,6e^{0,48}$
Никель марганцевый НМц2,5	$\sigma_B = 49 + 0,86e^{0,84}$
Никель марганцевый НМц5	$\sigma_B = 52,5 + 1,2e^{0,85}$

1	2
<i>Никель, сплавы никелевые и медноникелевые, обрабатываемые давлением</i>	
Хромель ТНХ9,5	$\sigma_B = 61 + 3,6\epsilon^{0,63}$; $HB = 200 + 5\epsilon^{0,74}$
Монель НМЖМц28-2,5-1,5	$\sigma_{0,2} = 20 + 11,4\epsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 50 + 2,4\epsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 1,672 - 2,46\epsilon + 1,3\epsilon^2$; $HB = 128 + 10\epsilon^{0,58}$
Копель МНМц43-0,5	$\sigma_B = 40 + 1,9\epsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 1,544 - 2,96\epsilon + 1,7\epsilon^2$; $HB = 101 + 12,3\epsilon^{0,45}$
Константан МНМц40-1,5	$\sigma_B = 45 + 0,92\epsilon^{0,85}$
Мельхиор МНЖМц30-1-1	$\sigma_B = 42 + 0,84\epsilon^{0,84}$; $\lg \delta = 1,512 - 2,52\epsilon + 1,5\epsilon^2$; $HB = 139 + 2,1\epsilon^{0,8}$
Мельхиор МН19	$\sigma_{0,2} = 13 + 9,3\epsilon^{0,34}$; $\sigma_B = 34 + 0,72\epsilon^{0,8}$; $HB = 84 + 12,8\epsilon^{0,45}$
Куниаль МНА13-3	$\sigma_B = 72,5 + 2,7\epsilon^{0,54}$
Манганин МНМц3-12	$\sigma_B = 55 + 1,8\epsilon^{0,73}$
Сплав ТП МНО,6	$\sigma_B = 27,5 + 0,4\epsilon^{0,85}$; $\lg \delta = 1,544 - 1,56\epsilon - 1,1\epsilon^2$
<i>Титановые сплавы</i>	
Технический титан	$\sigma_{0,2} = 50 + 6,7\epsilon^{0,36}$; $\sigma_B = 57 + 4,7\epsilon^{0,45}$; $\lg \delta = 1,532 - 2,08\epsilon + 2,3\epsilon^2$; $HB = 225 + 6,4\epsilon^{0,59}$
BT1-1	$\sigma_{0,2} = 42 + 5,2\epsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 56 + 2,9\epsilon^{0,56}$; $HB = 248 + 10\epsilon^{0,28}$
BT1-2	$\sigma_{0,2} = 44 + 4,2\epsilon^{0,54}$; $\sigma_B = 60 + 2,2\epsilon^{0,62}$; $HB = 235 + 7,4\epsilon^{0,73}$
BT4	$\sigma_B = 90 + 2,2\epsilon^{0,68}$; $\lg \delta = 1,362 - 2,09\epsilon + 4,2\epsilon^2$
BT5	$\sigma_B = 82,5 + 6,5\epsilon^{0,37}$; $\lg \delta = 1,146 - 2,02\epsilon + 2,5\epsilon^2$
BT6	$\sigma_{0,2} = 100 + 1,1\epsilon^{0,76}$; $\sigma_B = 107 + 1,6\epsilon^{0,68}$; $\lg \delta = 1,079 - 2,48\epsilon + 4,3\epsilon^2$
OT4	$\sigma_{0,2} = 64 + 2,4\epsilon^{0,68}$; $\sigma_B = 82 + 1,6\epsilon^{0,73}$; $HB = 320 + 13,7\epsilon^{0,6}$
OT4-1	$\sigma_B = 67 + 2,3\epsilon^{0,67}$; $\lg \delta = 1,477 - 1,82\epsilon + 0,5\epsilon^2$
ИМП-7	$\sigma_{0,2} = 83,5 + 1,2\epsilon^{0,86}$; $\sigma_B = 88 + 1,9\epsilon^{0,7}$; $\lg \delta = 1,279 - 2,13\epsilon + 3,8\epsilon^2$
ИМП-1A	$\sigma_{0,2} = 62,5 + 4\epsilon^{0,61}$; $\sigma_B = 68 + 3\epsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 0,875 - 0,75\epsilon - 0,7\epsilon^2$
<i>Тугоплавкие металлы</i>	
Тантал	$\sigma_{0,2} = 57,5 + 5\epsilon^{0,54}$
Ниобий	$\sigma_B = 40 + 4,2\epsilon^{0,5}$
Вольфрам	$\sigma_B = 13 + 0,003\epsilon^{2,27}$

1	2
	<i>Биметаллы</i>
Железо Армко—сплав АСМ, Нж/Нс=0,56	$\sigma_{0,2} = 17 + 1,1\epsilon^{0,85}; \sigma_B = 25 + \epsilon^{0,84}$
Железо Армко—сплав АСМ, Нж/Нс = 0,64	$\sigma_{0,2} = 19 + \epsilon^{0,88}; \sigma_B = 27,5 + 0,79\epsilon^{0,89}$
Железо Армко—сплав АСМ, Нж/Нс=0,73	$\sigma_{0,2} = 20 + 0,65\epsilon^{0,97}; \sigma_B = 29 + 0,54\epsilon^{0,96}$
Железо Армко—сплав АСМ, Нж/Нс=0,83	$\sigma_{0,2} = 22,5 + 1,3\epsilon^{0,84}; \sigma_B = 32,5 + 0,79\epsilon^{0,9}$

Примечание. Нж/Нс — исходные соотношения слоев железа Армко и сплава АСМ.

ТАБЛИЦА 11.12

ЭМПИРИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПРЕДЕЛА
ТЕКУЧЕСТИ $\sigma_{0,2}$, кгс/мм², ГРУППЫ СТАЛЕЙ ИЛИ СПЛАВОВ [2]

Металл, сплав, характерный для группы	Эмпирические формулы
<i>Конструкционные стали</i>	
Ст0, Ст.1, Ст.2, 08кп, 10, 20, 09Г2 40, 45, У10, У12	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 3,40\epsilon^{0,60}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 5,40\epsilon^{0,60}$
<i>Легированные стали и сплавы</i>	
25ХГСА, 30ХГСА, Э31, 11Х11Н2В2МФ (ЭИ962), 08Х13(ЭИ496) 15Х17АГ14 (ЭП213), 0Х17Н5Г9АБ (ЭП55), ЭИ846, Р9 12Х18Н9 (Х18Н9), 12Х18Н9Т (Х18Н9Т), 36Х18Н25С2, (4Х18Н25С2), 0Х20Н4АГ10 (НН3), Х22Н5АГ9 (ЭП20) 20Х13Н4Г9 (ЭИ100), Э22, ЭИ712, 12Х21Н5Т (ЭИ811), 50ХФА, 12Х5МА	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 5,90\epsilon^{0,54}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 4,80\epsilon^{0,77}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 3,20\epsilon^{0,81}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 2,50\epsilon^{0,72}$
<i>Сплавы медноцинковые (латуни)</i>	
Л90 Л68, Л62, Л63, Л59, ЛН65-5, ЛО60-1, ЛС64-2, ЛС59-1	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 5,80\epsilon^{0,42}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 2,70\epsilon^{0,68}$
<i>Бронзы</i>	
БрОФ4-0,15	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + 5,10\epsilon^{0,55}$
<i>Биметаллы</i>	
Железо Армко—сплав АСМ	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2 \text{ исх}} + \epsilon^{0,88}$

Т А Б Л И Ц А 11.13

ЭМПИРИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВРЕМЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ σ_B , кгс/мм², ГРУППЫ СТАЛЕЙ ИЛИ СПЛАВОВ

Металл, сплав, характерный для группы	Эмпирические формулы
<i>Конструкционные стали</i>	
Ст2, 08кп, 10, 20А, 40, 45, 50, 85 09Г2, 12ГС, 70Г	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,60\epsilon^{0,78}$ $\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,80\epsilon^{0,91}$
<i>Сталь инструментальная углеродистая</i>	
У8А, У9А, У10, У12	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,90\epsilon^{0,79}$
<i>Легированные стали и сплавы</i>	
12Х18Н9Т (Х18Н9Т), 0Х20Н4АГ10 (НН3), 15Х17Г14 (ЭП213), 0Х17Н5Г9АБ (ЭП55)	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,40\epsilon$
9ХФ, 17Х18Н9 (2Х18Н9), 20Х13Н4Г9 (ЭИ100), 10Х14Г14Н4Т (ЭИ711), Р9, 25ХГСА, 30ХГСА, 15Х25Т (Х25Т), Х22Н5АГ9 (ЭП20), 50ХФА, Х14Г14Н (ЭП212)	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,50\epsilon^{0,86}$
Э22, 12Х21Н5Т (ЭИ811), 08Х13 (ЭИ496)	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,75\epsilon^{0,83}$
<i>Сплавы алюминиевые</i>	
Д1, А1, АМг3, АМг5П АД0, АМц, АМг1, АСМ	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,59\epsilon^{0,71}$ $\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,10\epsilon$
<i>Сплавы медноцинковые (латуни)</i>	
Л80, Л75, Л70, Л68, Л62, Л63, Л59, ЛН65-5, ЛО60-1, ЛАЖ60-1-1, ЛЖМц59-1-1, ЛК80-3, ЛМцА57-3-1, ЛС59-1	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,77\epsilon^{0,91}$
ЛА77-2, ЛС60-1, ЛС63-3, ЛС74-3, ЛО62-1, ЛО70-1, ЛО90-1	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + \epsilon^{0,87}$
<i>Бронзы</i>	
БрАЖН10-4-4, БрБ2, БрАЖМц10-3-1,5, БрАЖ9-4 БрОФ4-0,15; БрАМц9-2, БрОЦ4-3	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 2,90\epsilon^{0,70}$ $\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,62\epsilon$
<i>Никель, сплавы никелевые и медноникелевые</i>	
НП4, МНЖМц30-0,8-1, МНМц40-1,5; МНМц43-0,5; НМЖМц28-2,5-1,5; МНА13-3	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,5\epsilon^{0,72}$
НМцАК2-2-1, МНМц3-12, НМц2,5 ТП МНО,6; МН19, МН5	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 1,30\epsilon^{0,83}$ $\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,80\epsilon^{0,72}$
<i>Титановые сплавы</i>	
Титан технический, ВТ1-1, ВТ1-2, ВТ4, ВТ5, ВТ6, ОТ4, ОТ4-1, ИМП-1А, ИМП-7	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 2,40\epsilon^{0,83}$
<i>Биметаллы</i>	
Железо Армко—сплав АСМ	$\sigma_B = \sigma_{Bнсx} + 0,75\epsilon^{0,80}$

Т А Б Л И Ц А 11.14

ЭМПИРИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТВЕРДОСТИ ПО БРИНЕЛЮ НВ ГРУППЫ СТАЛЕЙ ИЛИ СПЛАВОВ [2]

Металл, сплав, характерный для группы	Эмпирические формулы
<i>Углеродистые конструкционные и инструментальные стали</i>	
Ст0, Ст2, 08кп, 20А, 20, 50, 85, 09Г2, 12ГС, 65Г, У10А	$HV = HV_{исх} + 3,90\epsilon^{0,78}$
<i>Легированные стали и сплавы</i>	
25ХГСА, 30ХГСА, 12Х5МА, Э31	$HV = HV_{исх} + 10,5\epsilon^{0,58}$
08Х13 (ЭИ496), ЭИ712, 12Х21Н5Т (ЭИ811), ЭИ763, ЭИ852	$HV = HV_{исх} + 7,40\epsilon^{0,63}$
<i>Сплавы медноцинковые (латуни)</i>	
Л70, Л68, Л62, Л63, ЛО90-1, ЛА77-2, ЛМцА57-3-1	$HV = HV_{исх} + 6,80\epsilon^{0,68}$
<i>Бронзы</i>	
БрБ2, БрОФ4-0,25, БрОП4-3, БрМц5	$HV = HV_{исх} + 6,20\epsilon^{0,73}$

На основании анализа эмпирических формул для отдельных металлов, исходных механических свойств, характера упрочнения и химического состава металлы относят к той или иной группе. По экспериментальным данным для трех, четырех металлов одной группы выводят общую эмпирическую формулу. Затем по полученной формуле определяют механические характеристики при различных обжатиях для других металлов этой группы и проводят сравнение с имеющимися экспериментальными данными. Полученные таким образом эмпирические формулы приведены в табл. 11.12—11.14. При расчетах по этим формулам средняя арифметическая ошибка между экспериментальными и расчетными данными находится в пределах от -4 до $+8\%$, что является вполне допустимым для определения силовых параметров процесса деформации. Поэтому приведенные формулы могут быть рекомендованы для практических расчетов.

В тех случаях, когда имеются экспериментальные данные хотя бы для небольшого диапазона обжатий, нужную формулу следует уточнить по имеющимся данным, после чего ее можно применять для расчетов усилия прокатки при другой величине обжатия. Приведенные формулы можно применять также и в тех случаях, когда полностью отсутствуют экспериментальные данные. При этом металл, для которого проводится расчет, следует отнести к одной из приведенных групп.

Предел текучести $\sigma_{0,2}$, временное сопротивление σ_B , относительное удлинение δ и твердость НВ металлов и сплавов в отожженном состоянии (при 20 °С)

Значения предела текучести, временного сопротивления, относительного удлинения и твердости металлов и сплавов в отожженном состоянии могут быть использованы в расчетах на прочность деталей машин, а также в технологических расчетах при разработке различных режимов обработки металла. Например, величину σ_B используют для определения усилия резания металла, δ — для расчета процессов правки и резки металла, НВ — для оценки износостойкости и обрабатываемости металла и др.

Экспериментальные данные о пределе текучести $\sigma_{0,2}$, временном сопротивлении σ_B , относительном удлинении δ и твердости НВ 35 марок сталей и сплавов,

ТАБЛИЦА 11.15

ПРЕДЕЛ ТЕКУЧЕСТИ $\sigma_{0,2}$, ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ σ_B ,
ОТНОСИТЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ δ И ТВЕРДОСТЬ НВ МЕТАЛЛОВ
И СПЛАВОВ В ОТОЖЖЕННОМ СОСТОЯНИИ (ПРИ 20 °С)

Металл, сплав	$\sigma_{0,2}$	σ_B	δ , %	НВ ₁	Литературный источник
	кгс/мм ²				
1	2	3	4	5	6

Конструкционные стали

08кп	23	32	53	100	[2]
Ст0	25	38	48	105	[2]
Ст2	30	38	34	120	[2]
20	38	47	37	156	[2]
40	35	60	25	170	[2]
45	35	58	31	145	[2]
50	40	68	28	178	[2]
85	50	95	13	247	[2]
09Г2	32	47	40	175	[12]
10Г2	35	47	30	—	[2]
65Г	40	78	—	210	[2]
25ХГСА	38	58	—	175	[13]
30ХГСА	48	64	30	180	[2]

Инструментальные стали

У8А	39	59	29	—	[2]
У8ГА	40	67	28	160	[2]
У9А	40	60	31	—	[2]
У10	45	62	30	—	[2]
У12	55	68	25	—	[2]
9ХФ	35	59	38	148	[2]

*Высоколегированные коррозионно-стойкие, жаростойкие
и жаропрочные (деформируемые) стали и сплавы*

0Х13 (ЭИ496)	32	50	26	145	[2]
1Х21Н5Г (ЭИ811) [1]	67	75	15	260	[13]
Х14Г14Н3Т (ЭИ711)	34	74	62	—	[14]
Х14Г14Н	30	90	66	—	[14]
Х17АГ14 (ЭП213)	45	82	53	—	[14]
2Х18Н9 (ЭЯ2)	—	—	28	—	[2]
Х18Н9Т (1Х18Н9Т, ЭЯ1Т)	41	68	—	—	[2]
ХН78 (ЭИ435)	50	80	36	—	[2]

Стали и сплавы, поставляемые по ТУ

12Х5МА	48	58	24	155	[2]
0Х20Н4АГ10 (НН3)	50	80	56	170	[14]
ЭИ659	70	78	18	238	[2]
ЭИ712	38	52	36	157	[2]
ЭИ763	47	62	30	163	[2]
ЭИ846	33	57	25	200	[12]
ЭИ852	33	58	18	215	[12]
ЭИ962	60	74	21	200	[12]

1	2	3	4	5	6
<i>Алюминий и алюминиевые сплавы</i>					
А00	2	4	—	—	[15]
А1	6	10	20	—	[15]
АМц	5	11	28	30	[16, 17]
АМг1	10	21	22	49	[16, 17]
Д1	9	19	16	—	[2]
Д16	—	45	25	—	[16]
АСМ	4	9	31	—	[2]
<i>Медь и медноцинковые сплавы (латуни)</i>					
М1	—	25	55	—	[18]
М4	8	—	55	55	[2]
Л90	23	31	35	97	[2]
Л80	10	29	70	—	[18]
Л70	12	32	82	74	[2]
Л68	12	32	70	70	[2]
Л62	15	36	56	100	[2]
Л59	18	36	49	—	[18]
ЛО62-1	20	42	30	—	[18]
ЛО60-1	20	43	34	—	[18]
ЛС64-2	10	30	30	—	[18]
ЛС63-3	18	31	51	—	[18]
ЛС60-1	15	36	51	—	[18]
ЛС59-1	18	38	45	97	[18]
<i>Бронзы</i>					
БрБ2	40	58	34	—	[18]
БрМц5	9	32	50	65	[18]
<i>Никелевые и медноникелевые сплавы</i>					
НП4	15	50	47	115	[2]
НМЖМц28-2,5-1,5	20	50	48	128	[2]
МН19	13	34	46	84	[2]
<i>Титановые сплавы, поставляемые по ТУ</i>					
Технический титан	50	—	34	225	[18]
ВТ1-1	42	56	30	248	[12]
ВТ4	—	90	23	—	[2]
ВТ6	100	107	12	—	[2]
ОТ4	64	82	17	320	[12]
ОТ4-1	—	67	30	—	[2]
ИМП-7	84	88	19	—	[19]

а также 7 титановых сплавов и 26 марок цветных металлов и сплавов в отожженном (ненаклепанном) состоянии при комнатной температуре (20 °С) представлены в табл. 11.15.

Предел текучести $\sigma_{0,2}$, временное сопротивление σ_B , относительное удлинение δ , и твердость НВ в зависимости от степени деформации

Для определения энергосиловых параметров при холодной деформации металлов необходимы данные о механических свойствах в ненаклепанном состоянии (при 20 °С) и в зависимости от степени деформации (наклепа) ϵ . В табл. 11.16 и на рис. 11.177—244 они приведены для 68 различных металлов и сплавов, в том

ТАБЛИЦА 11.16

ДААННЫЕ ДЛЯ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ГРАФИКОВ ЗАВИСИМОСТИ ПРЕДЕЛА ТЕКУЧЕСТИ $\sigma_{0,2}$, ВРЕМЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ σ_B , ОТНОСИТЕЛЬНОГО УДЛИНЕНИЯ δ И ТВЕРДОСТИ НВ ОТ СТЕПЕНИ ДЕФОРМАЦИИ ϵ , %, ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ * (рис. П.177—П.244)

Металл, сплав	Номер рисунок	$\sigma_{0,2}$ σ_B		δ , %	НВ	Литера- турный источник
		кгс/мм ²				
1	2	3	4	5	6	7

Конструкционные стали

08кп	П.177	+	+	+	+	[2]
Ст0	П.178	+	+	+	+	[2]
Ст2	П.179	+	+	+	+	[2]
20	П.180	+	+	+	+	[2]
40	П.181	+	+	+	+	[2]
45	П.182	+	+	+	+	[2]
50	П.183	+	+	+	+	[2]
85	П.184	+	+	+	+	[2]
09Г2	П.185	+	+	+	+	[12]
10Г2	П.186	+	+	+	—	[2]
65Г	П.187	+	+	—	+	[2]
25ХГСА	П.188	+	+	—	+	[13]
30ХГСА	П.189	+	+	+	+	[2]

Инструментальные стали

У8А	П.190	+	+	+	—	[2]
У8ГА	П.191	+	+	+	+	[2]
У9А	П.192	+	+	+	—	[2]
У10	П.193	+	+	+	—	[2]
У12	П.194	+	+	+	—	[2]
9ХФ	П.195	+	+	+	+	[2]

Высоколегированные коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные (деформируемые) стали и сплавы

0Х13 (ЭИ496)	П.196	+	+	+	+	[2]
1Х21Н5Т (ЭИ811)	П.197	+	+	+	+	[13]
Х14Г14Н3Т (ЭИ711)	П.198	+	+	+	—	[14]
Х14Г14Н	П.199	+	+	+	—	[14]
Х17АГ14 (ЭП213)	П.200	+	+	+	—	[14]
2Х18Н9 (ЭЯ2)	П.201	+	+	+	—	[2]
Х18Н9Т (1Х18Н9Т, ЭЯ1Т)	П.202	+	+	—	—	[2]
ХН78Т (ЭИ435)	П.203	+	+	+	—	[2]

Стали и сплавы, поставляемые по ТУ

12Х5МА	П.204	+	+	+	+	[2]
0Х20Н4АГ10 (НН3)	П.205	+	+	+	+	[14]
ЭИ659	П.206	+	+	+	+	[2]
ЭИ712	П.207	+	+	+	+	[2]
ЭИ763	П.208	+	+	+	+	[2]
ЭИ846	П.209	+	+	+	+	[12]
ЭИ852	П.210	+	+	+	+	[12]
ЭИ962	П.211	+	+	+	+	[12]

1	2	3	4	5	6	7
---	---	---	---	---	---	---

Алюминий и его сплавы

А00	II.212	+	+	—	—	[15]
А1	II.213	+	+	—	—	[15]
АМц	II.214	+	+	+	+	[16, 17]
АМг1	II.215	+	+	+	+	[16, 17]
Д1	II.216	+	+	+	—	[2]
Д16	II.217	—	+	+	—	[16]
АСМ	II.218	+	+	+	—	[2]

Медь и медноцинковые сплавы (латуни)

М1	II.219	—	+	+	—	[18]
М4	II.220	+	+	+	+	[2]
Л90	II.221	+	+	+	+	[2]
Л80	II.222	+	+	+	—	[18]
Л70	II.223	+	+	+	+	[2]
Л68	II.224	+	+	+	+	[2]
Л62	II.225	+	+	+	+	[2]
Л59	II.226	+	+	+	—	[18]
ЛО62-1	II.227	+	+	+	—	[18]
ЛО60-1	II.228	+	+	+	—	[18]
ЛС64-2	II.229	+	+	+	—	[18]
ЛС63-3	II.230	+	+	+	—	[18]
ЛС60-1	II.231	+	+	+	—	[18]
ЛС59-1	II.232	+	+	+	+	[18]

Бронзы

БрБ2	II.233	+	+	+	—	[18]
БрМц5	II.234	+	+	+	+	[18]

Никелевые и медноникелевые сплавы

НП4	II.235	+	+	+	+	[2]
НМЖМц28-2,5-1,5	II.236	+	+	+	+	[2]
МН19	II.237	+	+	+	+	[2]

Титановые сплавы, поставляемые по ТУ

Технический титан	II.238	+	+	+	+	[2]
ВТ1-1	II.239	+	+	—	+	[12]
ВТ4	II.240	+	+	+	—	[2]
ВТ6	II.241	+	+	+	—	[2]
ОТ4	II.242	+	+	+	+	[12]
ОТ4-1	II.243	+	+	+	—	[2]
ИМП-7	II.244	+	+	+	—	[19]

* Плюсами и минусами отмечено наличие или отсутствие характеристики для данной стали или сплава на рисунках.

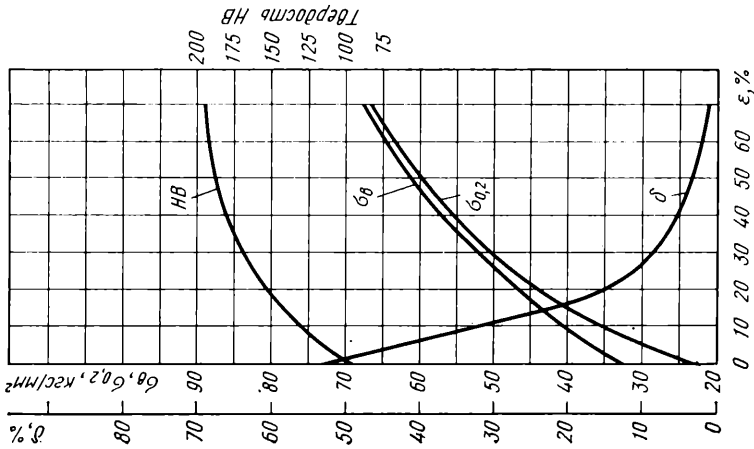


Рис. 11.177. Сталь 08кп (0,08 % С; 0,01 % Si; 0,38 % Mn; $\leq 0,018$ % S; $\leq 0,013$ % P; 0,02 % Cr; 0,06 % Ni; 0,07 % Cu)

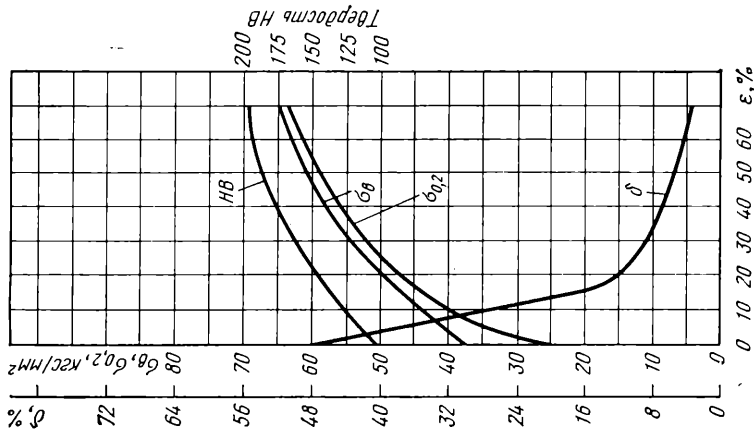


Рис. 11.178. Ст0 (0,07 % С; 0,01 % Si; 0,25 % Mn; $\leq 0,028$ % S; $\leq 0,01$ % P; 0,08 % Cr; 0,09 % Ni; 0,06 % Cu)

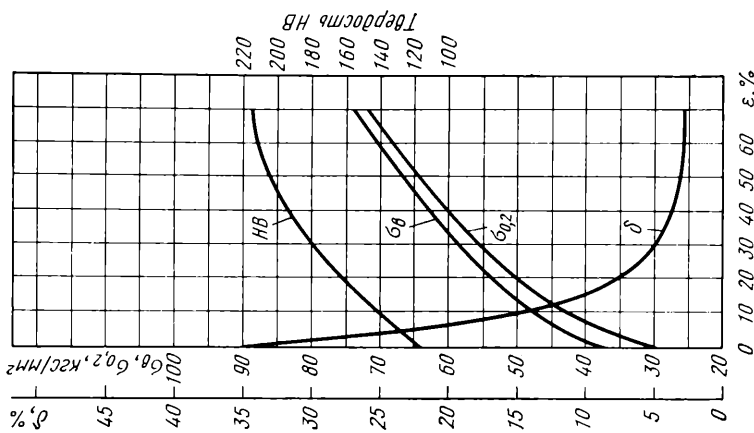


Рис. 11.179. Ст2 (0,06 % С; 0,98 % Mn; $\leq 0,052$ % S; $\leq 0,025$ % P; 0,05 % Cr; 0,01 % Ni)

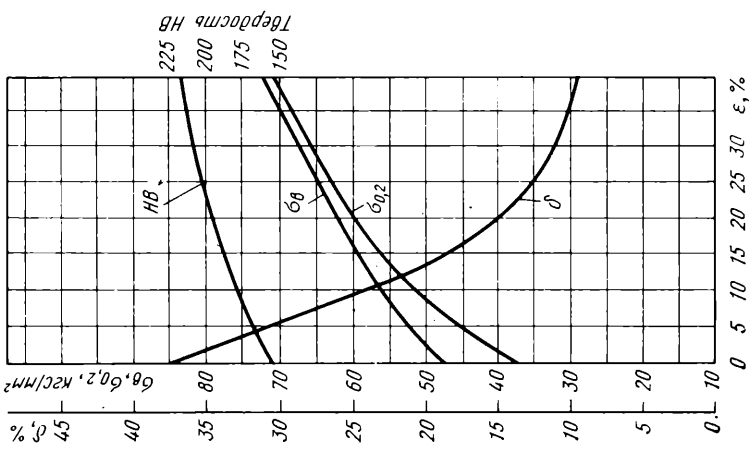


Рис. П.180. Сталь 20 (0.18–0.25 % С; 0.17–0.37 % Si; 0.60–0.90 % Mn; ≤0.045 % S; ≤0.045 % P; 0.30 % Cr; 0.30 % Ni; 0.20 % Cu)

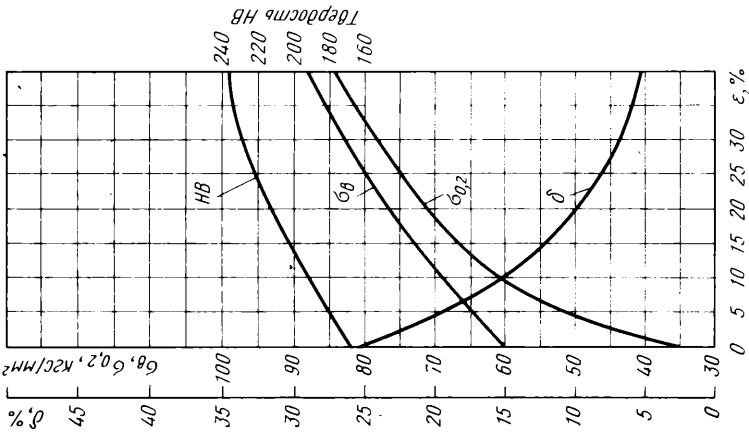


Рис. П.181. Сталь 40 (0.37–0.45 % С; 0.17–0.37 % Si; 0.50–0.80 % Mn; ≤0.045 % S; ≤0.045 % P; 0.30 % Cr; 0.30 % Ni)

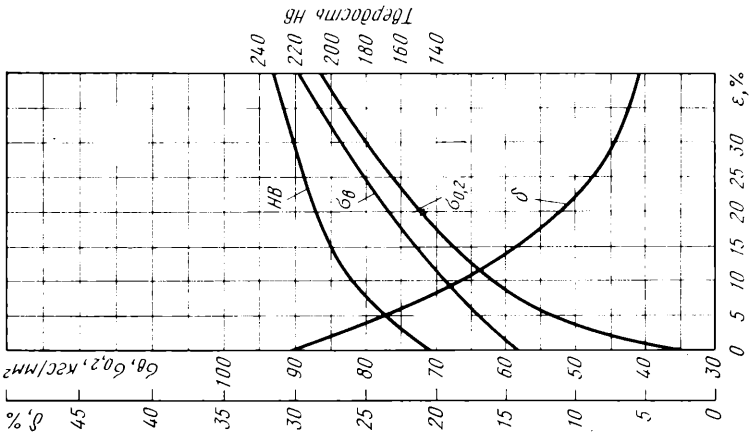


Рис. П.182. Сталь 45 (0.42–0.50 % С; 0.17–0.37 % Si; 0.50–0.80 % Mn; ≤0.045 % S; ≤0.045 % P; 0.30 % Cr; 0.30 % Ni)

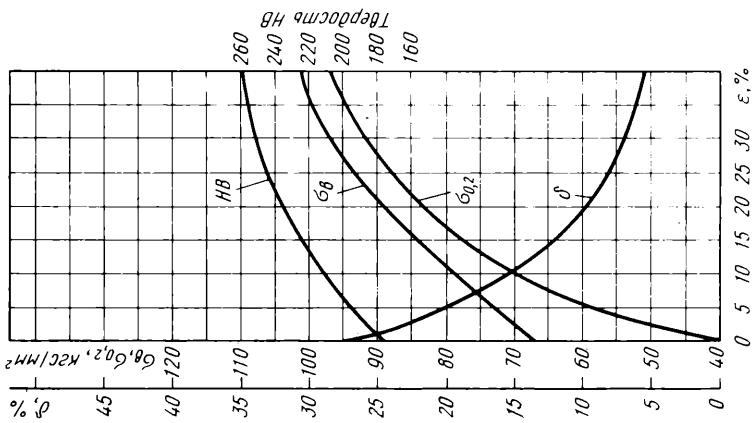


Рис. II.183. Сталь 50 (0.47–0.55 % С; 0.17–0.37 % Si; 0.50–0.80 % Mn; ≤0.045 % S; ≤0.04 % P; ≤0.30 % Cr; 0.30 % Ni)

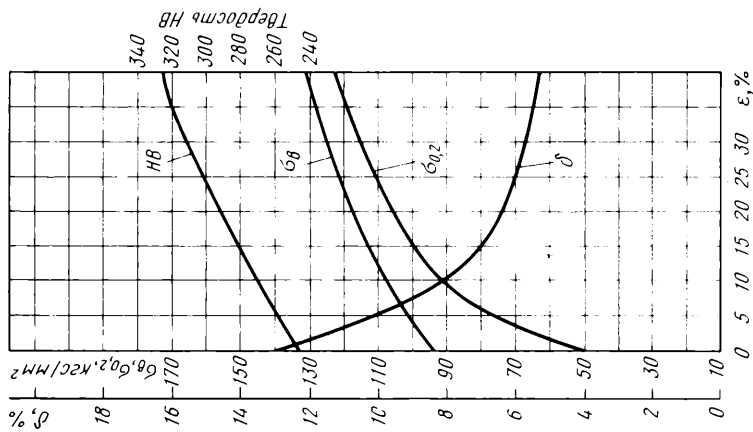


Рис. II.184. Сталь 85 (0.80–0.90 % С; 0.15–0.30 % Si; 0.45–0.75 % Mn; ≤0.05 % S; ≤0.05 % P; 0.30 % Cr; 0.50 % Ni)

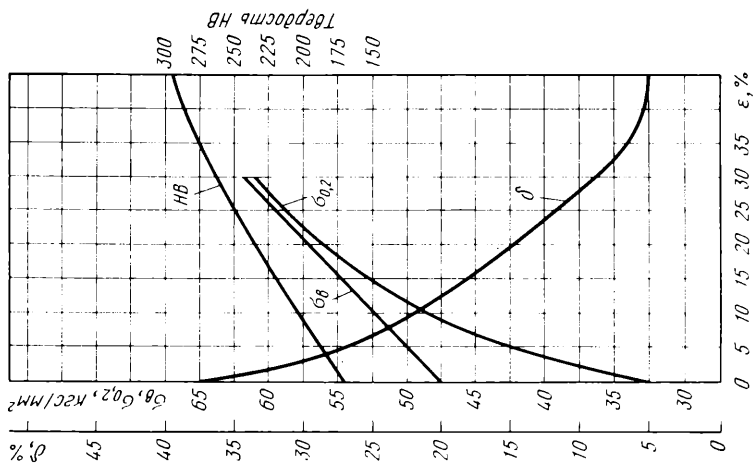


Рис. II.185. Сталь 09Г2 (0.12 % С; 0.17–0.37 % Si; 1.40–1.80 % Mn; ≤0.045 % S; ≤0.04 % P; ≤0.30 % Cr; ≤0.30 % Ni; ≤0.30 % Cu)

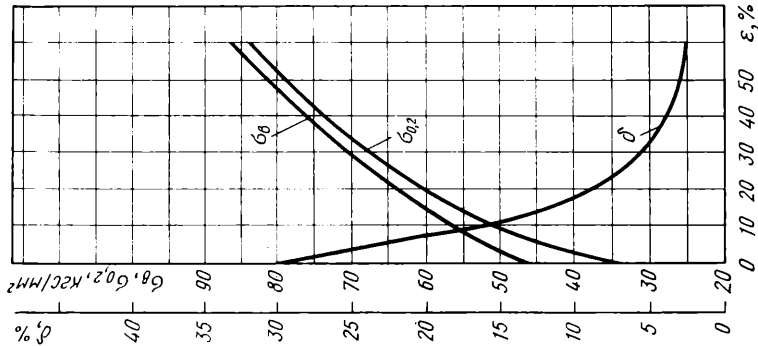


Рис. II.186. Сталь 10Г2 (0,07—0,15% С; 0,17—0,37% Si; 1,20—1,60% Mn; ≤0,045% S; ≤0,04% P; 0,30% Cr; 0,30% Ni)

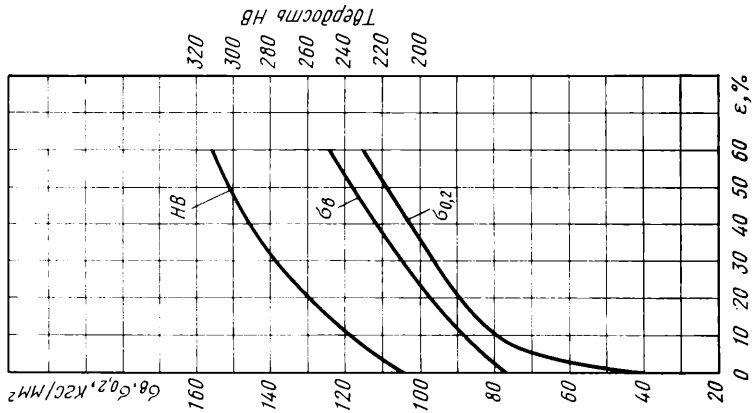


Рис. II.187. Сталь 65Г (0,60—0,70% С; 0,17—0,37% Si; 0,90—1,20% Mn; ≤0,045% S; ≤0,04% P; 0,30% Cr; 0,30% Ni)

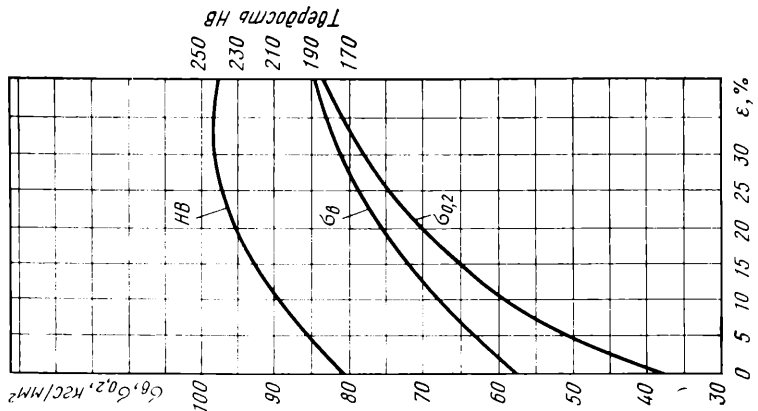


Рис. II.188. Сталь 25ХГСА (0,22—0,28% С; 0,90—1,20% Si; 0,80—1,10% Mn; 0,80—1,10% Cr)

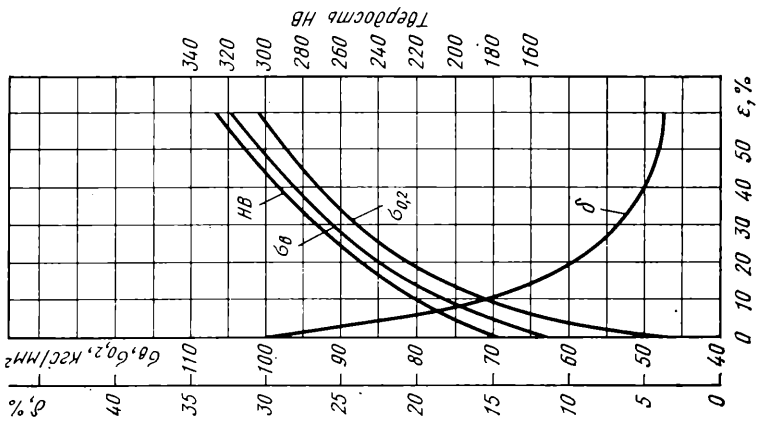


Рис. II.189. Сталь 30XГСА (0,28—0,24 % C; 0,90—1,20 % Si; 0,80—1,10 % Mn; 0,80—1,10 % Cr)

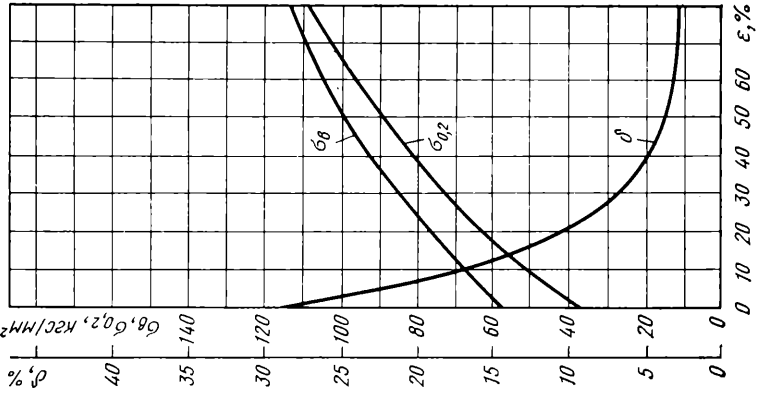


Рис. II.190. Сталь V8A (0,75—0,84 % C; 0,15—0,30 % Si; 0,15—0,30 % Mn; $\leq 0,02\%$ S; $\leq 0,03\%$ P)

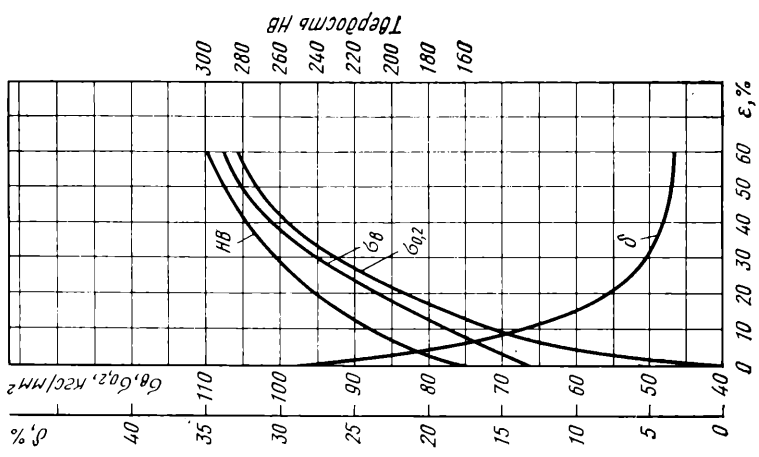


Рис. II.191. Сталь V8ГA (0,80—0,90 % C; 0,15—0,30 % Si; 0,35—0,80 % Mn; $< 0,02\%$ S; $< 0,03\%$ P; $\leq 0,10\%$ Cr; $\leq 0,12\%$ Ni; $\leq 0,20\%$ Cu)

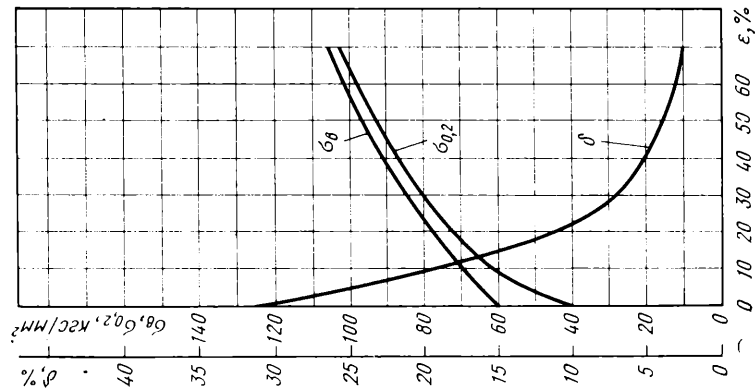


Рис. 11.192. Сталь У9А (0,85—0,94 % С; 0,15—0,30 % Si; 0,15—0,30 % Mn; $\leq 0,02$ % S; $\leq 0,03$ % P; $\leq 0,30$ % Cr; $\leq 0,20$ % Ni; $\leq 0,20$ % Cu)

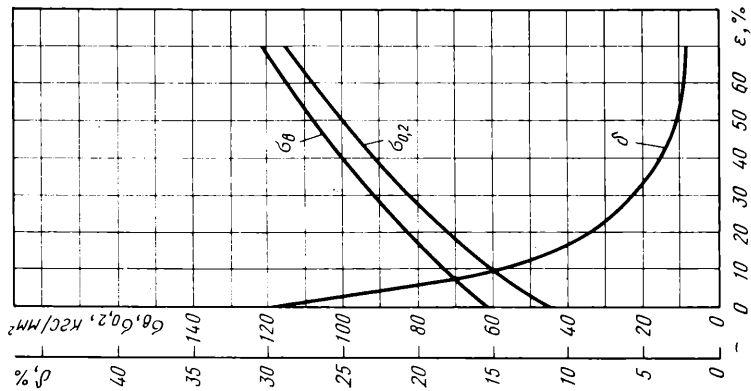


Рис. 11.193. Сталь У10 (0,95—1,04 % С; 0,15—0,35 % Si; 0,15—0,35 % Mn; $\leq 0,03$ % S; $\leq 0,035$ % P; $\leq 0,10$ % Cr; $\leq 0,12$ % Ni; $\leq 0,20$ % Cu)

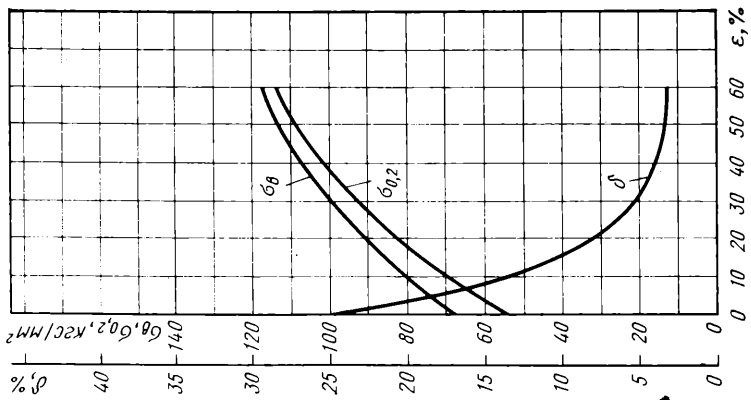


Рис. 11.194. Сталь У12 (1,15—1,24 % С; 0,15—0,35 % Si; 0,15—0,35 % Mn; $\leq 0,03$ % S; $\leq 0,035$ % P; $\leq 0,20$ % Cr; $\leq 0,25$ % Ni; $\leq 0,25$ % Cu)

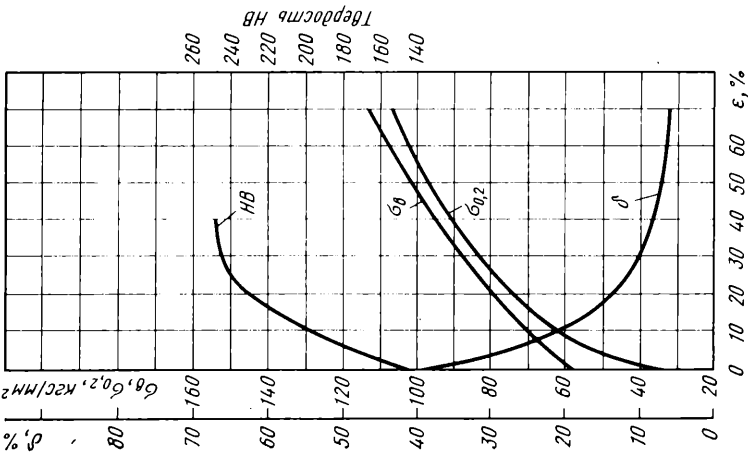


Рис. II.195. Сталь 9XФ (0.80—0.90 % C; 0.15—0.35 % Si; 0.30—0.60 % Mn; 0.40—0.70 % Cr; 0.15—0.30 % V)

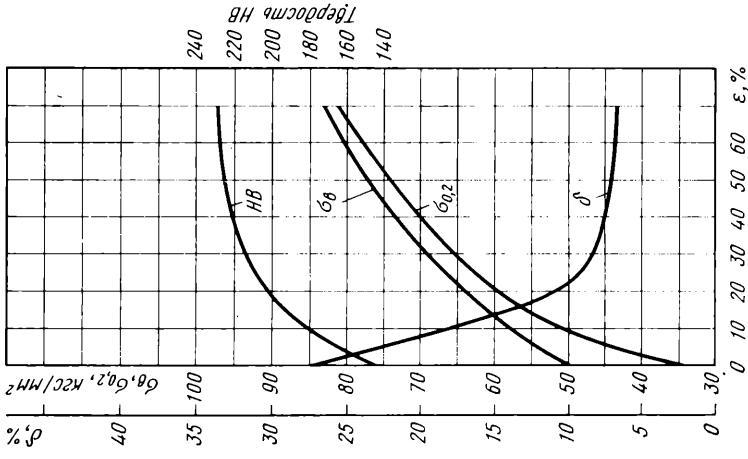


Рис. II.196. Сталь 0X13 (≤ 0.08 % C; ≤ 0.60 % Si; ≤ 0.60 % Mn; ≤ 0.025 % S; ≤ 0.03 % P; 11.0—13.0 % Cr)

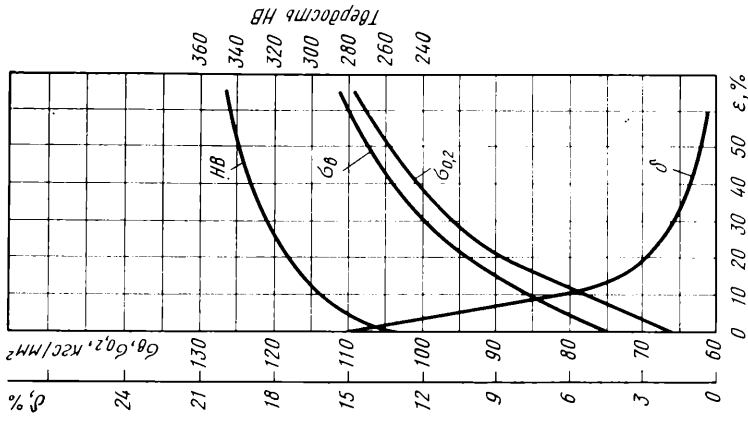


Рис. II.197. Сталь 1X21H5T (0.09—0.14 % C; ≤ 0.80 % Si; ≤ 0.80 % Mn; ≤ 0.02 % S; ≤ 0.035 % P; 20.0—22.0 % Cr; 4.80—5.80 % Ni; [(C—0.02) S—0.80] % Ti)

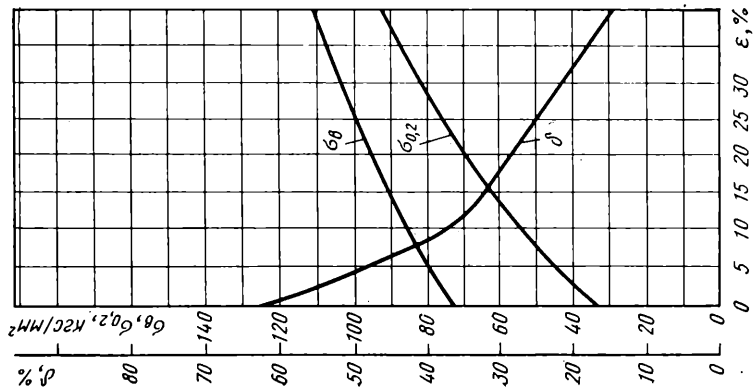


Рис. II.198. Сталь X14Г14НЗТ ($\leq 0,10$ % C; $\leq 0,80$ % Si; 13,0—15,0 % Mn; $\leq 0,025$ % S; $\leq 0,035$ % P; 13,0—15,0 % Cr; 2,50—3,50 % Ni; [(C—0,02) S—0,60] % Ti

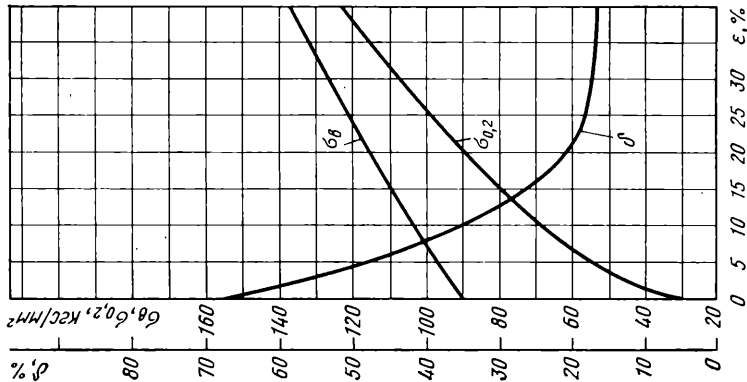


Рис. II.199. Сталь X14Г14Н ($\leq 0,12$ % C; $\leq 0,80$ % Si; 13,0—15,0 % Mn; $\leq 0,025$ % S; $\leq 0,035$ % P; 13,0—15,0 % Cr; 1,00—1,50 % Ni)

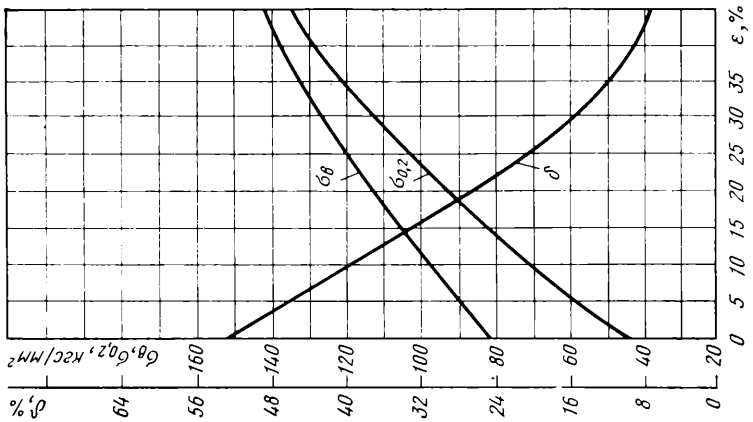


Рис. II.200. Сталь X17АГ14 (ЭП213) ($\leq 0,15$ % C; $\leq 0,80$ % Si; 13,5—15,5 % Mn; $\leq 0,02$ % S; $\leq 0,035$ % P; 16,0—18,0 % Cr; $\leq 0,60$ % Ni; 0,30—0,40 % N)

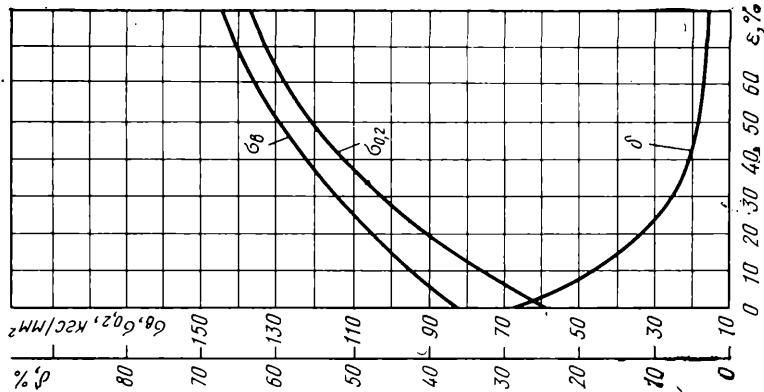


Рис. II.201. Сталь 2X18H9 (0,13—0,21 % С; $\leq 0,80$ % Si; 1,00—2,00 % Mn; $\leq 0,02$ % S; $\leq 0,035$ % P; 17,0—19,0 % Cr; 8,0—10,0 % Ni)

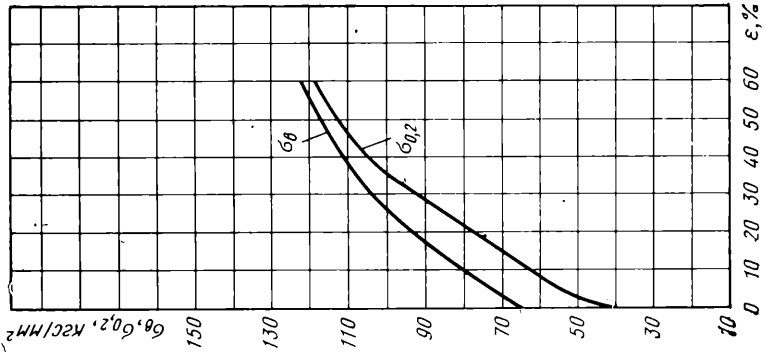


Рис. II.202. Сталь X18H9T (1X18H9T) ($\leq 0,12$ % С; $\leq 0,80$ % Si; 1,0—2,00 % S; $\leq 0,035$ % P; 17,0—19,0 % Cr; 8,00—9,80 % Ni; [(C—0,02) S—0,70] % Ti

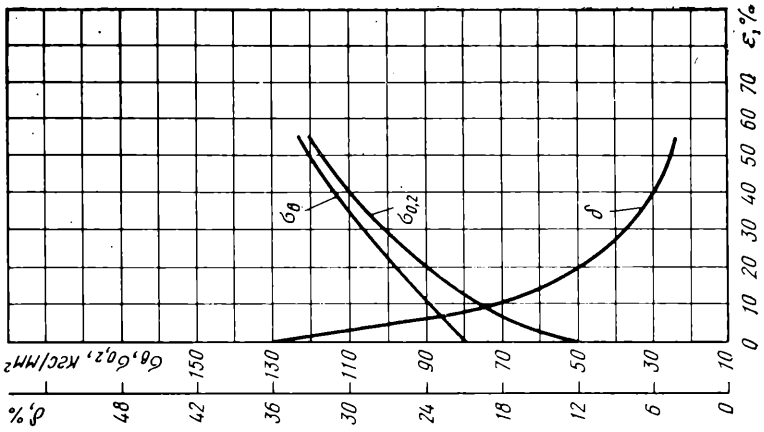


Рис. II.203. Сталь XH78T (ЭИ435) ($\leq 0,12$ % С; $\leq 0,80$ % Si; $\leq 0,70$ % Mn; $\leq 0,015$ % S; $\leq 0,02$ % P; 19,0—22,0 % Cr; 0,15—0,35 % Ti; $\leq 0,15$ % Al; $\leq 6,0$ % Fe; ост. Ni)

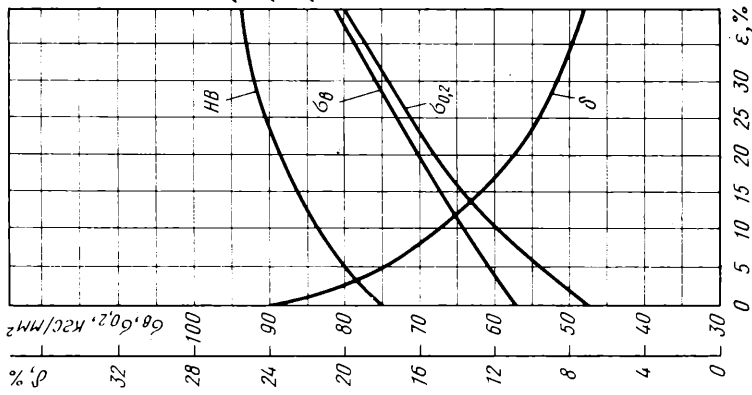


Рис. П.204. Сталь 12X5MA (0,11 % C; 0,33 % Si; 0,31 % Mn; ≤ 0,014 % S; ≤ 0,018 % P; 4,80 % Cr; 0,50 % Mo)

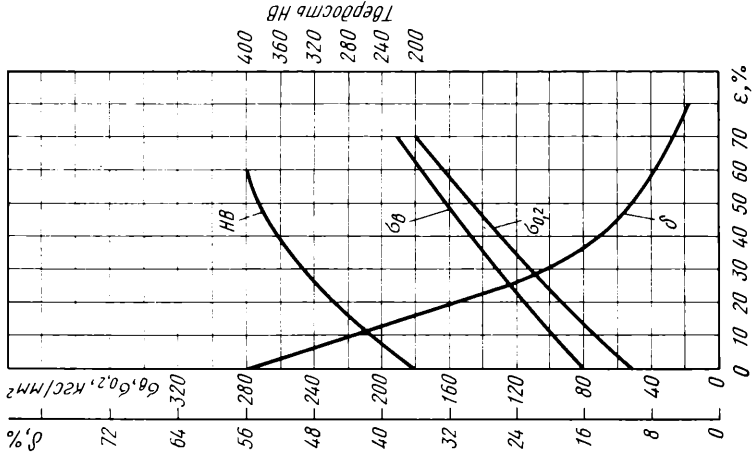


Рис. П.205. Сталь 0X20H4AT10 (HH3) (≤ 0,08 % C; ≤ 0,80 % Si; 10,0—12,5 % Mn; ≤ 0,03 % S; ≤ 0,045 % P; 18,50—20,50 % Cr; 4,00—5,00 % Ni; 0,40—0,50 N)

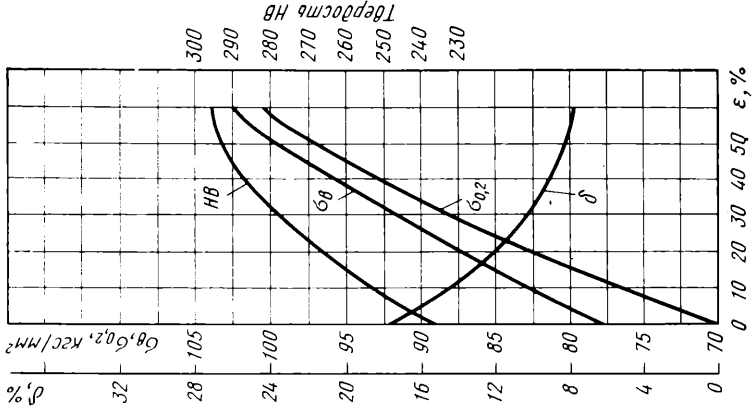


Рис. П.206. Сталь ЭИ659 (0,19 % C; 0,25 % Si; 0,56 % Mn; ≤ 0,03 % S; 0,015 % P; 2,26 % Cr; 1,00 % Ni)

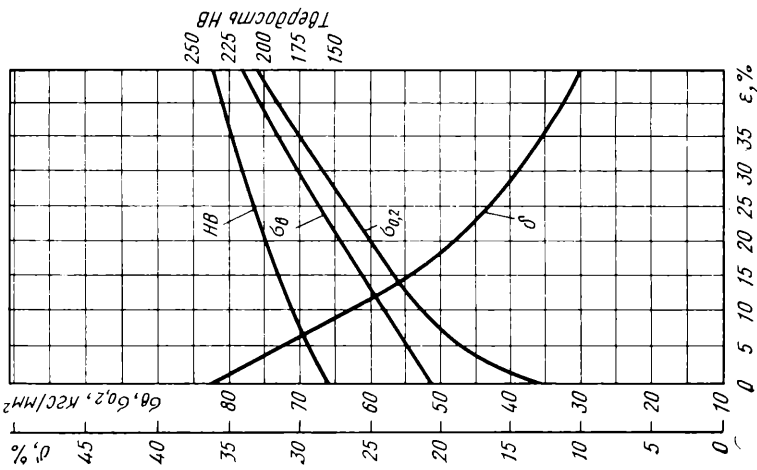


Рис. II.207. Сталь ЭИ1712 (0,09 % C; 0,24 % Si; 0,45 % Mn; $\leq 0,011$ % S; 0,022 % P; 2,17 % Cr; 0,95 % Ni; 1,06 % W; 0,19 % V)

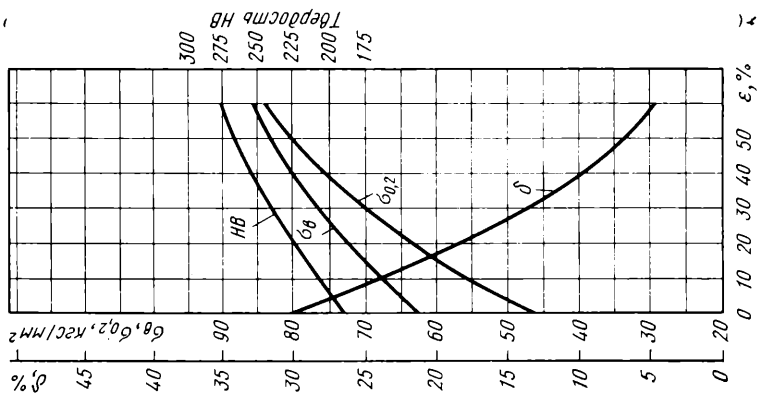


Рис. II.208. Сталь ЭИ1763 (0,21 % C; 0,25 % Si; 0,56 % Mn; $\leq 0,03$ % S; 2,26 % Cr; 1,00 % Ni)

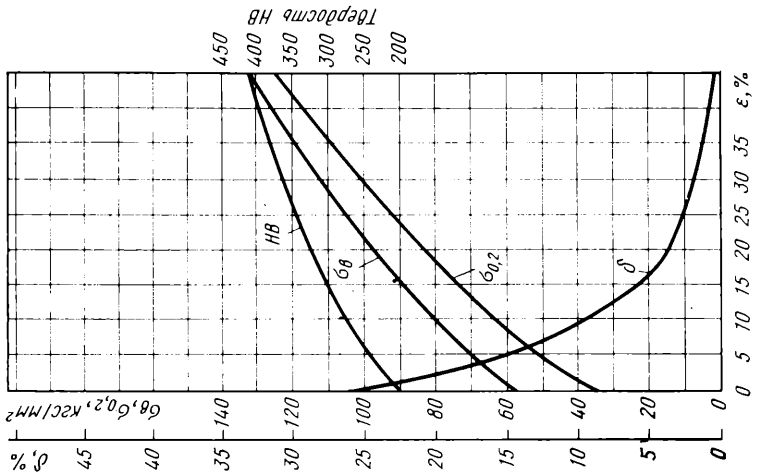


Рис. II.209. Сталь ЭИ1846

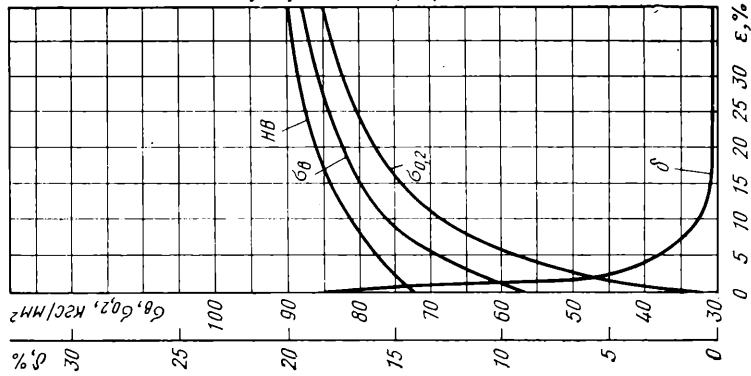


Рис. II.210. Сталь ЭИ852

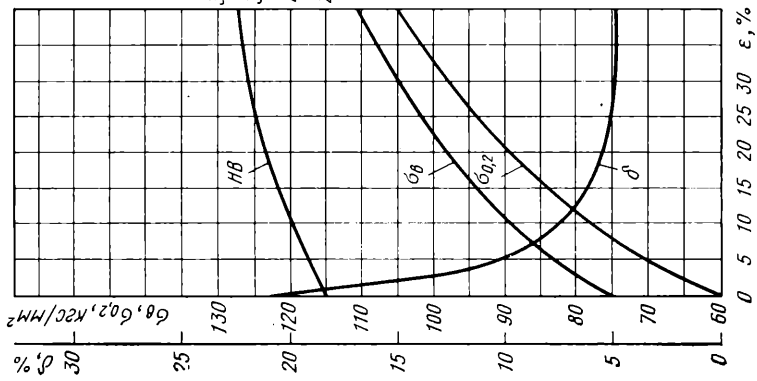


Рис. II.211. Сталь ЭИ962

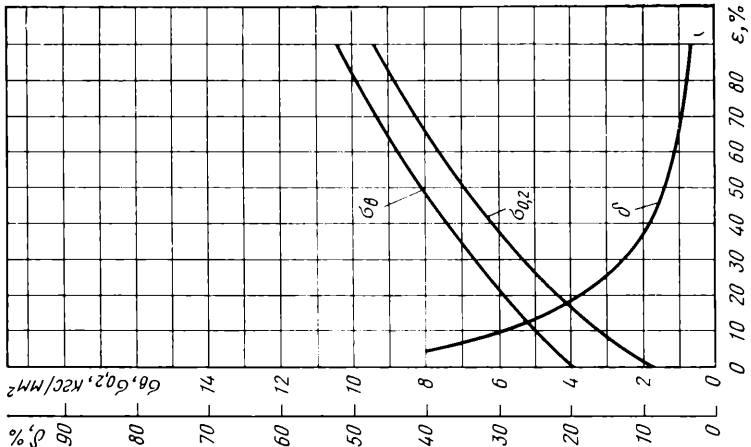


Рис. II.212. Алюминий А00

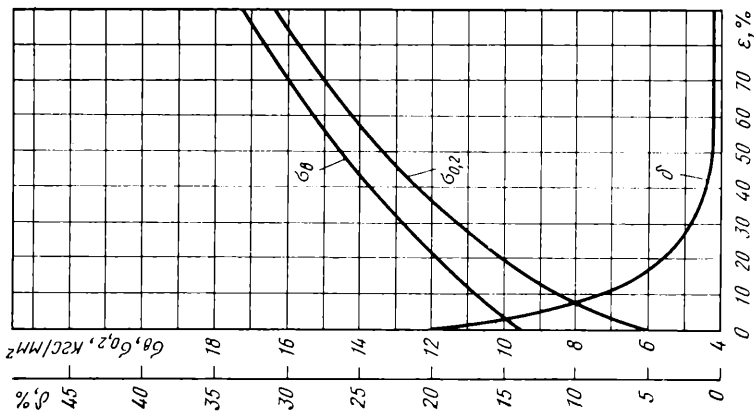


Рис. II.213. Алюминий АМ1

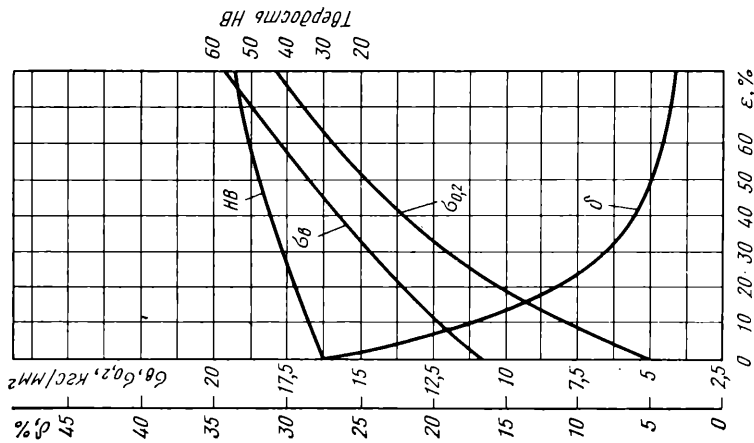


Рис. II.214. Алюминиевый сплав АМс (1,0—1,6 % Мп; < 0,05 % Mg; < 0,4—0,6 % Si; 0,5—0,7 % Fe; 0,2—0,5 % Cu; ост. Аl)

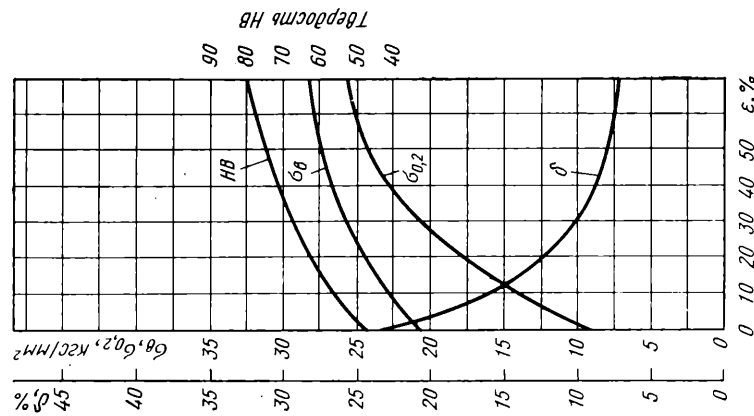


Рис. II.215. Алюминиевый сплав АМГ1 (0,5—1,8 % Mg; < 0,4—0,8 % Si; < 0,5—0,7 % Fe; < 0,2—0,5 % Cu; ост. Аl)

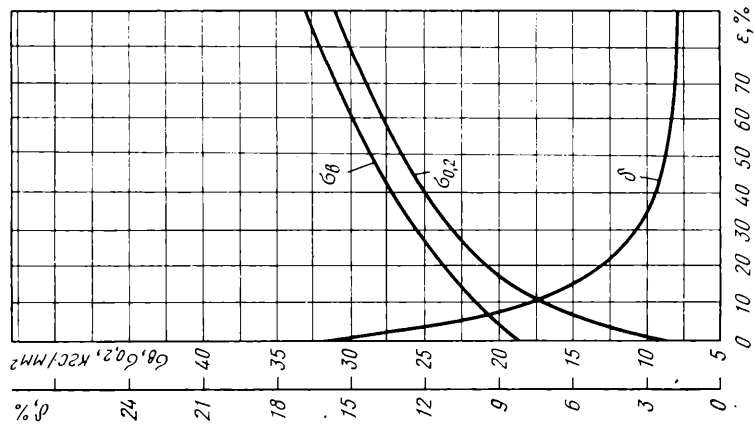


Рис. 11.216. Алюминиевый сплав Д1 (3,8—4,8 % Cu; 0,4—0,8 % Mg; 0,4—0,8 % Mn; < 0,5 % Si; < 0,5 % Fe; ост. Al)

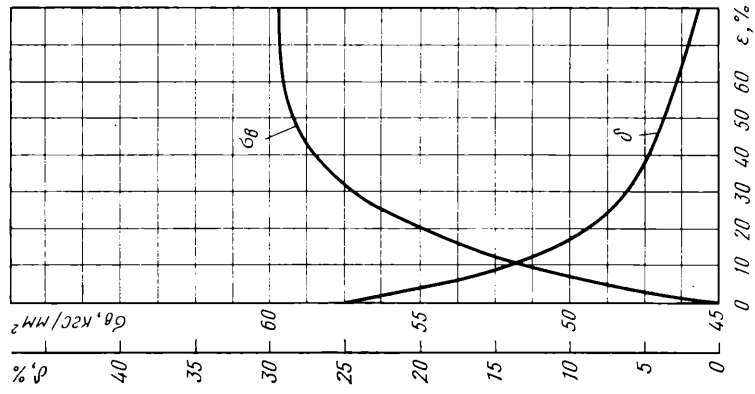


Рис. 11.217. Алюминиевый сплав Д16 (3,8—4,5 % Cu; 1,2—1,8 % Mg; 0,3—0,9 % Mn; 20,5 % Si; < 0,5 % Fe; ост. Al)

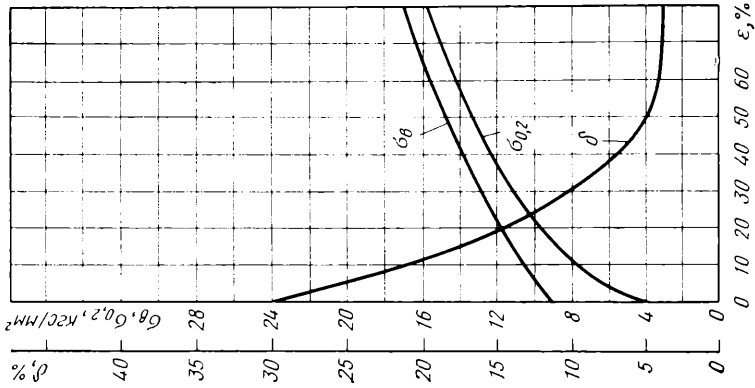


Рис. 11.218. Алюминиевый сплав АСМ (0,3—0,7 % Cu; 3,50—6,50 % Sb; ост. Al)

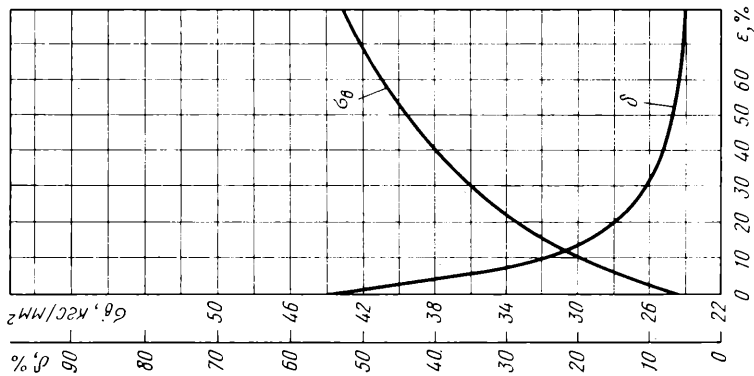


Рис. II.219. Медь М1 (99,90 %)

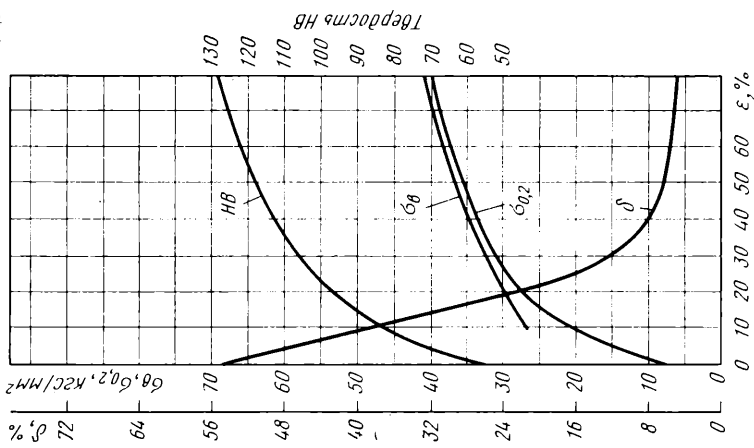


Рис. II.220. Медь М4

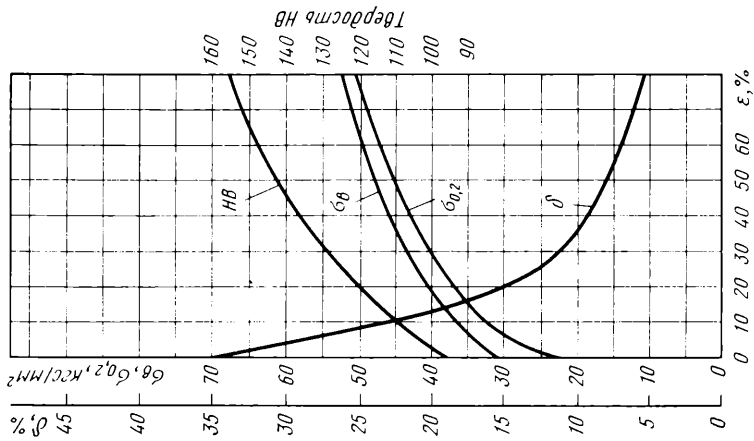


Рис. II.221. Латунь Л190 (88,0—91,0 % Сu; ост. Zn)

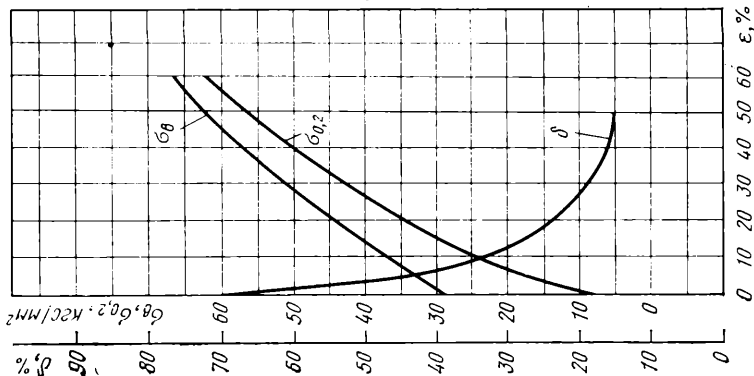


Рис. II.222. Латунь Л180 (79,0—81,0 % Cu; ост. Zn)

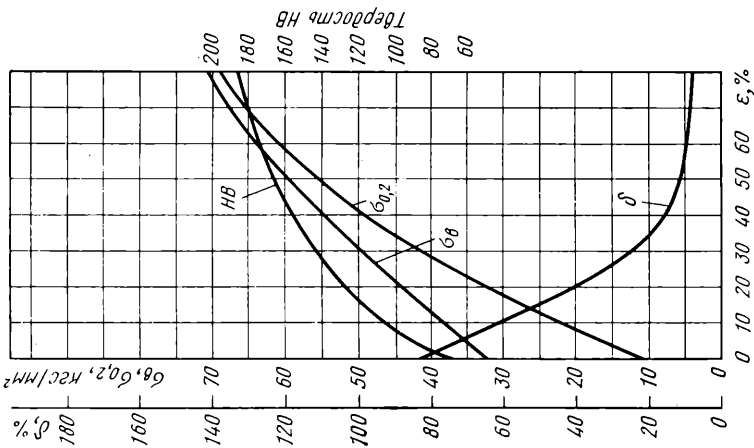


Рис. II.223. Латунь Л170 (69,0—72,0 % Cu; ост. Zn)

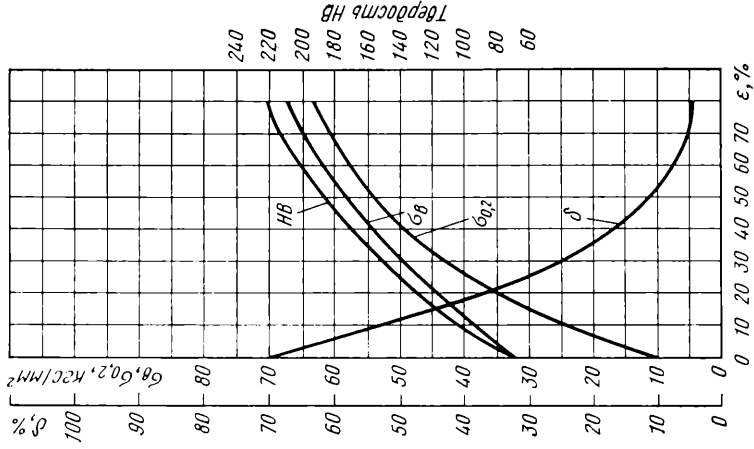


Рис. II.224. Латунь Л68 (67,0—70,0 % Cu; ост. Zn)

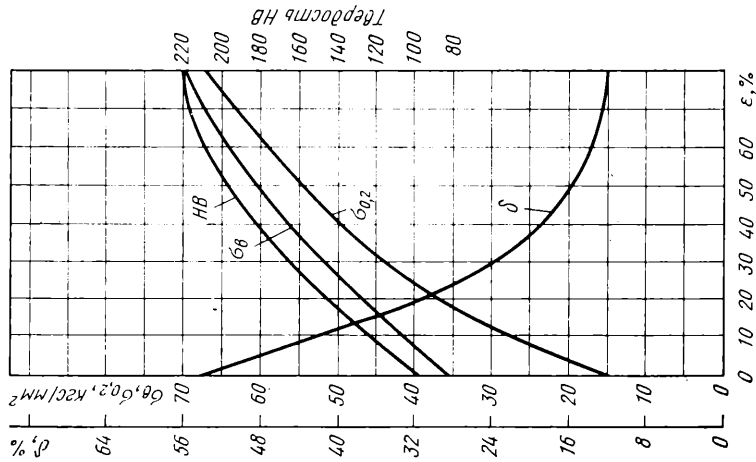


Рис. II.225. Латунь Л162 (60,5—63,5 % Cu; ост. Zn).

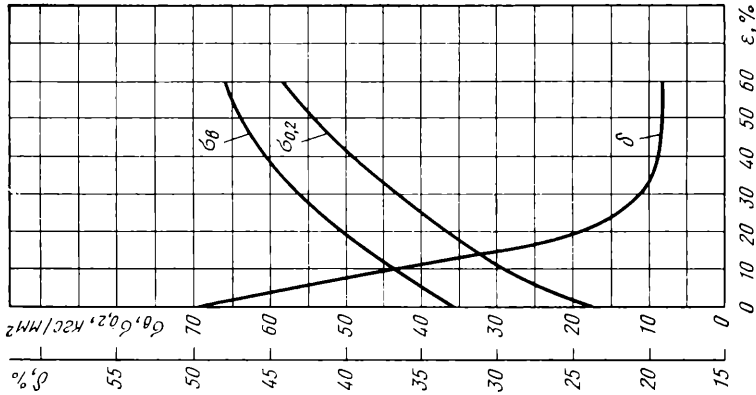


Рис. II.226. Латунь Л159 (59 % Cu; 0,5 % Pt; 0,3 % Fe; 0,2 % Sn; ≤ 0,01 % P; ≤ 0,01 % Sb; ≤ 0,003 % Bi; ост. Zn).

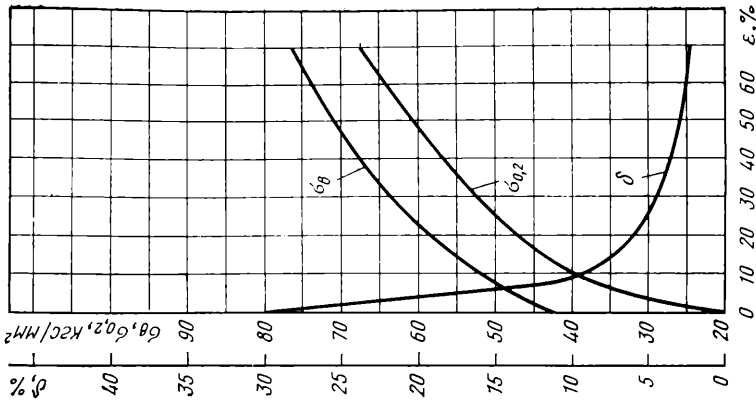


Рис. II.227. Латунь Л1062-1 (61,0—63,0 % Cu; 0,7—1,1 % Sn; ост. Zn).

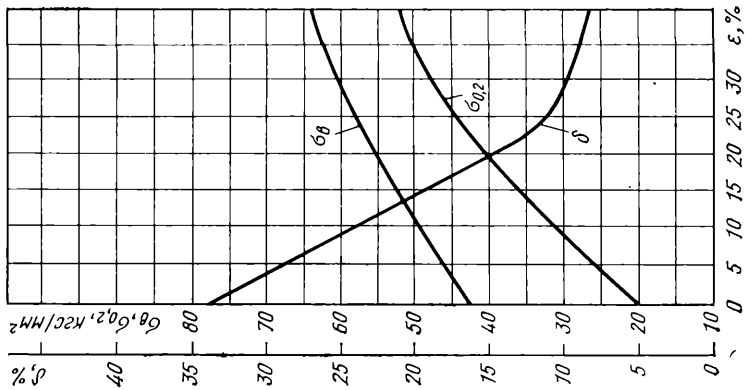


Рис. II.228. Латунь ЛО60-1 (59,0—61,0Cu; 1,0—1,5% Sn; ост. Zn)

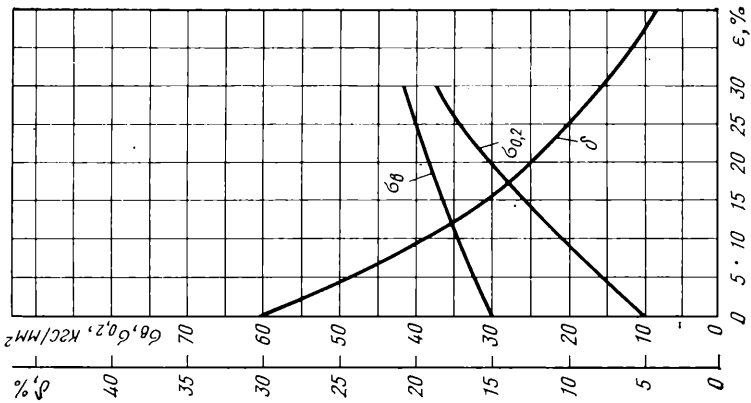


Рис. II.229. Латунь ЛС64-2 (63,0—66,0% Cu; 1,5—2,0% Pb; ост. Zn)

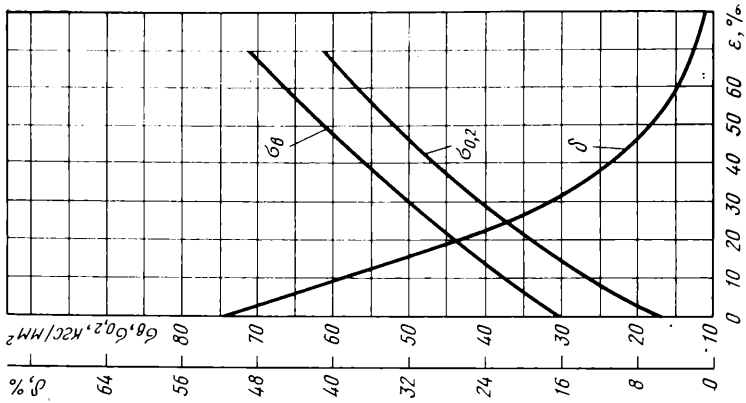


Рис. II.230. Латунь ЛС63-3 (62,0—65,0% Cu; 2,4—3,0% Pb; ост. Zn)

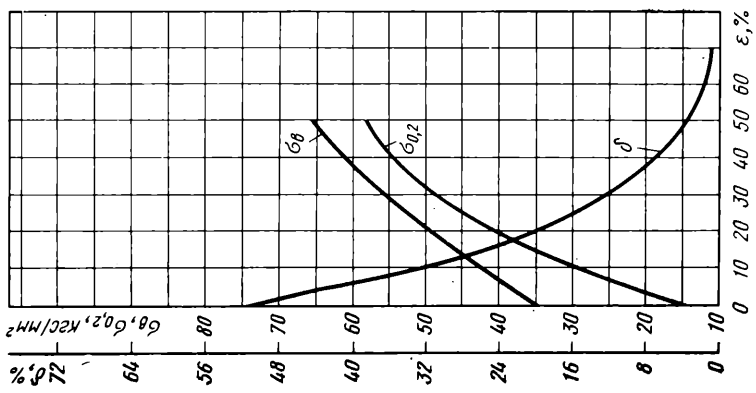


Рис. 11.231. Латунь ЛС60-1 (59,0—61,0 % Cu; 0,6—1,0 % Pb; ост. Zn)

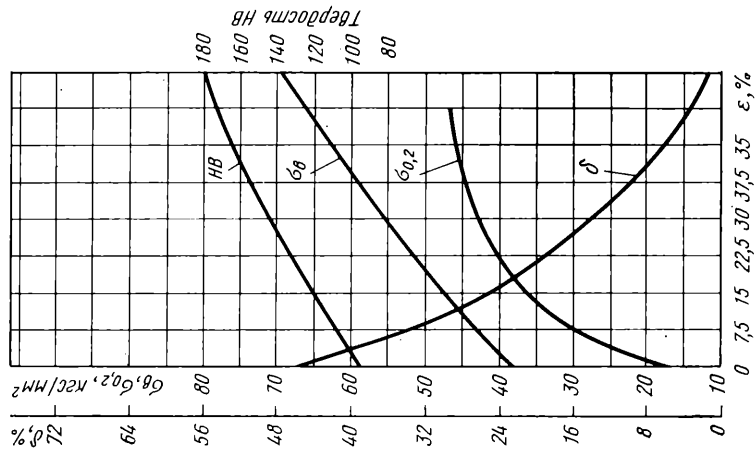


Рис. 11.232. Латунь ЛС59-1 (57,0—60,0 % Cu; 0,8—1,9 % Pb; ост. Zn)

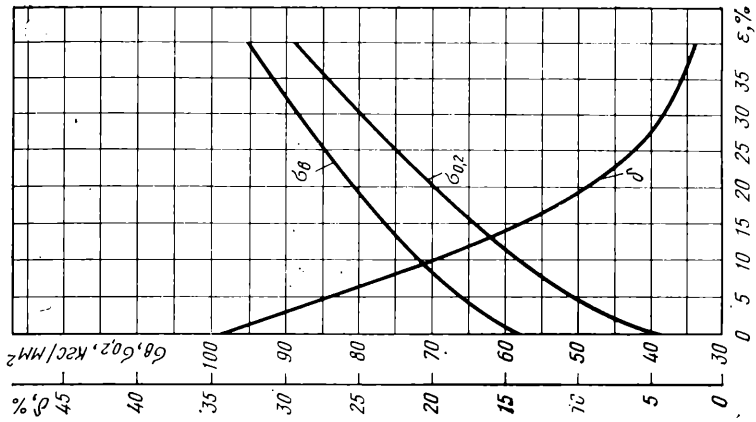


Рис. 11.233. Бронза БрБ2 (0,2—0,5 % Ni; 1,9—2,2 % Be; ост. Cu)

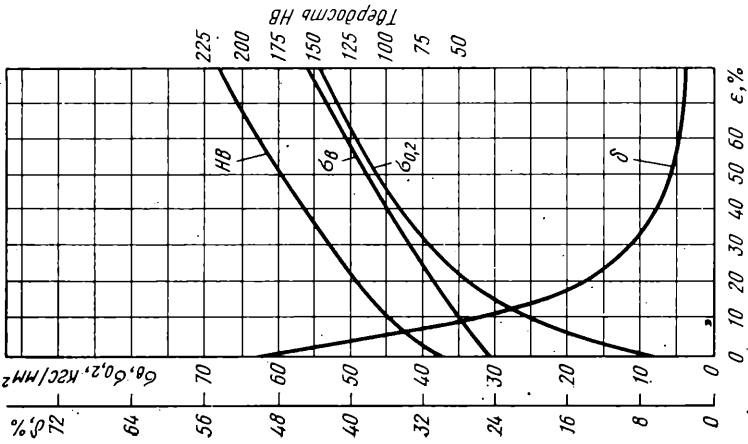


Рис. II.234. Бронза Мц5 (4,5—5,5 % Мп; ост. Сu)

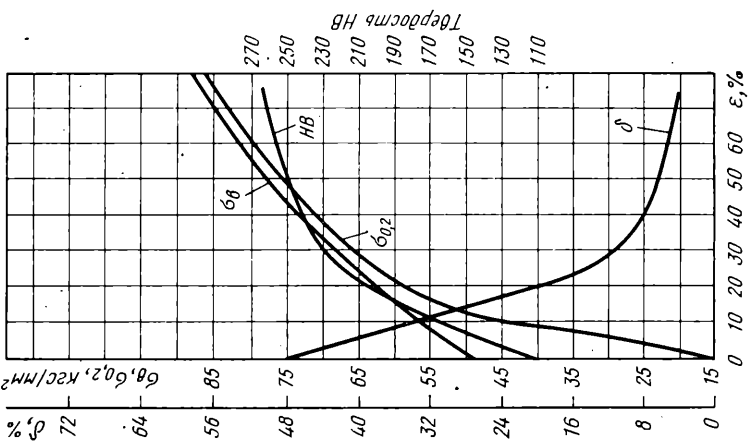


Рис. II.235. Никель НП4

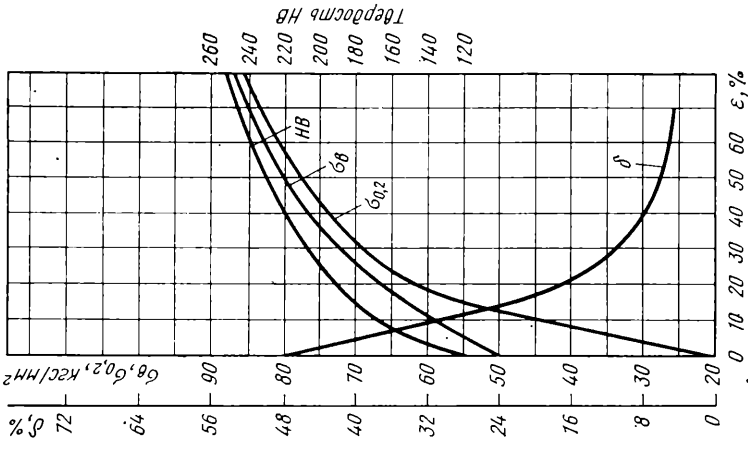


Рис. II.236. Модель ММЖМц 28-2,5-1,5 (2,0—3,0 % Fe; 1,2—1,8 % Мп; 27,0—29,0 % С; ост. Ni+Co)

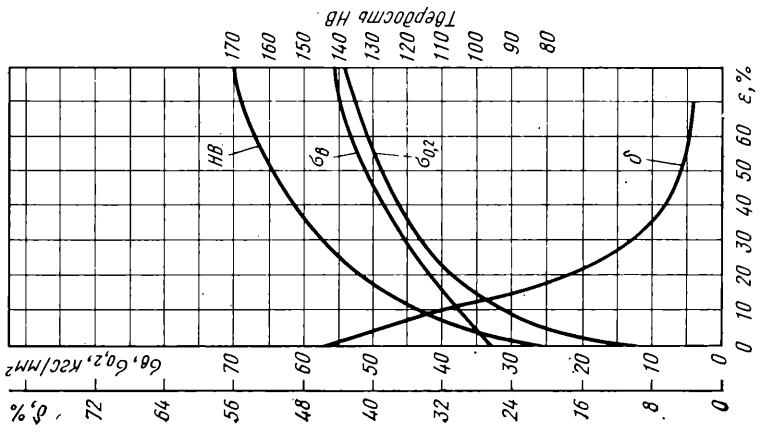


Рис. II.237. Мельхиор МН19 (18,0—20,0 % Ni+Co; ост. Сu)

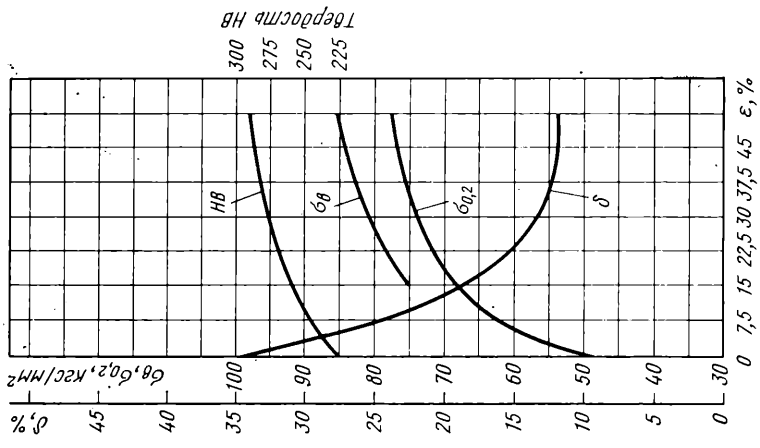


Рис. II.238. Технический титан (99,4 %)

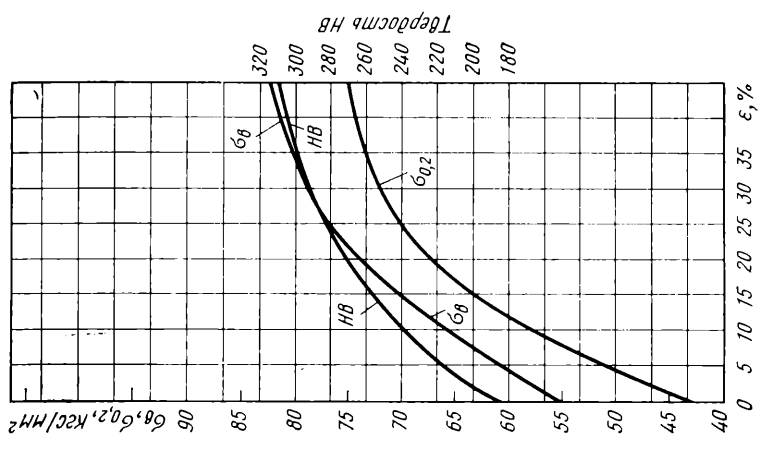


Рис. II.239. Титановый сплав BT1-1

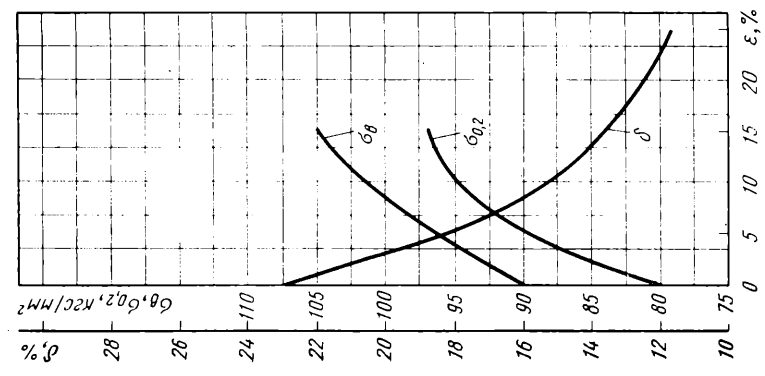


Рис. II.240. Титановый сплав ВТ4 (4,5—6,0% Al; 0,8—2,0% Mn; 0,18% Si; 0,5—1,5% Nb; 10,0—12,0% Z)

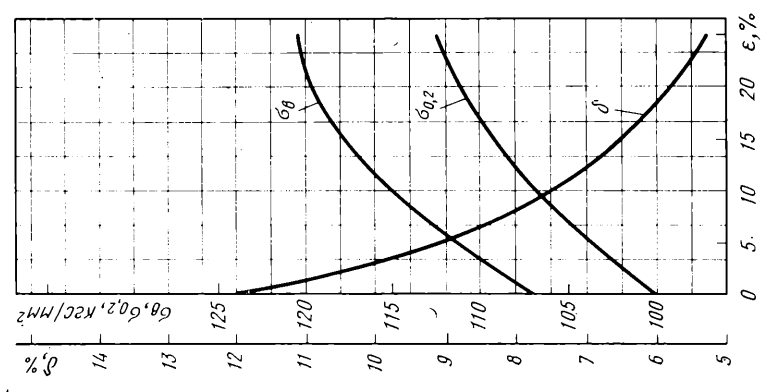


Рис. II.241. Титановый сплав ВТ6 (5,5—7,06% Al; 4,2—6,0% V; 0,2—0,4% Si)

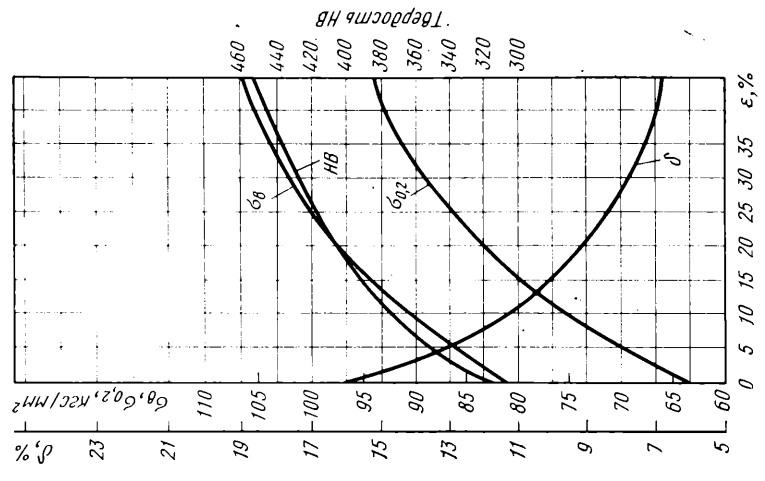


Рис. II.242. Титановый сплав ОТ4 (3,5—5,0% Al; 0,8—2,0% Mn)

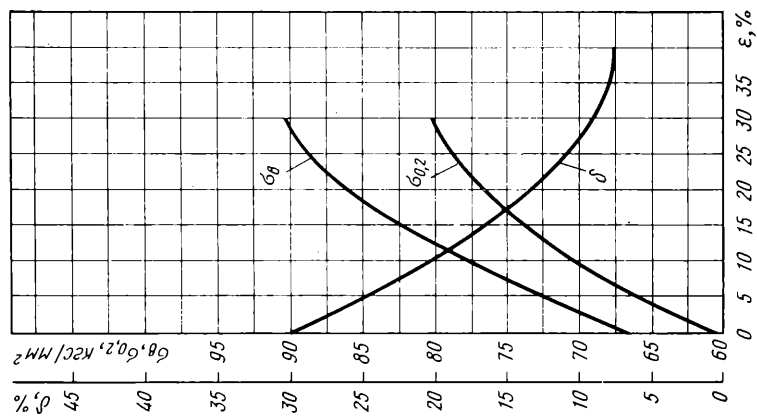


Рис. П.243. Титановый сплав ОТ4-1 (1,0 — 2,5 % Al; 0,7—2,0 % Mg)

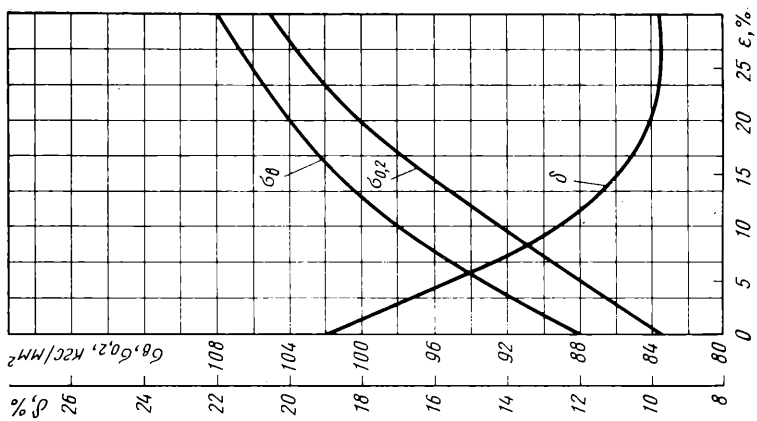


Рис. П.244. Титановый сплав ИМП-7 (3,0 % Al; 2,0 % V)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ ПЕРЕВОДА
ТВЕРДОСТИ ВО ВРЕМЕННОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ РАЗРЫВУ (C)
И УСЛОВНЫЙ ПРЕДЕЛ ТЕКУЧЕСТИ ($C_{0,2}$)

Металл, сплав	$C = \frac{\sigma_B}{HB}$	$C_{0,2} = \frac{\sigma_T}{HB}$	Литературный источник	Металл, сплав	$C = \frac{\sigma_B}{HB}$	$C_{0,2} = \frac{\sigma_T}{HB}$	Литературный источник
1	2	3	4	1	2	3	4
Железо Армо	0,35	—	[46]	<i>Инструментальные стали</i>			
0,02% С	0,35	—	[47]	У7А, У7	0,34	0,209	[48]
<i>Конструкционные стали</i>				У8А, У8	0,52	—	[48]
Ст0	0,362	0,234	[2]	У8ГА	0,417	0,25	[2]
Ст1	0,327	0,161	[49]	У10А	0,30	0,152	[48]
Ст2	0,317	0,25	[2]		0,273	0,181	[2]
	0,31	0,177	[49]	У12А, У12	0,31	0,161	[48]
Ст3	0,287	0,171	[49]	ШХ15	0,69	0,4	[48]
Ст4	0,322	0,174	[49]	9ХС	0,297	0,159	[48]
Ст5	0,33	0,158	[49]	1,1% С; 2,1% Сг	0,35	—	[47]
08	0,307	0,23	[2]	Х6ВФ	0,35	0,192	[48]
08кп	0,32	0,23	[2]	9Х	0,32	0,17	[48]
10	0,248	0,146	[48]	9ХФ	0,398	0,236	[2]
	0,352	—	[50]	Р18	0,37	0,22	[48]
20	0,302	0,243	[2]	<i>Электротехнические стали</i>			
	0,269	0,154	[48]	А12	0,31	—	[49]
20А	0,282	0,247	[2]	А40Г	0,236	—	[49]
0,2% С	0,346	—	[47]	Э11, Э12, Э13	0,686	0,447	[48]
40	0,354	0,206	[2]	Э21, Э22	0,68	0,456	[48]
45	0,4	0,241	[2]	Э31, Э32	0,236	0,342	[2]
45Л	0,36	0,21	[48]	<i>Высоколегированные коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные (деформируемые) стали и сплавы</i>			
0,45% С	0,358	—	[47]	18ХВА	0,34	—	[31]
50	0,382	0,224	[2]	12ХН3А	0,282	—	[31]
55Л	0,157	0,137	[48]	Х5	0,236	0,129	[48]
65Г	0,372	0,19	[2]	Х5М	0,235	0,123	[48]
85	0,384	0,202	[2]	Х5ВФ	0,235	0,123	[48]
0,77% С	0,364	—	[47]	Х8ВФ	0,235	0,1	[48]
09Г2	0,268	0,183	[2]	0Х13 (ЭИ496)	0,345	0,22	[2]
10Г2	0,244	0,137	[48]	12Х13	0,413	—	[31]
12ГС	0,332	0,244	[2]	15Х28	0,337	—	[31]
40Х	0,276	0,184	[48]	12Х18Н9	0,397	—	[31]
30ХГВТ	0,289	0,169	[48]	Х18Н25СГ	0,402	—	[31]
40ХН	0,30	0,159	[48]	0,38% С; 12% Сг	0,34	—	[47]
38ХГН	0,285	0,147	[48]	Х14	0,30	0,15	[48]
34ХН1М	0,253	0,147	[48]	0,12% С,	0,51	—	[47]
34ХН3М	0,273	0,159	[48]	18% Сг, 8% Ni			
40ХНМА	0,299	0,161	[48]	12Х2МФБ	0,294	—	[48]
18Х2Н4ВА	0,234	0,149	[48]	1Х11МФБЛ	0,329	0,244	[48]
38ХМЮА	0,327	0,131	[48]	2Х13Л	0,31	0,212	[48]
ШХ15СГ	0,34	0,202	[48]	1Х17Н2	0,238	0,179	[48]
ЭИ347Ш	0,272	—	[48]	1Х21Н5Т	0,288	0,259	[2]
9Х18Ш	0,322	—	[48]	Х23Н7СЛ	0,288	0,131	[48]
20ГСЛ	0,35	—	[48]				
25ХГСА	0,332	0,217	[2]				
30ХГСА	0,356	0,267	[2]				
	0,326	—	[50]				
35ХГСА	0,3	—	[48]				

1	2	3	4	1	2	3	4
<i>Высоколегированные коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные (деформируемые) стали и сплавы</i>				<i>Медь и медноцинковые сплавы (латуни)</i>			
1,2% С, 0,2% Cu	0,36	—	[47]	Медь	0,49	—	[47]
0,16% С;	0,348	—	[47]	0,485	—	[47]	
13,3% Cr				М4	—	0,145	[2]
17% Cr, 8,2% Ni	0,526	—	[47]	Л96	0,623	—	[2]
0,23% С;	0,53	—	[47]	Л90	0,32	0,237	[2]
20% Cr; 6% Ni				Л70	0,433	0,162	[2]
0,53% С;	0,48	—	[47]	Л68	0,457	0,172	[2]
5,1% Mn;					0,582	0,165	[49]
15,06% Ni					0,54	—	[47]
0,28% С;	0,4	—	[47]	Л62	0,36	0,15	[2]
0,7% Mn;					0,52	—	[47]
36% Ni				ЛА77-2	0,418	—	[2]
<i>Стали и сплавы, поставляемые по ТУ</i>					0,667	0,233	[49]
12Х5МА	0,374	0,31	[2]	ЛАЖ60-1-1	0,457	—	[2]
0Х20Н4АГЮ	0,47	0,294	[2]	ЛЖМц59-1-1	0,433	—	[2]
(ННЗ)				ЛМц57-3-1	0,49	—	[2]
ЭИ659	0,328	0,294	[2]	ЛМц58-2	0,47	0,184	[49]
ЭИ712	0,331	0,242	[2]		0,518	—	[31]
ЭИ763	0,38	0,288	[2]	ЛО90-1	0,5	—	[2]
ЭИ763	0,38	0,288	[2]	ЛО62-1	0,301	—	[31]
ЭИ846	0,285	0,165	[2]	ЛС59-1	0,392	0,185	[2]
ЭИ852	0,27	0,153	[2]		0,443	0,155	[49]
ЭИ962	0,37	0,3	[2]	ЛК80-3	0,457	—	[2]
<i>Алюминий и алюминиевые сплавы</i>					0,43	0,2	[49]
Алюминий	0,42	—	[47]	<i>Бронзы</i>			
	0,33	—	[47]	Бр0	0,313	—	[49]
	0,36	—	[47]	БрА5	0,633	0,267	[49]
Дуралюминий	0,36	—	[47]	БрА7	0,398	—	[2]
	0,39	—	[47]	БрАМц5	0,492	0,138	[2]
	0,37	—	[47]	БрАМц9-2	0,334	0,249	[49]
АМц	0,367	0,166	[2]	БрАЖМц	0,385	—	[31]
АМг1	0,43	0,204	[2]	10-3-1,5	0,461	0,143	[49]
АМцМ	0,433	0,167	[49]	БрОФ4-0,25	0,565	—	[2]
АМг2М	0,422	0,178	[49]	БрОЦ4-5	0,528	—	[2]
Д1 (0)	0,467	0,244	[49]	БрАЖ9-4	0,545	0,20	[49]
Д1П	0,357	0,217	[49]	<i>Никелевые и медноникелевые сплавы</i>			
Д6	0,43	0,22	[49]	Никель	0,4—	—	[47]
АК4-1	0,358	0,233	[49]		0,48		
ВД17	0,359	0,233	[49]	НП4	0,435	0,13	[2]
<i>Магниевые сплавы</i>				НХ9,5	0,302	—	[2]
МА1	0,533	0,312	[49]	НМЖМц	0,391	0,156	[2]
МА3	0,466	0,367	[49]	28-2,5-1,5			
				МНМц43-0,5	0,396	—	[2]
				МНЖМц	0,302	—	[2]
				30-0,8-1,0			
				МН19	0,405	0,155	[2]

1	2	3	4	1	2	3	4
<i>Титановые сплавы</i>				<i>Прочие</i>			
Технический титан	—	0,222	[2]	B89	0,333	—	[31]
Титан (99,0%)	0,36	0,12	[46]	B83	0,3	—	[31]
BT1	0,375	0,291	[49]	Свинец	0,41	—	[47]
BT1-1	0,226	0,169	[2]	<i>Сплавы на основе олова</i>			
BT1-2	0,255	0,187	[2]	Олово	0,39	—	[47]
OT4	0,256	0,2	[2]	3,25% Sn;	0,366	—	[31]
BT8	0,292	0,226	[49]	2,29% Zn;			
BT14	0,337	0,31	[49]	0,9 P; ост. Cu			
	0,337	0,305	[49]	3,08% Sn;	0,309	—	[31]
				6,79% Zn;			
				0,58% Ni;			
				ост. Cu			
ВХ-1	0,273	0,173	[31]	3,1% Sn;	0,338	—	[31]
ВХ-2	0,269	0,173	[31]	11,19% Zn;			
ВХ-4	0,44	0,34	[31]	4,9% P; ост. Cu			

числе для 35 марок сталей и сплавов, а также 7 титановых сплавов и 26 марок цветных металлов и сплавов в интервале суммарной степени деформации от 0 до 30—90 %, причем нулевая степень деформации соответствует испытаниям образцов в отожженном (ненаклепанном) состоянии. По графикам, приведенным на этих рисунках, определяют величину условного предела текучести для суммарной степени деформации.

Данные по переводу величин твердости НВ во временное сопротивление σ_B и условный предел текучести $\sigma_{0,2}$

Так как временное сопротивление, предел текучести и твердость взаимосвязаны, то, зная один из этих параметров, можно определить другие. В табл. 11.17 представлены экспериментальные коэффициенты для перевода твердости 164 различных металлов и сплавов НВ во временное сопротивление разрыву σ_B посредством коэффициента С и в условный предел текучести $\sigma_{0,2}$ — с помощью коэффициента $C_{0,2}$, в том числе для 101 марки сталей и сплавов, а также 8 титановых сплавов и 55 марок из цветных металлов и сплавов.

Пример расчета условного предела текучести

Определить величину условного предела текучести $\sigma_{0,2}$ по проходам при холодной прокатке тонких листов толщиной 2 мм из стали 50, поступающих в стан холодной прокатки в отожженном состоянии и прокатываемых за два прохода до толщины 1;19 мм с последовательным обжатием по проходам 30 и 15 %.

Величина условного предела текучести для стали в отожженном состоянии, определяемая по табл. 11.15 или по рис. 11.183, равна 40 кгс/мм². После первого прохода с обжатием в 30 % металл упрочняется и его условный предел текучести, определяемый по графику, приведенному на рис. 11.183, равен 91 кгс/мм².

Для определения условного предела текучести после второго прохода необходимо знать суммарную величину степени деформации, которая будет равна

$$\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} 100\% = \frac{2 - 1,19}{2} 100\% = 40,5\%.$$

По этой величине суммарной деформации на рис. 11.183 находим значение условного предела текучести, равное 96,3 кгс/мм².

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Марочник сталей и сплавов. М. ЦНИИТмаш, 1971. 483 с. с ил.
2. *Третьяков А. В., Зюзин В. И.* Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. Справочник. М., «Металлургия», 1973. 224 с.
3. *Корнеев Н. И., Скугарев И. Г.* Основы физико-химической теории обработки металлов давлением. М., Машгиз, 1960. 316 с. с ил.
4. *Губкин С. И.* Пластическая деформация металлов. Т. 1—3. М., Metallurgizdat, 1961.
5. *Целиков А. И.* — «Сталь», 1954, № 12, с. 1106—1107.
6. *Зайков М. А.* Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. Свердловск — Москва, Metallurgizdat, 1960. 302 с. с ил.
7. *Зюзин В. И.* — «Труды ВНИИметмаш». Сб. № 8. М., ВНИИметмаш, 1963, с. 74—89 с ил.
8. *Зюзин В. И., Бровман М. Я., Мельников А. Ф.* Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. М., «Металлургия», 1964. 270 с. с ил.
9. *Серебрянников В. Н., Мельников А. Ф.* Горячая прокатка тяжелых цветных металлов и сплавов. М., «Металлургия», 1969. 243 с. с ил.
10. *Орлов В. К.* — «Труды ВНИИметмаш», Сб. № 18, М., ВНИИметмаш, 1966, с. 146—160 с ил.
11. *Болховитинов Н. Ф.* Металловедение и термическая обработка. М., Metallurgizdat, 1946. 319 с. с ил.
12. *Боговяленский К. Н., Григорьев А. К.* — «Обработка металлов давлением». Л., Машгиз, 1963 (ЛПИ. Сб. № 222), с. 25—35 с ил.
13. *Троценков Н. А., Загадченко Л. А.* — «Сталь», 1960, № 8, с. 735—738.
14. Сталь с пониженным содержанием никеля. Справочник. Под ред. М. В. Приданцева и Г. Л. Лившица. М., Metallurgizdat, 1961. 200 с. с ил.
15. *Крейндлин Н. Н., Кругер Г. Н.* Производство листов и лент из легких сплавов. М., Metallurgizdat, 1956. 310 с. с ил.
16. Машиностроение. Энциклопедический справочник. Т. 4. Материалы машиностроения. М., Машгиз, 1947. 428 с. с ил.
17. *Днестровский Н. З., Померанцев С. Н.* Краткий справочник по обработке цветных металлов и сплавов. М., Metallurgizdat, 1958. 406 с. с ил.
18. *Смирягин А. П.* Промышленные цветные металлы и сплавы. М., Metallurgizdat, 1956. 559 с. с ил.
19. *Петунина Е. В., Поплавская В. Л.* — «Металловедение и термическая обработка металлов», 1959, № 10, с. 24—27.
20. *Врацкий М., Францевич И.* — «Сталь», 1932, № 7, с. 74—87.
21. Деформируемость металлов. М., Metallurgizdat, 1953. 200 с.
22. Пластичность стали при высоких температурах. М., Metallurgizdat, 1954, 103 с. с ил. Авт.: М. И. Зуев, В. С. Култыгин, В. И. Виноградов и др.
23. *Suzukie e. a.* Report of Inst. of Industrial science the University of Tokyo, 1968, v. 18, № 3, p. 139—240.
24. *Пик Н. М.* — «Сталь», 1938, № 2, с. 68—74.
25. *Беттеридж У.* Жаропрочные сплавы типа нимоник. М., Metallurgizdat, 1961. 381 с. с ил.
26. Жаропрочные металлические материалы. М., ИЛ, 1958. 200 с. с ил.
27. *Гогоберидзе Д. Б.* Твердость и методы ее измерения. М., Машгиз, 1952. 320 с. с ил.
28. Справочник по обработке цветных металлов и сплавов. Под ред. Л. Е. Миллера. М., Metallurgizdat, 1961. 872 с. с ил.
29. Обработка сплавов давлением. М., Оборонгиз, 1958. 198 с. с ил.
30. *Weigand H. H.* — «Stahl und Eisen», 1960, Bd 80, № 5, S. 301.
31. *Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А. М.* Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник. М., «Металлургия», 1976. 487 с. с пл.
32. *Динник А. А.* — «Обработка металлов давлением». Москва — Харьков, Metallurgizdat, 1960. (ДМетИ. Вып. 39), с. 311—327.
33. Метод подобия в теории прокатки. М., «Наука», 1971. 178 с. с ил. Авт.: В. С. Смирнов, А. К. Григорьев, А. Д. Карачунский и др.

34. Cook P. M. The real curves stressrate of deformation for the steels by reduction. The Institution of Mechanica Engineer, 1957, p. 75—77.
35. Механические свойства стали при горячей обработке давлением. Свердловск, Металлургиздат, 1960. 264 с. с ил. Авт.: И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, Л. В. Меандров и др.
36. Галкин А. М., Скугорев В. С., Гун Г. Я. и др. — «Технология легких сплавов». М., ВИЛС, 1973 (ВИЛС. Сб. № 10). с. 24—30.
37. Гун Г. Я., Полухин П. И., Скугорев В. С. и др. — «Изв. вузов. Черная металлургия», 1973, № 11, с. 92—97.
38. Меерович И. М. Прокатка плит и листов из легких сплавов. М., «Металлургия», 1968. 252 с. с ил.
39. Ватрушин А. С. — «Цветные металлы», 1971, № 9, с. 80—81.
40. Arnold R. R., Parker R.—«J. of Inst. of Metals», 1959—60, 88, № 2, p. 255—259.
41. Прессование алюминиевых сплавов. М., «Металлургия», 1974. 356 с. с ил. Авт.: Г. Я. Гун, В. И. Яковлев, Б. А. Прудовский и др.
42. Каганович А. З., Стукач А. Г., Ерманок М. З. и др. — «Технология легких сплавов». М., ВИЛС, 1971, № 6, с. 41—43.
43. Куракин Е. Н., Галкин А. М. — «Технология легких сплавов». М., ВИЛС, 1974, № 5, с. 87—88.
44. Bailey, Singer A.—«J. of Inst. of Metals», 1963—1964, v. 92, p. 288, 404—408.
45. Механические свойства редких металлов. М., «Металлургия», 1972. 287 с. с ил. Авт.: Л. Д. Соколов, В. А. Скуднов, В. М. Соленов и др.
46. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Ч. 2. М., «Машиностроение», 1974. 358 с. с ил.
47. О'Нейль Г. Твердость металлов и ее измерение. М., Металлургиздат, 1940, 376 с.
48. Марочник стали для машиностроения. М., НИИИнформмаш., 1965. 594 с. с ил.
49. Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В. В. Справочник по сопротивлению материалов. Киев, «Наукова думка», 1975. 704 с.
50. Дрозд М. С. Определение механических свойств металла без разрушения. М., «Металлургия», 1965, 172 с.
51. Шварцбарт Я. С., Степанов В. П. — «Заводская лаборатория», 1974, № 6, с. 733—735.
52. Шварцбарт Я. С., Никитин Г. С., Зуев И. Г., Степанов В. П. — «Изв. вузов. Машиностроение», № 12, 1975, с. 133—137.
53. Шварцбарт Я. С., Никитин Г. С., Зуев И. Г. — «Изв. АН СССР. Металлы», № 2, 1978, с. 155—164.
54. Никитин Г. С., Зуев И. Г. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1979, № 6, с. 113—117.

Глава III



ЗАКОНОМЕРНОСТИ ДВИЖЕНИЯ И ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ

(акад. А. И. Целиков,
канд. техн. наук Г. С. Никитин)¹

Экспериментальные и теоретические работы значительно расширили представления о процессе деформации металла при прокатке. Доказано, что деформации, напряжения и скорости движения прокатываемого металла по высоте и ширине его сечения распределяются неравномерно и что деформация распространяется на внешние зоны, примыкающие к геометрической зоне деформации. Подтвер-

¹ В гл. III разделы 8, 18 — 20 написаны акад. А. И. Целиковым совместно с канд. техн. наук С. Е. Рокотяном.

ждена правильность предположения Н. А. Соболевского, развитого А. И. Целиковым, о наличии на дуге захвата зоны прилипания [1—4].

В современной теории прокатки используются основные положения механики деформируемого тела, современные математические методы расчета, методы экспериментального исследования [2—13].

Теория прокатки является научной основой развития прокатного производства, его совершенствования и интенсификации, создания новых технологических процессов и высокопроизводительных прокатных станов.

1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ

Процесс пластической деформации металла между двумя или несколькими вращающимися валками называется *прокаткой*.

В зависимости от направления движения металла при его обработке давлением различают *продольную, поперечную и винтовую прокатку*.

По состоянию металла различают *горячую* (выше температуры рекристаллизации) и *холодную* (ниже этой температуры) *прокатку*; по воздействию внешней среды — *прокатку на воздухе, со слоем смазки, в вакууме, в инертной среде* и т. п.; по режиму работы прокатных станов — *реверсивную и непрерывную прокатку*.

2. ОЧАГ ДЕФОРМАЦИИ И ЕГО ПАРАМЕТРЫ

Пространство, ограниченное сверху и снизу дугами захвата AB , боковыми гранями проката и плоскостями входа и выхода металла из валков, называется *геометрическим очагом деформации* (рис. III.1). *Фактический очаг деформации*, включающий в себя и внеконтактные (внешние) зоны, больше геометрического очага деформации.

Параметрами очага деформации являются:

$$\text{обжатие } \Delta h = h_0 - h_1, \quad (\text{III.1})$$

$$\text{уширение } \Delta b = b_1 - b_0. \quad (\text{III.2})$$

Дуга захвата — дуга AB , по которой валок соприкасается с металлом. Горизонтальная проекция этой дуги l принимается за длину очага деформации.

Угол захвата — центральный угол α , соответствует дуге захвата (табл. III.1)

$$\cos \alpha = 1 - (\Delta h/D). \quad (\text{III.3})$$

При небольших углах захвата ($\alpha \leq 10 \div 15^\circ$) можно считать, что $\alpha \approx \sin \alpha$, и тогда $\alpha \approx \sqrt{\Delta h/R}$.

Горизонтальную проекцию дуги захвата можно определить из равенства

$$l = R \sin \alpha \quad (\text{III.4})$$

или в зависимости от обжатия — из треугольника ABC (см. рис. III.1):

$$l = \sqrt{R \Delta h - (\Delta h/2)^2}. \quad (\text{III.5})$$

При применяемых на практике углах захвата вторым членом подкоренного выражения можно пренебречь и величину l с достаточной точностью для практических расчетов определять из равенства

$$l = \sqrt{R \Delta h}. \quad (\text{III.6})$$

ТАБЛИЦА III.1
УГЛЫ ЗАХВАТА ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ
ВИДОВ ПРОКАТКИ

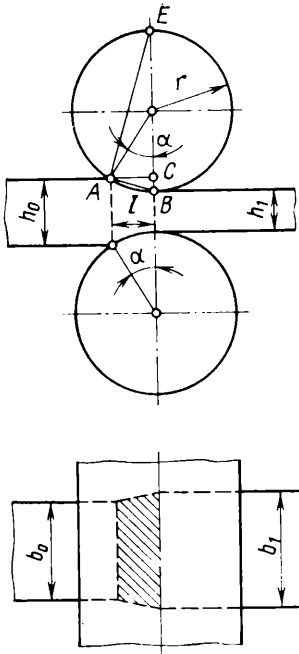


Рис. III.1. Схема очага деформации при прокатке

Виды прокатки	Угол захвата α	
	рад	град
Холодная прокатка стали и других металлов (с поджатием валков после захвата): со смазкой на шлифованных валках без смазки на нешлифованных валках	0,05—0,07	3—4
	0,09—0,14	5—8
Горячая прокатка: стальных листов алюминиевых листов (при 350 °С) . . никелевых листов (при 1100 °С) . . . латунных листов (при 800 °С) стальных сортовых профилей стальных профилей (в валках с насеченной, рифленной или наваренной поверхностью)	0,31—0,38	18—22
	0,35—0,38	20—22
	0,38	22
	0,37—0,42	21—24
	0,38—0,42	22—24
	0,47—0,59	27—34

Если диаметры обоих валков различаются, то длину зоны деформации находят по уравнению

$$l = \sqrt{[(2R_1R_2)/(R_1 + R_2)] \Delta h}. \quad (III.7)$$

Определение длины дуги захвата с учетом сплющивания валков и полосы — см. гл. III, разд. 16.

3. КОЭФФИЦИЕНТЫ ДЕФОРМАЦИИ

Для характеристики перемещения металла пользуются коэффициентами деформации

$$\left. \begin{aligned} \text{коэффициент вытяжки } \lambda &= L_1/L_0; \\ \text{коэффициент уширения } \beta &= b_1/b_0; \\ \text{коэффициент обжатия } 1/\eta &= h_0/h_1. \end{aligned} \right\} \quad (III.8)$$

Так как плотность материала при пластической деформации практически не меняется, объем деформируемого тела остается неизменным, поэтому произведение коэффициентов равно

$$\eta\beta\lambda = \frac{h_1}{h_0} \frac{b_1}{b_0} \frac{L_1}{L_0} = \frac{V_1}{V_0} = 1. \quad (III.9)$$

Для оценки величины малой пластической деформации по трем осям пользуются относительными величинами:

$$\text{обжатия } \varepsilon_h = (h_0 - h_1)/h_0 = \Delta h/h_0,$$

$$\text{уширения } \varepsilon_b = \frac{b_1 - b_0}{b_0} = \frac{\Delta b}{b_0};$$

$$\text{удлинения } \varepsilon_L = \frac{L_1 - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0}.$$

(III.10)

При больших деформациях, примерно более 15—20 %, и развитом пластическом течении металла следует пользоваться логарифмической или истинной деформацией. Для равномерной деформации по осям x , y и z логарифмические деформации равны:

$$\text{обжатия } \ln \frac{h_0}{h_1} = \int_{h_1}^{h_0} \frac{dh}{h};$$

$$\text{уширения } \ln \frac{b_1}{b_0} = \int_{b_0}^{b_1} \frac{db}{b};$$

$$\text{удлинения } \ln \frac{L_1}{L_0} = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L}.$$

(III.11)

Логарифмические деформации обладают свойством аддитивности (суммирования), поэтому ими следует пользоваться при суммировании частных деформаций в клетях непрерывного прокатного стана для подсчета полных величин обжатия, уширения или вытяжки.

4. УСЛОВИЯ ЗАХВАТА МЕТАЛЛА ВАЛКАМИ

Процесс прокатки обеспечивается наличием сил трения, действующих между поверхностями валков и металла.

В момент захвата валками на металл действуют нормальные силы N и касательные силы T (рис. III.2). Кроме того, могут действовать внешняя сила R (от других клетей и т. п.) и сила инерции U .

Из условия равновесия металла находим

$$T = N \operatorname{tg} \alpha + \frac{U - R}{2 \cos \alpha}. \quad (\text{III.12})$$

Сила T не может быть больше произведения силы N на коэффициент трения μ , т. е. $T \leq N\mu$.

Отсюда условие захвата:

$$\mu \geq \operatorname{tg} \alpha + \frac{U - R}{2N \cos \alpha}. \quad (\text{III.13})$$

Если силой U пренебречь, а сила R отсутствует, то условие захвата принимает вид $\mu \geq \operatorname{tg} \alpha$ или, выражая μ через угол трения φ , $\varphi \geq \alpha$.

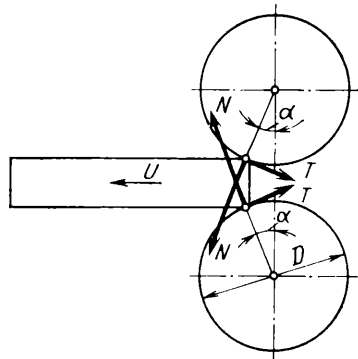


Рис. III.2. Силы, действующие на прокатываемый металл в момент захвата

5. НЕЙТРАЛЬНЫЙ УГОЛ И УСЛОВИЯ ДВИЖЕНИЯ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА ПОСЛЕ ЗАХВАТА

При установившемся процессе прокатки нормальные и касательные напряжения (силы трения) действуют на металл по всей дуге захвата. Ввиду стремления металла деформироваться в направлении наименьшего сопротивления контактные силы трения в начале и в конце дуги захвата имеют противоположное направление.

Вертикальное сечение, в котором контактные силы трения изменяют направление, называется *нейтральным* (см. гл. III, разд. 7). Соответствующий угол также называется *нейтральным углом* и обозначается γ . Нейтральное сечение делит зону деформации на зону отставания и зону опережения.

Для определения угла γ и анализа условий движения металла составляют уравнение равновесия, пренебрегая влиянием уширения.

Если для упрощения принять, что давление по дуге захвата постоянно и равно p , а силы трения $\tau_x = \mu p$, то получим

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu} + \frac{T_1 - T_0}{4\mu b R}. \quad (\text{III.14})$$

Если принять $T_0 = T_1$, то получим формулу Экелунда [2]:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu}. \quad (\text{III.15})$$

Максимальное значение угла γ наблюдается в том случае, когда $\alpha = \mu$. По мере дальнейшего увеличения α угол γ уменьшается и, следовательно, силы трения в зоне опережения, являющиеся своего рода резервными силами трения, при уменьшении угла γ исчерпываются и процесс прокатки становится менее устойчивым.

При $\gamma = 0$ угол захвата достигнет теоретического максимума, и если это значение γ подставить в уравнение (III.15), то при $T_0 = T_1$ получим

$$\frac{1 - \cos \alpha_{\max}}{\mu} = \sin \alpha_{\max}, \quad (\text{III.16})$$

или

$$\frac{1}{\mu} 2 \sin^2 \frac{\alpha_{\max}}{2} = 2 \sin \frac{\alpha_{\max}}{2} \cos \frac{\alpha_{\max}}{2}.$$

Откуда

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha_{\max}}{2} = \mu. \quad (\text{III.17})$$

На основании изложенного приходим к общеизвестному заключению, что при $p_r = \text{const}$, $\tau_x = \mu p = \text{const}$ и $T_0 = T_1$

$$\alpha_{\max} \leq 2\varphi. \quad (\text{III.18})$$

Однако на практике наибольший возможный угол захвата при установившемся движении обычно всегда меньше двойного угла трения при захвате. Это объясняется тем, что, во-первых, прокатка при опережении или при $\gamma = 0$ практически невозможна, во-вторых, коэффициент трения при установившемся движении меньше, чем при захвате, и, в-третьих, напряжения трения по дуге захвата распределяются неравномерно и вблизи нейтрального сечения их значение меньше μ . В силу этих обстоятельств наибольший угол захвата при установившемся движении меньше 2φ .

6. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПО ВЫСОТЕ СЕЧЕНИЯ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА

Пусть между гладкими валками происходит прокатка металла, имеющего значительную ширину по сравнению с длиной дуги захвата и высотой сечения. Влиянием уширения в связи с этим можно пренебречь и рассматривать тогда

только двухмерную задачу определения напряженно-деформированного состояния проката.

Эта задача имеет самостоятельные решения в зависимости от отношения дуги захвата l к средней высоте сечения прокатываемого металла h . Характер неравномерности в распределении деформации по высоте сечения в случаях, когда отношение $2 > \frac{l}{h} > 0,5 \div 1,0$ и $\frac{l}{h} < 0,5 \div 1,0$, весьма различен.

При $\frac{l}{h} > 2$ неравномерности напряжений и деформаций по высоте сечения практически нет, поэтому усредняют указанные величины по сечению проката.

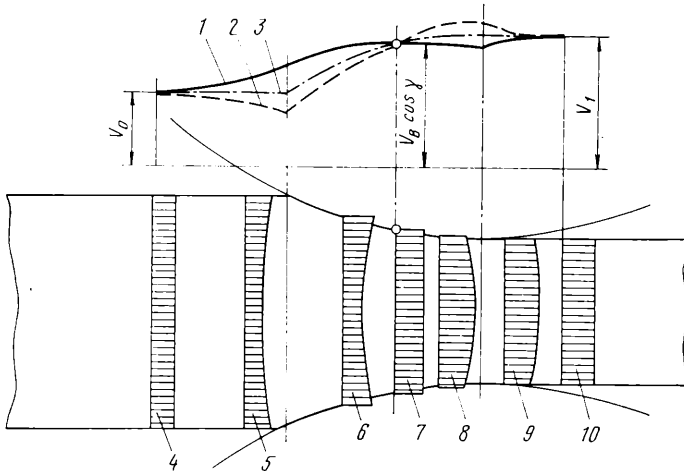


Рис. III.3. График изменения скоростей движения прокатываемого металла через зону деформации (вверху) и эпюры распределения скоростей по высоте различных сечений при $l/h > 0,5 \div 1,0$ (внизу):

скорость 1 — наружных частей сечения металла; 2 — центральных частей сечения металла; 3 — средняя в сечении; 4 — в недеформируемой зоне; 5 — во внеконтактной зоне деформации на входе; 6 — в зоне отставания; 7 — в нейтральном сечении; 8 — в зоне опережения; 9 — во внеконтактной зоне деформации на выходе; 10 — в недеформируемой зоне на выходе

Первый случай $\frac{l}{h} > 0,5 \div 1,0$. Высота сечения прокатываемого металла

относительно дуги захвата не очень велика, и деформация сжатия распространяется по всей высоте сечения. Этот случай прокатки (при практически применяемых углах захвата не более $30-35^\circ$) характеризуется тем, что горизонтальная проекция окружной скорости любой точки поверхности вала при изменении угла φ_x в пределах $\gamma - \alpha$ больше средней скорости движения прокатываемого металла $v_{x \text{ ср}}$, т. е.

$$v_n \cos \varphi_x > v_{x \text{ ср}}. \quad (\text{III.19})$$

В связи с этим силы трения, возникающие между прокатываемым металлом и вальками, стремятся сообщить зонам металла, прилегающим к валькам на участках с углом φ_x в пределах $\gamma - \alpha$, более высокую скорость, чем зонам в средней части металла. Это вызывает неравномерность в распределении напряжений, деформаций и скоростей (рис. III.3).

Неравномерности в распределении деформаций препятствует внешняя зона, т. е. та часть прокатываемой полосы, в которой отсутствует пластическая деформация и, следовательно, скорость движения частиц по сечению полосы распределяется равномерно. Между этой пластически недеформируемой зоной и геометрическим очагом деформации имеется зона, находящаяся вне контакта, на

протяжении которой происходит постепенное нарастание неравномерности в распределении по высоте сечения напряжений, деформаций и скоростей. Так как скорость по сечению прокатываемой полосы во внешней зоне распределена равномерно, а в очаге деформации внешние слои металла, соприкасающиеся с валками, стремятся двигаться быстрее внутренних, во внеконтактной зоне деформации и в сечении входа металла в валки появляются продольные напряжения, причем в крайних частях сечения возникают напряжения растяжения, а в средней части — напряжения сжатия (рис. III.4).

В нейтральном сечении (см. гл. III, разд. 11) скорость движения прокатываемого металла равна горизонтальной проекции окружной скорости валков, и в связи с этим можно полагать, что по высоте этого сечения напряжения (рис. III.4), деформации и скорости (см. рис. III.3) будут распределены равномерно.

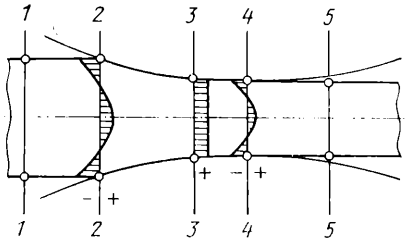


Рис. III.4. Эпюры распределения нормальных напряжений по высоте сечений при $l/h > 0,5 \div 1,0$: 2—2 — на входе; 3—3 — в нейтральном; 4—4 — на выходе; в сечениях 1—1 и 5—5 напряжения равны нулю (минус — напряжение растяжения; плюс — напряжение сжатия)

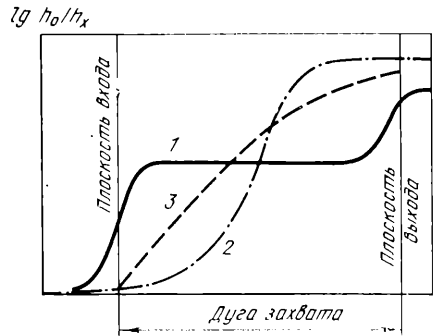


Рис. III.5. График изменения относительной деформации элемента сечения металла по дуге захвата:

1 — вблизи контактных поверхностей; 2 — посредине; 3 — при равномерной деформации всего сечения

За пределами этого сечения (в зоне опережения) горизонтальная проекция окружной скорости валка меньше средней скорости движения прокатываемого металла, т. е.

$$v_{\text{в}} \cos \varphi_x < v_{\text{ср}} \quad (\text{III.20})$$

В связи с тем, что скорость движения металла в зоне опережения больше горизонтальной проекции окружной скорости валков, валки на этом участке дуги захвата тормозят движение металла. Поэтому зоны металла, прилегающие к валкам, имеют меньшую скорость чем средняя часть металла, которая всегда будет стремиться немного их опередить и вызывать неравномерность в распределении по высоте сечения напряжений, деформаций и скоростей (см. рис. III.3).

Так же как и в зоне отставания, эта неравномерность в распределении деформаций по высоте сечения в зоне опережения будет при взаимодействии с внешней недеформируемой зоной вызывать дополнительные напряжения. В крайних частях сечения металла со стороны выхода из валков, так же как и на входе, будут возникать напряжения растяжения, а в средней части — напряжения сжатия (рис. III.4). На протяжении внеконтактной деформации со стороны выхода эти напряжения, а вместе с ними и продольная деформация, будут постепенно уменьшаться, и при достижении внешней зоны со стороны выхода они будут равны нулю (упругими деформациями можно пренебречь).

Впервые указанная закономерность в распределении напряжений и пластических деформаций по высоте сечений на входе и на выходе была сформулирована и теоретически обоснована Н. А. Соболевским [1] в 1933 г. Это положение

имеет практическое значение при расчете контактных напряжений с учетом внешних зон (см. гл. III, разд. 10), а также при оценках неравномерности механических свойств проката по высоте сечения (предел текучести и др.). В результате многих экспериментальных исследований распределения деформаций по сечению металла при продольной прокатке были установлены закономерности, подтвердившие правильность этих теоретических выводов.

Так, И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. В. Ляшков [6] указали на значительную неравномерность в распределении деформации по высоте сечения. Из рис. III.5 (h_0 и h_x — высота элементов координатной сетки перед прокаткой в любом сечении очага деформации) видно, что в начале дуги захвата деформация элементов, расположенных вблизи контактных поверхностей, происходит более интенсивно, чем элементов, находящихся внутри сечения.

Точка пересечения кривых 1 и 2 на графике, очевидно, соответствует положению нейтрального сечения. За этим сечением внутренние элементы сечения испытывают более интенсивную вытяжку, и поэтому они имеют и большую скорость, чем элементы, прилегающие к валкам. Это также подтверждают приведенные на рис. III.3 эпюры распределения скоростей по высоте сечений.

В средней части дуги захвата кривая 1 (рис. III.5) параллельна оси абсцисс. Это свидетельствует о том, что деформация элементов сечения, прилегающих к средней части дуги захвата, заторможена. В этой части дуги отсутствует скольжение и, следовательно, имеется зона прилипания (см. разд. 9); вывод получен на основании экспериментальных исследований [6].

Второй случай $l/h < 0,5 \div 1,0$. С уменьшением отношения дуги захвата к средней высоте сечения прокатываемой полосы влияние внешних зон на процесс деформации становится более заметным и, следовательно, степень неравномерности в распределении напряжений по высоте сечения увеличивается.

Н. А. Соболевским [1] и позднее другими исследователями было установлено, что в этом случае пластическая деформация сжатия не проникает через все поперечное сечение металла, а локализуется в зонах, прилегающих к контактным поверхностям, и в расположенных рядом внеконтактных зонах.

Ввиду того что конечная вытяжка прокатываемого металла, т. е. общее удлинение при выходе из валков, почти одинаково в верхних и нижних частях, в середине полосы должно возникнуть значительное растяжение внутренних частей металла за счет удлинения частей металла, прилегающих к валкам. Появляющиеся при этом напряжения растяжения могут вызывать образование внутренних разрывов и пустот, что практически приводит к браку.

При подходе к валкам эти растягивающие напряжения будут вызывать небольшое повышение скорости движения внутренних частей металла, а при выходе, наоборот, — небольшое замедление. Если при этом $D \cos \alpha > h_{II}$, то будет частично наблюдаться также явление, описанное в предыдущем случае прокатки, т. е. стремление верхних и нижних частей металла при подходе к валкам иметь несколько большую, а при выходе из валков — меньшую скорость.

Продольные напряжения на участках между недеформируемыми зонами и геометрической зоной деформации будут интенсивно нарастать на входе, а на выходе затухать. Эти напряжения во внутренних частях металла будут растягивающими, а в верхних и нижних частях — сжимающими (рис. III.6).

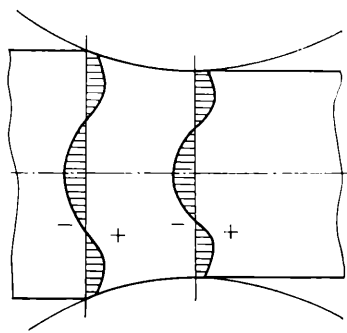


Рис. III.6. Эпюры распределения нормальных напряжений в сечениях на входе в валки и выходе из них при $l/h < 0,5 \div 1,0$ и $D \cos \alpha > h_{II}$ (минус — напряжения растяжения; плюс — напряжение сжатия)

7. ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ДВУХМЕРНОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Рассмотрим случай прокатки, когда длина дуги захвата значительно превосходит среднюю толщину прокатываемой полосы. При этом будем считать, что валки цилиндрические, толщина по ширине полосы постоянная, таким образом, эту задачу можно рассматривать как двухмерную (плоская деформация).

Из рассмотрения условий равновесий элементарного объема $abcd$, выделенного в очаге деформации (рис. III.7), получим уравнение

$$d\sigma_x - (p - \sigma_x) \frac{dh_x}{h_x} \pm \frac{\tau}{\operatorname{tg} \varphi_x} \frac{dh_x}{h_x} = 0. \quad (\text{III.21})$$

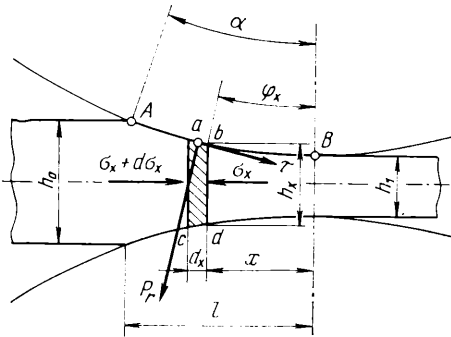


Рис. III.7. Элементарные силы, действующие на прокатываемый металл в зоне отставания

Знак плюс перед третьим членом уравнения относится к зоне отставания, знак минус — к зоне опережения.

Воспользовавшись условием пластичности для двухмерной деформации и приняв за главные напряжения в рассматриваемом элементе вертикальные и горизонтальные напряжения σ_1 и σ_3 , получим

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2\tau_s. \quad (\text{III.22})$$

Согласно уравнению (III.22), при $\sigma_1 = p$ и $\sigma_3 = \sigma_x$

$$p - \sigma_x = 2\tau_s. \quad (\text{III.23})$$

Подставив значение $p - \sigma_x$ в уравнение (III.21), получим основное дифференциальное уравнение для определения контактного нормального напряжения

$$d(p - 2\tau_s) = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg} \varphi_x} \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (\text{III.24})$$

Постоянные величины, получающиеся в результате интегрирования уравнения (III.24), определяем из начальных условий. Для этой цели находим значения в точках A и B . Рассматриваем более общий случай, когда прокатываемая полоса при входе в валки и при выходе из них подвергается натяжению. Растягивающие напряжения, возникающие в прокатываемой полосе в результате ее натяжения, обозначим через σ_A при входе в валки, т. е. при $x = l$, и σ_B при выходе из валков, когда $x = 0$. Тогда, согласно уравнению (III.23), контактные напряжения равны

$$\text{в точке } A \quad p_A = 2\tau_s - \sigma_A = \xi_0 2\tau_s \quad (\text{III.25})$$

$$\text{и в точке } B \quad p_B = 2\tau_s - \sigma_B = \xi_1 2\tau_s. \quad (\text{III.26})$$

При отсутствии натяжений контактные напряжения в точках A и B будут равны величине $2\tau_s$.

Дальнейшее решение уравнения (III.24) возможно при переменном значении τ_s вдоль дуги захвата и постоянном. Изменение величины τ_s по контактной поверхности при прокатке возможно из-за упрочнения металла, разной скорости деформации в начале и конце дуги захвата, а также из-за изменения по направлению к точке B температуры прокатываемого металла.

А. А. Королев [5] и Е. С. Рокотян [13] получили несколько решений уравнения (III.24) или аналогичного уравнения при изменении τ_s от точки A к B по линейному закону. В. С. Смирнов [8, 9] рассмотрел решение уравнения кон-

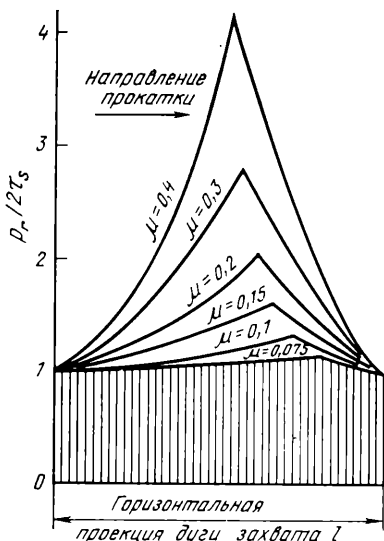


Рис. III.8. Теоретические эпюры распределения контактного напряжения по дуге захвата (если $\tau = \mu p_r$) при двухмерной прокатке с разными коэффициентами трения ($\Delta h/h_0 = 30\%$; $\alpha = 5^\circ 40'$; $h_1/D = 1,16\%$)

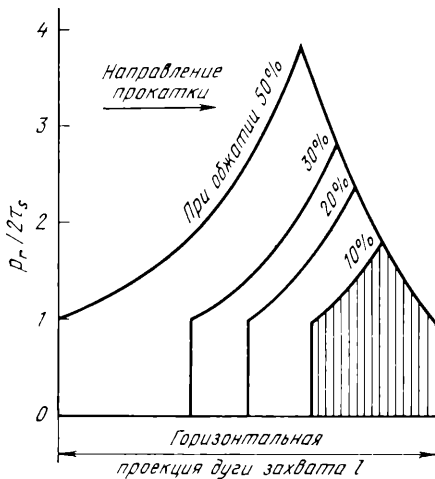


Рис. III.9. Теоретические эпюры распределения контактного напряжения по дуге захвата (если $\tau = \mu p_r$) при двухмерной прокатке с разными обжатиями ($\Delta h/h_0 = 0,1; 0,2; 0,3$ и $0,5$) при прочих равных условиях и при отсутствии наклепа ($h_1/D = 0,5\%$; $\mu = 0,2$)

тактных напряжений, когда было принято изменение величины τ_s в результате наклепа по уравнению

$$p - \sigma_x \approx \sqrt{2} \tau_s \left(\frac{h_0}{h} \right)^n, \quad (III.27)$$

где ν и n — коэффициенты, зависящие от характера упрочнения металла.

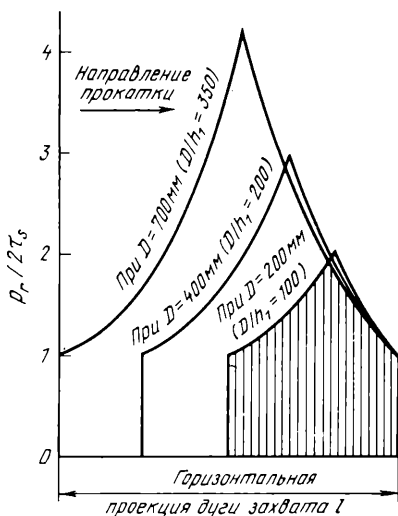
Сделав детальный анализ результатов своего решения, В. С. Смирнов пришел к выводу, что если усреднить τ_s по дуге захвата, т. е.

$$\tau_s \approx (\tau_{sA} + \tau_{sB})/2, \quad (III.28)$$

то точность решения уравнения существенно не меняется. Тогда дифференциальное уравнение контактных напряжений

$$dp = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg} \varphi_x} \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (III.29)$$

Рис. III.10. Теоретические эпюры распределения контактного напряжения по дуге захвата (если $\tau = \mu p_r$) при двухмерной прокатке в валках разного диаметра ($D/h_1 = 10, 200, 350$) с обжатием 30%, $\mu = 0,3$



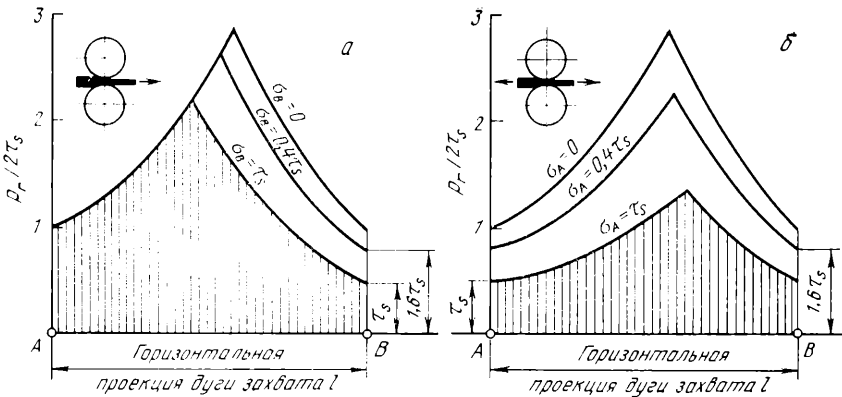


Рис. 11.11. Теоретические эпюры распределения контактного напряжения по дуге захвата (если $\tau = \mu p_r$) двухмерной прокатки с разным натяжением ($\sigma = 0; 0,2 \tau_s$ и $0,5 \tau_s$; обжатие 30%; $\alpha = 30^\circ$; $\mu = 0,2$; $h_1/D = 0,5\%$, $\delta = 6$):
 а — натяжение только переднего конца; б — натяжение переднего и заднего концов

Для решения этого уравнения необходимо задать закономерность изменения контактных напряжений τ_x по дуге захвата.

Впервые определение усилия прокатки с учетом контактных сил трения было произведено Карманом, принявшим скольжения по всей дуге захвата. Так как при этом силы трения пропорциональны нормальному контактному напряжению, то его выводы были названы теорией сухого трения. Аналогичные выводы были сделаны также Зибелем, принявшим контактные касательные напряжения по всей дуге захвата постоянными и равными $\mu \tau_s$. Значительно позднее Надаи выдвинул теорию нормальных контактных напряжений, в которой напряжения трения были приняты пропорциональными скорости скольжения. Эта теория была разработана применительно к холодной прокатке со смазкой на основе предположения появления между металлом и валами жидкостного трения.

Эти теории освещали только некоторые частные случаи прокатки, когда влияние внешних зон является незначительным.

В 1939 г. А. И. Целиков предложил формулу для подсчета нормальных контактных напряжений при $\tau_x = \mu p$:
 для зоны отставания

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_0} \left[(\xi_0 \delta_0 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right], \quad (III.30)$$

для зоны опережения

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_1} \left[(\xi_1 \delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right], \quad (III.31)$$

где $\delta_0 = \frac{\mu}{\operatorname{tg}[(\alpha + \gamma)/2]}$; $\delta_1 = \frac{\mu}{\operatorname{tg}(\gamma/2)}$.

Если металл прокатывается без натяжения и на него не действуют какие-либо внешние усилия, кроме валков, то уравнения (III.30) и (III.31) примут вид: для зоны отставания

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_0} \left[(\delta_0 - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right], \quad (III.32)$$

для зоны опережения

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_1} \left[(\delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right]. \quad (III.33)$$

Из анализа закона распределения контактных напряжений по дуге захвата следует, что эти напряжения зависят от коэффициента внешнего трения, высоты прокатываемой полосы, величины обжатия, диаметра валков и, наконец, натяжения прокатываемого металла при входе его в валки и выходе из них (рис. III.8—III.11).

8. ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫЕ УРАВНЕНИЯ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ТРЕХМЕРНОЙ ДЕФОРМАЦИИ

В этом случае прокатываемый металл пластически деформируется в прямоугольнике со сторонами $(0, l_c)$ по оси x и $(-b, +b)$ по оси y . При постоянной толщине $h = \text{const}$ уравнения равновесия по осям x, y имеют вид

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} \pm \frac{2\tau_x}{h} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} \pm \frac{2\tau_y}{h} = 0. \quad (\text{III.34})$$

Условие пластичности в главных напряжениях для продольной прокатки по оси x принимается в виде

$$p - \sigma_x = \gamma \sigma, \quad (\text{III.35})$$

где $\gamma = 1 \div 1,15$ — коэффициент влияния промежуточного главного напряжения σ_y .

Как и ранее, принимается, что главные напряжения σ_x, σ_y и $\sigma_z = p$ постоянны по толщине прокатываемого металла.

Для упрочняющегося материала соотношения между напряжениями и скоростями деформации принимают в виде

$$\sigma_x = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_x; \quad (\text{III.36})$$

$$\sigma_y = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_y; \quad (\text{III.37})$$

$$p = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_z. \quad (\text{III.38})$$

Здесь σ_T — гидростатическое (среднее) напряжение. С некоторыми приближениями из выражений (III.34) следует дифференциальное уравнение контактных напряжений объемного формозменения металла постоянной толщины:

$$(\partial p / \partial x)^2 + (\partial p / \partial y)^2 = 4\tau^2 p / h^2, \quad (\text{III.39})$$

где $\tau^2(p) = \tau_x^2 + \tau_y^2$.

Это нелинейное уравнение в частных производных первого порядка. Для определения скоростей течения v_x и v_y используются условие пропорциональности компонент вектора скорости компонентам градиента давления

$$\frac{\partial p}{\partial x} : \frac{\partial p}{\partial y} = \frac{v_x}{v_y} \quad (\text{III.40})$$

и условие несжимаемости

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{1}{h} \frac{dh}{dt} = 0. \quad (\text{III.41})$$

Распределение контактных напряжений определяется по зонам, примыкающим к осям x и y в зависимости от распределения контактного трения (рис. III.12). Так, для зон I и II (с законом трения $\tau = \mu p$) распределение контактных напряжений имеет вид

$$p(x, y) = (\sigma + \sigma_{0,1}) \exp 2\mu \left(\alpha x + \sqrt{\frac{1}{h^2} - \alpha^2} y \right). \quad (\text{III.42})$$

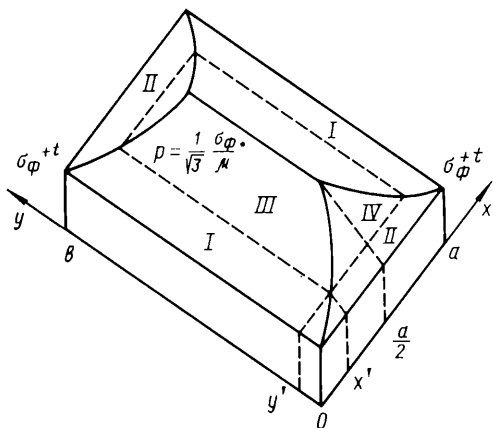


Рис. III.12. Распределение контактных напряжений при объемной трехмерной деформации

Из приведенных выражений и рис. III.12 видно, что эпюры нормальных контактных напряжений для обжатия полосы постоянной толщины имеют экспоненциальный (зоны I, II) и линейный характер (зоны III, IV).

В случае обжатия полосы переменной толщины $h(x, y)$ в зоне деформации уравнения равновесия имеют вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + (\sigma_x - p) \frac{1}{h} \frac{\partial h}{\partial x} \pm \frac{2\tau_x}{h} &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + (\sigma_y - p) \frac{1}{h} \frac{\partial h}{\partial y} \pm \frac{2\tau_y}{h} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.45})$$

Условие пластичности используется в виде выражения (III.35). В случае задания граничных условий в напряжениях задача нахождения неизвестных напряжений σ_x , σ_y , p статически определяема. Для вычисления контактных нормальных напряжений $p(x, y)$ используется первое уравнение равновесия и условие пластичности. Так, для условия трения $\tau = \mu p$ с учетом неравномерного по ширине заднего $\sigma_0(y)$ и переднего $\sigma_1(y)$ напряжений натяжения имеем: для зоны отставания

$$p(x, y) = \left(\frac{h_0}{h}\right)^{\delta_0} \left[\gamma\sigma - \frac{\gamma\sigma}{\delta_0} - \sigma_0(y) \right] + \frac{\gamma\sigma}{\delta_0}, \quad (\text{III.46})$$

для зоны опережения

$$p(x, y) = \left(\frac{h}{h_1}\right)^{\delta_1} \left[\gamma\sigma + \frac{\gamma\sigma}{\delta_1} - \sigma_1(y) \right] - \frac{\gamma\sigma}{\delta_1}, \quad (\text{III.47})$$

где $\delta_0 = \frac{\mu_x}{\text{tg } \theta_{x_0}}$; $\delta_1 = \frac{\mu_x}{\text{tg } \theta_{x_1}}$.

Для условия трения $\tau = \tau_s$ внутри зоны деформации контактное нормальное напряжение определяется из выражения

$$p(x, y) = p_C(x, y) + \left(\gamma\sigma \pm \frac{2\tau_s}{\text{tg } \theta_x} \right) \ln \frac{h}{h_C}, \quad (\text{III.48})$$

где $p_C(x, y)$ и $h_C(x, y)$ — значения в точках C, разделяющих зоны с различными законами трения. Следует указать, что для двухмерного случая приведенные объемные уравнения и решения совпадают с выражениями А. И. Целико ва (см. гл. III, разд. 7).

Для зон III и IV (с законом трения $\tau = \tau_s$) распределение имеет вид

$$p(x, y) = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma \left(\alpha x + \sqrt{\frac{1}{h^2} - \alpha^2} y + \frac{1}{2\mu} \right). \quad (\text{III.43})$$

Произвольная постоянная α определяется по участкам в зависимости от граничных условий. Граница зон I—III и II—IV определяется из условия

$$x' = y' = \frac{h}{2\mu} \ln \frac{1}{\sqrt{3} \mu} \times \frac{\sigma}{\sigma + \sigma_{0,1}}. \quad (\text{III.44})$$

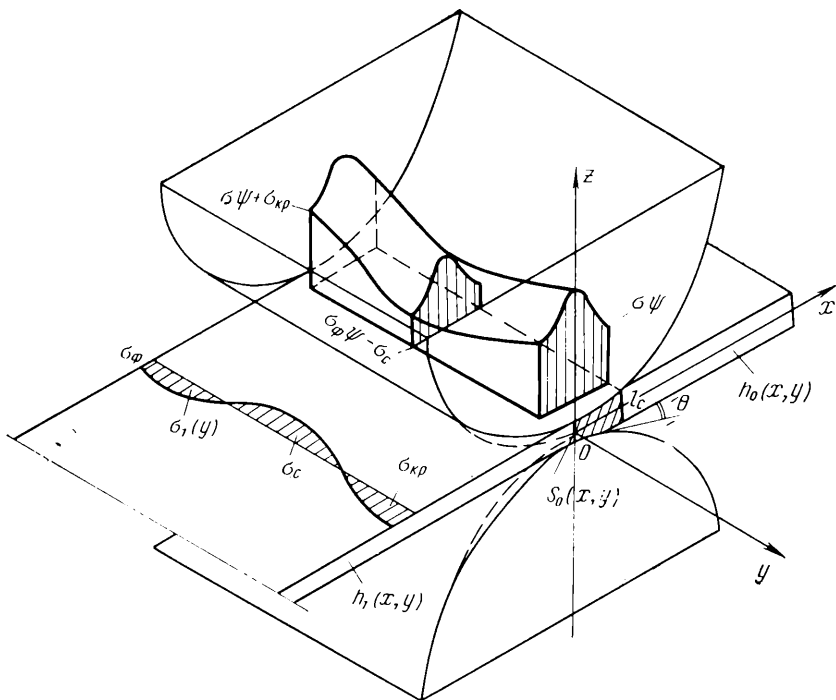


Рис. III.13. Эпюра контактных нормальных напряжений при прокатке с неравномерным натяжением по ширине полосы

На рис. III.13 приведен характерный вид объемной эпюры нормальных контактных напряжений $p(x, y)$ при прокатке металла с неравномерными напряжениями натяжения по ширине.

9. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НОРМАЛЬНЫХ И КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ДУГЕ ЗАХВАТА

С точки зрения методики подсчета касательных напряжений трения встречающиеся на практике случаи прокатки широких полос между гладкими валками (имея в виду двумерную деформацию) целесообразно разделить на четыре вида, отличающиеся между собой различным значением $l/h > 5$; $2 \div 5$; $0,5 \div 2$; $< 0,5$ (табл. III.2).

Характер деформации для этих четырех видов прокатки существенно отличается один от другого, и поэтому приходится применять различные способы для подсчета контактных касательных и нормальных напряжений.

1. При $l/h > 5$ на дуге захвата имеются зоны, где силы трения подчиняются различным законам. В начале и в конце дуги захвата, когда ее длина значительно превосходит высоту прокатываемого сечения, несомненно имеется скольжение металла по поверхности валков. Это обстоятельство подтверждается многими экспериментальными исследованиями. Поэтому контактные касательные напряжения τ_x на этих участках, т. е. в зонах скольжения (рис. III.14), могут быть приняты согласно закону сухого трения:

$$\tau_x = \mu p_x; \quad (\text{III.49})$$

l/h	h , мм	Виды прокатки	Типы станов
≥ 5	$< 2,0$	Прокатка фольги, тончайших и тонких полос, тонкостенных труб	Станы холодной прокатки ленты, полос и труб
2—5	2—40	Прокатка тонких и средних полос, толстостенных труб	Чистовые клетки станов горячей прокатки полос, листов, труб и сорта
0,5—2	40—250	Прокатка толстых листов и толстостенных труб	Черновые клетки станов горячей прокатки полос, листов, труб, заготовочных станов
$\leq 0,5$	> 250	Прокатка толстых листов и плит, блюмов, слябов, сплошных сортовых заготовок	Толстолистовые, блюминги, слябинги

Следовательно, для этих участков при подсчете распределения контактных напряжений может быть применена теория Кармана и, в частности, выведенные на основании этой теории уравнения А. И. Целикова (III.30) и (III.31), имеющие следующий вид (рис. III.14):
 для участка AC

$$p_r = \frac{2\tau_s}{\delta_{AC}} \left[(\xi_0 \delta_{AC} - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_{AC}} + 1 \right], \quad (III.50)$$

для участка DB

$$p_r = \frac{2\tau_s}{\delta_{DB}} \left[(\xi_1 \delta_{DB} + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_{DB}} - 1 \right], \quad (III.51)$$

где $\delta_{AC} = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \varphi_{AC}}$; $\delta_{DB} = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \varphi_{DB}}$; $\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s}$; $\xi_0 = \frac{\sigma_0}{2\tau_s}$;

α_{AC} и φ_{DB} — углы между хордами AC и DB и осью прокатываемого металла.

В случае, если $\operatorname{tg} \alpha > \mu$, то в начале зоны AC будет наблюдаться понижение контактного нормального напряжения (рис. III.14), а следовательно, и понижение контактных сил трения. Подсчет контактного нормального напряжения для этого случая может быть произведен также по уравнению (III.50). Тогда дугу AC следует разбить на два или три участка и подсчитывать p_r для каждого участка при соответствующем для него значении δ_{AC} в зависимости от угла φ наклона касательной к оси прокатываемой полосы.

По мере увеличения p_r в направлении середины дуги захвата, а следовательно, и увеличения μp_r напряжение трения может достигнуть значения сопротивления чистому сдвигу

$$\tau_{\max} = \tau_s. \quad (III.52)$$

Более высокого значения сила трения иметь не может, так как в противном случае должно происходить внутреннее скольжение в слоях металла, прилегающих к контактной поверхности. Следовательно, как только напряжение трения на контактной поверхности достигает τ_s в точках C и F (рис. III.14), скольжение металла относительно валков прекратится и на этом участке дуги захвата, следовательно, будет зона прилипания.

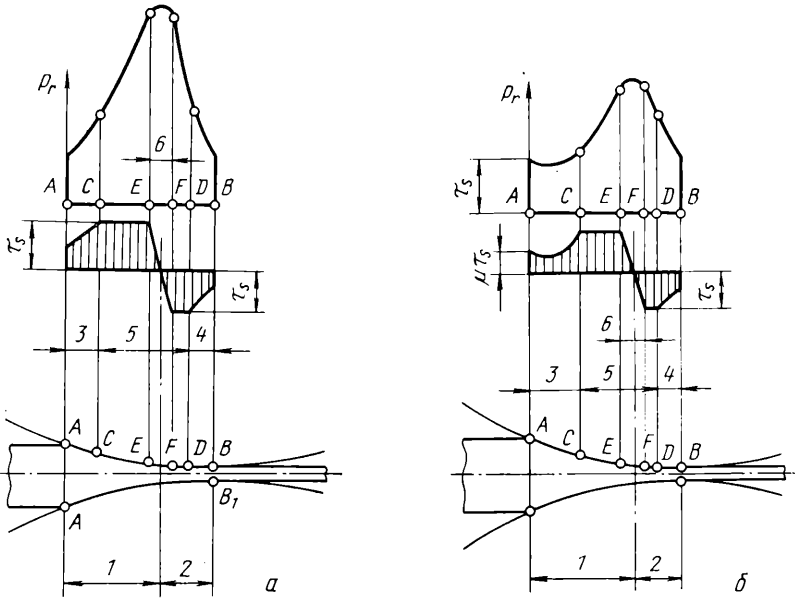


Рис. III.14. Эпюры контактных нормальных и касательных напряжений по дуге захвата при $l/h = 5$:

a — при $\operatorname{tg} \alpha < \mu$; b — при $\operatorname{tg} \alpha > \mu$; 1 — зона отставания; 2 — зона опережения; 3 — зона скольжения отставания, 4 — зона скольжения опережения, 5 — зона прилипания, 6 — участок заторможенной деформации

Контактное давление на этих участках зоны прилипания можно подсчитать на основании теории Зибеля, пользуясь дифференциальным уравнением (III.29).

Если принять дуги CE и FD за хорды, то после интегрирования получаем для участка, прилегающего к точке C :

$$p_r = p_C + \frac{\tau_s}{\operatorname{tg} \varphi_{CE}} \ln \frac{h_x}{h_C} \quad (\text{III.53})$$

и соответственно для участка, прилегающего к точке D :

$$p_r = p_D - \frac{\tau_s}{\operatorname{tg} \varphi_{DF}} \ln \frac{h_x}{h_D}, \quad (\text{III.54})$$

где p_C и p_D — нормальные контактные напряжения в точках C и D , подсчитываемые по уравнениям (III.50) и (III.51); φ_{CE} и φ_{DF} — углы между осью прокатки и хордами CE и DF ; h_C и h_D — толщина прокатываемого металла у точек C и D .

В средней части зоны прилипания вблизи нейтрального сечения находится участок, где пластическая деформация заторможена или даже отсутствует — участок застоя. О наличии такого участка свидетельствует ряд экспериментальных исследований, в частности И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева и В. В. Ляшкова [6].

Закон распределения сил трения на этом участке в точном виде еще не выяснен. Однако экспериментальными исследованиями В. Луэга, А. А. Королева и других установлено, что силы трения, начиная от нейтрального сечения, увеличиваются от нуля в обе стороны не скачкообразно, а постепенно, достигая своих максимальных значений.

В связи с этим зона прилипания будет состоять из трех участков (рис. III.14) — двух участков внутреннего скольжения частиц металла вблизи точек C и D , где напряжения трения равны τ_s , и среднего участка EF затрудненной пластической деформации, в котором контактные напряжения трения изменяются от нуля в нейтральном сечении до наибольших значений, определяемых уравнениями (III.49) или (III.52) в зонах отставания и опережения.

Принимая на участке застоя, что напряжения трения изменяются по линейному закону, имеем:

$$\tau_x = \frac{h_x - h_H}{2 \operatorname{tg} \varphi_{EF}} \eta, \quad (\text{III.55})$$

где $\eta = 2\tau_s/EF$; φ_{EF} — угол между осью прокатываемого металла и хордой.

Подставляя это значение трения в исходное уравнение контактного нормального напряжения (III.29), получим

$$dp_r = \left(2\tau_s - \frac{h_x - h_H}{2 \operatorname{tg}^2 \varphi_{EF}} \eta \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (\text{III.56})$$

Перед вторым членом остался знак минус, так как уравнение (III.55) определяет силу трения для всего участка EF , включая зону опережения.

После интегрирования в пределах участка EF получаем

$$p_r = p_E + \tau_s \left[A (h_E - h_x) - (2 - Ah_H) \ln \frac{h_E}{h_x} \right], \quad (\text{III.57})$$

где p_E — нормальное напряжение в точке E , определяемое по уравнению (III.53); h_E — высота сечения прокатываемого металла у точки E ; A — постоянная величина для участка EF , определяемая по выражению

$$A = \eta / (2\tau_s \operatorname{tg}^2 \varphi_{EF}). \quad (\text{III.58})$$

Величина h_H , входящая в уравнение, может быть найдена из условия, что нормальные напряжения, определяемые по уравнениям (III.54) и (III.57) для точки F , должны быть равны между собой:

$$h_H = \frac{A (h_E - h_F) + \frac{p_E - p_F}{\tau_s}}{A \ln \frac{h_E}{h_F}} - \frac{2}{A}. \quad (\text{III.59})$$

Следовательно, для участка EF нормальное напряжение выражается одним общим уравнением. Получаемая при этом по уравнению (III.49) куполообразная вершина эпюры нормального напряжения вполне соответствует данным экспериментальных исследований. Положение максимума нормального напряжения определяется, если приравнять производную выражения (III.57) к нулю:

$$\frac{dp_r}{dh_x} = \tau_s \left[-A + (2 + Ah_H) \frac{1}{h_x} \right] = 0, \quad (\text{III.60})$$

т. е. максимум нормального напряжения будет при

$$h_x = h_H + (2/A). \quad (\text{III.61})$$

Следовательно, точка максимума нормального напряжения немного смещена по отношению к нейтральному сечению в направлении входа, причем это смещение пропорционально $\operatorname{tg} \varphi_{EF}$ [3].

На основании произведенного анализа распределения контактных касательных напряжений (сил трения) по дуге захвата можно сделать вывод, что при $l/h > 5$ дугу захвата следует делить на три части, из которых две крайние части — зоны скольжения, а средняя — зона прилипания, состоящая в свою очередь из трех участков: двух участков внутреннего скольжения частиц металла и

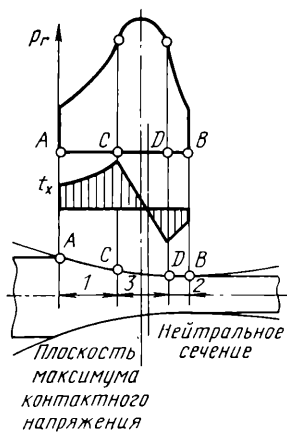


Рис. III.15. Эпюры распределения контактных нормальных и касательных напряжений по дуге захвата при $l/h = 2 \div 5$:
1 — зоны скольжения;
2 — зона прилипания;
3 — зона прилипания

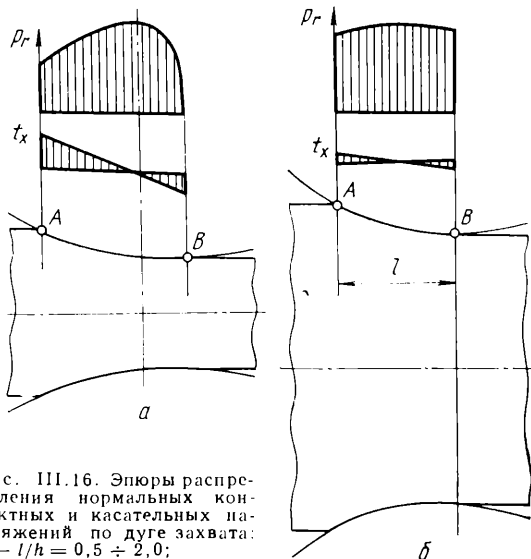


Рис. III.16. Эпюры распределения нормальных контактных и касательных напряжений по дуге захвата:
а — $l/h = 0,5 \div 2,0$;
б — $l/h < 0,5$

одною среднего участка заторможенной деформации, находящегося одновременно в зонах отставания и опережения.

2. При $l/h = 2 \div 5$ участки CE и FD , характеризующие постоянство касательных напряжений (сил трения), могут отсутствовать (см. рис. III.14). Это произойдет вследствие того, что напряжения трения на участках AC и DB не успеют достигнуть величины τ из-за уменьшения длины дуги захвата при сохранении участка заторможенной деформации (рис. III.15).

Таким образом, при указанном отношении l/h зона прилипания состоит только из одного участка заторможенной деформации. Для оставшихся трех участков AC , CD , DB касательные напряжения будут определяться приведенными выше уравнениями (III.49—III.51, III.55 и III—57).

3. При $l/h = 0,5 \div 2$ длина дуги захвата по отношению к высоте сечения становится настолько малой, что зона прилипания распространяется по всей дуге захвата. Эпюра распределения касательных напряжений будет выражаться в этом случае двумя треугольниками (рис. III.16, а). Нормальные напряжения распределяются по выпуклой кривой, определяемой уравнением (III.57), если условно принять, что точка E (см. рис. III.14) совпала с точкой A .

4. При $l/h < 0,5$ деформация сжатия не проникает через сечение прокатываемого металла. Зона прилипания в этом случае распространяется по всей дуге захвата, как в предыдущем случае, однако стремление металла к скольжению будет весьма незначительным, и поэтому контактные касательные напряжения будут небольшими. Эпюра касательных напряжений в этом случае имеет вид двух треугольников небольшой высоты (рис. III.16, б).

В связи с этим нормальное напряжение будет иметь малозаметный подъем к средней части дуги захвата и практически оно может быть принято постоянным. Характер эпюр контактных нормальных и касательных напряжений при $l/h < 0,5$ будет аналогичен участкам эпюр для предыдущего случая (рис. III.16, а) вблизи нейтрального сечения.

Проведенный анализ контактных касательных напряжений свидетельствует, что при отношении $l/h < 1$ они незначительны и поэтому оказывают очень малое влияние на нормальное напряжение. Но в этом случае начинают действовать внешние зоны, которые вызывают существенное повышение нормального напряжения в точках A и B , а соответственно и на протяжении всей дуги захвата.

Таким образом, при рассмотрении закономерностей в распределении контактных нормальных и касательных напряжений до дуге захвата необходим дифференцированный подход в зависимости от отношения l/h , а также угла захвата α и коэффициента трения.

10. ВЛИЯНИЕ ВНЕШНИХ ЗОН НА КОНТАКТНОЕ ДАВЛЕНИЕ

Влияние внешних зон, учитываемых коэффициентом n''_{σ} (см. гл. IV), определяется экспериментальной зависимостью $n''_{\sigma} = f(l/h)$, полученной А. И. Целиковым и В. В. Смирновым [3]. В интервале $0,05 < \frac{l}{h} < 1$ эта зависимость с достаточной точностью выражается уравнением

$$n''_{\sigma} = (l/h)^{-0,4}. \quad (III.62)$$

При $l/h < 1$ на величину контактного давления p значительное влияние оказывают внешние зоны деформируемого металла (например, при прокатке на блюмингах, сляббингах и толстолистовых станах). При $l/h > 1$ влияние внешних зон на величину p исчезает; при $l/h \ll 1$ коэффициент n''_{σ} может быть равен 2 и более.

На рис. III.17 представлена зависимость $n''_{\sigma} = f(l/h)$, полученная при исследовании блюмингов и толстолистовых станов [13].

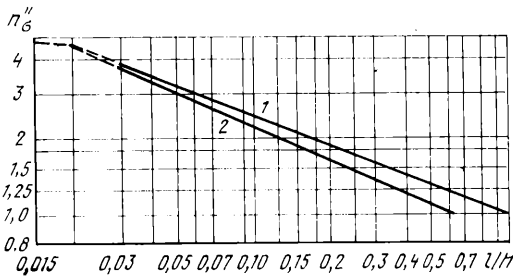


Рис. III.17. Зависимость $n''_{\sigma} f = (l/h)$:

1 — по данным А. И. Целикова и В. В. Смирнова;
2 — по данным Е. С. Рокотяна

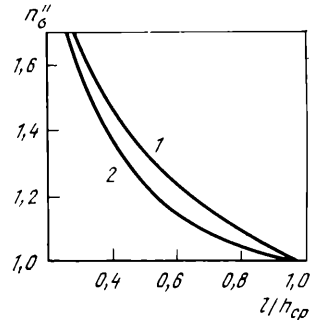


Рис. III.18. Зависимость коэффициента n''_{σ} от отношения l/h_{cp} :

1 — при сжатии (по данным А. И. Целикова и В. В. Смирнова); 2 — при прокатке (по данным В. Ф. Пушкарева)

Экспериментально подтверждено, что при $l/h < 0,5$ внешние зоны вызывают повышение контактного давления. При этом установлено, что при прокатке металла влияние внешних зон на повышение контактного давления меньше, чем при осадке участка полосы (рис. III.18). При прокатке, о чем указывалось выше, на поверхности полосы у входа ее в валки и выхода из них, когда $D \cos \alpha > h_n$, имеется тенденция к появлению продольных напряжений растяжения. В связи с этим происходит частичная локализация напряжений сжатия в точках входа и выхода, в результате чего повышение сопротивления деформации из-за влияния внешних зон будет менее интенсивно, чем при осадке участка полосы.

В. М. Луговской, рассматривая двухмерную деформацию плиты, сжатой с обеих сторон узкими штампами, когда линии скольжения пересекают все сечения плиты, пришел к выводу, что контактное давление в зависимости от отношения l/h может быть выражено уравнением

$$p = 2\tau_s \left(1,25 \frac{l}{h} + 1,25 \ln \frac{h}{l} - 0,25 \right). \quad (III.63)$$

Это уравнение справедливо, когда отношение l/h изменяется в пределах $1 > \frac{l}{h} > 0,118$ и наряду с уравнением (III.62) может быть рекомендовано для подсчета n''_{σ} .

При $\frac{l}{h} \leq 0,118$ контактное давление определяется формулой Прандтля:

$$p = 2\tau_s \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) \approx 5,14\tau_s. \quad (III.64)$$

А. Д. Томленов [14] получил формулы для определения контактного давления в интервале $1 \geq l/h \geq 0,275$:

$$p = 2\tau_s \left[0,5 \frac{l}{h} + 0,6 \frac{h}{l} - 0,04 \left(\frac{h}{l} \right)^2 \right], \quad (III.65)$$

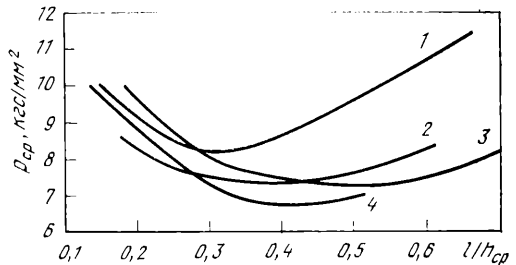
в интервале $0,275 \geq l/h \geq 0,118$:

$$p = 2\tau_s \left[1,3 - \frac{l}{h} + 0,2 \frac{h}{l} - 0,04 \left(\frac{h}{l} \right)^2 \right]. \quad (III.66)$$

На практике при обработке металлов давлением встречаются случаи, когда кроме продольных внешних зон наблюдаются и боковые внешние зоны. Так, при продольной прокатке в овальных и ромбических калибрах, при поперечно-винтовой прокатке и т. д. контактная поверхность обычно несколько меньше ширины проката и неконтактируемые боковые объемы являются внешними зонами.

Рис. III.19. Среднее контактное давление $p_{\text{ср}}$ при прокатке блюмов разных сечений и из разных сталей в зависимости от отношения $l/h_{\text{ср}}$:

1 — блюмы 160×160 и 170×170 мм, масса 6,5 т, Ст6; 2 — блюм 225×310 мм, масса 3,1 т, Ст3; 3 — блюм 170×170 мм, масса 6,5 т, Ст4; 4 — блюм 160×160 мм, масса 6,5 т



При определении суммарного коэффициента влияния продольных и боковых внешних зон можно пользоваться зависимостью (III.62), вводя в нее коэффициент $n''_{\sigma_{\text{бок}}}$, учитывающий влияние боковых внешних зон [15]:

$$n''_{\sigma_{\Sigma}} = n''_{\sigma_{\text{бок}}} \left(\frac{l}{h} \right)^{-0,1}, \quad (III.67)$$

$$\text{где } n''_{\sigma_{\text{бок}}} = 0,4 \frac{F}{F_0} + 0,6. \quad (III.68)$$

Здесь F и F_0 — площади поперечного сечения проката и обжимаемой части.

Влияние внешних зон на контактное давление при прокатке слитков сортовых профилей и др. исследовано экспериментально [13, 16, 17], результаты некоторых исследований приведены на рис. III.19.

11. ПОЛОЖЕНИЕ НЕЙТРАЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ

Определим, используя условия равновесия прокатываемого металла рис. III.20, положение нейтрального сечения применительно к эпюрам изменения сил трения (рис. III.14, III.15) для прокатки, характеризуемой развитой зоной прилипания. Принимая $p_x = p_{\text{ср}} = \text{const}$ и τ на участках $\varphi = 0 \div \varphi_F$ и $\varphi = \varphi_E \div \alpha$ равным

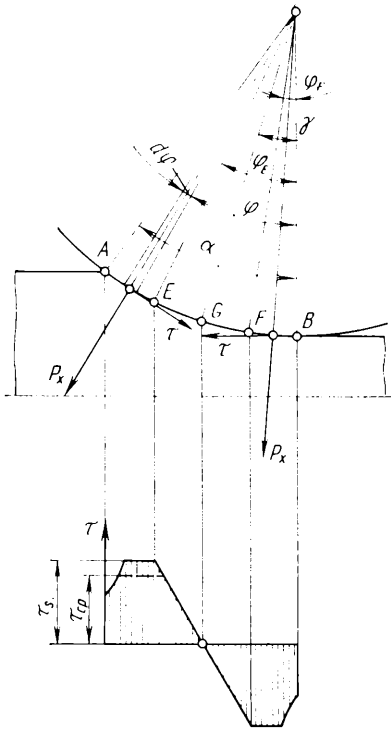


Рис. III.20. Элементарные силы, действующие на прокатываемый металл, и эпюра распределения контактных сил трения

Соответственно протяженность зоны опережения

$$l_{оп} = R \sin \gamma = 0,5 \left(\sqrt{R \Delta h} - \Delta h \frac{p_{ср}}{\tau_A + \tau_B} \right), \quad (III.72)$$

где τ_A и τ_B — силы трения в точках A и B .

Если принять в этом уравнении $\tau_A + \tau_B = 2\mu p_{ср}$, то оно совпадает с уравнением Экелунда, и протяженность зоны опережения будет равна

$$l_{оп} = 0,5 \left(\sqrt{R \Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right). \quad (III.73)$$

12. ОПЕРЕЖЕНИЕ И ОТСТАВАНИЕ

Опережение S — превышение скорости выхода прокатываемого металла из валков V_1 по сравнению с их окружной скоростью V_B .

Оно имеет большое значение при расчете режимов обжатий и скоростей вращения валков непрерывных станов, а также для определения моментов прокатки и усилий натяжения металла между клетями стана.

Величина опережения выражается отношением

$$S = (V_1 - V_B)/V_B. \quad (III.74)$$

среднему значению силы трения для этих участков $\tau = \tau_s$, получим формулу для подсчета нейтрального угла:

$$\begin{aligned} \sin \gamma &= \frac{1}{2} \sin \alpha - \sin \varphi_E - \sin \varphi_F + \\ &+ \frac{1}{4} \frac{\cos 2\varphi_E - \cos 2\varphi_F}{\sin \varphi_E - \sin \varphi_F} - \\ &- \frac{p_{ср}}{2\tau_s} (1 - \cos \alpha). \end{aligned} \quad (III.69)$$

Если отношение $l/h_{ср} > 3 \div 4$, то влиянием участка заторможенной деформации, где силы трения изменяются по треугольнику, можно пренебречь. В этом случае $\varphi_E \approx \varphi_F \approx \gamma$, и при $\tau_{ср} = \mu p_{ср}$ уравнение (III.69) примет вид уравнения Экелунда:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu}. \quad (III.70)$$

В случае, если $l/h_{ср} < 2$, то участок заторможенной деформации будет занимать всю дугу захвата (см. рис. III.16), т. е.

$$\varphi_E = \alpha \text{ и } \varphi_F = 0.$$

Тогда уравнение (III.70) примет такой вид:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - (1 - \cos \alpha) \frac{p_{ср}}{\tau_A + \tau_B}. \quad (III.71)$$

Отставанием S_0 называется отношение разности горизонтальной проекции окружной скорости валков V_x и скорости входа металла V_0 к V_x , т. е.

$$S_0 = (V_x - V_0)/V_x = 1 - (V_0/V_x). \quad (III.75)$$

Иногда на практике опережение находят, измеряя разницу расстояний между отпечатками двух кернов на прокатываемой полосе l_1 и на поверхности валков l_B :

$$S = (l_1 - l_B)/l_B. \quad (III.76)$$

При горячей прокатке, когда l_1 измеряют после остывания металла, необходимо делать поправку на температурную усадку:

$$l_1 = l_0 [1 + \alpha (\theta_1 - \theta_0)], \quad (III.77)$$

где θ_1 и θ_0 — температуры прокатки и измерения; α — коэффициент линейного температурного расширения.

Ниже приведены значения коэффициента α для углеродистой стали:

Интервал температур, °С	0—1200	0—1000	0—800
Коэффициент α	$(15-20) \cdot 10^{-6}$	$(13,5-17,5) \cdot 10^{-6}$	$(13,5-17) \cdot 10^{-6}$

Величину опережения можно найти из условия постоянства секундного объема прокатываемого металла:

$$h_H V_B \cos \gamma = h_1 V_1, \quad (III.78)$$

где h_H — высота прокатываемой полосы в нейтральном сечении;

$$h_H = h_1 + 2R (1 - \cos \gamma). \quad (III.79)$$

Подставив отношение V_1/V_B , полученное из этого равенства, в уравнение (III.74), получим

$$S = \left(\frac{2R}{h_1} \cos \gamma - 1 \right) 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2}. \quad (III.80)$$

Так как $\cos \gamma$ практически близок к единице, а $\sin^2 (\gamma/2) \approx \gamma^2/4$

$$S = \left(\frac{R}{h_1} - 0,5 \right) \gamma^2. \quad (III.81)$$

При прокатке тонких полос, когда R значительно больше h_1 , вторым членом в этом уравнении можно пренебречь ввиду того, что он мал по сравнению с первым. Тогда получим формулу Дрездена:

$$S = \frac{R}{h_1} \gamma^2. \quad (III.82)$$

Эта формула получила большое распространение при подсчете опережения. Однако, когда значение отношения R/h_1 соизмеримо с величиной 0,5, формула дает неточные результаты, и поэтому в этих случаях целесообразно пользоваться уравнением (III.81).

Опережение с учетом уширения определяют по формуле А. А. Королева [21]:

$$S = \frac{R}{h_1} \gamma^2 \left(1 - \frac{R\gamma}{b} \right). \quad (III.83)$$

На неравномерное распределение скорости выхода прокатываемого металла по высоте сечения полосы и его влияние на опережение указывали еще А. Ф. Родзевич-Белевич, А. Ф. Головин и А. П. Виноградов. Впоследствии этот вопрос был развит Н. А. Соболевским [1].

На основании анализа соотношения скоростей выхода металла на поверхности валков и в центре сечения полосы можно сделать вывод, что в плоскости выхода полосы опережение ее внутренних частей больше наружных. На эту

разницу опережений большое влияние оказывает отношение $l/h_{ср}$. В случае, когда это отношение >4 , эта разница опережений будет мала, а если это отношение <2 и зона прилипания начинает занимать всю зону опережения, то опережение в плоскости выхода центральной части полосы будет приблизительно в 1,5 раза больше конечного опережения, а опережение ее наружных частей равно нулю. В этом случае опережение интенсивно продолжает развиваться во внеконтактной зоне на выходе, где происходит ускорение движения наружных частей полосы вследствие их растяжения и торможение внутренних частей в результате их сжатия.

Аналогичное явление, т. е. неравномерное распределение опережения по высоте полосы, наблюдается и при отношении $l/h_{ср} < 0,5 \div 1$, когда обжатие не распространяется на все сечение.

Если в нейтральном сечении принять распределение скорости равномерным, то в зоне деформации скорость внутренних слоев должна быть меньше скорости слоев пластически деформированных. Во внеконтактной зоне деформации происходит выравнивание указанных скоростей до величины

$$V_1 = V_B (1 + S). \quad (III.84)$$

13. ВЛИЯНИЕ НАТЯЖЕНИЯ НА ОПЕРЕЖЕНИЕ

Натяжение оказывает наибольшее влияние на опережение по сравнению с другими технологическими параметрами. Это обстоятельство облегчает регулирование непрерывных станов, работающих с натяжением между клетями.

Опережение с учетом влияния натяжения можно подсчитать по уравнению (III.81), если входящий в это уравнение угол γ определять с учетом изменения контактных нормальных и касательных напряжений, вызываемого натяжением [3]. Однако задача эта сложная, поэтому принимают следующие упрощения:

1) контактное нормальное напряжение на протяжении всей дуги захвата выражается только двумя уравнениями — для зоны отставания и для зоны опережения;

2) то же самое относится к контактным напряжениям трения;

3) нейтральное сечение находится весьма близко к максимуму нормального напряжения, и разницей в положении этих двух сечений можно пренебречь.

При таких предпосылках положение нейтрального сечения может быть найдено как точка пересечения кривых, характеризующих нормальное напряжение в зонах опережения и отставания по формулам (III.53) и (III.54).

Обозначив

$$\frac{0,5}{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2}} = \delta_0 \quad \text{и} \quad \frac{0,5}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}} = \delta_1, \quad (III.85)$$

получим

$$\frac{h_H}{h_1} = e^{\frac{\xi_0 - \xi_1}{\delta_0 + \delta_1}} \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\frac{\delta_0}{\delta_0 + \delta_1}}, \quad (III.86)$$

$$\text{где } \xi_0 = \frac{2\tau_s - \sigma_A}{2\tau_s} \quad \text{и} \quad \xi_1 = \frac{2\tau_s - \sigma_B}{2\tau_s},$$

σ_A и σ_B — напряжения натяжений на выходе и входе.

Если приравнять дугу захвата одной хорде, то $\delta_0 \approx \delta_1 \approx l/\Delta h$, и уравнение (III.86) примет следующий вид:

$$\frac{h_H}{h_1} = e^{(\xi_0 - \xi_1) \frac{\Delta h}{2l}} \sqrt{\frac{h_0}{h_1}}. \quad (III.87)$$

Зная отношение h_H/h_1 , определяем нейтральный угол:

$$\sin \gamma = \frac{h_1}{\sqrt{R \Delta h}} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right). \quad (III.88)$$

Подставив это значение $\sin \gamma \approx \gamma$ в уравнение (III.81), получим

$$S = \left(\frac{R}{h_1} - 0,5 \right) \frac{h_1^2}{R \Delta h} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right)^2. \quad (III.89)$$

При определении положения нейтрального сечения для холодной прокатки можно принять $\tau = \mu \rho$, тогда

$$\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\xi_0 \delta - 1) (\xi_1 \delta + 1) (h_0/h_1)^\delta}}{\xi_1 \delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}. \quad (III.90)$$

После вычисления отношения h_H/h_1 нейтральный угол и опережение подсчитывают таким же способом, как в предыдущем случае, по уравнениям (III.88) и (III.89).

При изменении натяжения в применяемых на практике пределах ($\sigma_H/2\tau_s = 0 \div 0,4$) опережение приближенно можно выразить линейным законом:

$$S = S_0 + \alpha \sigma_H, \quad (III.91)$$

где S_0 — опережение при отсутствии натяжения; α — тангенс угла наклона прямой (III.91) к оси абсцисс.

Выразив в этом уравнении опережение через скорость, получим

$$V_1 = V_B \left(1 + S_0 + \frac{\alpha}{Q_1} T_1 \right), \quad (III.92)$$

где Q_1 — сечение прокатываемой полосы при выходе из валков.

Исследование влияния одновременного действия переднего и заднего натяжений на опережение выполнено Н. Н. Дружининым на трехклетевом непрерывном стане. На основании результатов исследования он предложил определять опережение, когда натяжение превышает $(0,6 \div 0,7) 2\tau_s$, в зависимости от переднего T_1 и заднего T_0 натяжений по формуле

$$S = S_0 + \alpha (T_1 - T_0)/Q_1. \quad (III.93)$$

Тогда скорость выхода металла из валков будет определяться выражением

$$V_1 = (1 + S) V_B = [1 + S_0 + \alpha (T_1 - T_0)/Q_1] V_B. \quad (III.94)$$

14. НАПРЯЖЕНИЯ НА КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ ПРИ ДВИЖЕНИИ ИХ С РАЗНЫМИ СКОРОСТЯМИ

В этом случае процесс прокатки становится несимметричным и прокатный валок, обладающий меньшей окружной скоростью, тормозит движение металла. Из рассмотрения условия равновесия элемента в очаге деформации при противоположном направлении сил трения

$$\rho_r/2\tau_s = \ln h_x + C. \quad (III.95)$$

Пусть силы трения начали действовать в противоположном направлении в точке A . В этом случае

$$\rho_r = \rho_A - 2\tau_s \ln h_A/h_x. \quad (III.96)$$

Проследим изменение эпюры давления по мере увеличения разности окружных скоростей обоих валков. Если валки вращаются с одинаковыми окружными скоростями и процесс прокатки симметричен, то нормальное напряжение можно примерно выразить эпюрой, показанной на рис. III.21. При уменьшении скорости

нижнего валка зона опережения на нем будет увеличиваться и точка, определяющая начало этой зоны, переместится из нейтрального сечения в точку A . Тогда, очевидно, начиная от этой точки, нормальное напряжение можно выразить уравнением (III.96), т. е. кривой ab . Эпюра, таким образом, будет срезана, а зона опережения на верхнем валке сократится и точка C_1 переместится из нейтрального сечения в точку B . При дальнейшем уменьшении скорости нижнего валка точка B будет перемещаться дальше и может занять положение точки B_1 . Таким образом, зона опережения на верхнем валке совсем исчезнет. В этом случае кривая, построенная по уравнению (III.96), пройдет через точки b_1a_1 и нормальное напряжение достигнет минимума. Зона опережения на нижнем валке увеличится, и ее граница с зоной отставания будет определяться точкой A_1 .

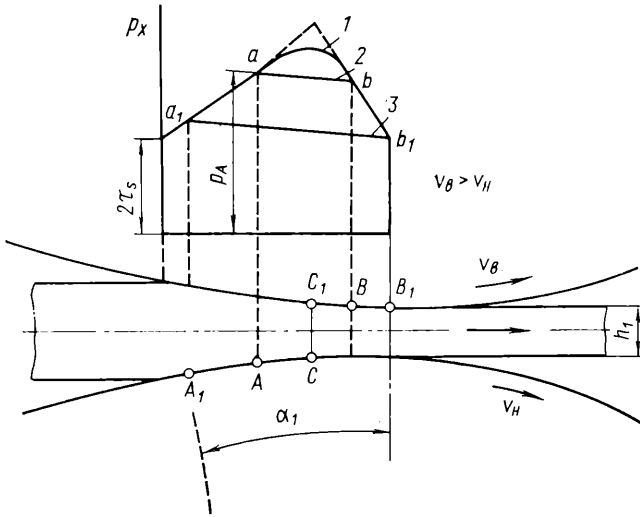


Рис. III.21. Изменение эпюры контактного давления при разнице в окружных скоростях обоих валков:

1 — $V_H = V_B$; 2 — $V_B > V_H$ (V_B равна средней скорости движения металла в сечении, проходящем через точку B , а V_H равна скорости металла в сечении, проходящем через точку A); 3 — то же, когда $V_B > V_H$ (в этом случае $V_B = V_1$, а V_H равна скорости металла в сечении, проходящем через точку A_1)

Предельная разность скоростей валков определяется из равенства

$$V_H \cos \alpha_1 h_{A_1} = V_B h_1. \quad (\text{III.97})$$

Этот метод определения нормального напряжения можно также использовать для случая продольной прокатки труб на подвижной или неподвижной оправке.

15. УШИРЕНИЕ И РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ ПО ШИРИНЕ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА

Под действием внешних зон продольные напряжения растяжения возникают не только в боковых частях полосы в контактной зоне деформации, но главным образом в тех боковых частях, которые находятся во внеконтактных зонах деформации. В прилегающих к ним зонах возникают продольные напряжения сжатия, которые в каждом рассматриваемом сечении внешних зон должны уравновешивать напряжение растяжения.

Экспериментальными исследованиями установлено, что внешние зоны вызывают уменьшение уширения. В частности, на концах прокатываемого металла уширение больше, чем на его основной части.

В связи с появлением продольных растягивающих и сжимающих напряжений во внешних зонах рассмотрим причины их влияния на уширение.

Обозначим продольные напряжения, действующие в точках A и B (рис. III.22), через σ_A и σ_B . Благодаря этим напряжениям напряжение сжатия σ_x , возникающее вследствие влияния внешнего трения в зоне деформации, будет сильно уменьшаться, и поэтому линии равенства продольных и поперечных напряжений σ_x и σ_z будут проходить не через точки A , D и B , а сместятся несколько дальше от внешних зон и займут новое положение — EG и GF .

Таким образом, влияние внешних зон будет выражаться в уменьшении участка металла, который стремится к уширению, вследствие чего существенно уменьшается и сама величина уширения.

Аналогичное влияние на уширение оказывают переднее и заднее натяжения, применяющиеся при холодной прокатке, с повышением которых уширение уменьшается.

Если при этом напряжения σ_A и σ_B будут настолько значительны, что максимум нормального напряжения не превысит величину τ_s , то в этом случае участок металла, стремящийся к уширению, отсутствует.

Опыты, проведенные А. И. Целиковым по прокатке образцов с лаковым покрытием, показывают, что по кромкам внешних зон на расстоянии более половины длины дуги захвата начинают появляться значительные напряжения растяжения.

В связи с наличием этих напряжений растяжения по кромкам можно считать, что скорость движения по ширине металла будет распределяться примерно по эйорам, показанным на рис. III.23. Из-за того что на уширение затрачивается дополнительный объем металла, по кромкам полосы повышается скорость при входе в валки и понижается при выходе. На некотором расстоянии от валков, не превышающем высоту сечения полосы, эти скорости должны полностью выравняться.

Пусть условно весь объем металла, заключенный в пределах боковой зоны ABD (рис. III.24), будет деформироваться в направлении уширения. Можно считать, что при перемещении сечения ac , находящегося на расстоянии $x + dx$ от плоскости входа, на величину dx в положение bd должно быть равенство элементарных смещенных объемов:

$$\frac{1}{2} h_x dx \frac{db_x}{2} = -\frac{1}{2} z dx dh_x.$$

(знак минус у правой части уравнения поставлен потому, что b_x увеличивается при уменьшении h_x). Это уравнение справедливо независимо от того, происходит уширение за счет бокового скольжения или за счет перехода боковых поверхностей полосы на контактные. Из него находим

$$db_x = -2z \frac{dh_x}{h_x}. \quad (\text{III.98})$$

Зависимость между z и h_x может быть найдена из условия, что на границах боковой зоны и зон отстаивания и опережения средние по высоте поперечные напряжения σ_z и средние по высоте продольные напряжения σ_x приблизительно должны быть равны, тогда $d\sigma_z = d\sigma_x$.

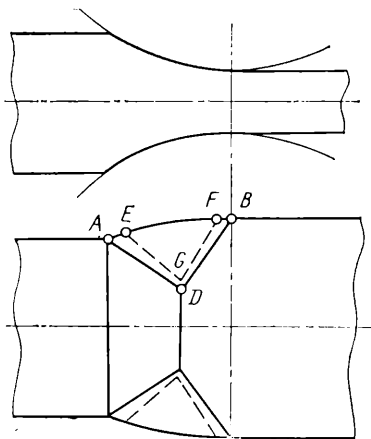


Рис. III.22. Смещение условных зон уширения (штриховые линии) в связи с влиянием внешних зон.

Приближенно $d\sigma_x$ можно выразить, согласно уравнению (III.28), следующим образом:

$$d\sigma_x = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg} \varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (\text{III.99})$$

Аналогично находим $d\sigma_z$, полагая в уравнении (III.99) $\varphi = 0$:

$$d\sigma_z = \frac{2\tau_z}{h_z} dz. \quad (\text{III.100})$$

Приравняв правые части уравнений (III.99) и (III.100), получим

$$dz = \frac{1}{2} \left(\frac{2\tau_s}{\tau_z} \pm \frac{\tau_x}{\tau_z \operatorname{tg} \varphi} \right) h_z \frac{dh_x}{h_x}. \quad (\text{III.101})$$

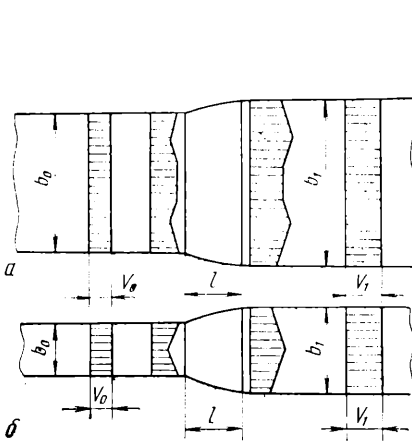


Рис. III.23. Эпюры распределения скоростей движения металла по ширине полосы: *a* — широкая полоса, *b* — узкая полоса

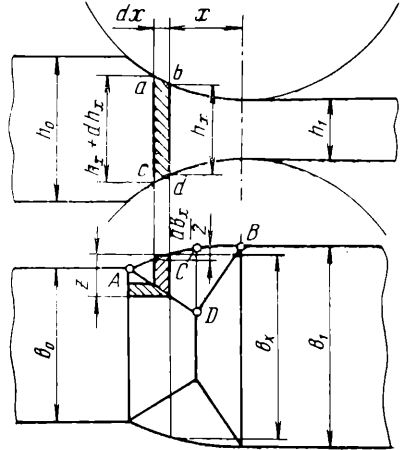


Рис. III.24. Элементарный объем условных зон уширения

Для получения более простых конечных зависимостей можно принять $\tau_z = \mu 2\tau_s$, $\tau_x = \tau_z$.

Кроме того, при определении границ боковой зоны с зонами отставания и опережения дугу захвата принимаем равной хорде. Тогда, обозначив $\operatorname{tg} \varphi = \Delta h / 2l$, после соответствующей подстановки в уравнение (III.101) получим

$$dz = \left(\frac{1}{2\mu} \mp \frac{1}{\Delta h_z} \right) h_z \frac{dh_x}{h_x}.$$

Полученное значение z после интегрирования этого уравнения подставляем в уравнение (III.98) и после второго интегрирования получаем уравнение, показывающее изменение b_x в зависимости от z . Результаты этих выводов свидетельствуют, что уширение в основном развивается до нейтрального сечения, а в той части боковых зон, где они примыкают к зонам опережения, оно весьма незначительно. Это дает возможность при интегрировании величины db_x пользоваться только уравнением, полученным для участка AD (см. рис. III.24):

$$\Delta b = 2 \left(\sqrt{R \Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2} \right). \quad (\text{III.102})$$

Формула (III.102) дает правильное значение развитого уширения, когда ширина полосы примерно равна длине дуги захвата. Для того чтобы можно было пользоваться этой формулой с учетом влияния ширины полосы, вводим в нее коэффициент C_B , который зависит от отношения начальной ширины полосы b_0 к длине дуги захвата l и изменяется примерно в пределах от 0,5 до 1,0 (рис. III.25).

А. И. Гришков [4] установил, что коэффициент C_B зависит также и от относительного обжатия ε и предложил формулу

$$C_B = 4(1 - \varepsilon) \left(\frac{b_0}{l} - 0,15 \right) e^{1,5(0,15 - b/l)}. \quad (III.103)$$

Влияние натяжения на уширение при горячей прокатке было исследовано В. П. Калининым, который показал, что переднее натяжение не оказывает влияния на уширение, а заднее весьма существенно, вызывая утяжку прокатываемой полосы [12].

Таким образом, подсчет уширения может быть осуществлен по формуле (III.102) с учетом коэффициентов C_B и C_σ , т. е. в зависимости

$$\Delta b = 2C_B C_\sigma \left(\sqrt{R \Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \ln \frac{h_0}{h_1} \right) - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2}, \quad (III.104)$$

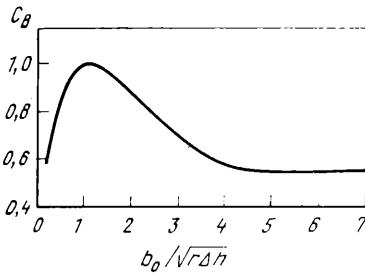


Рис. III.25. Влияние ширины прокатываемой полосы (отношение $\frac{b_0}{\sqrt{R \Delta h}}$) на уширение (коэффициент уширения C_B)

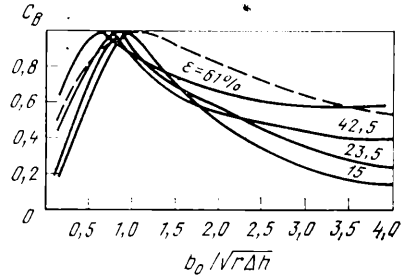


Рис. III.26. Влияние ширины прокатываемой полосы на уширение при разных обжатиях ε (по данным А. И. Гриškova)

где C_σ — коэффициент, учитывающий влияние натяжения. При приближенных расчетах $C_\sigma = 1 - \frac{2\sigma_0}{\sigma}$. Коэффициент C_B для прямоугольных профилей при прокатке на гладких валках находят по графикам, приведенным на рис. III.26, или по уравнению (III.103).

Для практических расчетов уширения при горячей прокатке полос может быть рекомендована формула

$$\Delta b = 0,54 C_B C_\sigma \left(l - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \ln \frac{h_0}{h_1}. \quad (III.105)$$

В. И. Зюзиным и А. М. Кривенцовым для расчета уширения фасонных профилей постоянного сечения в калиброванных валках (с учетом влияния ширины профиля C_B и формы калибра K_Φ) при горячей прокатке предложена следующая формула [28]:

$$\Delta b = C_B K_\Phi (1 - \sqrt{1 - \varepsilon}) \left(l - \frac{\Delta h^2}{4\mu^2 l} \right), \quad (III.106)$$

где C_B вычисляется по формуле [24]

$$C_B = 5,97 (1 - \varepsilon) \frac{\frac{b_0}{b_{ок}} - 0,3}{1,43 \frac{b_0}{b_{ок}}} + \varepsilon \quad (III.107)$$

или находится по номограмме

$$C_B = f\left(\frac{b_0}{b_{ок}}; \varepsilon\right) \text{ при } \frac{b_0}{b_{ок}} = 0,33 \div 3,72 \text{ и } \varepsilon = 0 \div 1,0$$

(рис. III.27).

Здесь величина $b_{ок}$ является начальной критической шириной, соответствующей развитию максимального уширения профиля, и определяется из выражения

$$b_{ок} = \sqrt{1 - \varepsilon} \left(l - \frac{\Delta h^2}{4\mu^2 l} \right). \quad (\text{III.108})$$

В отличие от других зависимостей величина C_B является функцией $\frac{b_0}{b_{ок}}$, а не $\frac{b_0}{l}$.

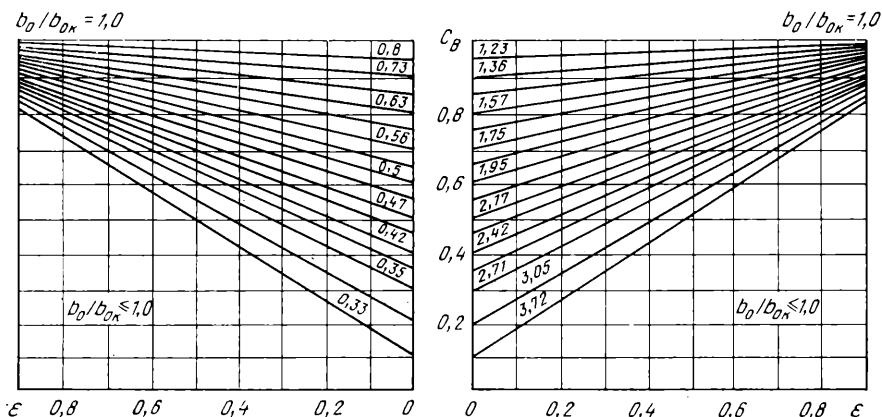


Рис. III.27. Номограмма для определения коэффициента влияния ширины C_B в зависимости от степени деформации ε и отношения $b_0/b_{ок} = 0,33 \div 3,72$

Коэффициент K_Φ , учитывающий влияние формы калибра, определен экспериментально для различных систем калибровок и представлен ниже:

Система калибровки	Коэффициент K_Φ
Овал—квадрат; квадрат—овал	0,70—0,74
Квадрат—ромб; ромб—квадрат	0,75—0,80
Овал—круг; круг—овал	0,78—0,82
Овал—ребровой овал	0,82
Ромб—ромб	0,85
Ребровой овал—овал	1,20

В случае горячей прокатки профилей с натяжением полученные значения Δb умножают на коэффициент C_σ [29], а при холодной прокатке необходимо учитывать влияние наклепа. Формула (III.106) может быть использована и для расчета уширения полос при прокатке на гладкой бочке при $K_\Phi = 1,0$ [24].

Проведенная авторами оценка точности формулы (III.106) показала, что отклонения расчетных данных от экспериментальных не превышают в среднем 10—13 %.

16. ВЛИЯНИЕ УПРУГОСТИ ВАЛКОВ И КЛЕТИ НА ДЕФОРМАЦИЮ МЕТАЛЛОВ ПРИ ПРОКАТКЕ

Упругая деформация валков и рабочей клетки влияет на конечную толщину, разнотолщинность проката и распределение контактных напряжений. Особое значение учет упругости клетки имеет при автоматизации процессов прокатки для различных систем автоматического регулирования толщины проката.

Переменная толщина металла в зоне деформации по осям x, y определяется исходным зазором между валками S_0 , суммарными деформациями клети w_K , прогибами и сплющиваниями валков w_B :

$$h(x, y) = S_0 + w_K + w_B. \quad (III.109)$$

Переменное обжатие

$$\Delta h = h_0 - (S_0 + w_K + w_B). \quad (III.110)$$

Упругие деформации валков и клети в целом определяют отношением усилия прокатки к коэффициенту жесткости валков или клети:

$$w_B = \frac{P}{M_B}; \quad w_K = \frac{P}{M_K}.$$

Упругие деформации валков w_B зависят от геометрических характеристик валков и приложенных нагрузок и определяются в каждом конкретном случае методами контактных задач теории упругости.

Сплющивание валков. Местное сплющивание валков в зоне деформации или в контакте валков между собой оказывает наибольшее влияние на параметры деформации при холодной и горячей прокатке в случае высоких контактных давлений.

При холодной прокатке стали и других относительно твердых металлов, а также при горячей прокатке труднодеформируемых сплавов упругая деформация сжатия может быть настолько значительной, что оказывает заметное влияние на увеличение длины дуги захвата. Это явление имеет особенно большое значение при холодной прокатке тонких листов и лент с малыми углами захвата. Прокатка тонких стальных полос ($h_1/R = 0,005 \div 0,01$) вызывает приращение длины дуги захвата [5] за счет упругого сплющивания валка в пределах 30—60 % от величины дуги захвата, подсчитанной по выражению (III.5). Экспериментальные исследования [13] на промышленных станах холодной прокатки показали, что приращение дуги захвата в результате упругого сплющивания может достигать до 100 %.

Приведем некоторые выражения для сплющивания и прогибов валков, широко используемые при расчетах процессов прокатки.

Сплющивание точек x плоскости от нормальной контактной нагрузки $q(\xi)$, произвольно распределенной на участке $(-l, +l)$:

$$w(x) = \frac{2(1-\nu)^2}{\pi E} \int_{-l}^{+l} \ln \frac{1}{|\xi - x|} q(\xi) d(\xi). \quad (III.111)$$

Это выражение используют также для цилиндров, имеющих большие радиусы R_1 и R_2 по сравнению с размерами зоны деформации.

При эллиптическом законе распределения контактного давления, согласно задаче Герца [19], для сплющивания одного валка используют выражение

$$w(x) = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi E} \left(\ln \frac{R_1 + R_2}{a} + \frac{1}{3} \right) q(x), \quad (III.112)$$

где a — полуширина площадки контакта, определяемая из выражения

$$a = \sqrt{\frac{4P(1-\nu^2)}{\pi E \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)}}. \quad (III.113)$$

При постоянном контактном давлении для сплющивания валков и полосы используют упрощенное выражение

$$w = 2q \frac{1-\nu^2}{\pi E}. \quad (III.114)$$

Влияние упругого сжатия валков на контактную поверхность рассматривали многие исследователи [20—23]. Длина дуги захвата с учетом упругого сжатия валков и прокатываемой полосы из рис. III.28 определяется уравнением

$$l_c = \sqrt{R \Delta h + x_2^2} + x_2, \quad (\text{III.115})$$

$$x_2 = \sqrt{2R (\omega_1 + \omega_2)}. \quad (\text{III.116})$$

Упругие деформации валков ω_1 и прокатываемого металла ω_2 определяются по выражению (III.112) для эллиптического и по (III.114) для постоянного распределения контактной нагрузки на единицу длины цилиндров.

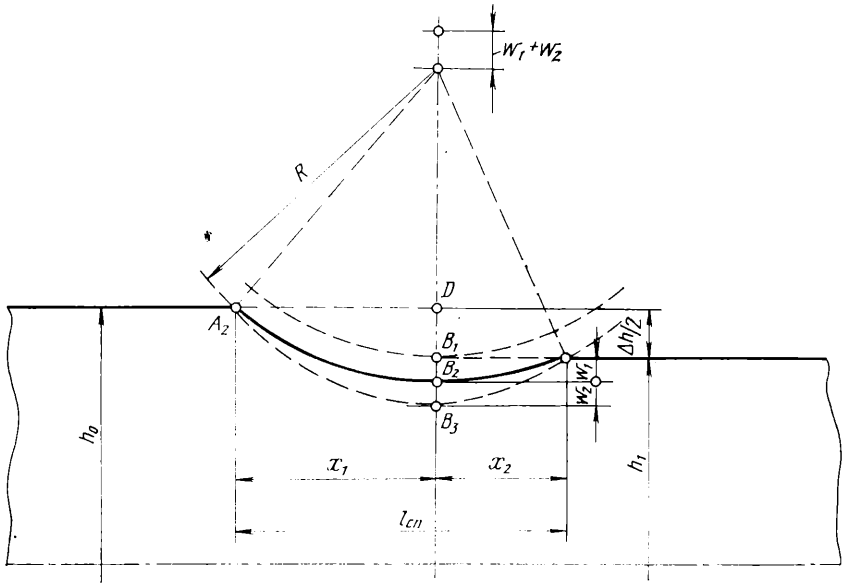


Рис. III.28. Влияние упругого сжатия валков и прокатываемого металла на длину дуги захвата

При этом принимают ν_1, ν_2 — коэффициенты Пуассона металла валка и прокатываемого металла; E_1, E_2 — модули упругости валка и прокатываемого металла.

Выразив давление q через постоянное контактное напряжение p :

$$q = 2x_2 p, \quad (\text{III.117})$$

получим выражение для определения x_2 с учетом упругого сжатия валков и полосы:

$$x_2 = 8p \left(\frac{1 - \nu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{\pi E_2} \right) R. \quad (\text{III.118})$$

Если пренебречь упругой деформацией прокатываемой полосы, когда ее толщина мала по сравнению с радиусом валков, то получим выражение Хичкока [3] для подсчета длины дуги захвата с учетом упругого сжатия только валков:

$$x_2 = \frac{8(1 - \nu^2)}{\pi E} R p. \quad (\text{III.119})$$

Для стальных валков, если принять $E = 2,2 \cdot 10^4$ кгс/мм² и $\nu = 0,3$, имеем

$$x_2 = \frac{PR}{820}, \text{ мм.} \quad (\text{III.120})$$

Для карбидовольфрамовых валков $E = 6,64 \cdot 10^4$ кгс/мм²

$$x_2 = \frac{PR}{2460}, \text{ мм.} \quad (\text{III.121})$$

Трудность пользования формулами (III.118—III.121) заключается в том, что необходимо знать величину p , которая должна быть подсчитана по величине дуги захвата l_c . Поэтому величину p определяют методом итераций (последовательных приближений).

Результаты сравнения экспериментальных данных с расчетными по формулам (III.119—III.121), т. е. без учета упругой деформации полосы, показывают, что замеренная дуга захвата на 15—30% больше расчетной, причем разница зависит от степени обжатия полосы.

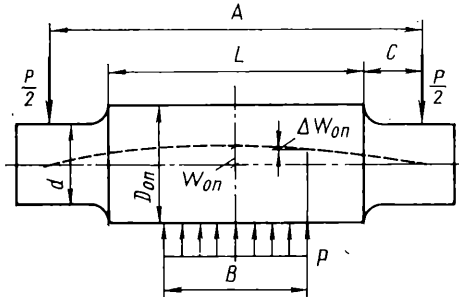


Рис. III.29. Расчетная схема валков двухвалкового стана

Для определения фактической длины дуги контакта l_c (или параметра $m_c = \mu \frac{l_c}{h_{ср}}$) с учетом натяжения, но без учета упругой деформации полосы, А. А. Королев предложил выражение [21]

$$m_c = m \sqrt{1 + b(e^{m_c} - 1)} \quad (\text{III.122})$$

$$\text{или } l_c = l \sqrt{1 + b(e^{m_c} - 1)},$$

$$\text{где } b = \frac{8(1 - \nu_1^2)}{\pi E_1} \left(2\tau_{ср} - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2} \right) \frac{2 - \epsilon}{\mu \epsilon}, \quad (\text{III.123})$$

μ — коэффициент трения; σ_0, σ_1 — переднее и заднее натяжения.

Прогибы валков. В двухвалковых станах валки прогибаются под действием усилия прокатки как балка на двух опорах, в многовалковых станах рабочие и промежуточные опорные валки прогибаются как балки на упругом основании или в упругом защемлении.

Для валков на двух опорах (рис. III.29) А. И. Целиковым получены выраженные стрелы прогиба середины бочки относительно опоры с учетом изгибающих моментов и перерезывающих сил:

$$\begin{aligned} w_{оп} = & \frac{P}{18,8ED_{оп}^4} \left[8A^3 - 4AB^2 + B^3 + 64C^3 \left(\frac{D_{оп}^4}{d} - 1 \right) \right] + \\ & + \frac{P}{G\pi D_{оп}^2} \left[2C \left(\frac{D_{оп}}{d} \right)^2 + \frac{L}{2} \right]. \end{aligned} \quad (\text{III.124})$$

Разница прогибов валка посредине бочки и у края полосы, формирующая поперечную разнотолщинность, равна

$$\Delta w_{оп} = \frac{P}{18,8ED_{оп}^4} (12AB^2 - 7B^3) + \frac{P}{G\pi D_{оп}^2} \frac{B}{2}. \quad (\text{III.125})$$

Разница между величинами $\omega_{оп}$ и $\Delta\omega_{оп}$ характеризует изгиб бочки валка относительно опор, формирующего продольную разнотолщинность. В предыдущих выражениях давление прокатки распределено равномерно по ширине полосы, что является приближенным решением.

Для валков значительной длины по сравнению с радиусом (при $l \gg (2 - 3) R$) или для опорных валков многовалковых станов нагрузка $q(y)$ по длине

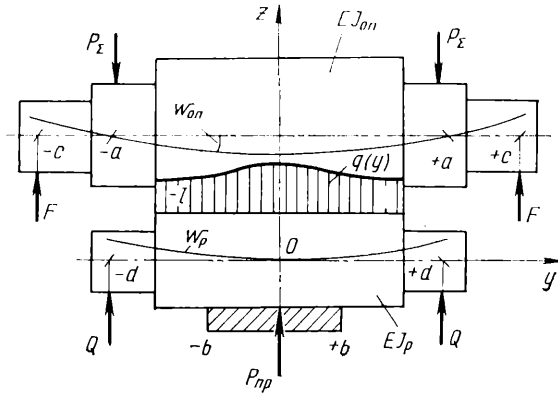


Рис. III.30. Расчетная схема валков четырехвалкового стана

бочки распределена, как правило, неравномерно (рис. III.30). Прогиб в произвольной точке по длине бочки в этом случае можно определять по выражению

$$\omega_{оп}y = \frac{1}{EI_{оп}} \left(\frac{a}{4} + \frac{ay}{12} - \frac{y^2}{4} - \frac{y^3}{12a} \right) \int_{-l}^{+l} (a - \eta) q(\eta) d(\eta) -$$

$$- \frac{1}{EI_{оп}} \left(\frac{1}{2} + \frac{y}{2a} \right) \int_{-l}^{+l} \frac{(a - \eta)^3}{6} q(\eta) d\eta + \frac{1}{EI_{оп}} \int_{-l}^{+l} \frac{(y - \eta)^3}{6} q(\eta) d\eta. \quad (III.126)$$

Закон изменения нагрузки $q(y)$ может быть задан параболическим, синусоидальным или определен в общем случае решением контактных задач [23].

Прогиб опорных валков от усилий противоизгиба F , приложенных к удлиненным шейкам в точках $y = \pm c$ (см. гл. III, разд. 20), равен

$$\omega_{оп}^F(y) = \frac{F}{2} (c - a) (y^2 - a^2). \quad (III.127)$$

Разница прогиба опорного валка посередине бочки и у края полосы от усилия противоизгиба равна

$$\Delta\omega_{оп}^F = \frac{Fb^2}{2} (c - a). \quad (III.128)$$

На рис. III.31 приведены кривые относительно прогиба опорного валка от усилия прокатки и от усилия противоизгиба за удлиненные шейки.

Рабочие валки или промежуточные опорные валки (см. рис. III.30) изгибаются под действием давления прокатываемого металла p (у) и межвалкового давления $q(y)$. К шейкам валков могут быть приложены усилия принудительного изгиба Q (см. гл. III, разд. 20). При произвольном распределении нагрузок раз-

ница прогиба рабочего валка относительно края полосы с учетом усилия противоизгиба

$$\Delta w_p(y) = \frac{Q}{EI_p} \left(\frac{y^2 d}{2} + \frac{y^3}{6} \right) - \frac{1}{EI_p} \left[\int_{-b}^0 \frac{y t^2}{2} p(t) dt + \right. \\ \left. + \int_{-b}^y \frac{(y-t)^3}{6} p(t) dt + \int_{-l}^0 \frac{y t^2}{2} q(t) dt - \int_{-l}^y \frac{(y-t)^3}{6} q(t) dt \right]. \quad (III.129)$$

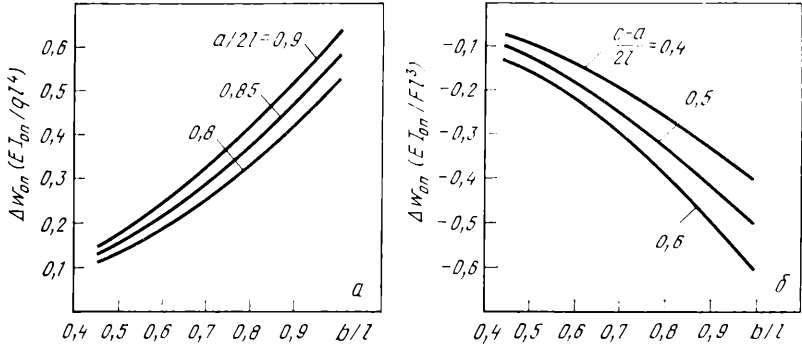


Рис. III.31. Относительный прогиб опорного валка: *a* — от усилия прокатки; *b* — от усилия противоизгиба

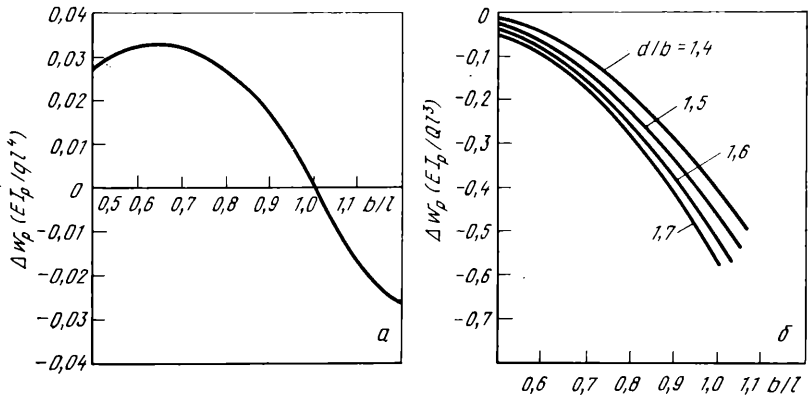


Рис. III.32. Относительный прогиб рабочего валка: *a* — от усилия прокатки; *b* — от усилия противоизгиба

Для равномерного межвалкового давления и давления прокатки по ширине полосы разница прогиба

$$\Delta w_p = \frac{pl^4}{4EI_p} \left(\frac{b}{l} \right)^3 \left(\frac{1}{6} \frac{b^2}{l^2} - \frac{7}{6} \frac{b}{l} + 1 \right) + \\ + \frac{Ql^3}{EI_p} \left(\frac{b}{l} \right)^2 \left(\frac{1}{24} \frac{b^2}{l^2} - \frac{1}{2} \frac{d}{l} + \frac{1}{4} \right). \quad (III.130)$$

На рис. III.32 приведены безразмерные кривые разницы прогиба рабочего валка, формирующей поперечную разнотолщинность, в безразмерных параметрах, при $Q = 0$ и только при действии усилия противоизгиба. Видно, что прогиб раз-

бочего валка от усилия прокатки равен нулю при $b = l$, отрицателен при $b > l$ (скосы опорного валка) и положителен при $b < l$. В последнем случае имеется максимум прогиба рабочего валка при $b/l \approx 0,6 \div 0,7$, что подтверждено экспериментально.

17. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ШИРИНЕ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА С УЧЕТОМ УПРУГОСТИ ВАЛКОВ

Напряжения σ_x , σ_y и p по ширине прокатываемого металла (по оси y) определяются из уравнений равновесия и условия пластичности по выражениям, приведенным в гл. III, разд. 8 [10, 23].

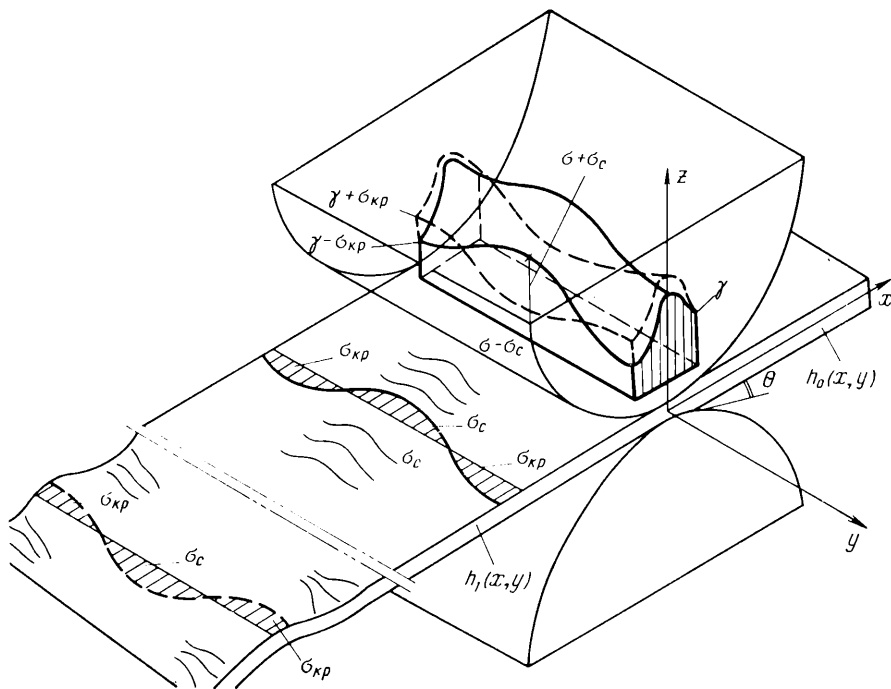


Рис. III.33. Объемная эпюра контактного давления $p(x, y)$ при неравномерной толщине полосы

При этом напряжения и деформации можно усреднять по оси x . Переменную по оси y толщину полосы в зоне деформации задают в виде уравнений (III.109), зависящих в свою очередь от распределения контактных нагрузок.

Усилие прокатки определяют по выражениям, приведенным в гл. III., разд. 8. Используя выражение для контактных нормальных напряжений в объемном случае (III.46—III.48), можно определить продольные напряжения $\sigma_x(y)$ по ширине полосы из условия пластичности (III.35). Тогда для определения функций $p(y)$, $\sigma_x(y)$ и $h(y)$ можно использовать систему уравнений (III.35), (III.46)—(III.48), (III.109), которую удобно решать методом последовательных приближений.

В первом приближении толщина полосы и контактное давление определяются без учета прогиба валков по выражениям (III.109) и (III.46)—(III.48). При полученных значениях $p(x, y)$ определяем прогибы и сплющивание валков по выражениям (III.112)—(III.114), (III.129)—(III.130) и второе приближение

толщины полосы, затем второе приближение контактного давления прокатки. Пусть на каком-либо шаге получили n -ое приближение толщины полосы $h^{(n)}(x, y)$. По выражениям (III.46)–(III.48) рассчитываем n -ое приближение $p^{(n)}(x, y)$. Затем получаем n -ое приближение $\omega_p^{(n)}$, определяем n -ое приближение дуги захвата $l_c^{(n)}$ и полное усилие $P^{(n)}$. После этого получаем $(n+1)$ -е приближение толщины полосы:

$$h^{(n+1)} = S_0 + \frac{P^{(n)}}{M_R} + \omega_p^{(n)}. \quad (\text{III.131})$$

Определяем $(n+1)$ -е приближение нормального контактного давления $p^{(n+1)}(x, y)$ и т. д.

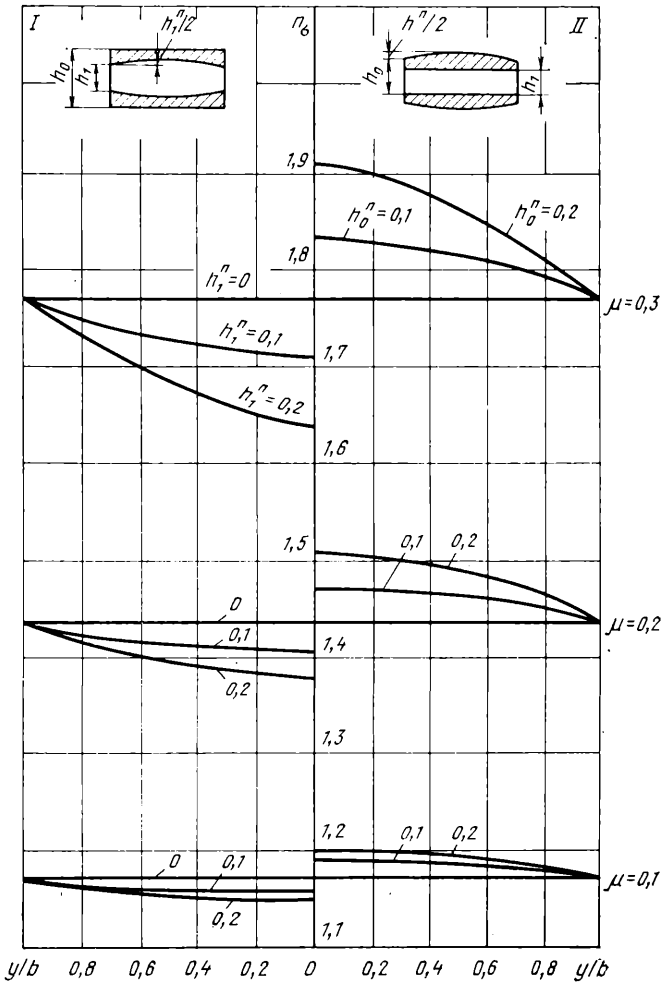


Рис. III.34. Неравномерность коэффициента напряженного состояния по ширине полосы

В приведенном объемном случае деформации металла $h(x, y)$ является функцией двух переменных, а функции $h_0(y)$, $h_1(y)$, $\sigma_0(y)$ и $\sigma_1(y)$ задаются переменными по координате y [10].

На рис. III.33 представлены расчетные эпюры нормального контактного напряжения $p(x, y)$ при неравномерном распределении натяжения. При расчете рассматривались только неравномерные остаточные напряжения по ширине полосы. В случае прокатки коробчатой полосы по кромкам имеют место напряжения растяжения $\sigma_{кр}$, а в середине — сжатия σ_c . При этом нормальные контактные напряжения уменьшаются по кромкам и увеличиваются в середине полосы. В случае прокатки волнистой полосы по кромкам действуют напряжения сжатия, а в середине — растяжения. Нормальные контактные напряжения при этом увеличиваются по кромкам и уменьшаются в середине.

При анализе неравномерности распределения вытяжек или обжатий по ширине полосы выделяют два случая. Первый — прокатка полосы с поперечной разнотолщиной h_1^H из подката прямоугольной формы. Тогда обжатия по ширине полосы (по оси y)

$$\Delta h(y) = h_0 - h_1 - h_1^H.$$

Второй случай — прокатка полосы без поперечной разнотолщинности из непрямоугольного подката с разнотолщиной h_0^H и обжатиями

$$\Delta h(y) = h_0 - h_1 + h_0^H.$$

При этом отношение l/h является функцией ширины полосы:

$$\frac{l}{h} = \frac{2\sqrt{R} \sqrt{h_0 - h_1 \pm h^H}}{h_0 + h_1 \pm h^H}.$$

Соответственно по ширине полосы изменяется коэффициент напряженного состояния n'_σ (см. гл. IV, разд. 4). На рис. III.34 приведены расчетные данные изменения n'_σ в зависимости от координаты y/b по ширине полосы для первого (I) и второго (II) рассмотренных случаев при прокатке полосы $h_0 = 5$ мм, $h_1 = 4$ мм, $\mu = 0,1 \div 0,3$.

Неравномерность обжатий по ширине полосы оказывает существенное влияние на напряженное состояние широких полос при прокатке при коэффициентах трения более 0,1 и значительных обжатиях. Это обстоятельство следует учитывать, рассчитывая усилия прокатки, оно имеет наиболее важное значение когда рассчитывают поперечную разнотолщину полос для обеспечения их выкатки без волнистости и коробчатости (см. гл. III, разд. 19).

18. ПРОДОЛЬНАЯ И ПОПЕРЕЧНАЯ РАЗНОТОЛЩИННОСТЬ ПОЛОС

Если в процессе прокатки полосы изменились условия, приводящие к изменению исходного зазора между валками и усилия прокатки, то по оси x появляется продольная разнотолщинность, а по оси y — поперечная разнотолщинность, равные

$$dh(x) = dS + \frac{dP}{M_K^P} + \frac{dN_i}{M_K^N}, \quad (III.132)$$

$$dh^H(y) = d(\Delta S) + \frac{dP}{M_B^P} + \frac{dN_i}{M_B^N}. \quad (III.133)$$

Здесь M_K^N и M_B^N — коэффициенты жесткости клетки и валковой системы при действии произвольных усилий регулирования N_i ; M_K^P , M_B^P — то же, при действии усилия прокатки; S — переменный зазор между валками; ΔS — переменный профиль валков.

Изменение усилия прокатки зависит от многих факторов (см. гл. IV), например от изменения толщины подката dh_0 и проката dh_1 , сопротивления деформации $d\sigma$, колебания натяжения $d\sigma_{0,1}$, коэффициента трения $d\mu$, усилий регулирования толщины и профиля валков dN_i и др.

В дифференциальном виде изменение усилия прокатки

$$dP = \frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0 + \frac{\partial P}{\partial h_1} dh_1 + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{\partial P}{\partial N} dN. \quad (\text{III.134})$$

Из условий (III.132) и (III.134) следует выражение для продольной разнотолщинности при прокатке:

$$dh_1 = \frac{1}{M_K^p + \frac{\partial P}{\partial h_1}} \left(\frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0 + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{M_K^p}{M_K^N} dN \right). \quad (\text{III.135})$$

Аналогично для изменения поперечной разнотолщинности

$$dh_1^n = \frac{1}{M_B^p + \frac{\partial P}{\partial h_1^n}} \left(\frac{\partial P}{\partial h_0^n} dh_0^n + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{M_B^p}{M_B^N} dN \right). \quad (\text{III.136})$$

Влияние продольной разнотолщинности подката на выходную разнотолщинность определяют по выражению

$$dh_1 = \frac{1}{M_K^p \frac{\partial P}{\partial h_1}} \frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0, \quad (\text{III.137})$$

а поперечной разнотолщинности подката на выходную поперечную разнотолщинность — по аналогичному выражению, полученному из уравнения (III.136).

Частные производные, входящие в выражения (III.134)—(III.136), называют технологическими передаточными коэффициентами, характеризующими влияние параметров процесса прокатки на разнотолщинность.

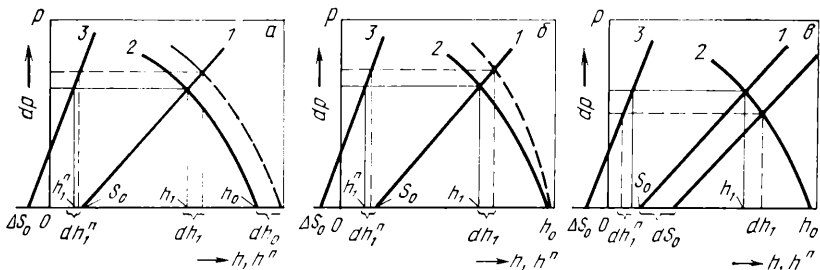


Рис. III.35. Влияние параметров прокатки на продольную и поперечную разнотолщинность полосы

На рис. III.35 представлено геометрически влияние параметров процесса формоизменения на разнотолщинность проката. Линия 1 геометрически представляет связь толщины полосы и усилия прокатки с учетом жесткости клетки $h_1 = S_0 + (P/M_K)$. При абсолютно жесткой клетке линия 1 расположена вертикально и выходная толщина равна величине исходного зазора S_0 . Линия 2 представляет собой зависимость усилия прокатки от толщины $P = f(h)$. Точка пересечения линий 1 и 2 определяет выходную толщину h_1 с учетом упругости рабочей клетки. Линией 3 представлена геометрическая связь поперечной разнотолщинности проката и усилия прокатки с учетом жесткости валков $h^n = \Delta S_0 + (P/M_n)$.

Если в процессе прокатки изменилась толщина подката на величину dh_0 (рис. III.35, а), то линия 2 переместится на эту величину вдоль оси абсцисс

(штриховая линия). Произойдет изменение полного усилия dP , выходной толщины полосы dh_1 и поперечной разнотолщинности $dh_1^п$. Если в процессе прокатки изменилась величина σ , то линия 2 изменит угол наклона, пересекаясь с осью h в точке h_0 (штриховая линия на рис. III.35, б). В этом случае также изменится полное усилие, выходная толщина dh_1 и поперечная разнотолщинность $dh_1^п$. При изменении величины исходного зазора на величину dS_0 линия 2 не изменит своего положения, а линия 1 переместится параллельно по горизонтали на эту величину (рис. III.35, в).

Изменение продольной и поперечной разнотолщинности оценивают с использованием коэффициентов выравнивания (без регулирования зазора между валками).

Коэффициент выравнивания продольной разнотолщинности равен отношению входной разнотолщинности dh_0 к выходной dh_1 :

$$k_B = \frac{dh_0}{dh_1}.$$

Этот коэффициент является количественным показателем степени исправления разнотолщинности полосы келью прокатного стана.

Эффективность регулирования продольной разнотолщинности произвольным усилием регулирования N_i оценивают с использованием передаточного коэффициента (точнее, функции) k_{SN} , равного отношению регулирующего воздействия dN к изменению выходной толщины dh_1 .

Если считать, что регулирование толщины производится не только приложением дополнительных усилий регулирования, а любым воздействием на изменение исходного зазора между валками, то передаточный коэффициент клетки k_S

ТАБЛИЦА III.3

РАСЧЕТ ПЕРЕДАТОЧНЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ

Определение	Расчетная зависимость	Вид регулирования
$k_B = \frac{dh_0}{dh_1}$	$k_B = 1 + \frac{M_K^P}{M_{II}}$	Без регулирования
$k_S = \frac{dS}{dh_1}$	$k_S = 1 + \frac{M_{II}}{M_K^P}$	Регулирование зазора на величину dS
$k_{SN} = \frac{dN}{dh_1}$	$k_{SN} = M_K^N \left(1 + \frac{M_{II}}{M_K^P} \right)$	Регулирование зазора усилием dN
$k_B^п = \frac{dh_0^п}{dh_1^п}$	$k_B^п = 1 + \frac{M_B^P dh_1^п}{M_{II} dh_1}$	Без регулирования
$k_S^п = \frac{d(\Delta)S}{dh_1^п}$	$k_S^п = 1 + \frac{M_{II} dh_1}{M_B^P dh_1^п}$	Регулирование профиля валков на величину $d(\Delta)S$
$k_{SN}^п = \frac{dN}{dh_1^п}$	$k_{SN}^п = M_B^N \left(1 + \frac{M_{II} dh_1}{M_B^п dh_1^п} \right)$	Регулирование профиля валков усилием dN
$k_S^c = \frac{dh_1}{dh_1^п}$	$k_S^c = \frac{k_S^п - 1}{k_S - 1} \frac{M_B}{M_K}$	Совмещенное регулирование зазора и профиля валков

определяют как отношение изменения зазора между валками dS к изменению выходной толщины dh_1 .

Расчетные зависимости для этих коэффициентов сведены в табл. III.3.

В этих зависимостях участвуют величины жесткости рабочей клетки M_R , валковой системы M_B и жесткости полосы M_H . Упруго-пластическую жесткость полосы подсчитывают как производную зависимости усилия прокатки от толщины полосы при обжатии $P = f(h)$ с использованием выражений, приведенных в гл. IV. В частности, при малых обжатиях жесткость полосы равна $M_H = \Delta P / \Delta h$.

Коэффициент жесткости клетки рассчитывают как отношение усилия прокатки к изменению зазора между валками, коэффициент жесткости валков — как отношение усилия прокатки к изменению профиля активной образующей валков.

Коэффициент k_S показывает, что необходимое изменение зазора между валками больше, чем изменение толщины полосы, на величину, зависящую от соотношения жесткостей клетки и полосы. На рис. III.36, III.37 приведены зависимости коэффициента k_S от толщины полосы и от жесткости рабочей клетки [39].

Эффективность системы регулирования профиля валка характеризуют передаточным коэффициентом клетки k_S^n при регулировании поперечной разнотолщинности, равным отношению изменения профиля валков $d(\Delta S)$ к изменению поперечной разнотолщинности dh_1^n .

Влияние поперечной разнотолщинности подката на выходную разнотолщинность характеризуется коэффициентом выравнивания поперечной разнотолщинности k_B^n , определяемым как отношение отклонений входной и выходной поперечной разнотолщинности:

$$k_B^n = \frac{dh_0^n}{dh_1^n}.$$

Коэффициент выравнивания показывает, как изменяется поперечная разнотолщинность после обжатия в клетке. Если $k_B^n > 1$, то клетка уменьшает поперечную разнотолщинность, если $k_B^n < 1$, то увеличивает ее. При $k_B^n = 1$ величина поперечной разнотолщинности сохраняется, что важно при обеспечении наилучшей выкатки (при этом имеем одинаковое обжатие по ширине полосы). Этот случай наиболее характерен для непрерывных станов холодной прокатки.

В табл. III.3 представлен также коэффициент регулирования совмещенной разнотолщинности k_S^c , равный отношению изменения продольной разнотолщинности dh_1 к изменению поперечной разнотолщинности dh_1^n .

При экспериментальном исследовании разнотолщинности полос рассматривают статистические характеристики разнотолщинности: математическое ожидание $M(h)$, дисперсию $D(h)$, среднеквадратичное отклонение $\sigma(h)$ [38].

В табл. III.4 приведены статистические характеристики продольной и поперечной разнотолщинности горячекатаных полос широкополосных станов 1700, 2000 и 2500.

В табл. III.5 приведены статистические характеристики продольной и поперечной разнотолщинности холоднокатаных полос станов 1700.

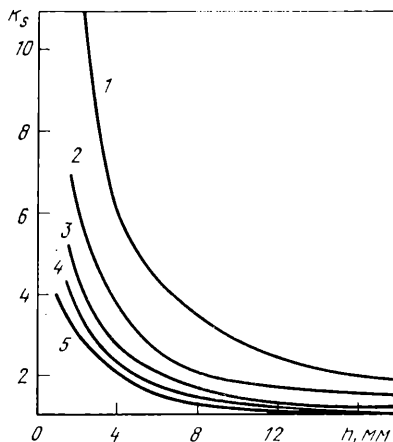


Рис. III.36. Зависимость k_S от толщины проката при $M_R = 200$ т/мм (1), 400 (2); 600 (3); 800 (4); 1000 (5)

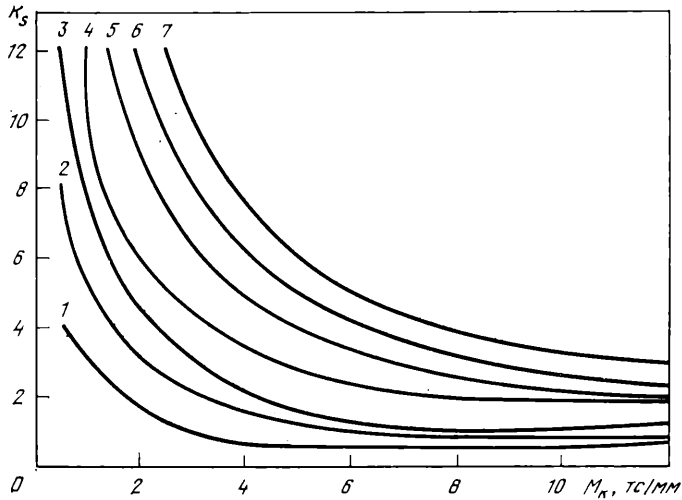


Рис. III.37. Зависимость k_s от жесткости рабочих клеток № 1—№ 7 (цифры у кривых) стана 2000

ТАБЛИЦА III.4

ПРОДОЛЬНАЯ И ПОПЕРЕЧНАЯ РАЗНОТОЛЩИННОСТЬ ГОРЯЧЕКАТАНЫХ ПОЛОС

Стан широкополосный горячей прокатки	Полоса, мм × мм	Продольная разнотолщинность ¹		Поперечная разнотолщинность	
		$M(h)$, мм	$\sigma(h)$, мм	$M(h)$, мм	$\sigma(h)$, мм
1700 ЖМЗ им. Ильича	2 × 1250	$\frac{0,19}{0,18}$	$\frac{0,09}{0,08}$	0,073	0,045
		$\frac{0,20}{0,15}$	$\frac{0,09}{0,09}$		
	3,0 × 1250	$\frac{0,17}{0,13}$	$\frac{0,07}{0,06}$	0,055	0,039
		$\frac{0,16}{0,14}$	$\frac{0,09}{0,09}$		
	4,0 × 1250	$\frac{0,16}{0,13}$	$\frac{0,09}{0,16}$	0,062	0,036
2000 НЛМЗ	1,2 × 1050	0,129	0,02	0,04	0,014
	1,5 × 1050	0,195	0,03	0,045	0,01
	2,0 × 1050	0,14	0,01	0,04	0,017
	4,0 × 1050	0,231	0,041	0,016	0,02
2500 ММК	2,0 × 1500	0,19	0,026	0,06	0,052
	2,5 × 1240	0,16	0,031	0,06	0,085
	3,0 × 1400	0,16	0,029	0,056	0,011
	3,5 × 1400	0,18	0,029	0,07	0,010

¹Числитель — разница в толщине между концом полосы и серединой, знаменатель — то же, между началом полосы и серединой.

Стан широкополосный холодной прокатки	Полоса, мм × мм	Продольная разнотолщинность		Поперечная разнотолщинность	
		$M (h)$, мм	$\sigma (h)$, мм	$M (h)$, мм	$\sigma (h)$, мм
1700 ЖМЗ им. Ильича	0,5 × 1020	0,09	0,018	0,022	0,005
	1,4 × 1030	0,077	0,021	0,0285	0,01
1700 Череповецкого ме- таллургического завода	0,5 × 1020	0,1	0,017	0,025	0,006
	0,9 × 1270	0,12	0,015	—	—
	1,0 × 1020	0,09	0,019	0,03	0,01
	1,2 × 1370	0,14	0,013	—	—

Разнотолщинность листовой стали является характеристикой точности прокатки. По группам различают повышенную точность (группа А) и нормальную точность (группа Б), которые оценивают по ГОСТ 19903—74 для горячекатаной листовой стали и по ГОСТ 19904—74 — для холоднокатаной листовой стали.

19. УСТОЙЧИВОСТЬ ФОРМЫ ПРОКАТА

Под устойчивостью формы проката, как и в классических случаях сжатых стержней, понимают свойство проката сохранять свою форму при переменных внешних воздействиях. Так, исходная равновесная форма листового проката — плоская.

Отклонения формы листов и полос при прокатке от плоской называют *волнистостью* (дефект по кромкам) или *коробоватостью* (дефект по середине ширины). Эти дефекты возникают из-за неравномерных обжатий и вытяжек по ширине полос, приводящих к неравномерным продольным натяжениям $\sigma (y)$ по ширине, т. е. возникают по тем же причинам, что и поперечная разнотолщинность. Неравномерность вытяжек и натяжений по ширине полосы при достижении критического значения приводит сначала к упругой, а потом к пластической потере устойчивости формы полосы, в результате чего возникает волнообразование на поверхности приблизительно синусоидальной формы как по оси x , так и по оси y .

При дальнейшем использовании листов коробоватость и волнистость их должны быть минимальными. Отклонение от плоскости для холодной штамповки по ГОСТ 9045—70 составляет не более 8 мм для листов шириной до 1500 мм и не более 12 мм для листов шириной от 1500 до 1800 мм. Из-за волнистости и коробоватости при штамповке изделий образуются складки, или «хлопуны». Из-за кривизны кромок полосы (серповидности) и волнистости получается неплотная смотка рулонов, что является причиной плохой формовки сварных труб и гнутых профилей.

Плоскостность полосы характеризуется амплитудой волны в миллиметрах на 1 м длины полосы или листа. Амплитуду волны измеряют на плоском столе линейкой или при помощи приборов при отсутствии натяжений. Для контроля формы тонких высококачественных листов применяют контрольные плиты с вакуумными присосками.

Отклонения от плоскостности являются одним из показателей качества листовой стали, которую разделяют по ГОСТ 19903—74 и 19904—74 на сталь особо высокой плоскостности (ГЮ), высокой (ПВ), улучшенной (ПУ) и нормальной (ПН) плоскостности (табл. 111.6).

ПЛОСКОСТНОСТЬ ЛИСТОВОЙ СТАЛИ

Группа плоскостности	Толщина горячекатаной стали (ГОСТ 19903-74), мм			Ширина холоднокатаной стали, мм (ГОСТ 19904-74)			
	0,5-1,4	1,5-3,9	>4,0	≤1000	1000-1500	>1500-1800	>1800
ПО	8	8	5	4	5	6	8
ПВ	10	10	8	8	8	10	10
ПУ	15	12	10	10	12	15	15
ПН	20	15	12	12	15	18	20

Количественно форму Φ полосы определяют выражением

$$\Phi = \frac{\Delta l}{l b} 10^4. \tag{III.145}$$

Здесь l — длина участка полосы; Δl — разница удлинений по ширине полосы. Ниже приведена зависимость величины Φ от амплитуды волны:

Φ	0,020-0,1	0,1-1	1-2
Амплитуда, мм/мм	4	4-8	8-12

Если величину Δl измерять на отрезке ширины полосы Δb (рис. III.38), то параметр формы полосы равен

$$\Phi = \frac{\Delta l}{l \Delta b} = \frac{1}{r}. \tag{III.146}$$

Изменение параметра формы полосы численно равно кривизне $1/r$ вырезанного элемента полосы. Параметр формы, равный единице, соответствует радиусу кривизны $r = 10^4$ см элемента шириной 1 см.

Следует различать скрытую и видимую волнистость. *Скрытая волнистость* наблюдается в непрерывных высокоскоростных станах холодной прокатки и не видна оператору из-за выравнивающего действия натяжения. В этом случае измерение формы полосы основано на измерении косвенных параметров волнистости, а также удельных продольных натяжений по ширине полосы [25].

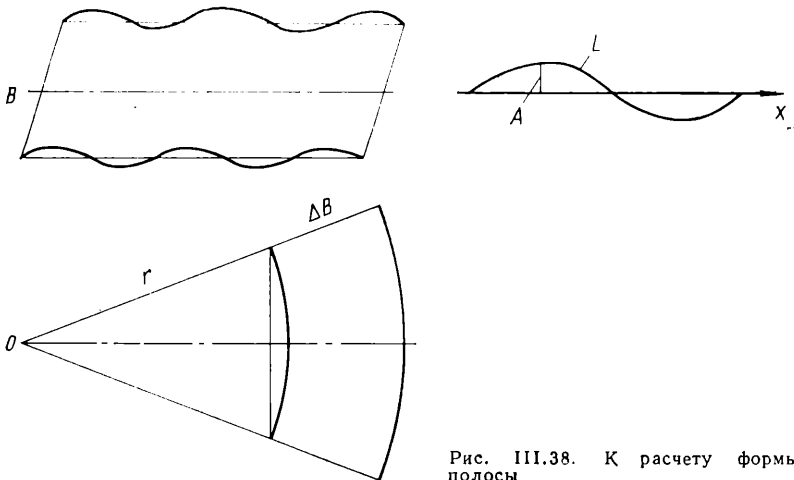


Рис. III.38. К расчету формы полосы

20. РЕГУЛИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ПРОКАТА

Применяют различные методы повышения точности прокатки. Как следует из уравнений (III.135), (III.136), снижение продольной и поперечной разнотолщинности можно осуществить, повышая жесткость клетки M_K и валковой системы M_B (статические методы), а также регулируя напряжение клетей и усилия валков (динамические методы).

Для воздействия на продольную разнотолщинность применяют электромеханические, электрогидравлические и гидравлические нажимные устройства, которыми регулируют зазор между валками при прокатке [35, 39].

Необходимые усилия регулирования для достижения заданной продольной разнотолщинности dh выбирают, исходя из выражения (III.132):

$$dN_i = M_K^N \left(dh - dS - \frac{dP}{M_K^P} \right). \quad (\text{III.147})$$

При этом изменение зазора между валками учитывает тепловые деформации, износ валков, ошибку установки валков и пр.

Для воздействия на поперечную разнотолщинность в листовых станах широко применяют принудительный изгиб валков, повышающий их изгибную жесткость и регулирующий их профиль (наряду с тепловым профилированием). Схемы приложения усилия изгиба различны (23—27). Основные из них представ-

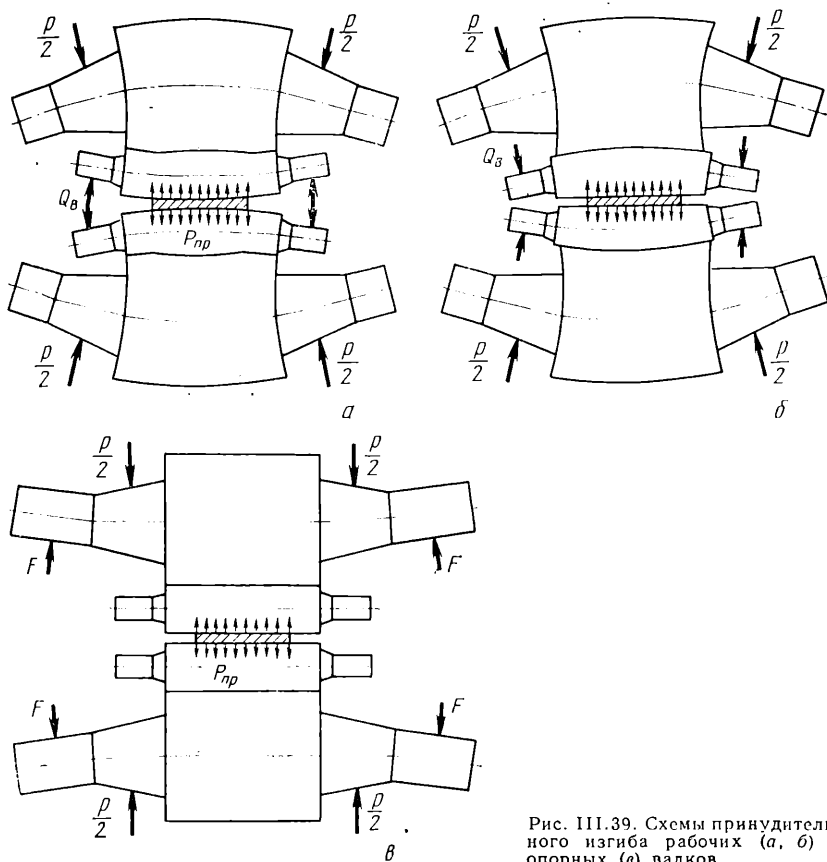


Рис. III.39. Схемы принудительного изгиба рабочих (а, б) и опорных (в) валков

лены на рис. III.39. Рабочие валки листовых станов изгибают усилиями, приложенными к шейкам валков в вертикальной плоскости Q_B и в горизонтальной плоскости Q_T . Усилия Q_B , направленные в одну сторону с усилием прокатки $P_{пр}$, называют усилиями противополоизгиба (рис. III.39, а). В противоположном случае их называют усилиями дополнительного изгиба (рис. III.39, б). Усилия Q_T и Q_B создают дополнительные нагрузки на подшипники рабочих валков и воспринимаются межвалковым давлением $q(y)$ между рабочим и опорным валками.

Усилие изгиба рабочих валков за шейки в вертикальной плоскости определяют в зависимости от усилия прокатки $P_{пр}$, заданной поперечной разнотолщинности h^n и изгибной жесткости валковой системы [23]:

$$Q_B = M_B^Q \left(\Delta S_0 + \frac{P_{пр}}{M_B^P} - h^n \right). \quad (III.148)$$

Максимальные значения усилий изгиба рабочих валков при нулевой поперечной разнотолщинности и цилиндрических валках определяют из выражения

$$Q_B = \left(M_B^Q / M_B^P \right) P_{пр}. \quad (III.149)$$

Эти величины используют при проектировании систем регулирования профиля валков и при расчете подшипников и шеек рабочих валков. Удобно строить зависимости $Q_B/P_{пр} = f(B/L)$ для каждого типа стана.

Опорные валки листовых станов изгибают по нескольким схемам: усилиями F в вертикальной плоскости, приложенными к удлиненным шейкам валков, моментами M или усилиями R , приложенными непосредственно к свободной части бочек опорных валков (рис. III.40).

Значения усилий F или R рассчитывают по выражению

$$F = M_B^F \left(\Delta S_0 + \frac{P_{пр}}{M_B^P} - \delta h^n \right), \quad (III.150)$$

где M_B^F (или M_B^R) — коэффициент жесткости валковой системы от усилий F (или R).

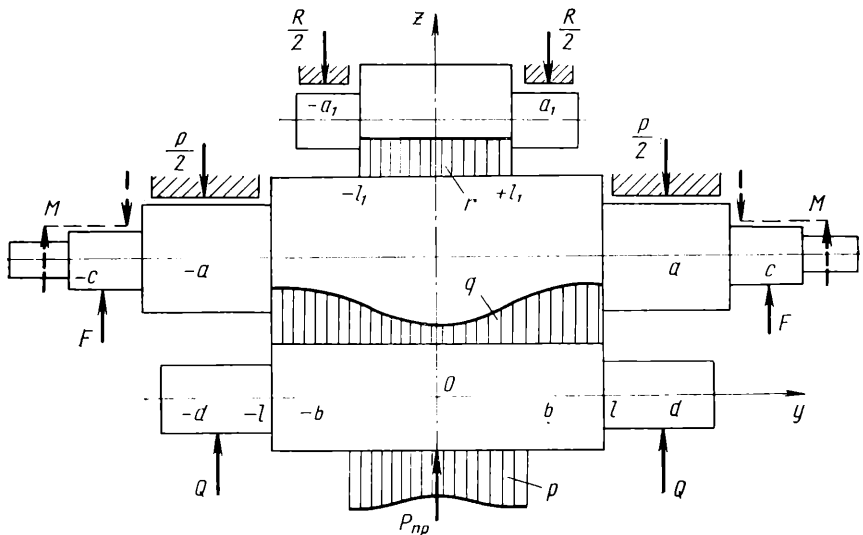


Рис. III.40. Расчетная схема валковой системы при произвольных усилиях изгиба валков

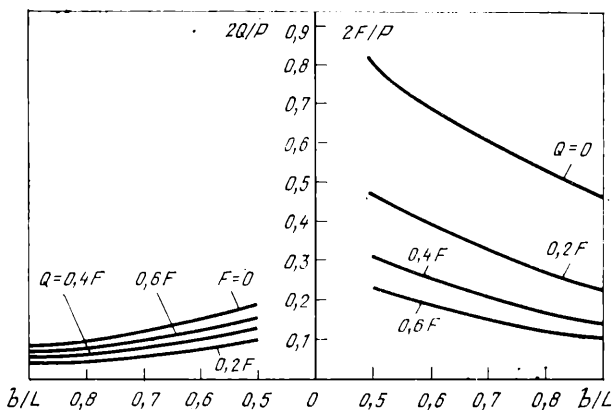


Рис. III.41. Относительные усилия изгиба рабочих $2Q/P$ опорных $2F/P$ валков листовых станков 1700

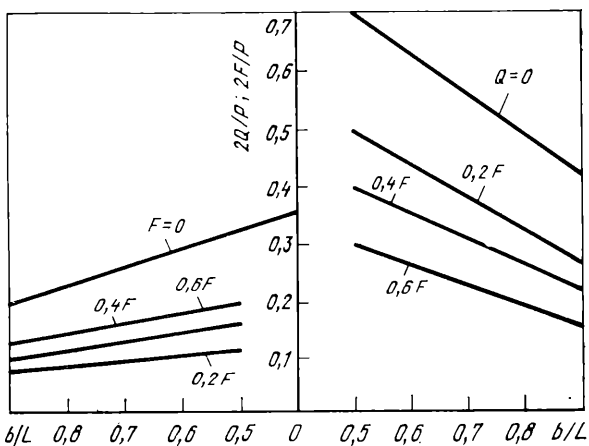


Рис. III.42. Относительные усилия изгиба рабочих $2Q/P$ опорных $2F/P$ валков листовых станков 2000

Максимальные значения усилий изгиба определяют по выражению

$$F = \left(M_B^F / M_B^P \right) P_{\text{пр}} \quad (III.151)$$

При одновременном изгибе опорных и рабочих валков соотношения усилий регулирования равны

$$\left. \begin{aligned} \frac{F}{Q} &= \frac{P_{\text{пр}}}{Q} \frac{M_B^F}{M_B^P} - \frac{M_B^F}{M_B^Q}, \\ \text{или} \\ \frac{Q}{F} &= \frac{P_{\text{пр}}}{F} \frac{M_B^Q}{M_B^P} - \frac{M_B^Q}{M_B^F}. \end{aligned} \right\} \quad (III.152)$$

Таким образом, усилия регулирования и их соотношение при одновременном воздействии нескольких сил определяются величиной усилия прокатки и коэффи-

центров жесткости валковой системы. Из приведенных выражений видно, что при действии только одного вида усилий изгиба валков требуются наибольшие значения этих усилий. При одновременном действии усилий изгиба, например, рабочих и опорных валков требуются меньшие значения усилий.

На рис. III.41, III.42 приведены значения усилий изгиба отдельно рабочих ($F=0$) и опорных валков ($Q=0$), а также при одновременном их действии для рабочих клеток с длиной бочки 1700 и 2000.

21. ПРИМЕРЫ РАСЧЕТОВ

Пример 1. Определить опережение, ушпренне и коэффициент деформации при прокатке из стали 0,8кп сечением $h_0 \times b_0 \times L = 100 \times 140 \times 1000$ мм в валках диаметром $D_B = 600$ мм с обжатием $\varepsilon = 0,2$. Коэффициент трения принять $\mu = 0,35$. Число оборотов валков $n_B = 160$ об/мин. Натяжение $\sigma_0 = 1$ кгс/мм². Соппротивление чистому сдвигу $\tau_s = 4,63$ кгс/мм².

Расчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Исходная высота	h_0 , мм	$h_0 = 100$ мм
Конечная высота	h_1 , мм	$h_1 = 80$ мм
Абсолютное обжатие	Δh , мм	$\Delta h = h_0 - h_1 = 100 - 80 = 20$ мм
Относительное обжатие	ε , %	$\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0} = \frac{20}{100} = 0,2 = 20\%$
Длина очага деформации	l , мм	$l = \sqrt{r_B \Delta h} = \sqrt{300 \cdot 200} = 77,4$ мм
Средняя высота очага деформации	$h_{ср}$, мм	$h_{ср} = \frac{h_0 + h_1}{2} = \frac{100 + 80}{2} = 90$ мм
Отношение длины очага деформации к его средней высоте	$l/h_{ср}$	$l/h_{ср} = 77,4/90 = 0,86$
Угол захвата	α	$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{D} = 1 - \frac{20}{600} = 0,967;$ $\alpha = 14^\circ 42'$
Отношение исходной ширины очага деформации к его длине	b_0/l	$b_0/l = 140/77,4 = 1,81$
Коэффициент заднего натяжения	ξ_0	$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_s} = 1 - \frac{1}{9,26} = 0,892$
Коэффициент переднего натяжения	ξ_1	$\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s} = 1 - \frac{0}{9,26} = 1$
Отношение высоты нейтрального сечения к конечной высоте	$\frac{h_H}{h_1}$	$\frac{h_H}{h_1} = e^{(\xi_0 - \xi_1) \frac{\Delta h}{2l}} \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} =$ $= e^{(0,892 - 1) \frac{20}{2 \cdot 77,4}} \sqrt{\frac{100}{80}} = 1,04$
Нейтральный угол	γ	$\sin \gamma = \frac{h_1}{\sqrt{r \Delta h}} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right) =$ $= \frac{80}{77,4} (1,04 - 1) = 0,041$
Опережение	S	$S = \left(\frac{r}{h_1} - 0,5 \right) \frac{h_1^2}{r \Delta h} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right)^2 =$ $= \left(\frac{300}{80} - 0,5 \right) \frac{80^2}{300 \cdot 20} (1,04 - 1)^2 =$ $= 0,0055$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Коэффициент, учитывающий влияние ширины полосы	C_b	$C_b = 0,6$
Коэффициент, учитывающий влияние заднего натяжения	C_σ	$C_\sigma = 1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_\Phi} = 1 - \frac{1}{8,05} = 0,876$
Формула А. И. Целикова для подсчета уширения	Δb , мм	$\Delta b = 2C_b C_\sigma \left(\sqrt{r\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \times \right.$ $\times \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2} \left. \right) = 2 \cdot 0,60 \cdot 0,876 \times$ $\times \left(\sqrt{300 \cdot 20} - \frac{20}{2 \cdot 0,35} \right) \left(\frac{80^2}{20^2} \times \right.$ $\times \ln \frac{100}{80} - \frac{80}{20} + \frac{1}{2} \left. \right) = 4,1$
Формула Б. П. Бахтинова	Δb , мм	$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{2h_0} \left(\sqrt{r\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) =$ $= 1,15 \frac{20}{2 \cdot 100} \left(\sqrt{300 \cdot 20} - \frac{20}{2 \cdot 0,35} \right) = 5,6$
Формула С. И. Губкина	Δb , мм	$\Delta b = \left(1 + \frac{\Delta h}{h_0} \right) \mu \left(\sqrt{r\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \times$ $\times \frac{\Delta h}{h_0} = \left(1 + \frac{20}{100} \right) 0,35 \left(\sqrt{300 \cdot 20} - \right.$ $\left. - \frac{20}{2 \cdot 0,35} \right) \frac{20}{100} = 4,1$
Коэффициент обжатия	η	$\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1} = 1,25$
Коэффициент уширения	β	$\beta = \frac{b_1}{b_0} = 1,029$
Коэффициент удлинения	λ	$\lambda = \frac{l_1}{l_0} = \frac{1200}{1000} = 1,2$
Логарифмические (истинные) деформации	$\ln \frac{h_0}{h_1}$	$\ln \frac{h_0}{h_1} = 0,233$
	$\ln \frac{b_1}{b_0}$	$\ln \frac{b_1}{b_0} = 0,029$
	$\ln \frac{l_1}{l_0}$	$\ln \frac{l_1}{l_0} = 0,194$

Пример 2. Рассчитать разность прогибов двух опорных и рабочих валков по ширине полосы, жесткость валковой системы толстолистного стана кварто 3600 и определить величину поперечной разнотолщинности прокатываемого листа.

Толстолистовой стан 3600 имеет следующие геометрические характеристики, мм (рис. III.31): $l = 1800$, $a = 2650$; $D_p = 1150$, $D_{оп} = 2300$. При этом также известна ширина прокатываемого листа $B = 2b = 3000$ мм и усилие прокатки $P = 4000$ тс.

Расчеты выполнить без учета тепловой выпуклости при условии $\Delta S_0 = 0$, т. е. рабочие валки не профилированы. Валки изготовлены из стали с модулем упругости $E = 2,2 \times 10^4$ кгс/мм²; $\nu = 0,3$ — коэффициент Пуассона.

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Коэффициент разности прогиба двух опорных валков по ширине полосы	$\overline{\Delta w}_{оп}$, мм/кгс	$\frac{l^3}{EI_{оп}} \left(\frac{b}{l}\right)^2 \left(\frac{a}{2l} - \frac{1}{24} \frac{b^2}{l^2} - \frac{1}{4}\right) =$ $= \frac{1800^3}{2,2 \cdot 10^4 \cdot 1,3 \cdot 10^{12}} \left(\frac{1500}{1800}\right)^2 -$ $- \frac{2650}{2 \cdot 1800} - \frac{1500^2}{24 \cdot 1800^2} - \frac{1}{4} = 6,2 \cdot 10^{-8}$
Коэффициент разности прогиба двух рабочих валков по ширине полосы	$\overline{\Delta w}_р$, мм/кгс	$\frac{l^3}{EI_р} \left(\frac{b}{l}\right)^2 \left(\frac{1}{6} \frac{b^2}{l^2} - \frac{7}{6} \frac{b}{l} + 1\right) =$ $= \frac{1800^3}{2,2 \cdot 10^4 \cdot 8,5 \cdot 10^{10}} \left(\frac{1500}{1800}\right)^2 \times$ $\times \left(\frac{1500^2}{6 \cdot 1800^2} - \frac{7 \cdot 1500}{6 \cdot 1800} + 1\right) = 7,8 \cdot 10^{-8}$
Разность прогибов двух опорных валков по ширине полосы	$\overline{\Delta w}_{оп}$, мм/кгс	$\overline{\Delta w}_{оп} P = 6,2 \cdot 10^{-8} \cdot 4,0 \cdot 10^6 = 0,25077$
Разность прогибов двух рабочих валков по ширине полосы	$\Delta w_р$, мм	$\overline{\Delta w}_р P = 7,8 \cdot 10^{-8} \cdot 4,0 \cdot 10^6 = 0,31489$
Коэффициент упругого основания	δ , мм ² /кгс	$\delta = 1,522 \sqrt{\frac{PR_{оп}R_р}{2El(R_{оп} + R_р)}} =$ $= 1,522 \sqrt{\frac{4 \cdot 10^6 \cdot 1150 \cdot 575}{2 \cdot 2,2 \cdot 10^4 \cdot 1800 \times (1150 + 575)}} =$ $= 9,58$
	k	$k = \frac{2(1 - \nu^2)}{\pi E} \left(\ln \frac{R_{оп} + R_р}{\delta} + 0,407\right) =$ $= \frac{2(1 - 0,3^2)}{3,14 \cdot 2,2 \cdot 10^4} \left(\ln \frac{1150 + 575}{9,58} + 0,407\right) = 1,4 \cdot 10^{-4}$
Жесткость валковой системы	M_B	$M_B = \frac{1}{\overline{\Delta w}_р \left(1 - \frac{1}{2 + \frac{\pi}{4kE}}\right) + \dots + \overline{\Delta w}_{оп} \frac{1}{2 + \frac{\pi}{4kE}}}$ $= \frac{1}{7,8 \cdot 10^{-8} \times \left(1 - \frac{1}{2 + \frac{3,14}{4 \cdot 1,4 \cdot 10^{-4} \cdot 2,2 \cdot 10^4}}\right) + \dots + \frac{6,2 \cdot 10^{-8}}{2 + \frac{3,14}{4 \cdot 1,4 \cdot 10^{-4} \cdot 2,2 \cdot 10^4}}}$ $= 14000$

Расчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Поперечная разнотолщинность	h^p , мм	$h^p = \Delta S_0 + \frac{P}{M_B} = 0 + \frac{4 \cdot 10^4}{14000} = 0,2850$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е'. Теория продольной прокатки. М., «Металлургия», 1980. 319 с. с ил.
2. Целиков А. И. Основы теории прокатки. М., «Металлургия», 1965. 247 с. с ил.
3. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М., Metallurgizdat, 1962. 494 с. с ил.
4. Целиков А. И., Гришков А. И. Теория прокатки. М., «Металлургия», 1970. 358 с. с ил.
5. Королев А. А. Новые исследования деформации металла при прокатке. М., Машгиз, 1953, 268 с. с ил.
6. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ляшков В. Б. Деформация металла при прокатке. Metallurgizdat, 1956. 287 с. с ил.
7. Теория обработки металлов давлением. Metallurgizdat, 1963. 672 с. с ил. Авт.: И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др.
8. Смирнов В. С. Теория прокатки. М., «Металлургия», 1967. 460 с. с ил.
9. Смирнов В. С. Теория обработки давлением. М., «Металлургия», 1973. 496 с. с ил.
10. Целиков А. И., Рокотян С. Е. — В кн.: Теория прокатки. Под ред. А. П. Чекарева. М., «Металлургия», 1975, с. 12—20.
11. Смирнов В. С., Григорьев А. К. Применение ЭЦВМ для расчета параметров прокатки. М., «Металлургия», 1970. 230 с. с ил.
12. Полухин В. П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. М., «Металлургия», 1972. 512 с. с ил.
13. Рокотян С. Е., Рокотян С. Е. Энергосиловые параметры обжимных и листовых станов. М., «Металлургия», 1969. 270 с. с ил.
14. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. М., «Металлургия», 1972. 408 с. с ил.
15. Никитин Г. С., Жучин В. П., Свириденко В. Ф. и др. — «Труды МВТУ», № 176. М., МВТУ, 1973, с. 86—93.
16. Никитин Г. С., Жучин В. П., Синельников Ю. И. и др. — «Труды ВНИИметмаш», № 26. М., ВНИИметмаш, 1970, с. 100—107.
17. Никитин Г. С., Синельников Ю. И. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1961, № 8, с. 121—134.
18. Дружинин Н. Н. Непрерывные станы как объект автоматизации. 2-е изд. М., «Металлургия», 1975. 335 с. с ил.
19. Расчеты на прочность в машиностроении. Т. II. Под ред. С. Д. Пономарева. М., Машгиз, 1958. 974 с. с ил.
20. Механическое оборудование цехов холодной прокатки. Под ред. Г. Л. Химича. М., «Машиностроение», 1972. 535 с. с ил.
21. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных цехов. М., «Металлургия», 1965, 515 с. с ил.
22. Рокотян С. Е. — «Сталь», 1971, № 4, с. 341—345.
23. Баркая В. Ф., Рокотян С. Е., Рузанов Ф. И. Формоизменение листового металла. М., «Металлургия», 1976. 262 с. с ил.
24. Зюзин В. И., Кривенцов А. М. — «Труды ВНИИметмаш», № 25. М., ВНИИметмаш, 1969, с. 46—59.
25. Железнов Ю. Д. Прокатка ровных листов и полос. М., «Металлургия», 1971. 198 с. с ил.

26. Железнов Ю. Д., Коцарь С. Л., Абиев А. Г. Статистические исследования точности тонколистовой прокатки. М., Металлургия, 1974, 239 с. с ил.
27. Меерович И. М., Герцев А. И., Горелик В. С. Повышение точности листового проката. М., «Металлургия», 1969. 269 с. с ил.
28. Зюзин В. И., Кривенцов А. М. — «Труды ВНИИметмаш», № 28. М., ВНИИметмаш, 1970, с. 81—100.
29. Зюзин В. И., Кривенцов А. М. — Бюл. ин-та «Черметинформация», 1970, № 1, с. 38—39.

Глава IV

УСИЛИЕ ПРОКАТКИ

(акад. А. И. Целиков,
канд. техн. наук Г. С. Никитин)

1. ФАКТОРЫ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ УСИЛИЯ ПРОКАТКИ

При определении величины усилия прокатки обычно учитывают только вертикальную составляющую, которая, исходя из закона распределения нормальных и касательных напряжений по дуге захвата при усреднении по ширине полосы, приближенно равна

$$P = b_{\text{ср}} \int_0^l p_r dx. \quad (\text{IV.1})$$

Перпендикулярную ей горизонтальную составляющую X находят в зависимости от направления усилия прокатки.

При практических расчетах величину усилия прокатки (ранее применявшийся термин давление металла на валки) находят как произведение среднего контактного нормального напряжения (среднего удельного давления) p на горизонтальную проекцию площади соприкосновения металла с валком

$$P = pF. \quad (\text{IV.2})$$

Среднее контактное нормальное напряжение (контактное давление) определяют по уравнению

$$p = \frac{1}{l} \int_0^l p_r dx. \quad (\text{IV.3})$$

Величина F зависит от геометрических размеров очага деформации, размеров валков и полосы до и после прокатки.

Среднее контактное нормальное напряжение зависит от двух групп факторов: первая — факторы, определяющие механические свойства металла при пластической деформации, в том числе сопротивление деформации σ , определение которого рассмотрено в гл. II; вторая — факторы, влияющие на характер напряженного состояния: контактное трение, внешние зоны, натяжение и др. [1—3].

Влияние факторов второй группы для главных напряжений можно выразить в виде произведения двух величин, из которых первая γ учитывает влияние среднего главного нормального напряжения σ_2 , вторая n_{σ} — влияние напряженного состояния. Тогда среднее контактное напряжение

$$p = \gamma n_{\sigma} \sigma. \quad (\text{IV.4})$$

При двухмерной деформации, когда уширением можно пренебречь, $\gamma = 1,15$, а при прокатке полос со свободным уширением и при отношении $b/l \approx 1$ величина $\gamma = 1$. Для определения γ в случае трехмерной деформации М. Л. Зарошинский предложил формулу [5]

$$\gamma = \sqrt{\frac{2(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2}{(\varepsilon_1 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}}, \quad (IV.5)$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ — логарифмические деформации.

В. С. Смирнов, используя теорию размерностей, получил зависимости [4]:

$$\left. \begin{aligned} \gamma &= 1 + \frac{\mu}{3} \frac{b_{ср}}{h_{ср}} \quad \text{при} \quad 0 < \frac{b_{ср}}{h_{ср}} \leq \frac{0,465}{\mu}; \\ \gamma &= \frac{2}{\sqrt{3}} = 1,15 \quad \text{при} \quad \frac{b_{ср}}{h_{ср}} \geq \frac{0,465}{\mu}. \end{aligned} \right\} \quad (IV.6)$$

Второй член уравнения (IV.3) можно представить в виде произведения четырех коэффициентов:

$$n_{\sigma} = n_{в} n'_{\sigma} n''_{\sigma} n'''_{\sigma}, \quad (IV.7)$$

где $n_{в}$ — коэффициент, учитывающий изменение влияния внешнего трения в связи с уширением полосы; n'_{σ} — коэффициент, учитывающий влияние внешнего трения; n''_{σ} — коэффициент, учитывающий влияние внешних зон; n'''_{σ} — коэффициент, учитывающий влияние натяжения или подпора.

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОНТАКТНОЙ ПЛОЩАДИ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА С ВАЛКАМИ

При прокатке профилей прямоугольного сечения контактная площадь равна

$$F = l b_{ср}. \quad (IV.8)$$

Средняя ширина $b_{ср}$ определяется в большинстве случаев как среднее арифметическое ширины на входе b_0 и выходе b_1 из валков.

Если кромку прокатываемого металла в зоне деформации аппроксимировать не прямой, а дугой параболы, то

$$b_{ср} = b_0 + \frac{2}{3}(b_1 - b_0). \quad (IV.9)$$

Определение величины дуги захвата в зависимости от обжатия при прокатке прямоугольных профилей, когда валки соприкасаются с прокатываемым металлом только своей цилиндрической поверхностью, рассмотрено в гл. III, разд. 2.

При прокатке металла в калибрах, например при прокатке круга, овала, квадрата на ребро, уголков и др., контактную площадь определяют графически, аналитически или графоаналитически. При графическом способе вычерчивают в трех проекциях калибр вместе с находящейся в нем прокатываемой полосой и, нанеся линии пересечения валка с поступающей полосой (рис. IV.1), определяют площадь соприкосновения. Для более точного подсчета этой площади целесообразно вычерчивать калибр в увеличенном масштабе.

Аналитически F_K может быть определена методами приведенной или соответственной полосы. По методу приведенной полосы обжатие Δh принимается равным

$$\Delta h = \frac{S_0}{b_0} - \frac{S_1}{b_1}, \quad (IV.10)$$

где S_0 и S_1 — площади сечения профиля до и после прокатки.

Катающий радиус принимается равным

$$R_K = 0,5 (D - S_1/b_1). \quad (IV.11)$$

Здесь D — расстояние между осями валков.

Результаты расчета F эти методом оказываются завышенными на 7—18 % [3]. Профили фасонного и прямоугольного сечений называются соответственными, если площади и отношения сходственных осей (сторон) их поперечного сечения равны.

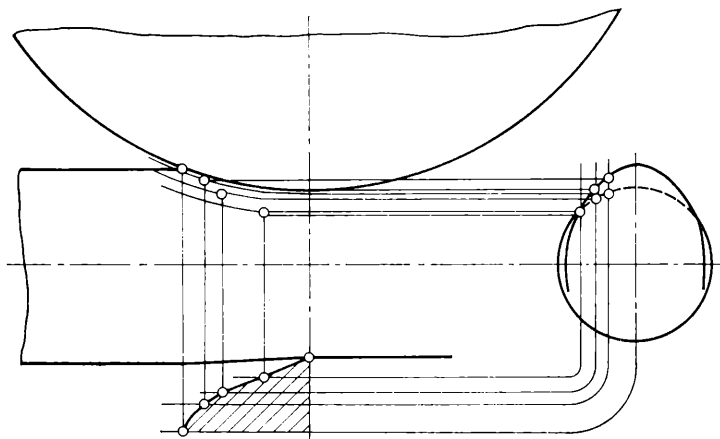


Рис. IV.1. Определение контактной площади графическим способом

Размеры соответственных полос связаны формулами:

$$h_c = \sqrt{\frac{S_c}{a}}; \quad b_c = ah_c, \quad (IV.12)$$

где $h_c, b_c, a = b_c/h_c, S_c$ — размеры соответственного прямоугольного профиля (размеры фасонного профиля — $h, b, a = b/h, S$).

В. С. Смирнов и др. [4] развили этот метод и показали, что расхождение опытных и расчетных значений F не превышает 10 %.

Аналитические формулы для определения контактных площадей при прокатке сортовых профилей предложены В. Г. Дроздом [6, 7]:

$$\left. \begin{aligned} &\text{для квадрата, прокатываемого из овала} \\ &F = 0,75b_1 \sqrt{r_1 \Delta h}; \\ &\text{для овала, прокатываемого из квадрата} \\ &F = 0,54 (b_0 + b_1) \sqrt{r_1 \Delta h}; \\ &\text{для ромба или квадрата, прокатываемого из ромба} \\ &F = 0,67b_1 \sqrt{r_1 \Delta h}, \end{aligned} \right\} \quad (IV.13)$$

где Δh — обжатие профиля в середине калибра (см. рис. IV.2), b_0 и b_1 — наибольшая ширина профиля до и после прохода; r_1 — радиус вала в середине калибра.

На основе метода «соответственной полосы» для различных систем калибровок В. И. Зюзиным и А. М. Кривенцовым получена следующая аналитическая формула:

$$F = K_K (b_0 + b_1) \sqrt{r_0 (h_0 - h_1)}, \quad (IV.14)$$

где h_0 и h_1 — начальная и конечная высота профиля; b_0 и b_1 — то же, ширина профиля; r_0 — радиус валка по дну калибра; K_K — коэффициент влияния системы калибровки, определяемый по приведенным ниже данным:

Система калибровки	Коэффициент K_K
Квадрат—ромб	0,30—0,32
Овал—ребровой овал	0,34
Ромб—ромб	0,38
Овал—круг; круг—овал	0,39—0,42
Квадрат—овал; овал—квадрат	0,40—0,41
Круг—каплевидное сечение профиля	0,45

Результаты расчета, полученные по формуле (IV.14), отличаются от экспериментальных в среднем не более чем на 10 %.

Графоаналитический метод разработан А. А. Динником [8]. На чертеже в большом масштабе вычерчивается форма калибра и поперечное сечение прокатываемого профиля, после чего вертикальными линиями форма калибра и сечения профиля делится на ряд элементов. Для каждого сечения графически в соответствии с заданным масштабом определяется величина обжатия Δh_i ; величина радиуса в i сечении определяется расчетом, исходя из действительного радиуса валка R_i с учетом масштабного коэффициента. Тогда для каждого сечения длина дуги захвата.

$$l_i = \sqrt{R_i \Delta h_i}. \quad (IV.15)$$

Влияние уширения профиля учитывается путем соединения плавной кривой вершин задаваемого профиля с точкой, соответствующей максимальному уширению в конце дуги захвата.

По вычисленным значениям $l_1, l_2, l_3, \dots, l_i$ и т. д. на горизонтальной проекции строят контур контактной поверхности и определяют ее площадь, величину которой с помощью масштабных коэффициентов переводят в действительные числовые значения. Данный метод по сравнению с замерами на недокатах обеспечивает точность 5—6 %.

Для случая прокатки профиля, имеющего симметричное поперечное сечение площадью S_0 , в симметричном калибре с площадью S_1 контактная площадь, по Ю. И. Синельникову [11], равна (рис. IV.2)

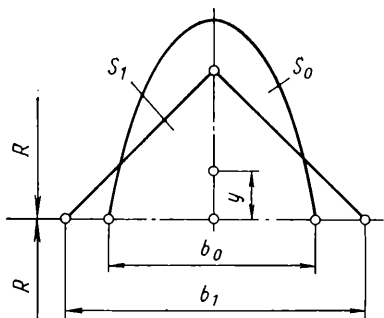


Рис. IV.2. К определению контактной площади методом статических моментов

$$F = \frac{S_1}{2} \sqrt{\left[\lambda - 1 + \left(\frac{b_1 - b_0}{2} \right) \left(\frac{\lambda}{b_0} - \frac{1}{b_1} \right) n_\Phi \right] \left(\frac{R}{y_1} - 2 \right)}, \quad (IV.16)$$

где λ — вытяжка профиля; y_1 — координата центра тяжести полосы; n_Φ — коэффициент формы профиля и калибра, учитывающий влияние уширения.

По данным опытов Цоухара [9], $n_\Phi = 1$ — прокатка ромба в квадрат, квадрат в ромб и ромб в ромб; $n_\Phi = 0,55$ — прокатка овала в круг и круга в овал; $n_\Phi = 0,76$ — прокатка квадрата в овал; $n_\Phi = 0,46$ — прокатка овала в квадрат.

Для случаев прокатки сложных профилей (балки, уголка, швеллера и др.) контактная поверхность для верхнего или нижнего ручьев калибра определяется также по уравнению [IV.16]. Например, для верхнего ручья при $R = R_{1B}$ и $y_1 = y_{1B}$

$$F = S_{1B} \sqrt{\left[\lambda - 1 + \left(\frac{b_1 - b_0}{2} \right) \left(\frac{\lambda}{b_0} + \frac{1}{b_1} \right) n_\Phi \right] \left(\frac{R_{1B}}{y_{1B}} - 2 \right)}, \quad (IV.17)$$

где S_{1B} — площадь верхнего ручья калибра.

Таким же образом определяется контактная площадь для нижнего ручья. Если площадь верхнего ручья калибра разбить на n составных частей, площади ($S'_{1в}, S'_{2в}, \dots, S'_{nв}$) и положения центров тяжести ($y_{11}, y_{12}, \dots, y_{1n}$) которых известны, то

$$S_{1в} = S'_{1в} + S'_{2в} + \dots + S'_{nв} \quad (IV.18)$$

и

$$y_{1в} = \frac{S'_{1в}y_{11} + S'_{2в}y_{12} + \dots + S'_{nв}y_{1n}}{S'_{1в} + S'_{2в} + \dots + S'_{nв}}. \quad (IV.19)$$

После разбивки сложного профиля выходного сечения на ряд элементарных геометрических фигур определяются численные значения $S_{1в}$ и $y_{1в}$, после чего по формуле (IV.16) находится контактная площадь.

Методика определения контактной площади при горячей прокатке сложных профилей типа турбиной лопатки приведена в работе [10], а круга в трехвалковых блоках проволочных станах — в работе [11].

3. КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

По характеру скольжения между металлом и инструментом можно различить следующие три вида трения:

жидкостное — при наличии между металлом и валками слоя смазки (жидкости);

граничное — при наличии очень тонкого слоя адсорбционной смазки, которая не подчиняется законам гидродинамики;

сухое — в случае отсутствия разделяющей фазы между контактными поверхностями.

При горячей и холодной прокатке могут наблюдаться все три вида трения, но наиболее типичным является граничное трение. Коэффициент трения между прокатываемым металлом и валками зависит не только от состояния контактных поверхностей и условий соприкосновения (качества прокатываемого металла, температуры прокатки, присутствия окислов, рода смазки, контактного давления, скорости прокатки), но также и от характера самого скольжения. Взаимодействие всех этих факторов и определяет коэффициент трения, за который обычно принимают среднее по дуге захвата значение. В связи с этим при прокатке следует различать три рода коэффициентов трения: при захвате; при буксовании валков по всей контактной поверхности; при установившемся движении, когда скольжение металла по поверхности валков происходит в противоположные стороны от нейтрального сечения.

Коэффициент трения при захвате находят путем опытного определения предельного угла захвата, принимая

$$\mu_{зах} = \operatorname{tg} \alpha_{\max}. \quad (IV.20)$$

При горячей прокатке стали (0,15 % С) коэффициент трения в момент захвата был изучен Эжелундом, определившим предельные углы захвата при прокатке образцов сечением 10×225 мм на ребре в стрельчатом калибре при разведенных валках. На основании этих опытов для определения коэффициента трения в зависимости от температуры (не менее 700°C) Эжелунд рекомендует следующую формулу [3]:

$$\mu_{зах} = k_1 (1,05 - 0,0005) t, \quad (IV.21)$$

где для чугунных валков с закаленной поверхностью $k_1 = 0,8$ и для стальных $k_1 = 1,0$.

Б. П. Бахтинов и М. М. Штернов [12] ввели в формулу (IV.21) поправочные коэффициенты, учитывающие влияние скорости прокатки k_2 (рис. IV.3) и химического состава прокатываемого металла k_3 (табл. IV.1).

Гелен [3] рекомендует определять коэффициент $\mu_{\text{зах}}$ по формулам: для стальных валков

$$\mu_{\text{зах}} = 1,05 - 0,0005t - 0,056v; \quad (IV.22)$$

для закаленных чугунных

$$\mu_{\text{зах}} = 0,94 - 0,0005t - 0,056v; \quad (IV.23)$$

для шлифовальных стальных и чугунных закаленных

$$\mu_{\text{зах}} = 0,82 - 0,0005t - 0,056v, \quad (IV.24)$$

где v — окружная скорость валков, м/с; t — температура прокатки, °С.

ТАБЛИЦА IV.1

ЗНАЧЕНИЯ ПОПРАВочНОГО КОЭФФИЦИЕНТА k_3 , УЧИТЫВАЮЩЕГО ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА СТАЛЕЙ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ $\mu_{\text{зах}}$ [12]

Сталь		k_3
класс	марка	
Углеродистые	Ст1	1,00
Ледебуритные	РФ1	1,10
Перлитно-мартенситные	ШХ15	1,30
Аустенитные	ХВН4Г9	1,40
Аустенитные *	12Х18Н9Т	1,47
Ферритные	1Х17Ю5	1,55

Примечание. Для углеродистых сталей $k_3 = 1,0$, для сплавов на никелевой основе типа Х15Н60 $k_3 = 1,6$.

* С включением феррита или ледебурита.

Эти формулы действительны при $t > 700^\circ\text{C}$ и $v < 5$ м/с. Значения коэффициента трения для цветных металлов приведены в табл. IV.2.

Коэффициент трения при буксовании и установившемся движении ниже, чем при захвате.

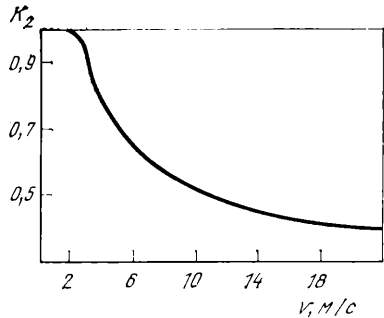


Рис. IV.3. Зависимость коэффициента k_2 от скорости прокатки v

Опытные данные, полученные при холодной прокатке малоуглеродистой стали, приведены в табл. IV.3, из которой видно, что смазка оказывает существенное влияние на понижение коэффициента трения при соприкосновении металла по всей дуге захвата и мало влияет на коэффициент трения при захвате.

Отношение коэффициентов трения при захвате и буксовании при горячей прокатки стали (Ст3) можно принять равным

$$\mu_{\text{зах}}/\mu_{\text{букс}} = 1,25 \div 2,0. \quad (IV.25)$$

Для экспериментального определения коэффициента трения при буксовании существуют три способа.

Первые два способа состоят в постепенном увеличении обжатия с доведением его до предельного, когда начинается буксование валков по металлу. Для этой цели применяют прокатку клиновидных образцов или обычных образцов с одновременным сближением валков до начала буксования. Коэффициент трения в этом случае определяют по уравнению

$$\mu_{\text{букс}} = \text{tg}(\psi\alpha_{\text{max}}), \quad (IV.26)$$

где α_{max} — наибольший угол захвата, при котором началось буксование; ψ — отношение угла β , характеризующего положение точки приложения равнодействующей усилия прокатки, к углу α_{max} , т. е.

$$\psi = \beta/\alpha_{\text{max}}. \quad (IV.27)$$

ТАБЛИЦА IV.2

КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ $\mu_{\text{зах}}$
ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ
ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Металл	Температура, °C	$\mu_{\text{зах}}$
Медь	900	0,52
Латунь:		
Л62	800	0,45
Л68	800	0,38
Мельхиор НМ81	950	0,4
Никель	1100	0,4

ТАБЛИЦА IV.3

ОТНОШЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ
ТРЕНИЯ $\mu_{\text{зах}}/\mu_{\text{букс}}$ ПРИ ЗАХВАТЕ
И БУКСОВАНИИ [15]

Условия прокатки	Среднее значение $\mu_{\text{зах}}/\mu_{\text{букс}}$	$\mu_{\text{зах}}$
Сухие валки	1,66	0,138—0,147
Смазка:		
керосин	2,85	0,147—0,154
эмульсия *	2,30	0,126—0,134

* 10%-ный водный раствор товарного эмульсола марки Б.

Третий способ определения коэффициента трения при буксовании состоит в остановке процесса прокатки в результате приложения к прокатываемому металлу внешнего усилия против направления его движения.

Коэффициент трения при установившемся движении определяют или по величине опережения, или непосредственным измерением касательных сил на контактной поверхности.

Первый из этих способов является приближенным, так как он обладает двумя существенными недостатками:

в точном виде закон распределения касательных сил по дуге захвата неизвестен, и поэтому существующие формулы для определения коэффициента трения по опережению приближены;

при холодной прокатке на протяженность зоны опережения сильно влияет местное упругое сжатие валков. Это обстоятельство также сильно затрудняет подсчет коэффициента трения в зависимости от опережения.

Несмотря на эти недостатки, метод определения коэффициента трения по опережению благодаря своей простоте получил широкое применение. В табл. IV.4 приведены данные о коэффициенте трения, полученные этим методом при горячей прокатке стали без смазки [6].

Для непосредственного измерения сил трения разработано несколько методов. Из них наибольший интерес представляют четыре [17]:

1. Одновременное измерение проекций давления прокатки и сил трения двумя месдозами, установленными в теле валка и наклоненными в разные стороны к контактной поверхности.

ТАБЛИЦА IV.4

КОЭФФИЦИЕНТЫ ТРЕНИЯ $\mu_{\text{ус}}$ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ СТАЛИ
ПРИ РАЗНЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ И СКОРОСТЯХ [16]

Температура, °C	Коэффициент трения $\mu_{\text{ус}}$ при скорости прокатки, м/с				
	0,2	0,3—0,5	0,5—1,0	1,0—1,5	1,5—2,5
800	0,53—0,56	0,44—0,49	0,34—0,39	0,29—0,33	0,17—0,20
900	0,50—0,57	0,38—0,46	0,32—0,37	0,24—0,32	0,17—0,24
1000	0,45—0,54	0,37—0,44	0,28—0,34	0,25—0,29	0,17—0,23
1100	0,41—0,49	0,33—0,38	0,26—0,34	0,26—0,29	0,18—0,23
1200	0,40—0,43	0,32—0,38	0,30—0,34	0,22—0,27	0,18—0,21

ТАБЛИЦА IV.5

КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ μ_{yc} ПРИ ПРОКАТКЕ ОТОЖЖЕННОЙ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ

Смазка	Помер прохода	Обжатие за проход, %	μ_{yc}
Без смазки (валки и лента чистые и сухие)	1	15,0	0,085
Керосин	1	16,5	0,080
То же, с добавками:	3	22,0	0,060
1% стеариновой кислоты	1	16,7	0,075
1% стеариновой кислоты + 0,6% серы	1	17,0	0,071
5% стеарата меди	1	16,8	0,063
5% стеарата натрия	3	24,0	0,060
5% стеарата свинца	2	17,3	0,058
1% лауриновой кислоты	3	24,3	0,053
5% олеата натрия	4	23,0	0,049
1% пальмитиновой кислоты	3	22,0	0,043
Графит 68/615 в масле	1	15,5	0,072

ТАБЛИЦА IV.6

КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ μ_{yc} [18] ПРИ ПРОКАТКЕ ЧИСТОЙ ОТОЖЖЕННОЙ МЕДИ И ЛАТУНИ

Смазка	μ_{yc} при прокатке		Смазка	μ_{yc} при прокатке	
	латуни	меди		латуни	меди
Валки и лента чистые и сухие	0,093	0,09—0,07	Вакуум:		
Вода	0,061	0,075	R0950	0,052	0,059
Керосин	0,067	0,068	R040A	0,059	0,054—0,61
Графит 68/615 в масле	0,049	0,061	Сольвак	0,049	0,058—0,065
			Масло:		
			пальмовое	—	0,075
			оливковое	0,055	0,058
			касторовое	0,043	0,046

2. Одновременное измерение нормального давления и сил трения при помощи специального силоизмерительного валька или разрезного торсиометра.

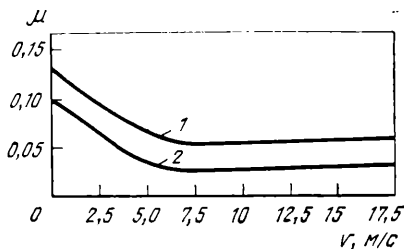
3. Непосредственное и одновременное измерение нормального давления и сил трения специальной месдозой, устанавливаемой в валке.

4. Измерение сил трения по крутящему моменту на валке при прокатке с зоной опережения, весьма близкой к нулю.

В табл. IV.5—IV.7 приведены данные по коэффициенту трения при холодной прокатке низкоуглеродистой

Рис. IV.4. Зависимость коэффициента трения μ от скорости прокатки при холодной прокатке стальной полосы:

1 — с эмульсией минерального масла;
2 — с эмульсией пальмового масла



Смазка	Номер прохода	Обжатие за проход, %	μ_{yc}
Без смазки	1	22,5	0,092
	2	22,9	0,101
	2	37,9	0,101
	3	22,0	0,099
Керосин	1	24,5	0,081
	2	21,3	0,087
	3	29,0	0,071
	3	28,3	0,069
То же, с добавками:			
1% олеиновой	1	24,8	0,059
5% стеарата	4	30,0	0,08
5% олеата натрия	3	27,9	0,059
5% олеата свинца	3	27,9	0,059
5% олеата свинца + 0,6% серы	2	30,0	0,049
Графит 615 с маслом	1	33,5	0,055
	3	30,0	0,082
	1	24,0	0,066
	3	38,0	0,064
Пальмовое масло	4	47,7	0,069
	3	21,6	0,057
	4	25,4	0,025
Касторовое масло	3	21,6	0,057
Ланолин	4	25,4	0,025

стали, меди, латуни и алюминия, полученные в результате исследований [18]. Прокатку осуществляли на лабораторном стане дуо; валки стальные, полированные, диаметром 100 мм; скорость прокатки 0,15 м/с.

При использовании табл. IV.4—IV.7 необходимо иметь в виду, что приведенные в них значения μ_{yc} найдены в условиях опыта и для каждого конкретного случая должны быть скорректированы с учетом скорости прокатки (рис. IV.4), контактного давления и т. д. Коэффициент трения увеличивается с ростом отношения l/h_{cp} , контактного давления. С ростом скорости прокатки условие трения значительно улучшаются, но при скорости выше 5 м/с μ_{yc} изменяется незначительно.

4. ВЛИЯНИЕ ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ НА УСИЛИЕ ПРОКАТКИ

Для случая двумерной равномерной по толщине деформации ($n'_\sigma = 1$) без натяжения $n''_\sigma = 1$. Пренебрегая влиянием ширины полосы $n_b = 1$, коэффициент влияния внешнего трения на усилие прокатки находим по средней ординате эпюры распределения нормального напряжения контактного давления по дуге захвата. Согласно уравнениям (IV.1) и (IV.8), контактное давление равно

$$p = \frac{P}{F} = \frac{1}{l} \int_0^l p_r dx, \quad (IV.28)$$

откуда, с учетом выражения (IV.27), для двумерной деформации ($\gamma = 1,15$)

$$n'_\sigma = \frac{p}{1,15\sigma} = \frac{p}{2\tau_\phi}. \quad (IV.29)$$

В общем случае при отношении $l/h_{cp} > 5$ (см. рис. III.13) на дуге захвата имеется пять участков, характеризующихся разными законами распределения контактного напряжения.

Коэффициент напряженного состояния при такой эпюре контактного напряжения находят как средний коэффициент пяти участков:

$$n'_\sigma = \frac{n_{AC}AC + n_{CE}CE + n_{EF}EF + n_{FD}FD + n_{DB}DB}{l}, \quad (IV.30)$$

где n_{AC} , n_{CE} и т. д. — частные коэффициенты напряженного состояния для участков AC , CE и т. д.; AC , CE и т. д. — протяженность участков дуги захвата.

Каждый из частных коэффициентов можно подсчитать, если подставить в уравнение (IV.29) функциональную зависимость $p_r = f(x)$, соответствующую данному участку (гл. III, разд. 9). Такой метод определения n'_σ является точным, но он требует длительных вычислений. Существует несколько упрощенных способов, каждый из которых применяется в зависимости от отношения l/h_{cp} .

При отношении l/h_{cp} более двух и в особенности при холодной прокатке участок застоя EF (см. гл. III) относительно небольшой, и поэтому скругление эпюры нормальных напряжений можно не учитывать, т. е. считать в уравнении (IV.30) участок $EF = 0$. Кроме того, можно считать, что при $l/h_{cp} = 4 \div 5$ по всей дуге захвата имеется скольжение, и для приближенного расчета принять значения p_r по уравнениям (III.33) и (III.34) (см. гл. III).

Принимая $\delta_{AC} = \delta_{DB} = \delta = \frac{2\mu l}{h_{cp}}$; $h_C = h_D = h_H$; $\xi_0 = \xi_1 = 1$, после подстановки найденного значения P_r в уравнение (IV.28) А. И. Целиковым получена формула для определения коэффициента напряженного состояния [1—3]:

$$n'_\sigma = \frac{2h_H}{\Delta h (\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]. \quad (IV.31)$$

Входящую в уравнение (IV.31) величину h_H можно определить из равенства давлений в нейтральном сечении, подсчитываемых по уравнениям (III.35) и (III.36) (см. гл. III):

$$\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 + 1)(h_0/h_1)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{1/\delta}. \quad (IV.32)$$

Чтобы упростить пользование уравнениями (IV.31) и (IV.32) при подсчете давления, на рис. IV.5 приведена диаграмма, характеризующая зависимость коэффициента n'_σ от δ при разных обжатиях.

В случае горячей прокатки при отношении $l/h_{cp} \approx 4 \div 5$ участки CE и FD могут быть значительны, и в этом случае можно принять на протяжении всей дуги захвата $\tau_x = \tau_s$. В связи с этими допущениями в уравнениях (III.53) и (III.54) принимаем

$$p_C = p_D = 2\tau_s; \quad h_C = h_0; \quad h_E = h_F = h_H; \quad h_D = h_1; \\ \text{tg } \varphi_{CE} = \text{tg } \varphi_{FD} \approx \Delta h / 2l. \quad (IV.33)$$

После подстановки значения p_r в уравнение (IV.28) по уравнению (IV.29) находим значение коэффициента напряженного состояния, учитывающего влияние внешнего трения:

$$n'_\sigma = 1 + \frac{2l}{\Delta h} \frac{h_1 + \frac{\Delta h}{2} - h_H}{\Delta h} = 1 + \frac{1}{4} \frac{l}{h_{cp}}. \quad (IV.34)$$

При горячей прокатке, когда $\frac{l}{h_{ср}} < 1,5 \div 2$, зоны скольжения незначительны и эпюра контактного давления определяется уравнением (III.57), причем $p_E = 2\tau_s$; $h_E = h_0$; $h_F = h_1$, а величина η определяется из предположения, что в точке входа касательное напряжение $\tau_x = \tau_s$ в нейтральном сечении $\tau_x = 0$. Определив p по уравнению (IV.28), найдем n'_σ из выражения (IV.29):

$$n'_\sigma = \left[\left(1 + \frac{l}{\Delta h} \frac{h_H}{h_0 - h_H} \right) \frac{h_1}{\Delta h} \ln \frac{h_0}{h_1} \right] - \frac{l(2h_H - \Delta h)}{2 \Delta h (h_0 - h_H)}. \quad (IV.35)$$

Величину h_H можно найти из условия, что при $h_x = h_1$ по уравнению (III.57) $p_r = 2\tau_s$.

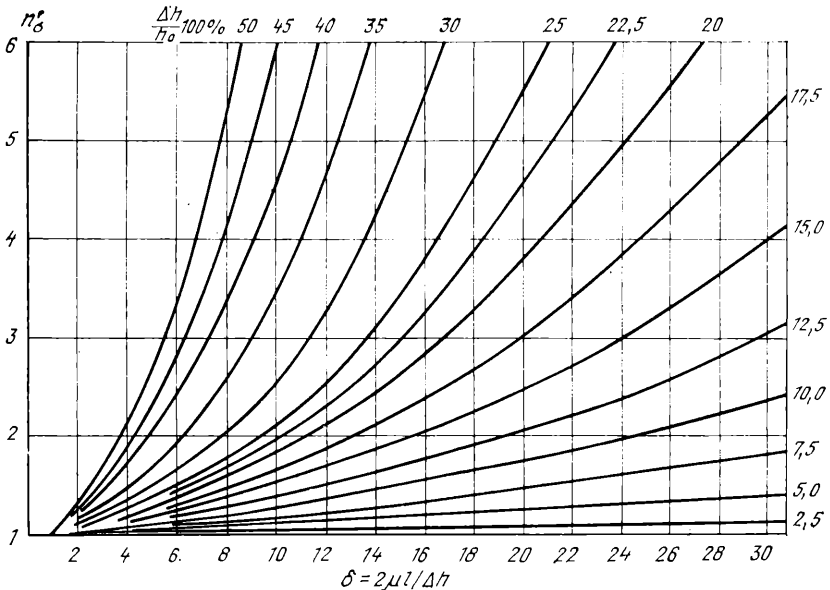


Рис. IV.5. Коэффициент влияния внешнего трения n'_σ на контактное давление p в зависимости от величины δ при разных значениях $\Delta h/h_0$

Для упрощения расчета можно с достаточной точностью принять

$$h_H = \sqrt{h_1 h_0}. \quad (IV.36)$$

Следует заметить, что при отношении $\frac{l}{h_{ср}} < 1,5 \div 2$ не будет большой погрешностью, если этот коэффициент n'_σ подсчитать как для осадки призмы с учетом аналогичного закона распределения контактных касательных напряжений, т. е. принимая у краев $\tau_x = \tau_s$, а по центру $\tau_x = 0$, тогда

$$n'_\sigma = 1 + \frac{\sqrt{R \Delta h}}{3(h_0 + h_1)}. \quad (IV.37)$$

В табл. IV.8 приведены формулы для определения n'_σ в зависимости от отношения $l/h_{ср}$ при горячей и холодной прокатке [1—3, 19, 20].

Вид прокатки	n'_σ при значениях l/h_{cp}		
	1-2	2-4-5	>4-5
Горячая	$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{6} \frac{l}{h_{cp}}$	$n'_\sigma = \frac{2h_{II}}{\Delta h (\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_{II}}{h_1} \right)^\delta - 1 \right],$ <p style="text-align: center;">где $\frac{h_{II}}{h_1} =$</p> $= \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$	$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{4} \frac{l}{h_{cp}}$
Холодная		$n'_\sigma = \frac{2h_{II}}{\Delta h (\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_{II}}{h_1} \right)^\delta - 1 \right], \text{ где } \frac{h_{II}}{h_1} =$ $= \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$	

П р и м е ч а н и е. При холодной прокатке используют общую формулу для всех значений отношения l/h_{cp}

5. ВЛИЯНИЕ НАТЯЖЕНИЯ НА УСИЛИЕ ПРОКАТКИ

Влияние натяжения на усилие, согласно выражению (IV.7), учитывается коэффициентом n''_σ , приближенно равным

$$n''_\sigma = C \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2p'} \right), \tag{IV.38}$$

где p' — среднее контактное напряжение без учета натяжения; C — коэффициент, учитывающий понижение влияния внешнего трения на давление в связи с натяжением.

При распределении нормальных напряжений по дуге захвата, согласно уравнениям (III.33) и (III.34), контактное давление с учетом натяжения можно определить по выражению (IV.30). Более простым получается решение, если в уравнении (III.32) принять $\text{tg } \varphi_x$ малым, например при холодной прокатке тонких листов и лент.

После решения уравнения (III.32) и интегрирования выражения (IV.28) получим формулу для определения контактного давления с учетом влияния натяжения и внешнего трения:

$$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_N} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_N}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\}. \tag{IV.39}$$

Входящее в это уравнение значение h_N находят по уравнению

$$h_N = \sqrt[3]{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta - 1} h_1^{\delta + 1}}. \tag{IV.40}$$

Если учитывать влияние наклепа и считать, что при входе $\tau_s = \tau_{s_0}$ и при выходе $\tau_s = \tau_{s_1}$, то приближенно контактное давление можно подсчитать по формуле

$$p = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 2\tau_{s_0} \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \xi_1 2\tau_{s_1} \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\}. \quad (IV.41)$$

Аналогичным методом и с разного рода упрощениями было выведено несколько формул для учета влияния натяжения на усилие прокатки [3]. Согласно данным Хиссанберга и Р. Симса [2], контактное давление металла на валки p с учетом влияния натяжения можно выразить

$$p = p' \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{4\tau_s} \right). \quad (IV.42)$$

Исходя из этого, приближенное значение n_σ''' для холодной прокатки тонких полос может быть определено по формуле

$$n_\sigma''' = 1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2p'}. \quad (IV.43)$$

6. ВЛИЯНИЕ ШИРИНЫ ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА НА УСИЛИЕ ПРОКАТКИ

В общем виде влияние ширины полосы можно представить в виде произведения двух коэффициентов γ и n_b , из которых первый учитывает влияние σ_2 , а второй — изменение влияния внешнего трения в связи с уширением.

Для определения коэффициента n_b можно использовать формулу С. И. Губкина [1], согласно которой давление при осадке параллелепипеда равно

$$p = 2\tau_s \left(1 + \frac{3b - a}{6b} \frac{\mu a}{h} \right), \quad (IV.44)$$

где a и b — размеры сторон параллелепипеда, из которых $a < b$.

Сравнив давление при осадке данного параллелепипеда и параллелепипеда с бесконечно большой стороной b , можно получить приближенно для случая прокатки, когда $b > l$ [23],

$$n_b = \left(1 + \frac{3b - l}{6b} \mu \frac{l}{h} \right) : \left(1 + \mu \frac{l}{h} \right), \quad (IV.45)$$

где b и h — средние ширины и высоты сечения прокатываемой полосы; l — длина дуги захвата, скорректированная к условиям осадки, которую можно определить по уравнению

$$l = \sqrt{r \Delta h} \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{\mu} \right). \quad (IV.46)$$

При прокатке, когда $l/h_{cp} < 2$, скольжение по поверхности почти отсутствует и можно принять $\mu = 0,5$, тогда

$$n_b = \left(1 + \frac{3b - l}{3b} \frac{l}{4h} \right) : \left(1 + \frac{l}{4h} \right). \quad (IV.47)$$

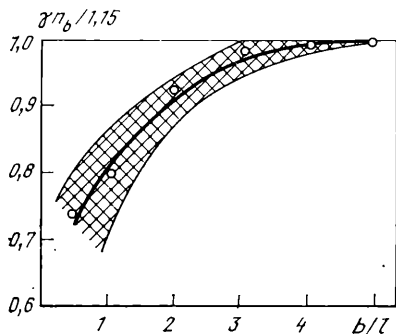


Рис. IV.6. К определению коэффициента влияния ширины полосы γn_b

При приближенных расчетах коэффициент γn_b можно определять по графику (рис. IV.6), построенному на основании экспериментальных данных, полученных при горячей прокатке полос с различным отношением b/l с использованием выражения

$$\frac{\gamma n_b}{1,15} = \frac{p_i}{p_b}, \quad (IV.48)$$

где p_i — контактное давление при данном отношении $b/l < 5$,

$$p_i = \gamma n_b n'_\sigma \sigma_\Phi; \quad (IV.49)$$

p_b — контактное давление при отношении $b/l = 5$,

$$p_b = 1,15 n'_\sigma \sigma_\Phi. \quad (IV.50)$$

7. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОНТАКТНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ

Контактное давление при прокатке в калибрах обычно выше, чем при прокатке на гладкой бочке в сопоставляемых условиях, причем эта разница колеблется в пределах 1,0—2,0.

М. А. Зайков предложил определять контактное давление, используя формулу (IV.33), в которой величина δ_{II} находится с поправкой на форму полосы [32]

$$\delta_{II} = \frac{2\mu l}{\Delta h} \cdot \frac{\Pi}{2b}, \quad (IV.51)$$

где Π — периметр сечения полосы.

Для исследования влияния формы калибра на величину контактного давления воспользуемся уравнениями для случая вытяжки в вырезных бойках

$$p = 1,15\sigma_\Phi \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{b}{d} \right), \quad (IV.52)$$

где α — угол охвата полосы бойками, и для случая вытяжки полосы прямоугольного сечения в плоских бойках

$$p = 1,15\sigma_\Phi \left(1 + \frac{\mu}{3} \frac{b}{h} \right). \quad (IV.53)$$

Следует отметить, что формула (IV.53) получена исходя из условий плоской деформации (отношение ширины бойка к ширине полосы мало).

В порядке обобщения можно заменить в формуле (IV.53) величину $1,15\sigma_\Phi$ на $\gamma\sigma_\Phi$, где γ — коэффициент Лодэ, и на основании сравнения величин контактного давления при вытяжке полос в вырезных и плоских бойках определить коэффициент n_K , который учитывает особенность влияния контактного трения в калиброванных бойках и их форму:

$$n_K = \frac{1,15 \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{b}{d} \right)}{\gamma \left(1 + \frac{\mu}{3} \frac{b}{h} \right)}. \quad (IV.54)$$

Эта формула может быть использована для учета влияния условий трения и формы калибра при прокатке. В этом случае вместо ширины бойка b следует подставить значение длины дуги захвата l , а вместо диаметра d высоту полосы h , т. е.

$$n_K = \frac{1,15 \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{l}{h} \right)}{\gamma \left(1 + \frac{\mu}{3} \frac{l}{h} \right)}. \quad (IV.55)$$

Из анализа этой формулы видно, что рост контактного давления при прокатке в калибрах определяется в основном величинами $\mu \frac{l}{h}$ и $\frac{\alpha}{\pi}$.

Отношение $\frac{\alpha}{\pi}$ характеризует степень стеснения металла в калибре.

Для квадратных, ромбических и овальных калибров обычно $\frac{\alpha}{\pi} = 0,6 \div 0,9$, а для сложных фасонных калибров следует принимать $\frac{\alpha}{\pi} = 1$.

Итак, при прокатке в простых и фланцевых калибрах контактное давление следует определять, пользуясь формулой

$$p = 1,15 n_{\sigma} n_{\sigma \sigma} \sigma_{\phi}. \quad (IV.56)$$

При прокатке балочных профилей со свободным уширением, когда валками обжимается только шейка профиля, следует учитывать влияние боковых необжимаемых зон (фланцев)

$$p = 1,15 n'_{\sigma} n''_{\sigma} n_{\sigma \sigma}. \quad (IV.57)$$

8. ФОРМУЛЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОНТАКТНОГО ДАВЛЕНИЯ

В технической литературе приведено большое количество формул для определения контактного давления при прокатке. Из теоретических формул, разработанных советскими учеными, следует отметить формулы А. И. Целикова, А. А. Королева, Е. С. Рокотяна, А. П. Чекмарева, В. С. Смирнова и др. Все они получены путем решения дифференциального уравнения контактных напряжений, действующих на металл в зоне деформации.

Формулы для определения контактного давления p при горячей прокатке

Формула А. И. Целикова:

$$p = \gamma n_b n_{\sigma} \sigma,$$

где $\gamma = 1 \div 1,15$;

$$n_b = \frac{1 + \frac{3b-l}{6b} \mu \frac{l}{h}}{1 + \mu \frac{l}{h}} \quad \text{при } b > l;$$

$$n_{\sigma} = n'_{\sigma} n''_{\sigma} n'''_{\sigma};$$

$$n'_{\sigma} = f(\epsilon, \delta) \quad \text{при } \frac{l}{h_{cp}} = 2 \div 4 \quad (\text{см. рис. IV.7});$$

$$n'_{\sigma} = 1 + \frac{1}{4} l/h_{cp} \quad \text{при } l/h_{cp} > 4;$$

$$n'_{\sigma} = 1 + \frac{1}{6} l/h_{cp} \quad \text{при } l/h_{cp} \approx 1 \div 2;$$

$$n''_{\sigma} = n''_{\sigma \sigma} (l/h_{cp})^{-0,4} \quad \text{при } l/h_{cp} < 1;$$

$$n_{\sigma \sigma} = 0,4S/S_0 + 0,6,$$

где коэффициент γ учитывает влияние σ_2 ; n_b — изменение влияния внешнего трения в связи с уширением; n_{σ} — влияние напряженного состояния; n'_{σ} — влияние внешнего трения; n''_{σ} — влияние внешних зон; n'''_{σ} — влияние натяжения; $n_{\sigma \sigma}$ — влияние боковых внешних зон; S и S_0 — площади поперечного сечения полосы и ее обжимаемой части.

Формула А. А. Королева [22]:

$$p = n'_\sigma n''_\sigma n'''_\sigma \sigma;$$

$$n'_\sigma = \frac{1 - 2\mu}{2\mu^2} \frac{h_{\text{ср}}}{l} + \frac{1}{2\mu} + \frac{l}{4h_{\text{ср}}} - \psi_{\text{п}} \left[1 + \frac{h_{\text{ср}}}{l} (1 - \psi_{\text{п}}) \right];$$

$$\psi_{\text{п}} = \frac{1}{2\mu} \ln \frac{l}{2\mu}; \quad l_{\text{п}} = 1 - 2\psi_{\text{п}} h_{\text{ср}};$$

$$n''_\sigma = \left(\frac{h_{\text{ср}}}{l} \right)^{0,2} \quad \text{при} \quad \frac{l}{h_{\text{ср}}} < 1; \quad n'''_\sigma \approx 1,$$

где $\psi_{\text{п}}$ — коэффициент, характеризующий наличие зон скольжения и прилипания;
 $l_{\text{п}}$ — протяженность зоны прилипания.

Формула В. С. Смирнова [4]:

$$p = \gamma n'_\sigma n''_\sigma \sigma;$$

$$\gamma = 1 + \frac{\mu_{\text{уст}}}{3} \quad \text{при} \quad 0 \leq \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}}} < \frac{0,465}{\mu_{\text{уст}}};$$

$$\gamma = 1,155 \quad \text{при} \quad \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}}} > \frac{0,465}{\mu_{\text{уст}}};$$

$$n''_\sigma = 2 - \sqrt{\frac{l}{h_{\text{ср}}}};$$

$$n'_\sigma = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \frac{h_{\text{от}}}{\delta} \left[\left(\frac{h_0}{h_{\text{от}}} \right)^\delta - 1 \right] + \frac{h_{\text{оп}}}{\delta} \left[\left(\frac{h_{\text{оп}}}{h_1} \right)^\delta - 1 \right] + \right. \\ \left. + \frac{1}{2\mu} [(h_{\text{от}} - h_{\text{оп}}) + \delta (\sqrt{h_{\text{от}}} - \sqrt{h_{\text{оп}}})^2] \right\}.$$

При наличии одной зоны прилипания, т. е. при $\frac{l}{h_{\text{ср}}} > 4$ или при $\mu = 4$,

$$n'_\sigma = 1 + \frac{\delta}{\varepsilon} (1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}); \quad \delta = \frac{2\mu}{\alpha}.$$

При наличии зон скольжения

$$n'_\sigma = \frac{2(1 - \varepsilon)}{\varepsilon(\delta - 1)} \left(\frac{h_{\text{п}}}{h_1} \right) \left[\left(\frac{h_{\text{п}}}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]; \quad \frac{h_{\text{п}}}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{\delta^2 - 1}}{(1 - \varepsilon)^2} \right\},$$

где n'_σ — коэффициент, учитывающий влияние контактного трения и натяжения;
 $\mu_{\text{уст}}$ — коэффициент трения при установившемся процессе прокатки; $h_{\text{от}}$, $h_{\text{оп}}$ — толщина полосы на границах зон отставания и опережения.

Формула Эжелунда [37]:

$$p = (1 + m)(2k + \eta u),$$

$$\text{где} \quad m = \frac{1,6\mu \sqrt{R \Delta h} - 1,2 \Delta h}{h_0 + h_1};$$

$$2k = 9,81 (14 - 0,1t) (1,4 + C + Mn + 0,3Cr);$$

$$\eta = 0,098 (14 - 0,01t) c_v;$$

$$u = \frac{2v \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{h_0 + h_1},$$

где m — коэффициент, учитывающий внешнее трение; $2k$ — сопротивление деформации при статическом сжатии; η — коэффициент вязкости металла; c_v — коэффициент, зависящий от скорости деформирования v . При v , равном 6; 10; 15 и 20 м/с, коэффициент c_v соответственно равен 1; 0,8; 0,65 и 0,6; u — скорость деформации, с⁻¹; С, Мп, Сг — содержание углерода, марганца и хрома в металле, %.

Формула С. И. Губкина [21]:

$$p = k_f p_0,$$

$$\text{где } p_0 = k_v \left[1 + \beta (0,95 t_{\text{пл}} - t) + \frac{\beta^2 (0,95 t_{\text{пл}} - t)^2}{2} \right] \sigma_{\text{в}};$$

$$k_f = k_{\sigma} \left(1 + 1,3 \mu \sqrt{\frac{R}{h_0}} \right),$$

где k_v — скоростной коэффициент, при $v = 0,1 \div 0,25$ м/с $k_v = 1,2 \div 1,6$; при $v = 0,25 \div 0,75$ м/с $k_v = 1,6 \div 2$; при $v = 1$ м/с $k_v = 2,5$; $\beta = 0,008 \div 0,0120$ — температурный коэффициент (верхний предел принимают для твердых растворов с большой концентрацией); $t_{\text{пл}}$ — температура плавления °С; $k_{\sigma} = 1 \div 1,3$ — коэффициент неравномерности распределения температурных напряжений; $\sigma_{\text{в}} = 0,4 \div 0,6$ кгс/мм² — временное сопротивление, соответствующее температуре $0,95 t_{\text{пл}}$ и скорости деформирования 0,04—0,05 м/мин [57]; μ — коэффициент трения.

Формула Гелли [2]:

$$p = k_f \left(1 + c_{\mu} \frac{l}{h} \sqrt{v} \right),$$

где k_f — сопротивление линейной деформации, $k_f = 0,015 (1400 - t)$ — для легированных углеродистых сталей; $k_f = (0,014 \pm 0,01С + 0,01Мп + 0,003Сг)(1400 - t)$ — для высокоуглеродистых сталей, содержащих Мп и Сг; c_{μ} — коэффициент, зависящий от l/h (см. рис. IV.10); v — окружная скорость валков, м/с.

Формула А. П. Чекмарева [28]:

$$p_{\text{ср}} = \beta \sigma \left[1 + \left(\frac{p_{\text{ср}}}{\tau_s} - 1 \right) n_{\text{ф}} \right],$$

$$\text{где } n_{\text{ф}} = \Pi/2b,$$

$n_{\text{ф}}$ — коэффициент формы калибра; Π — периметр калибра; b — ширина калибра по разьему; $\frac{p_{\text{ср}}}{\tau_s}$ см. формулу А. И. Целюкова; β — коэффициент Лодэ.

Значения коэффициента формы $n_{\text{ф}}$ для различных калибров [28]:

Квадратный	1,41
Ромбический, с углом при вершине, град:	
100	1,30
110	1,20
120	1,15
Круглый	1,40
Овальный однорадиусный с b/h , равно:	
1,5	1,27
2	1,15
3	1,09
Овальный плоский	1,1—1,15
Шестигранный	1,15
Угловой и зетовый:	
чистовые	1,41
черновые	1,2—1,25

Калибры двугавровой балки:	
№ 30	1,7—1,9
№ 16	2,1—2,2
Калибры швеллера:	
№ 30	1,7—1,8
№ 16	1,8—2,0
№ 8	2,1—2,3
Рельс Р-50	2—2,1
Шпунт Л-5	1,8—2,1

Формула Е. С. Рокотяна [2]:

$$p = 0,27 \frac{\rho (a_1 - a_0)}{l \pi \lambda},$$

где $a_1 - a_0$ — удельный расход энергии за данный проход с вычетом расхода энергии на трение в механизме прокатного стана, кВт·ч/т; ρ — плотность металла, кг/м³.

Формула А. А. Королева [22]:

$$p = 2kn_K,$$

где $n_K = a \left(\frac{l}{h_{CP}} + b \frac{h_{CP}}{l} \right)$ при $1 < \frac{l}{h_{CP}} < 2$,

где n_K — коэффициент напряженного состояния при прокатке в калибрах; a и b — коэффициенты, зависящие от формы калибра, $a = 0,5$ и $b = 1$, когда имеет место прокатка простых профилей (узкая полоса, плоский овал).

Схема деформации соответствует плоской (двухмерной): $a = 0,6$ и $b = 0,8$ для овальных и круглых калибров; $a = 0,7$ и $b = 0,5$ для квадратных и ромбических калибров, $a = b = 0,8$ для фасонных закрытых калибров.

При $l/h_{CP} > 2$ величина $n_K = 0,75 + 0,25l/h_{CP}$.

Формулы для расчета контактного давления p при холодной прокатке

Формула А. И. Целикова [2] без учета наклепа:

$$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\};$$

$$h_H = \sqrt[2\delta]{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta-1} h_1^{\delta+1}}; \quad \delta = \frac{2\mu l}{\Delta h};$$

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_s}; \quad \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s},$$

где σ_0 — заднее натяжение; σ_1 — переднее натяжение; ξ_0, ξ_1 — коэффициенты натяжения.

Формула А. И. Целикова [2] с учетом наклепа:

$$p_{CP} = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 2\tau_{s_0} \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \xi_1 2\tau_{s_1} \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\},$$

где $2\tau_{s_0} = 1,15\sigma_{0,2}^0$; $2\tau_{s_1} = 1,15\sigma_{0,2}^1$.

Формула А. А. Королева [22]:

$$p_{\text{ср}} = 2\tau_{s_0} \left[\left(\xi - \frac{\sigma_1}{2\tau_{s_0}} \right) \frac{1}{m_1} (e^{m_1 \psi_{\text{II}}} - 1) + \left(1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_{s_0}} \right) (e^{m_0(1-\psi_{\text{II}})} - 1) \right];$$

$$\xi = \frac{\tau_{s_1}}{\tau_{s_0}} = \frac{\sigma_{0,2}^0}{\sigma_{0,2}^1}; \quad m_0 = 2\mu \frac{l}{h_0}; \quad m_1 = 2\mu \frac{l}{h_1};$$

$$\psi_{\text{II}} = \frac{1}{2} \frac{1-\varepsilon}{1-\varepsilon/2} \left(1 - \frac{1}{m_0} \ln \frac{\xi - \frac{\sigma_1}{2\tau_{s_0}}}{1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_{s_0}}} \right),$$

где ξ — коэффициент упрочнения; ψ_{II} — коэффициент, характеризующий положение нейтрального сечения.

Формула Хессенберга и Симса [2]:

$$p = p' \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{4\tau_s} \right).$$

Формула Стоуна [2]:

$$p = (2\tau_s - \sigma) h \frac{e^{\frac{\mu l_c}{h}} - 1}{\mu l_c}.$$

Формула Е. С. Рокотяна [2]:

$$p = 1,15b \left(\frac{\sigma_{0,2}^1 - \sigma_{0,2}^0}{l} \right) \frac{h^2}{2\mu^2 l} \left(\sqrt{\rho_1 \rho_0} e^{\frac{\mu l}{h}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right);$$

$$\rho_1 = \frac{2\mu}{h} \left(\frac{\sigma_{0,2}^0 \alpha_1 l}{\sigma_{0,2}^1 - \sigma_{0,2}^0} + l \right); \quad \alpha_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{1,15\sigma_{0,2}^0};$$

$$\rho_0 = 1 + \frac{2\mu \sigma_{0,2}^0 l}{(\sigma_{0,2}^1 - \sigma_{0,2}^0) h} \alpha_0; \quad \alpha_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{1,15\sigma_{0,2}^0},$$

где p' — контактное давление без учета натяжения; e — основание натуральных логарифмов; $\sigma = \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2}$; $h = \frac{h_0 + h_1}{2}$.

Эти формулы рекомендуется пользоваться при определении величины p как в случае горячей и холодной прокатки широких плос, так и при прокатке в калибрах. Результаты расчета по этим формулам различаются незначительно.

Из разработанных зарубежными учеными практическое применение нашли методы Кармана, Тринкса, Эжелунда, Гелеи, Бленда, Форда, Орована, Симса и др. Анализ этих методов приведен в работах [2, 3, 22, 23]. В основном они с некоторыми уточнениями (а чаще упрощениями) дополняют изложенный выше метод.

Известно также большое количество эмпирических и полуэмпирических формул, полученных на основании математической обработки экспериментальных данных. Обобщенного характера эти формулы (например Эжелунда, Гелеи и др.) иметь не могут, и область их применения ограничена условиями, в которых получены входящие в них коэффициенты.

Для пользования теоретическими формулами в технической литературе приведены номограммы, однако при современных ЭВМ удобнее пользоваться численными методами расчета.

9. РАСЧЕТ УСИЛИЙ ПРИ ДРЕССИРОВКЕ

Для процесса дрессировки характерны большие отношения $l/h = 30 \div 40$ и более, весьма малый угол захвата и небольшая величина деформации ($\epsilon < 5\%$). При таких условиях большое влияние на протяженность зоны контакта и на характер изменения контактных сил трения оказывают упругие деформации валков и полосы.

Для разработки методики расчета силовых параметров процесса дрессировки могут быть использованы результаты решения двумерной задачи о сжатии тонкой упруго-пластической полосы между параллельными плитами при постоянных контактных касательных напряжениях на протяжении всей зоны контакта, т. е. $\tau = 2\mu\tau_s = m\tau_s$, где μ — коэффициент пластического трения ($m = 2\mu$).

Длина зоны контакта при дрессировке с учетом упругих деформаций разгрузки прокатанной полосы и валков [24—26]

$$l_c = \sqrt{R[\delta + P/\theta]}, \quad (IV.58)$$

где P — погонное усилие дрессировки на единицу ширины полосы.

Упругая постоянная материала θ и приведенная величина обжатия δ вычисляются по формулам:

$$\theta = \frac{\pi E}{16(1-\nu^2)}; \quad \delta = \Delta h + 2\Delta + 2\sqrt{(\Delta h + \Delta)\Delta},$$

где E — модуль упругости; ν — коэффициент Пуассона.

Изменение толщины полосы при упругой разгрузке Δ (при наличии пластической деформации по всему поперечному сечению) определяется по формуле:

$$\Delta = \left(0,75 \frac{\tau_s}{E}\right) A' h_1,$$

где h_1 — толщина полосы после разгрузки;

$$A' = \sqrt{1 - m^2} + (\arcsin m/m).$$

Протяженность участка нагружения L_1 и разгрузки L_2 (рис. IV.7) определяется соотношениями:

$$L_1 = \sqrt{\frac{(\Delta h + \Delta)}{\delta}} l_c; \quad L_2 = \sqrt{\frac{\Delta}{\delta}} l_c. \quad (IV.59)$$

При расчете процесса дрессировки предполагается, что в зоне деформации имеется участок, где пластическая деформация проникает через всю толщину полосы. В работе [24] показано, что это условие соблюдается при

$$\frac{\Delta h}{h} \geq \frac{0,75\tau_s}{E} (2 - A'). \quad (IV.60)$$

Протяженность участков упругой и упруго-пластической деформации в зоне нагружения равна

$$l_{II} = \frac{1,5\tau_s}{E} \frac{h}{\Delta h + \Delta} L_1. \quad (IV.61)$$

Протяженность участков упругой и упруго-пластической деформации L_2 в зоне разгрузки определяется формулой (IV.59). Длина участков x_a и x_b определяется по формулам:

$$x_a = \frac{P_a}{2\tau_s \left(\frac{m}{h} + \frac{1}{l_n}\right)}; \quad x_b = \frac{P_b}{2\tau_s \left(\frac{m}{h_1} + \frac{1}{L_2}\right)}, \quad (IV.62)$$

где p_a и p_b — напряжение натяжения, действующее на полосу со стороны входа в валки и выхода из валков.

Длина участков a и b , определяющих положение точки, в которой контактное нормальное напряжение σ_y принимает максимальное значение, равна

$$a = \frac{h}{h+h_1} l_c + \frac{(\rho_a - \rho_b) h h_1}{2m\tau_s (h+h_1)} \quad \text{и} \quad b = \frac{h_1}{h_1+h} l_c - \frac{(\rho_b - \rho_a) h h_1}{2m\tau_s (h+h_1)}. \quad (\text{IV.63})$$

Величина усилия P , действующая на единицу ширины полосы при дрессировке, определяется по формуле

$$P = \frac{1}{2} \left[(2a - l_{II}) (2\tau_s - \rho_a) + (2b - L_2) (2\tau_s - \rho_b) + 2m\tau_s \left(\frac{a^2}{h} + \frac{b^2}{h_1} \right) - x_a \left(\frac{2m\tau_s}{h} l_{II} + 2\tau_s - \rho_a \right) - x_b \left(\frac{2m\tau_s}{h_1} L_2 + 2\tau_s - \rho_b \right) \right]. \quad (\text{IV.64})$$

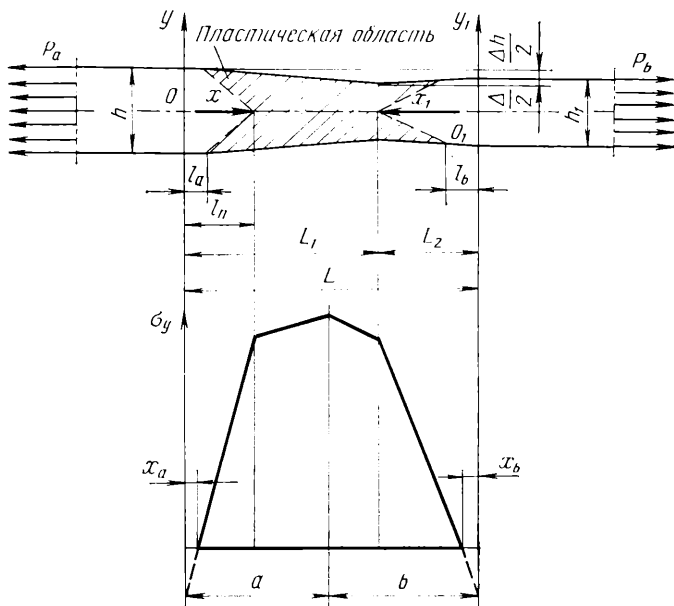


Рис. IV.7. Зона деформации и эпюра нормальных контактных напряжений при дрессировке

Выражение (IV.64) совместно с (IV.58) можно рассматривать как систему двух уравнений с двумя неизвестными P и l_c .

Действительно, параметры a , b , x_a , x_b , l_{II} , L_2 можно выразить с помощью приведенных выше соотношений через длину дуги захвата L и следующие заданные параметры процесса дрессировки: h , Δh , μ , σ_T , ρ_a , ρ_b , E , R и θ .

Для проведения вычислений и представления результатов в удобной форме, вводятся безразмерные параметры, характеризующие процесс дрессировки и являющиеся критериями подобия процесса: $\frac{E}{\sigma_T}$, $\frac{\rho_a}{\sigma_T}$, $\frac{\rho_b}{\sigma_T}$, $\frac{R}{h}$ и $\frac{\theta}{\sigma_T}$.

К указанным параметрам добавляются еще два критерия подобия из трех: μ , $\frac{\Delta h}{h}$ и $\frac{P}{\sigma_T h}$.

В итоге, процесс дрессировки определяется заданием семи безразмерных параметров, являющихся его критериями подобия. В зависимости от того, какие два параметра из трех — μ , $\Delta h/h$ и P — заданы, может быть три варианта расчета;

определение усилия дрессировки P , определение величины относительного обжатия $\Delta h/h$, определение значения коэффициента пластического трения.

Необходимое условие возможности осуществления пластической деформации при листовой прокатке может быть записано в виде

$$\frac{R}{h_{cp}} < \frac{\theta}{\mu\tau_s} = \left(\frac{R}{h}\right)_{п},$$

где $(R/h)_{п}$ — предельная величина отношения радиуса вала к толщине полосы.

Так как требуемая для прокатки величина усилия деформации P может превысить допустимую величину усилия прокатки P_m , то необходимым и достаточным условием осуществления процесса прокатки на данном оборудовании является условие $P \leq P_m$.

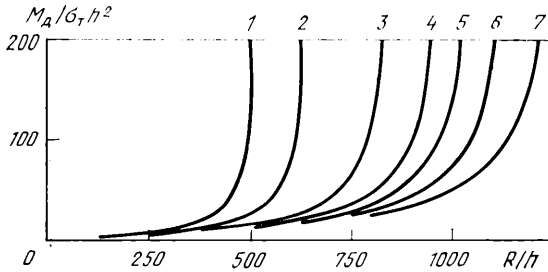


Рис. IV.8. Зависимость момента дрессировки M_D от величины отношения радиуса вала R к толщине прокатываемой полосы h ($E/\sigma_T = 700$, $G/\sigma_T = 150$, $r_d/\sigma_T = p_b/\sigma_T = 0$; $\Delta h/h_1 = 0,01$) при контактном трении μ , равном 0,5 (1), 0,4 (2), 0,3 (3), 0,26 (4), 0,24 (5), 0,22 (6), 0,20 (7)

В работах [24—26] разработана математическая модель процесса дрессировки и приведены алгоритмы расчета дрессировочных станов на ЭЦВМ.

На рис. IV.8 показано изменение момента дрессировки с изменением отношения R/h для разных величин контактного трения. Момент дрессировки при приближении значения отношения R/h к предельному значению $(R/h)_{п}$ начинает быстро возрастать. Для кривой 1 $(R/h)_{п} = 520$; 2 — 650; 3 — 866; 4 — 1000; 5 — 1081; 6 — 1180; 7 — 1300. Аналогичным образом с ростом отношения R/h изменяется и усилие дрессировки.

На рис. IV.9 приведен график зависимости усилия дрессировки от величины контактного трения, определяемого коэффициентом пластического трения μ . Параметром, изменяющимся при переходе от одной кривой к другой, служит величина относительного обжатия $\Delta h/h$. Для значений параметров по рис. IV.9 величина предельного отношения $(R/h)_{п}$ отвечает значению $\mu = 0,433$. В связи с этим и наблюдается весьма интенсивное возрастание усилия деформации при приближении μ к предельному значению, равному 0,433.

Сравнение расчетных результатов с экспериментальными, полученными при исследовании промышленных дрессировочных станов НИИтяжмаша и Уралмашзавода, показало, что в величине усилия деформации средняя величина погрешности была порядка 9—13 %, а при расчете величины составляла 20—23 %.

Из решения уравнений баланса работ внешних сил в зоне деформации при переменных касательных напряжениях по длине очага деформации получена формула для определения усилия дрессировки [27]

$$P = 2\tau'_{s\text{cp}} l_c n_{\sigma} B, \quad (IV.65)$$

где n_{σ} — коэффициент напряженного состояния, он равен

$$n_{\sigma} = 1 + \frac{\mu l_c}{h_0 + h_1} - \frac{\sigma_0 h_0 + \sigma_1 h_1}{2\tau'_{s\text{cp}} (h_0 + h_1)} - \frac{l_{\Delta 1} + l_{\Delta 2}}{2l_c} - \frac{\mu}{3l_c} \left(\frac{l_{\Delta 1}^2}{h_0} + \frac{l_{\Delta 2}^2}{h_1} \right).$$

Здесь l_{Δ_1} , l_{Δ_2} — протяженность упруго- и упруго-пластического участка в зоне деформации на входе полосы в валки и на выходе из валков.

Для определения среднего значения коэффициента трения предлагается формула

$$\mu = a + b \frac{1}{n_U} \frac{p_{ср}}{2\tau_{ср}}, \quad (IV.66)$$

где a , b — коэффициенты, величина которых зависит от свойств пары трения и чистоты обработки трущихся поверхностей (табл. IV.9); n_U — коэффициент, характеризующий влияние скорости дроссировки на сопротивление металла деформации, равный

$$n_U = \alpha [1 + \beta (U - 1)]. \quad (IV.67)$$

Здесь α — коэффициент, учитывающий скорость деформации (для малоуглеродистых сталей $\alpha = 1,12$); β — коэффициент, равный для малоуглеродистых сталей 0,00202.

Практические расчеты усилия с использованием полученных выражений проведены на ЭВМ «Минск-22». Задача при этом сводится к нахождению корней системы трансцендентных уравнений.

В работе [27] указывается, что наиболее точным методом определения крутящего момента при дроссировке является расчет по работе деформации, и предлагается формула для определения удельного расхода энергии, кВт·ч/т:

$$a = 0,00981 k_{\gamma} p_{ср} n_d \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (IV.68)$$

где $k_{\gamma} = \frac{277}{\gamma}$ — коэффициент, зависящий от плотности γ прокатываемого металла; n_d — коэффициент, определяющий увеличение работы за счет сил трения в ПЖТ опорных валков и в главном приводе.

ТАБЛИЦА IV.9

ЗНАЧЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ a И b
ДЛЯ СТАЛЕЙ РАЗЛИЧНЫХ МАРОК В ЗАВИСИМОСТИ
ОТ ЧИСТОТЫ ОБРАБОТКИ ВАЛКОВ

Сталь	Коэффициенты ¹	
	a	b
Малоуглеродистая (08кп)	0,36/0,55	0,04/—0,075
Углеродистая:		
10сп, 20кп	0,24/0,405	0,06/—0,059
20сп, 40	0,193/0,2585	0,067/—0,0357
50	0,13/0,22	0,07/—0,03
Легированная (нержавеющая)	0,08/0,18	0,001/—0,028

¹ В числителе — для шероховатых валков ($R = 250$ мм, $h = 0,7 \div 2,5$ мм); в знаменателе — для полированных валков.

Коэффициент n_d подсчитывается по формуле

$$n_d = \frac{1}{\eta_{тр}} \left[1 + \frac{2\rho_0}{D_0} \left(\sqrt{\frac{2D_p}{\Delta h + \Delta_2}} \frac{\ln \frac{h_0}{h_2}}{\ln \frac{h_1}{h_2}} + \sqrt{\frac{2D_p}{\Delta_2}} \frac{\ln \frac{h_1}{h_2}}{\ln \frac{h_0}{h_1}} \right) \right], \quad (IV.69)$$

где $\rho_0 = \mu_1 (d_{ц}/2)$; $h_2 = h_0 - (\Delta h + \Delta_2)$. Здесь Δ_2 — упругая деформация полос при разгрузке; μ_1 — коэффициент жидкостного трения в ПЖТ опорных валков; $d_{ц}$ — диаметр цапфы опорного вала.

Результаты расчетов показывают, что разница между расчетными и экспериментальными данными по усилению составляет не более $\pm 15,0\%$, а по удельному расходу энергии — не более $\pm 10,0\%$.

10. РАСЧЕТ УСИЛИЙ ПРИ ПЛАНЕТАРНОЙ ПРОКАТКЕ

Расчет усилия при планетарной прокатке ведется по той же методике, что и при продольной прокатке (см. гл. IV, разд. 1), но с учетом следующих особенностей:

- 1) значительной дробности деформации;
- 2) высокой суммарной деформации полосы за несколько (20—40) циклов;
- 3) изменением размеров очага деформации, скорости, степени деформации и температуры по длине зоны обжатия (от точки входа рабочего вала в контакте с металлом до точки выхода);
- 4) поверхностной деформации (с наличием недеформируемой зоны в середине полосы) в передней части зоны обжатия;
- 5) кратковременной паузой между проходами рабочих валков по зоне обжатия ($t = 0,01 \div 0,001$ с);
- 6) наличием внеконтактных боковых зон на значительной части зоны обжатия при сортовой планетарной прокатке (см. гл. III, разд. 10). Усилие прокатки в этом случае определяется по формуле $P_x = \rho_x F_x$.

Контактное давление при прокатке на гладкой бочке подсчитывается с учетом влияния внешнего трения (гл. IV, разд. 4), внешних зон (гл. III, разд. 10), подпора (гл. IV, разд. 5), а при прокатке в калибрах — с учетом переменной ширины профиля и боковых внешних зон.

При определении степени и скорости деформации следует учитывать глубину проникновения деформации $h_{x\text{деф}}$, которая зависит от геометрических параметров мгновенного очага деформации и конструктивных параметров стана. Так, например, для сортового планетарного стана 100 величина $h_{x\text{деф}}$ изменяется от $0,12h_x$ в точке входа до $h_{x\text{деф}} = h_x$ в средней части зоны обжатия.

Степень деформации в мгновенном очаге деформации определяется из выражения

$$\epsilon_x = \frac{2 \Delta h_x}{h_{x\text{деф}}}, \quad (IV.70)$$

а скорость деформации

$$U_x = \frac{\omega_c R_{орб}}{l_x} \epsilon_x, \quad (IV.71)$$

где Δh_x — обжатие в мгновенном очаге деформации; $h_{x\text{деф}}$ — глубина деформируемого слоя мгновенного очага деформации; ω_c — угловая скорость вращения сепараторов; $R_{орб}$ — радиус орбиты, $R_{орб} = R_{оп} + d_p$.

При определении сопротивления деформации с учетом температуры, скорости и степени деформации следует учитывать, что во время кратковременных пауз ($t = 0,1 \div 0,01$ с) между проходами рабочих валков по зоне обжатия процессы рекристаллизации происходят не успевают [29]. Величина деформации в каждом

текущем сечении равна суммарной истинной деформации, которую получило данное сечение:

$$\varepsilon_{x\Sigma} = \ln \frac{h_0}{h_x}. \quad (IV.72)$$

В процессе деформации на планетарных станах происходит разогрев металла на 100—150 °С [30] и температура в каждом сечении зоны обжатия может быть определена из уравнения

$$T_x = T_0 + \left(\frac{F_0}{F_x} - 1 \right) \frac{\Delta T}{F_0/F_1 - 1}, \quad (IV.73)$$

где T_0 — температура в начале зоны обжатия; ΔT — общий разогрев металла; F_0 и F_x — площади поперечного сечения полосы перед входом в планетарную клеть и в текущем сечении зоны обжатия.

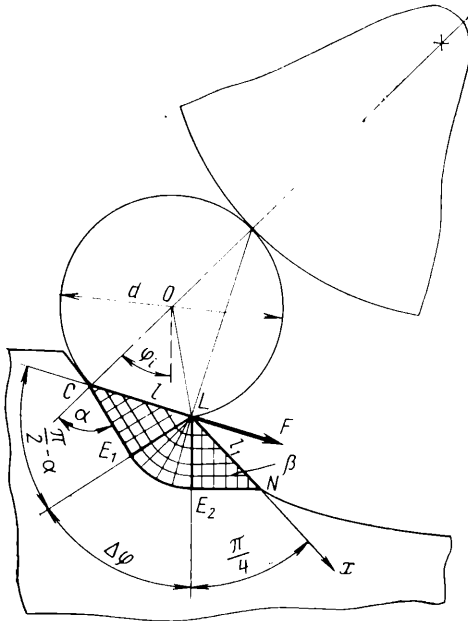


Рис. IV.10. Поле характеристик при входе рабочего вала в зону деформации

При анализе процесса листовой планетарной прокатки следует учитывать, что размеры и форма очага деформации изменяются по мере продвижения рабочего вала вдоль зоны обжатия [31—34].

Критерием этих изменений (по аналогии с продольной листовой прокаткой) может служить параметр m — отношение длины дуги захвата к средней (на протяжении этой дуги) толщине полосы между валами: $m_i = l_i/h_{срi}$.

В начале зоны обжатия этот параметр весьма мал (в ряде случаев $m \leq 0,05$), а затем возрастает, достигая в конце зоны обжатия значительных величин. Встречаются случаи, когда в конце зоны обжатия $m > 7$, однако большинство схем прокатки для действующих станов целиком протекают при $m \leq 2$. В этих условиях решение задачи расчета деформаций и напряжений для плоской деформации сводится к исследованию полей характеристик.

В первой стадии прокатки, когда $m \leq 0,12$, поле характеристик (рис. IV.10) состоит из двух треугольных областей, в которых характеристики — взаимно перпендикулярные прямые, а также сектора, в котором характеристики — радиусы и концентрические окружности с центром в точке пересечения смещенного контура и окружности рабочего вала. Задавшись диапазонами изменения касательных сил трения на поверхности контактов валков с металлом, определяем параметры поля характеристик, а затем длину дуги захвата в первой стадии, исходя, в соответствии с работой [34], из равенства объема, накопленного впереди рабочего вала в виде пластической волны, и смещенного объема (на рис. IV.11 см. положение рабочего вала).

Методика расчета второй стадии базируется на допущении, что с того момента, когда пластическая деформация охватила все сечение прокатываемой полосы, исходный контур смещается эквидистантно на величину ΔX (на рис. IV.11, II и III см. положение рабочего вала), определенную смещенным объемом металла [34].

Длина дуги захвата определится как расстояние между точкой C_1 или C_2 касания вала с исходным контуром и точкой (L_1 или L_2) пересечения окружности вала со смещенным контуром, причем решение этой задачи может быть упрощено представлением указанных кривых в параболическом виде.

Специального рассмотрения требует еще участок в области между первой и второй стадиями, протяженность которого составляет 10—20 % зоны обжатия,

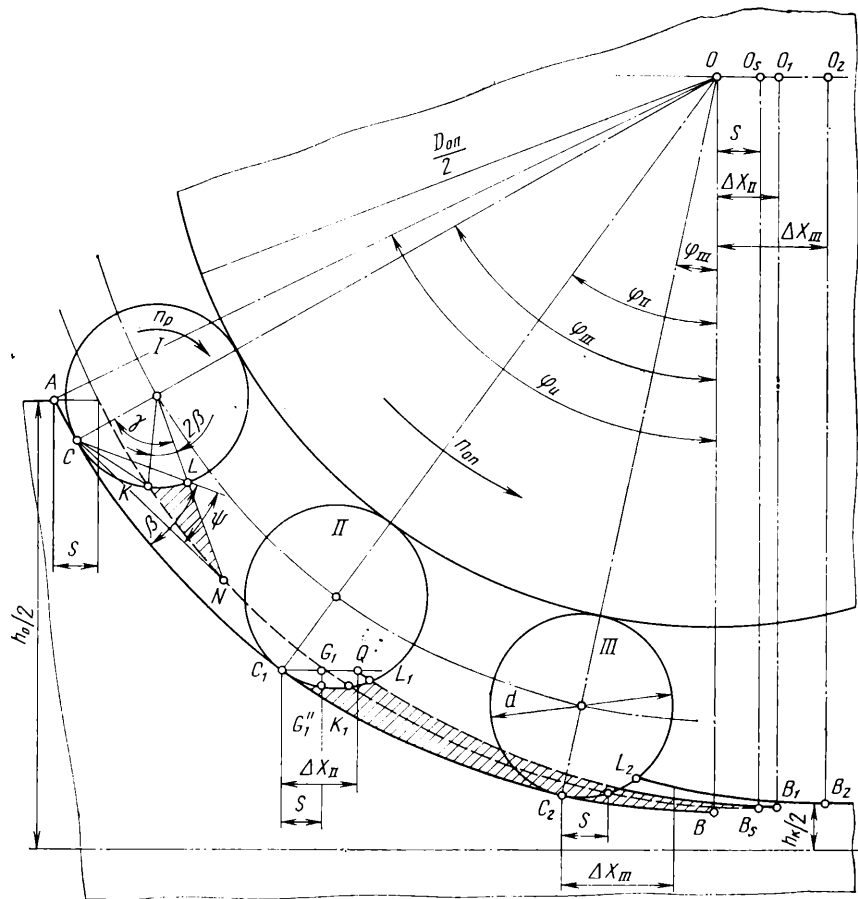


Рис. IV.11. Схема смещенных объемов для трех положений рабочего вала в зоне деформации

что не позволяет пренебрегать им даже в случае приближенных расчетов. На этом участке длина дуги захвата, определенная по формулам первой стадии, дает $m > 0,12$, а определенная по формулам второй стадии приводит к $m < 0,12$. На этом участке длину дуги захвата, следует определять, исходя из того, что параметр m постоянен и равен 0,12.

Определение контактной площади при планетарной прокатке на станах системы Целикова—Носаля имеет свои особенности, так как обжатие заготовки осуществляется попеременно рабочими валками, оси которых закреплены в сепараторах, расположенных в двух взаимноперпендикулярных плоскостях. Рабочие валки горизонтальных сепараторов сдвинуты относительно рабочих валков верти-

кальных сепараторов на половину шага. При таком процессе прокатки с четырехсторонним обжатием в отличие от листовой планетарной прокатки не только длина дуги контакта рабочего вала с металлом, но и ширина мгновенного очага деформации изменяются в зависимости от углового положения валков.

При подаче заготовки «на ребро» с целью снижения нагрузок ширина очага деформации определяется [30] аналитически для каждого из трех участков (рис. IV.12):

$$\left. \begin{aligned} b_{x1} &= 2 \sqrt{\left[\frac{H-h}{2} - R_0(1 - \cos \varphi_x) \right] \left[2r - \frac{H-r}{2} + R_0(1 + \cos \varphi_x) \right]}; \\ b_{x2} &= H - h + 0,82r - 2R_0(1 - \cos \varphi_x); \\ b_{x3} &= h + 2R_0(1 - \cos \varphi_x). \end{aligned} \right\} \quad (IV.74)$$

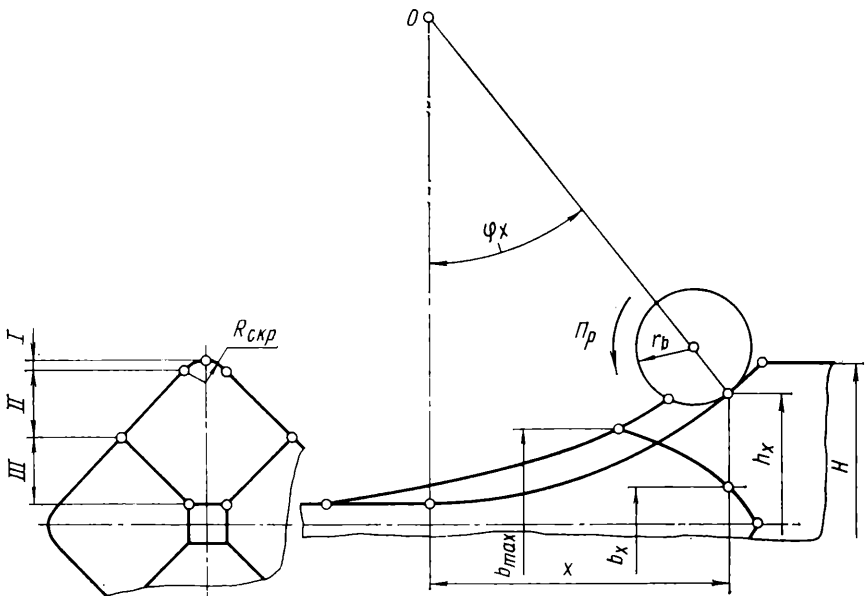


Рис. IV.12. К определению контактной площади при сортовой планетарной прокатке

Поскольку эти уравнения получены без учета накопленного уширения, то действительная ширина будет на 8—10 % больше.

На рис. IV.13 показана фигура обжатия для заданного углового положения пары горизонтальных валков (кривая *b*). Контур фигуры обжатия после прохождения предыдущей пары вертикальных валков представлен кривой *a*.

При определении длины дуги контакта $BK_3 = l_x$ сделаем следующие допущения:

1) распределение объема подачи между горизонтальными и вертикальными парами рабочих валков равномерное;

2) распределение объема подачи между каждым из валков любой пары также равномерное и, таким образом, подача на каждый из валков рассматриваемой пары должна быть одинаковой;

3) поперечные сечения фигуры обжатия, перпендикулярные оси прокатки до пробега рабочих валков, остаются перпендикулярными и после пробега рабочих валков.

В силу принятых допущений после пробега горизонтальных валков фигура обжатия получается по конфигурации точно такая же, как и после пробега вертикальных, прошедших перед горизонтальными, только лишь смещенная против хода прокатки на величину половины подачи и развернутая относительно оси прокатки на 90° .

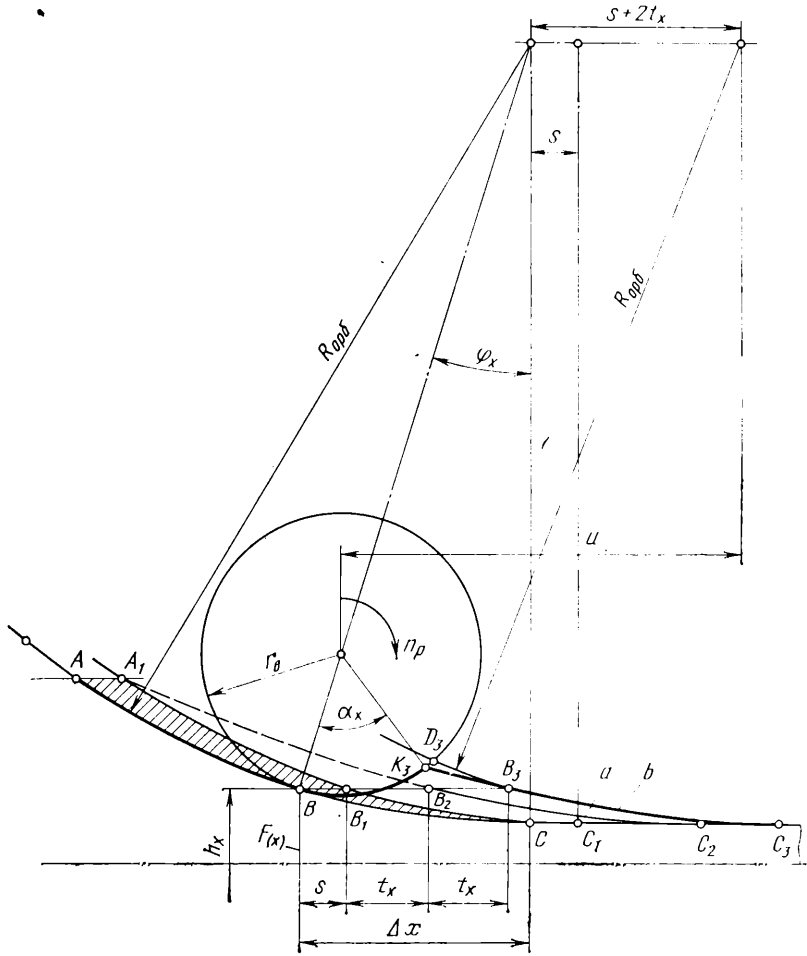


Рис. IV.13. К определению длины дуги захвата при сортовой планетарной прокатке

Длина дуги захвата $l_x = BK_3$ (рис. IV.13) в мгновенном очаге деформации определяется в зависимости от смещения исходного контура заготовки от обжатия в двух плоскостях — горизонтальной и вертикальной. С учетом количества пар валков попеременно обжимающих заготовку в двух плоскостях ($n = 2$), мгновенное смещение исходного контура фигуры обжатия для заданного углового положения рабочего валка (объем металла, занимаемый рабочим валком, не учитывается) равно

$$l_x = \frac{V_1}{F_x} = \frac{s}{2} \left(\frac{F_0}{F_x} - 1 \right), \quad (IV.75)$$

где F_0 — площадь поперечного сечения исходной заготовки; F_x — площадь сечения фигуры обжатия для заданного углового положения φ_x ; s — подача на валок. Полное смещение исходного контура определяется уравнением

$$\Delta x = s + 2t_x = s \frac{F_0}{F_x}. \quad (IV.76)$$

Для участка фигуры обжатия, где $\Delta x \geq 2r_B \sin \varphi_x$, величина обжатия

$$\Delta h_x = 2\Delta x \sin \varphi_x. \quad (IV.77)$$

Длина дуги контакта рабочего вала с металлом определится как

$$l_x = \sqrt{r_B \Delta h_x}. \quad (IV.78)$$

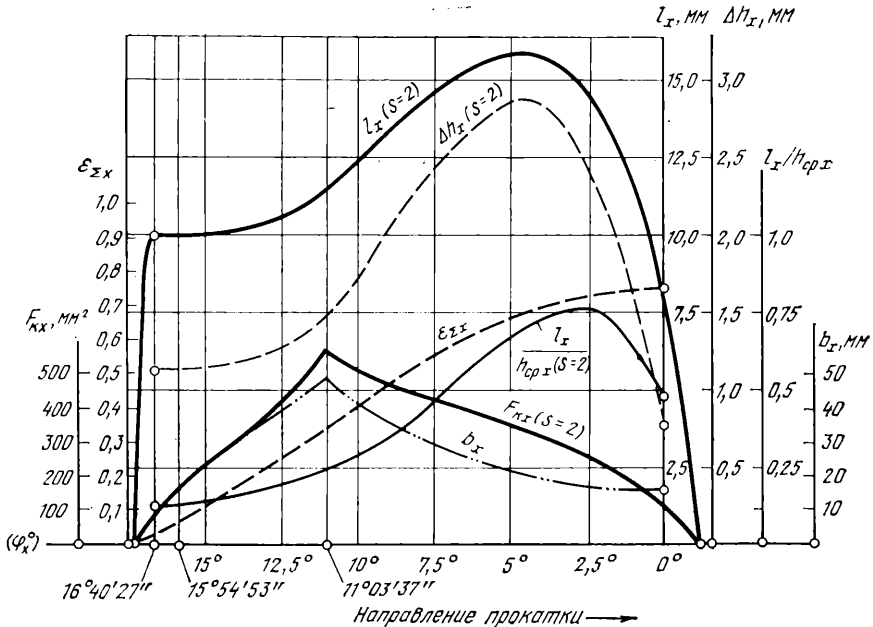


Рис. IV.14. Изменение параметров зоны деформации при сортовой планетарной прокатке

При определении l_x на участке фигуры обжатия, где $\Delta x = 2r_B \sin \varphi_x$, приравняем отрезок наружного контура K_3B_3 дуге B_3D_3 радиуса орбиты сепаратора $R_{орб}$ и определяем параметры:

$$u = \Delta x + R_{сеп} \sin \varphi_x, \quad (IV.79)$$

$$m = \frac{u \sqrt{2} r_B}{2R_{сеп}}; \quad n = R_{орб} (1 - \cos \varphi_x) - \frac{u^2}{2R_{сеп}}. \quad (IV.80)$$

Угол дуги контакта рабочего вала с металлом

$$\alpha_x = \varphi_x + \arccos \left[\frac{r_B - (\sqrt{m^2 - n^2} - m)}{r_B} \right]. \quad (IV.81)$$

Мгновенное обжатие для данного участка определяется уравнением

$$\Delta h_x = 2r_B (1 - \cos \alpha_x), \quad (IV.82)$$

а длина дуги контакта равна

$$l_x = \sqrt{r_B \Delta h_x} \quad \text{или} \quad l_x = r_B \alpha_x. \quad (\text{IV.83})$$

Когда ось рабочего вала находится в плоскости, проходящей через оси сепараторов, то полное смещение исходного контура можно выразить как

$$\Delta x = \sqrt{r_B \Delta h_x} + \sqrt{R_{\text{орб}} \Delta h_x}, \quad (\text{IV.84})$$

откуда мгновенное обжатие для этого положения

$$\Delta h = \frac{\Delta x^2}{(\sqrt{r_B} + \sqrt{R_{\text{орб}}})^2}. \quad (\text{IV.85})$$

Положение рабочего вала, при котором $\Delta x = 2r_B \sin \varphi_x$, определяется уравнением

$$\sin \varphi_x = s \frac{F_0}{8r_B} \frac{l}{(L - R_{\text{орб}} \cos \varphi_x)}, \quad (\text{IV.86})$$

где L — расстояние от центра вращения сепаратора до оси прокатки.

На участке от $\varphi_x = 0$ до $\varphi_{\text{вых}}$ (угол, характеризующий положение вала в момент выхода последнего из контакта с полосой), с точностью, удовлетворительной для практических расчетов, можно принять, что l_x изменяется до нуля по линейному закону.

На рис. IV.14 представлены зависимости l_x , Δh_x , $\frac{l}{h_{\text{ср}x}}$, $\epsilon_{\Sigma x}$, b_x от углового положения рабочего вала при прокатке заготовки квадратного сечения со стороной 64 мм в полосу квадратного сечения со стороной 16 мм при различных подачах. Диаметр орбиты центров рабочих валков 1400 мм, диаметр рабочих валков 175 мм.

11. НАПРАВЛЕНИЕ СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ВАЛКИ ПРИ ПРОКАТКЕ

Усилия, приложенные от прокатываемого металла к валку, складываются из нормальных и касательных усилий (рис. IV.15). Направление равнодействующей этих усилий зависит от способа и условий прокатки: в каждом отдельном случае направление равнодействующей можно определить из условия равновесия прокатываемого металла. При простом процессе прокатки равнодействующие силы будут направлены параллельно линии, соединяющей центры обоих валков, а при обычном горизонтальном расположении валков — вертикально (табл. IV.10).

Направление равнодействующих будет вертикальным лишь при соблюдении следующих условий:

- оба валка приводные и имеют равные диаметры и окружные скорости;
- прокатываемый металл однороден по своим механическим свойствам;

- металл движется равномерно и на него не действуют какие-либо другие силы, кроме сил, направленных от валков.

На практике, однако, не всегда соблюдаются все эти условия, и тогда равнодействующая не будет направлена вертикально. В. В. Смирнов решил задачу определения параметров несимметричной прокатки при неравных диаметрах валков на основе введения в расчет угла наклона полосы [37].

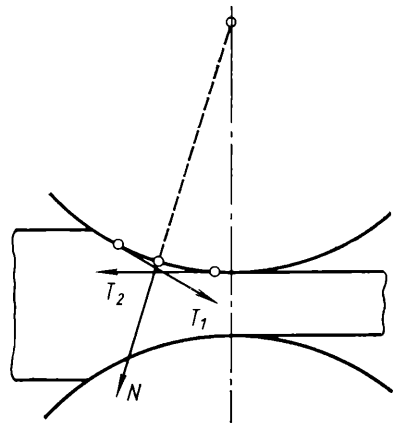


Рис. IV.15. Равнодействующие нормальных и касательных сил, приложенные от вала к прокатываемому металлу

Процесс прокатки	Формулы для определения момента M , необходимого для привода валка и бокового усилия, действующего на подшипники
1	2
<p>Оба валка приводные с равными диаметрами и окружными скоростями, прокатываемый металл однородный по своим свойствам, движется равномерно и на него не действуют какие-либо другие силы, кроме сил, приложенных от валков (простой процесс прокатки):</p> <p>1) без учета потерь на трение в подшипниках (рис. IV.16)</p> <p>2) с учетом потерь на трение в подшипниках (рис. IV.17)</p>	<p>1) $M = Pa = PR \sin \beta \approx P 0,5 \sqrt{R \Delta h}$;</p> <p>2) $M = P (a + \rho) = P \left(R \sin \beta + \frac{d\mu_1}{2} \right)$,</p> <p>где d — диаметр цапфы валка; μ_1 — коэффициент трения цапфы в подшипнике валка; ρ — радиус круга трения цапф валка</p>
<p>Прокатка происходит при тех же условиях, как и в простом процессе прокатки, но прокатываемая полоса при входе и выходе из валков подвергается натяжению под влиянием сил T_0 и T_1: $T_0 < T_1$</p> <p>1) без учета потерь на трение в подшипниках (рис. IV.18, а)</p>	<p>1) $M = Pa = PR \sin (\beta - \theta)$;</p> <p>$X = \frac{T_1 - T_0}{2}$; $\sin \theta = \frac{T_1 - T_0}{2P}$.</p>
<p>2) для стана с холостыми валками с учетом потерь на трение в подшипниках (рис. IV.19)</p>	<p>При $\beta = \theta$ прокатка происходит только за счет переднего натяжения полосы; X — горизонтальная проекция силы P;</p> <p>2) сила, необходимая для протягивания металла через холостые валки, равна $T_1 - T_0 = 2P \sin (\beta + \theta)$, $\sin \varphi = \frac{2\rho/D = d/D \cdot \mu_1}{2P}$</p>
<p>3) то же, при $T_0 > T_1$, без учета потерь на трение в подшипниках (см. рис. IV.18, б)</p> <p>Один валок приводной (например, нижний), другой вращается вследствие трения между прокатываемым металлом и поверхностью холостого валка. Все прочие условия соответствуют простому процессу прокатки (рис. IV.20)</p>	<p>3) $M = Pa = PR \sin (\beta + \theta)$</p> <p>$X = \frac{T_0 - T_1}{2}$; $\sin \theta = \frac{T_0 - T_1}{2P}$</p>
<p>1) без учета потерь на трение в подшипниках</p> <p>2) с учетом потерь на трение в подшипниках</p>	<p>1) $M_2 = Pa_2 = P (D + h_1) \sin \beta_1$; $X = P \sin \beta_1$</p> <p>2) $M_2 = P (a_2 + \rho) = P (D + h_1) \sin \times (\beta + \varphi)$;</p> <p>$\sin \varphi = \frac{d}{D} \mu_1$</p>

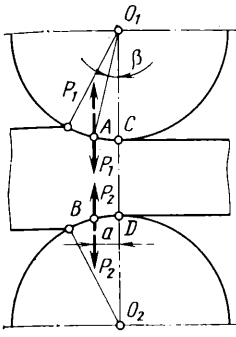


Рис. IV.16

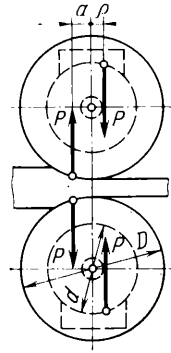


Рис. IV.17

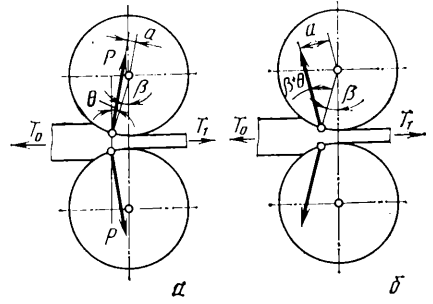


Рис. IV.18

Рис. IV.16. Направление общих равнодействующих сил, приложенных от валка к прокатываемому металлу и от металла к валкам (пунктир)

Рис. IV.17. Направление равнодействующих сил, действующих на валки, при простом процессе прокатки с учетом влияния трения в подшипниках

Рис. IV.18. Направление сил, действующих на валки, при прокатке с натяжением: а — $T_0 < T_1$; б — $T_0 > T_1$

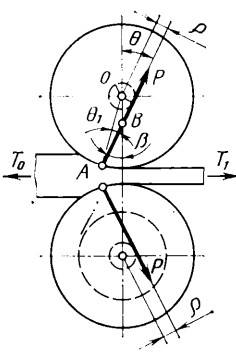


Рис. IV.19

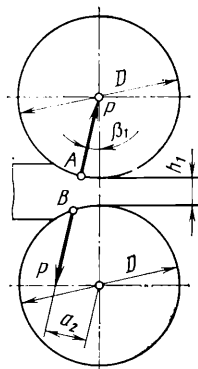


Рис. IV.20

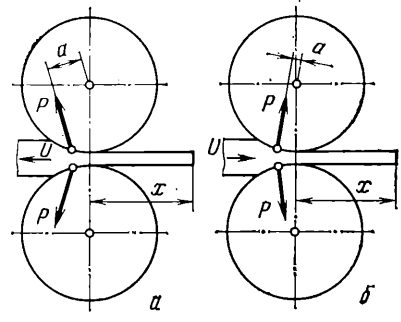


Рис. IV.21

Рис. IV.19. Направление сил, действующих на холостые валки

Рис. IV.20. Направление сил, действующих на валки, когда приводится только один нижний валок

Рис. IV.21. Направление сил, действующих на валки, при неравномерном движении прокатываемого металла:

а — ускоренное движение; б — замедленное движение

1	2
<p>Валки вращаются неравномерно, прокатываемый металл выходит из валков с ускорением. Все прочие условия соответствуют простому процессу прокатки: (рис. IV.21) 1) при ускоренном движении; 2) при замедленном движении</p>	$M = Pa = PR \sin(\beta \pm \theta);$ $X = \frac{U}{2} = \frac{1}{2} \frac{G_j}{g} \left[\frac{1}{\lambda} + \frac{x}{l} \times \right. \\ \left. \times \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right) \right];$ $\sin \theta = U : 2P,$
<p>Валки имеют разные окружные скорости и разные диаметры. Все прочие условия соответствуют простому процессу прокатки. Прокатка с верхним или нижним давлением (рис. IV.22)</p>	<p>где G — масса прокатываемого металла; λ — вытяжка; l — длина прокатанной полосы; g — ускорение свободного падения; j — ускорение металла при выходе из валков; U — сила инерции</p> $M_1 = Pa_1 = PR_1 \sin(\beta_1 + \theta);$ $M_2 = Pa_2 = PR_2 \sin(\beta_2 - \theta);$ $X = P \sin \theta,$
<p>Окружные скорости обоих валков равны, а диаметр одного из валков значительно больше диаметра другого. Все прочие условия соответствуют простому процессу прокатки (рис. IV.23)</p>	<p>где $\sin \theta = e/h_{AB}$</p> $M_1 = Pa_1 = PR_1 \sin(\beta_1 - \theta);$ $M_2 = Pa_2 = PR_2 \sin(\beta_2 + \theta);$ $\operatorname{tg} \theta = \frac{R_2 \sin \beta_2 - R_1 \sin \beta_1}{h_1 + R_1(1 - \cos \beta_1) + R_2(1 - \cos \beta_2)}$
<p>Прокатка происходит при тех же условиях, как и в простом процессе прокатки, но верхний слой прокатываемого металла нагрет до более высокой температуры, чем нижний — неоднородность механических свойств прокатываемого металла (рис. IV.24)</p>	$M_1 = Pa_1 = PR \sin(\beta_1 + \theta);$ $M_2 = Pa_2 = PR \sin(\beta_2 - \theta);$ $\operatorname{tg} \theta = \frac{\beta_1 - \sin \beta_2}{h_1/R + 2 - \cos \beta_1 - \cos \beta_2}$
<p>Прокатка в стане кварто: 1) рабочие валки приводные (рис. IV.25)</p>	$1) M_{\text{оп}} = P_{\text{оп}} \left[\frac{D_{\text{раб}}}{D_{\text{оп}}} \rho_{\text{оп}} + m \left(1 + \frac{D_{\text{раб}}}{D_{\text{оп}}} \right) \right];$ $X_{\text{оп}} = P \sin(\alpha \pm \theta)$ $M_{\text{раб}} = M_{\text{пр}} + M_{\text{оп}} + M_{\text{тр}} = P_{\text{пр}} a + P_{\text{оп}} \left[\frac{D_{\text{раб}}}{D_{\text{оп}}} \rho_{\text{оп}} + m \left(1 + \frac{D_{\text{раб}}}{D_{\text{оп}}} \right) \right] + T_{\text{раб}}$
<p>То же (рис. IV.26)</p>	<p>При $T_1 = T_0 = 0$:</p> $T = X = P_{\text{оп}} \sin \alpha; P_{\text{оп}} = P_{\text{пр}} \frac{1}{\cos(\alpha + \theta)}$
<p>То же (рис. IV.27)</p>	<p>При $T_1 > T_0$:</p> $T = P_{\text{оп}} \sin \alpha + P_{\text{пр}} \sin \gamma_1;$ $P_{\text{оп}} = P_{\text{пр}} \frac{\cos \gamma_1}{\cos(\alpha + \theta)}$
<p>То же (рис. IV.28)</p>	<p>и при $T_0 > T_1$:</p> $T = P_{\text{оп}} \sin \alpha - P_{\text{пр}} \sin \gamma_2;$ $P = P_{\text{пр}} \frac{\cos \gamma_2}{\cos(\alpha + \theta)}$

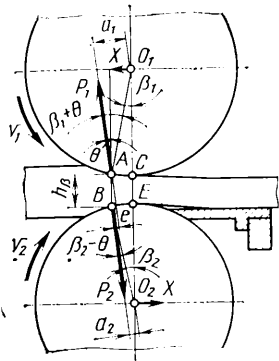


Рис. IV.22.

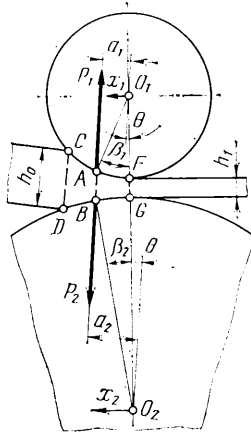


Рис. IV.23

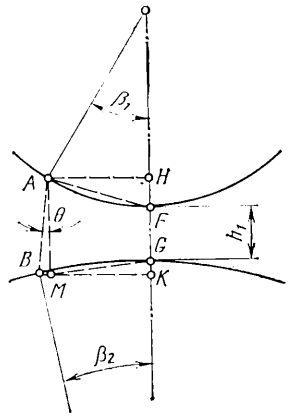


Рис. IV.22. Силы, действующие на валки при прокатке с верхним давлением ($D_1 > D_2$)

Рис. IV.23. Силы, действующие на валки, когда их диаметры различны

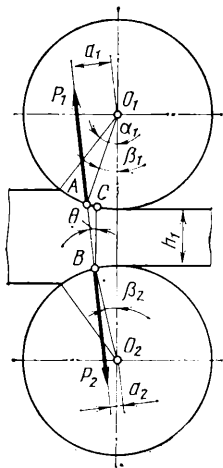


Рис. IV.24

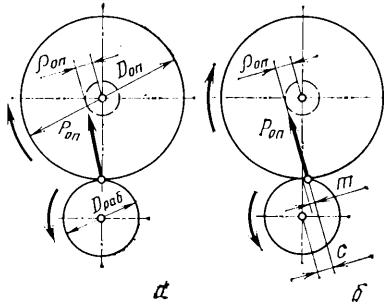


Рис. IV.25

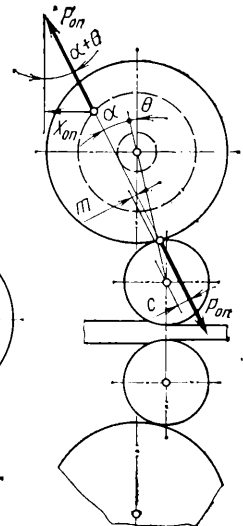


Рис. IV.26

Рис. IV.24. Силы, действующие на валки при прокатке неравномерно нагретого металла

Рис. IV.25. Направление усилия, действующего на опорный валок:
 а — без учета трения качения между валками; б — с учетом трения качения

Рис. IV.26. Силы, действующие на подшипники опорного валка и на рабочий валок по контактной поверхности с опорными

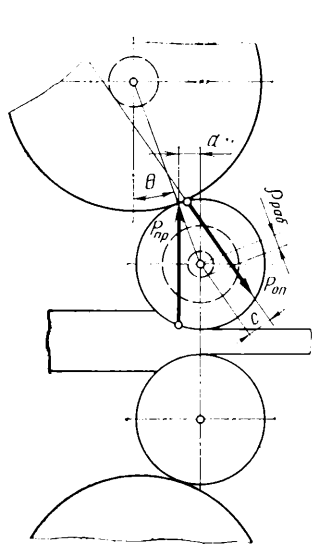


Рис. IV.27

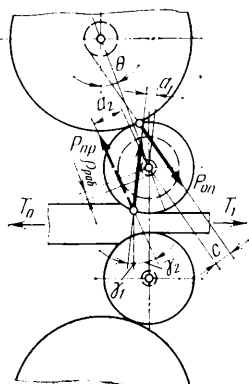


Рис. IV.28

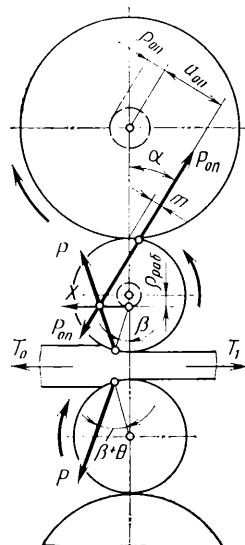


Рис. IV.29

Рис. IV.27. Силы, действующие на рабочий валок при прокатке без натяжения или когда $T_0 = T_1$

Рис. IV.28. Силы, действующие на рабочий валок при прокатке с натяжением (направленные силы $P_{пр}$ показано сплошной линией для случая $T_0 < T_1$ и штриховой — для $T_0 > T_1$)

Рис. IV.29. Направление сил, действующих на валки стана кварто, когда опорные валки приводные, а рабочие — холостые

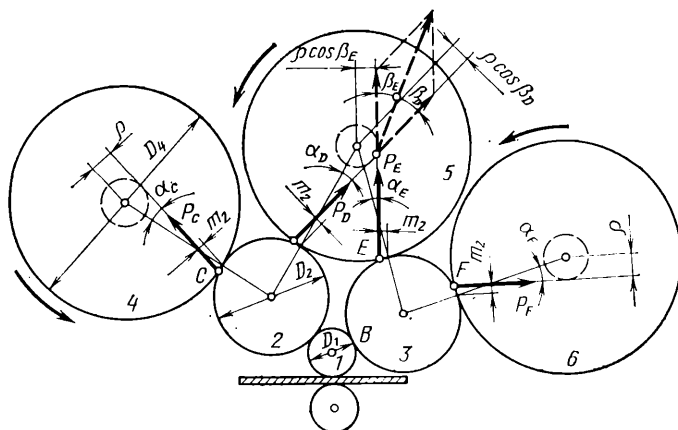


Рис. IV.30. Силы, действующие на основные опорные валки 12-валкового стана

1	2
<p>2) опорные валки приводные (рис. IV.29)</p>	$2) M_{\text{оп}} = P_{\text{оп}} \left(\frac{D_{\text{оп}}}{2} \sin \alpha + m + \rho_{\text{оп}} \right)$ $\sin \alpha = \frac{\frac{P}{P_{\text{оп}}} \left[\frac{D_{\text{раб}}}{2} \sin (\beta \pm \theta) + \rho_{\text{раб}} \right] + m}{\frac{D_{\text{раб}}}{2} - \rho_{\text{раб}}}$ $X = P \sin \varphi + P_{\text{оп}} \sin \alpha$
<p>Прокатка в 12-валковом стане, валки 2 и 3 приводные (IV.30)</p>	$M = P_{\text{пр}} a \frac{D_2}{D_1} + (P_A + P_B) \left(1 + \frac{D_2}{D_1} \right) \times$ $\times m_1 + (P_C + P_D + P_E + P_F) \times$ $\times \left[\frac{D_2}{D_4} \rho + \left(1 + \frac{D_2}{D_1} \right) m_2 \right]$
<p>То же (рис. IV.31)</p>	$P_A = P_{\text{пр}} \frac{\sin (\varphi_B + \alpha_A - \gamma)}{\sin (\varphi_A + \varphi_B)}$
<p>То же (рис. IV.32)</p>	$P_B = P_{\text{пр}} \frac{\sin (\varphi_A - \alpha_A + \gamma)}{\sin (\varphi_A + \varphi_B)}; \text{ и т. д.}$
<p>Прокатка колец или бандажей: первый валок — приводной, второй — холостой (рис. IV.33)</p>	$M = P (a_1 - \rho_1) = P [(R_1 + R_2 + h_1) \times$ $\times \sin (\psi + \rho_1 - \rho_2)]$ $x = P \sin \psi; \quad \psi = \beta_2 + \varphi_2.$
<p>Прокатка колец в матрице: матрица 1 — приводная, валок 2 — холостой (рис. IV.34)</p>	<p>При консольном расположении валков:</p> $\rho_1 = \frac{A \rho_A + B \rho_B}{P};$ $\rho_2 = \frac{C \rho_C + E \rho_E}{P},$ <p>где A и B — нагрузка на подшипники наружного валка; C и E то же, внутреннего валка; $\rho_A, \rho_B, \rho_C, \rho_E$ — радиусы кругов трения подшипников</p> $M = P (a_1 + \rho_1) = P [(R_1 - R_2 - h_1) \times$ $\times \sin \psi + \rho_1 + \rho_2],$ <p>где $\psi = \beta_2 + \varphi_2; \quad \sin \varphi_2 = \rho_2/R_2$</p>

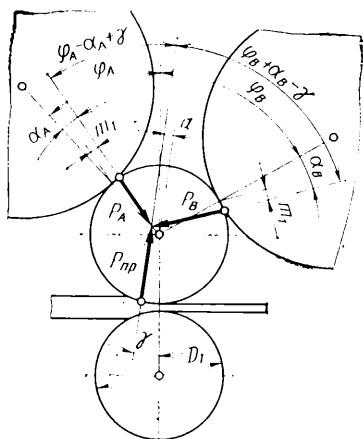


Рис. IV.31

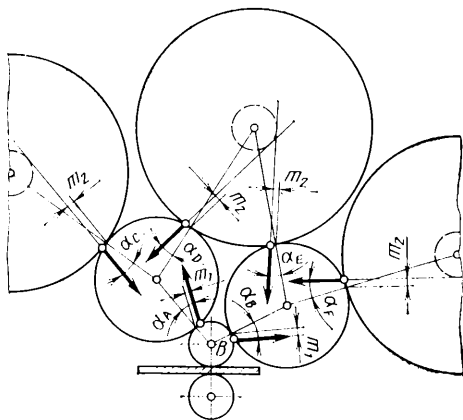


Рис. IV.32

Рис. IV.31. Силы, действующие на рабочий валок 12-валкового стана

Рис. IV.32. Силы, действующие на промежуточные (приводные) опорные валки 12-валкового стана

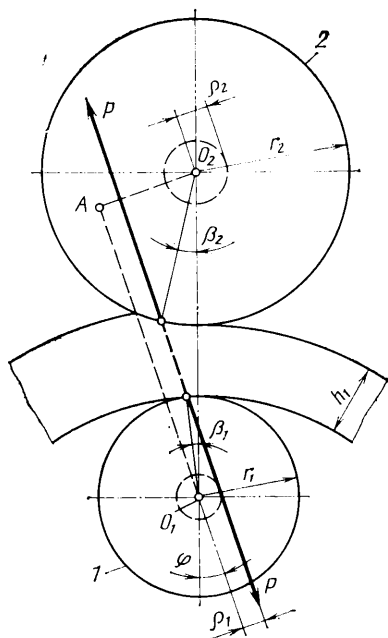


Рис. IV.33

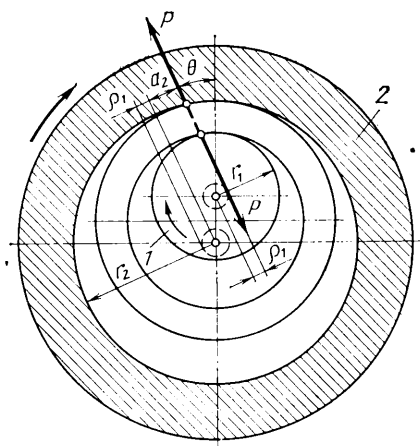


Рис. IV.34

Рис. IV.33. Направление сил, действующих на валки кольцевого прокатного стана: 1 — неприводной; 2 — приводной валок

Рис. IV.34. Направление сил, действующих на валки при прокатке кольца между внутренним валком (1) и валком (2), выполненным в виде матрицы

12. НАПРАВЛЕНИЕ СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ВАЛКИ ПРИ ПЛАНЕТАРНОЙ ПРОКАТКЕ

При определении направления усилий, действующих в планетарных станах, следует учитывать, что параметры клетки листовых станов выбирают такими, чтобы прокатка велась с перекрытием, т. е. очередная пара рабочих валков должна входить в зону деформации до выхода предыдущей пары. При этом условии усилие подачи имеет постоянный знак. Для этого угловой шаг между рабочими валками φ_t выбирается меньше угла φ_{II} исходного контура (рис. IV.35), т. е. угла, под которым рабочий валок начинает обжимать полосу [33].

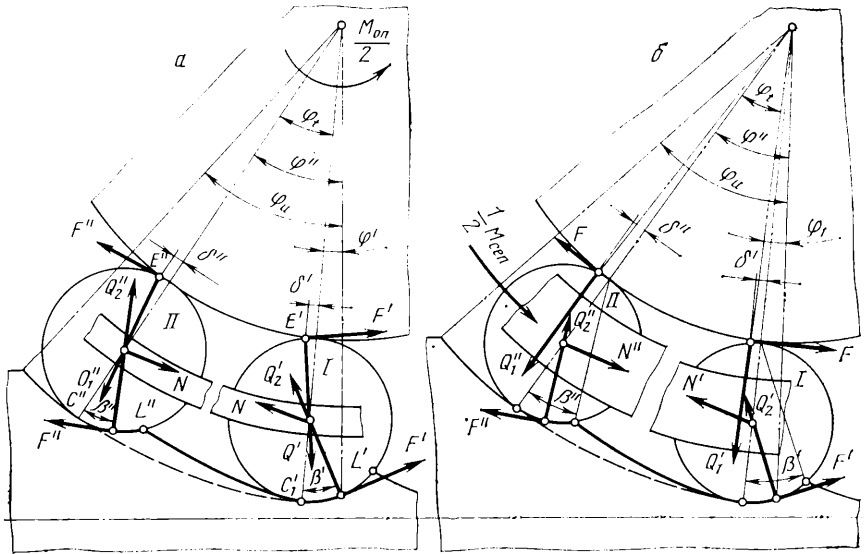


Рис. IV.35. Силы, действующие на рабочие валки, когда в зоне обжатия находятся две пары рабочих валков:

а — привод через опорные валки; б — привод через сепаратор

Из сказанного следует, что при углах $\varphi_t > \varphi > \varphi_{II}$ — φ_t в зоне деформации находится одна пара рабочих валков, как при прокатке на станах с четырехсторонним обжатием, у которых нет опорного валка.

При углах $\varphi_{II} > \varphi > \varphi_t$ и $\varphi_{II} - \varphi_t > \varphi > 0$ в зоне деформации две пары валков. Варианты системы привода (привод через опорные валки, привод через сепараторы) вносят существенные различия в схему сил.

Точка приложения равнодействующей усилия прокатки, когда в зоне деформации находится одна пара валков (рис. IV.36), отстоит от точки выхода металла из рабочих валков на расстоянии ψl (по аналогии с обычным процессом прокатки величину ψ можно принять приближенно равной 0,5 для всей зоны). Направления векторов усилия прокатки и реакции опорного валка на рабочий валок определяются условиями равновесия последнего [31—34].

Если пренебречь трением в подшипниках, то при приводе через опорные валки упомянутые векторы будут направлены по одной линии и противоположны друг другу. Эта линия окажется под углом $\frac{\beta}{2} \pm \frac{m}{d}$ к линии, соединяющей центры рабочего и опорного валков (β — угол дуги захвата, m — плечо трения

качения рабочего валка по опорному). Следовательно, к опорным валкам должен быть приложен суммарный момент (рис. IV.36):

$$M_{\text{оп}} = PD_{\text{оп}} \frac{\beta}{2} + Pm \frac{D_{\text{оп}} + 2d}{d}. \quad (\text{IV.87})$$

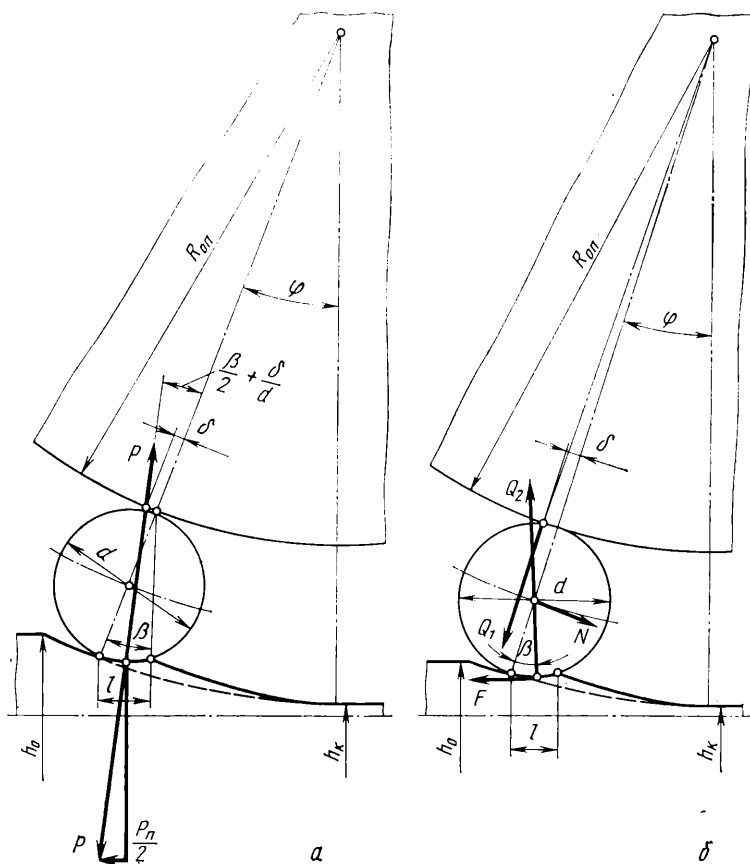


Рис. IV.36. Силы, действующие на рабочий валок, когда в зоне обжатия находится одна пара валков:

а — привод через опорные валки; б — привод через сепаратор

Соответственно усилия подачи равно

$$P_{\text{п}} = 2P \left(\varphi - \frac{\beta}{2} - \frac{m}{d} \right). \quad (\text{IV.88})$$

В случае привода за сепаратор, исходя из равновесия сил (рис. IV.36), действующих на рабочий валок, получим уравнение для определения момента, приложенного к двум сепараторам:

$$M_{\text{сеп}} = P \left[\beta + m \frac{2(D_{\text{оп}} + 2d)}{D_{\text{оп}}d} \right] (D_{\text{оп}} + d). \quad (\text{IV.89})$$

Усилие подачи с достаточной точностью определяется из уравнения

$$P_{II} = 2P \left(\varphi - \beta - \frac{2m}{d} \right). \quad (IV.90)$$

Усилие N — действующее на подшипники рабочего валка, равно

$$N = P \left[\beta + m \frac{2(D_{оп} + 2d)}{D_{оп}d} \right]. \quad (IV.91)$$

В период совместного действия в зоне деформации двух пар рабочих валков центры первой (ближайшей к вертикали на рис. IV.35, а) пары рабочих валков

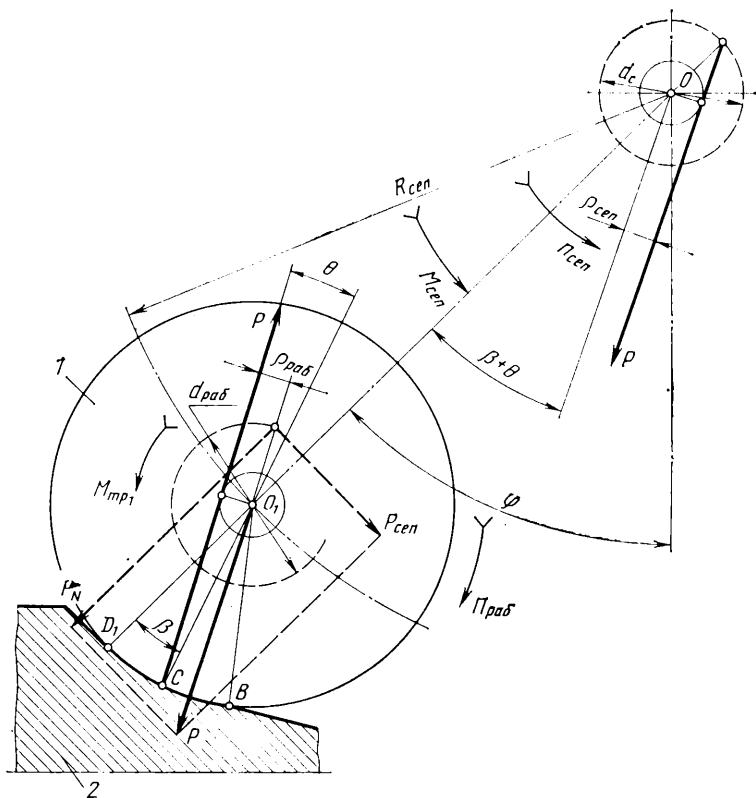


Рис. IV.37. Направление сил, действующих на рабочие валки планетарных станов, не имеющих опорных валков:

1 — рабочий валок; 2 — прокатываемый металл

стремятся увеличить свою скорость из-за опережения. Поскольку валки связаны между собой сепараторами, то появляются дополнительные усилия N , растягивающие сепараторы и сжимающие металл на участке $L''C'$.

Усилия N не могут превышать величин, обусловленных либо наименьшим из четырех усилий проскальзывания рабочих валков по площадкам $C'L'$; $C''L''$; E' ; E'' (см. рис. IV.22), либо пределом текучести наименее прочного сечения металла в промежутке $L'C'$ между смежными парами рабочих валков. Как показывают расчеты, при обжатиях меньше 96% на первый валок будет действовать меньшее усилие, чем на второй, и поэтому валки первой пары будут проскальзывать по площадке контакта E' первого рабочего валка с опорным.

Направления усилий и моменты, приложенные к опорным валкам (см. рис. IV.35), пренебрегая трением в подшипниках, можно определить из условий равновесия валков как в случае привода через опорный валок, так и в случае привода через сепаратор [32].

При прокатке на планетарных станах с четырехсторонним обжатием привод рабочих валков осуществляется или через сепаратор, или через сепаратор и опорный валок. При приводе через опорный валок необходимо синхронизирующее устройство. При приводе через сепаратор необходимость в синхронизирующем устройстве отпадает и тем самым упрощается конструкция планетарной клетки.

Методика определения направления сил, действующих на рабочие валки планетарных станов, у которых нет опорного валка, разработана Г. С. Никитиным, В. Д. Мерзляковым и др. [35].

В этом случае (рис. IV.37) рабочие валки стана являются холостыми и, исходя из условия равновесия валка, момент от сил трения должен уравновешиваться моментом, создаваемым равнодействующей усилия прокатки P .

Угол отклонения равнодействующей сил, приложенных от металла к валку, равен

$$\theta = \arcsin \frac{P_{\text{раб}}}{r_B}. \quad (\text{IV.92})$$

Горизонтальная сила, действующая от валков на металл (выталкивающая — затягивающая), равна

$$P_r = 2P \sin [\varphi - (\beta + \theta)], \quad (\text{IV.93})$$

где β — угол, характеризующий положение равнодействующей; φ — угловое положение валка в зоне обжатий.

Угловое положение рабочего валка в зоне обжатия (φ_0), при котором горизонтальная сила меняет знак, определится из выражения

$$\varphi_0 = \beta + \theta. \quad (\text{IV.94})$$

Момент, необходимый для вращения сепаратора (см. рис. IV.37),

$$M_{\text{сеп}} = P_{\text{раб}} [R_{\text{сеп}} \sin (\beta + \theta) + \rho_{\text{сеп}}], \quad (\text{IV.95})$$

где $\rho_{\text{сеп}}$ — радиус круга трения в подшипниках сепаратора,

13. ПРИМЕРЫ РАСЧЕТОВ

Пример 1. Определить усилие прокатки в рабочей клетке блюминга 1300. Слиток массой 12,5 т из стали 08кп прокатывается в первом проходе со средней скоростью 5 м/с при температуре 1150°C. Исходные размеры слитка: $h_0 = 640$ мм, $b_0 = 710$ мм; размеры слитка после прокатки: $h_1 = 560$ мм, $b_1 = 720$ мм.

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Абсолютное обжатие	Δh , мм	$\Delta h = h_0 - h_1 = 640 - 560 = 80$ мм
Относительное обжатие	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} = \frac{80}{640} = 0,125$
Длина дуги захвата	l , мм	$l = \sqrt{R\Delta h} = \frac{1200}{2} \cdot 80 = 211,5$ мм
Отношение длины дуги захвата к средней высоте	$\frac{l}{h_{\text{ср}}}$	$\frac{l}{h_{\text{ср}}} = \frac{2l}{h_0 + h_1} = \frac{2 \cdot 211,5}{640 + 560} = 0,35$
Коэффициент трения	μ	$\mu = k_1 k_2 k_3 (1,05 - 0,0005T)$, где $k_1 = 1,0$ (для стальных валков); $k_2 = 0,9$ (для скорости прокатки $v = 3$ м/с); $k_3 = 1,0$ (для стали 08кп) $\mu = 1 \cdot 0,9 \cdot 1 (1,05 - 0,0005 \cdot 1150) = 0,427$
Контактная площадь	F , мм ²	$F = b_{\text{ср}} l = \frac{b_0 + b_1}{2} l = \frac{710 + 720}{2} \cdot 211,5 = 151\,000$ мм ²
Средняя скорость деформации	$u_{\text{ср}}$, с ⁻¹	$u_{\text{ср}} = \frac{v_1 \Delta h}{l h_0} = \frac{500}{211,5} \cdot \frac{80}{640} = 1,78$
Сопrotивление деформации	σ , кгс/мм ²	$\sigma = \sigma_{0, \text{д}} k_t k_\varepsilon k_u = 8,4 \cdot 0,7 \cdot 1,02 \cdot 0,8 = 4,8$
Коэффициент, учитывающий влияние среднего главного напряжения	γ	$\gamma = 1 + \frac{\mu}{3} \frac{b_{\text{ср}}}{h_{\text{ср}}} = 1 + \frac{0,323}{3} \frac{715}{600} = 1,128$
Коэффициент, учитывающий влияние внешнего трения	n'_σ	$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{6} \frac{l}{h_{\text{ср}}} = 1 + \frac{211,5}{6 \cdot 600} = 1,06$
Коэффициент, учитывающий влияние внешних зон	n''_σ	$n''_\sigma = f \left(\frac{l}{h_{\text{ср}}} \right) = 1,45$
Коэффициент, учитывающий изменение влияния внешнего трения в связи с уширением	n_b	$n_b = \frac{1 + \frac{3bl}{3b} \frac{l}{4h}}{1 + \frac{l}{4h}} = \frac{1 + \frac{3 \cdot 715 - 211,5}{3 \cdot 715} \cdot \frac{211,5}{4 \cdot 600}}{1 + \frac{211,5}{4 \cdot 600}} = 0,99$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Коэффициент, учитывающий влияние напряжения	n_{σ}'''	$n_{\sigma} = 1$
Контактное давление	p , кгс/мм ²	$p = \gamma n_{\sigma}' n_{\sigma}'' n_{\sigma}''' n_{\sigma} n_{\sigma} = 1,128 \cdot 1,06 \cdot 1,45 \cdot 1 \cdot 0,99 \cdot 4,8 = 8,2$
Усилие прокатки	P , тс	$P = pF = 8,2 \cdot 151\,000 = 1\,240$

Пример 2. Определить усилие прокатки в клетке трио 800 рельсобалочного стана. Заготовка из стали марки Ст6 прокатывается при температуре 1130 °С со скоростью $v = 4,5$ м/с; рабочий диаметр валков 800 мм, площадь поперечного сечения металла до прохода $F_0 = 6500$ мм², $b_0 = 138$ мм, площадь поперечного сечения металла после прохода $F_1 = 5390$ мм², $b_1 = 141$ мм².

Рассчитываемые параметры	Обозначение	Расчетные формулы
Приведенная толщина заготовки:		
до прохода	h_0 , мм	$h_0 = \frac{F_0}{b_0} = \frac{6500}{138} = 47$
после прохода	h_1 , мм	$h_1 = \frac{F_1}{b_1} = \frac{5390}{141} = 38,2$
Обжатие:		
абсолютное	Δh , мм	$\Delta h = h_0 - h_1 = 8,8$
относительное	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} = 0,187$
Длина дуги захвата	l , мм	$l = \sqrt{R\Delta h} = 59,3$
Отношение l/h_{CP}	—	$l/h_{CP} = 1,39$
Средняя скорость деформации	u_{CP} , с ⁻¹	$u_{CP} = \frac{v(1+S)}{l} \varepsilon = 14,2$
Сопrotивление деформации	σ , кгс/мм ²	$\sigma = \sigma_{0, Д} k_l k_{\varepsilon} k_u = 9,2 \cdot 0,7 \cdot 1,17 \cdot 1,05 = 8,7$
Коэффициент трения	μ	$\mu = 0,55 - 0,00024T = 0,28$
Коэффициент напряженного состояния, учитывающий:		
влияние трения	n_{σ}'	$n_{\sigma}' = 1,23$
влияние внешних зон	n_{σ}''	$n_{\sigma}'' = 1,0$
особенности прокатки в калибре	n_K	$n_K = \frac{1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{l}{h}}{1 + \frac{1}{3} \mu \frac{l}{h}} = 1,09$

Рассчитываемые параметры	Обозначение	Расчетные формулы
Контактное давление	$p_{ср}$, кгс/мм ²	$p_{ср} = \gamma n'_\sigma n'_k \sigma_\phi = 1,15 \cdot 1,23 \cdot 1,09 \cdot 8,7 = 13,4$
Контактная площадь	F_k	$F_k = lb_{ср} = 9850$
Усилие прокатки	P , тс	$P = p_{ср} F_k = 13,4 \cdot 9850 = 132$

Пример 3. Определить усилие при холодной прокатке полосы из малоуглеродистой стали в первой клети четырехклетового стана кварто 1700 со скоростью 2,7 м/с. Диаметр рабочих валков 600 мм, диаметр опорных валков 1500 мм. Исходная толщина 3,5 мм, конечная толщина 2,37 мм, ширина полосы 1500 мм, коэффициенты заднего натяжения $\xi = 1,0$, переднего натяжения $\delta = 0,18$. Принять: коэффициент внешнего трения 0,08, предел текучести до прокатки $\sigma_{s0} = 23$ кгс/мм², предел текучести после прокатки $\sigma_{s1} = 47$ кгс/мм².

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Абсолютное обжатие	Δh , мм	$\Delta h = h_0 - h_1 = 3,5 - 2,37 = 1,13$
Относительное обжатие	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} 100\% = \frac{1,13}{3,5} 100 = 32,4$
Длина дуги захвата без учета упругой деформации валков и полосы	l , мм	$l = \sqrt{R\Delta h} = \sqrt{300 \cdot 1,13} = 18,4$
Отношение дуги захвата к средней высоте очага деформации	$\frac{l}{h_{ср}}$	$\frac{l}{h_{ср}} = \frac{2l}{h_0 + h_1} = \frac{2 \cdot 18,4}{5,87} = 6,28$
Коэффициент, учитывающий влияние внешнего трения	n'_σ	$n'_\sigma = \frac{p_{ср}}{\tau_s} = \frac{2(1 - \varepsilon)}{\varepsilon(\delta - 1)} \left(\frac{h_H}{h_1} \right) \times$ $\times \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right];$ $\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 + 1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$
Контактное давление без учета натяжения и упругой деформации валков	p , кгс/мм ²	или $n'_\sigma = f(\varepsilon, \delta); \delta = \frac{2\mu l}{\Delta h}; n'_\sigma = 1,18$ $p = n'_\sigma 2\tau_s = 1,18 \cdot 40,3 = 47,5;$ $2\tau_s = 1,15 \frac{\sigma_{s0} + \sigma_{s1}}{2} = 1,15 \frac{23 + 47}{2} = 40,3$
Контактная площадь	F , мм ²	$F = bl = 1500 \cdot 18,4 = 27\ 600$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Усилие прокатки (без учета натяжения полосы и упругой деформации валков)	P , тс	$P = pF = 47,5 \cdot 27\,600 = 1310$
Длина дуги захвата (с учетом упругой деформации валков)	l_c , мм	$l_c = \sqrt{R \Delta h + x_2^2} + x_2;$ $x_2 = \frac{\rho^* R}{9500} = \frac{45 \cdot 300}{9500} = 1,421;$ $l_c = \sqrt{300 \cdot 1,13 + 1,421^2} + 1,421 = 19,887$
Коэффициент δ	δ	$\delta = \frac{2\mu l_c}{\Delta h} = \frac{2 \cdot 0,08 \cdot 19,887}{1,13} = 2,816$
Высота нейтрального сечения	h_H , мм	$h_H = \sqrt[2\delta]{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta-1} h_1^{\delta+1}};$ $h_H = \sqrt[2 \cdot 2,816]{\frac{1}{0,8} \cdot 3,5^{(2,816-1)} \cdot 2,37^{(2,816+1)}} = 2,7960$
Контактное давление (с учетом натяжения полосы и упругой деформации валков)	p , кгс/мм ²	$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\} =$ $= \frac{40,3}{1,13} \left\{ 1 \frac{3,5}{2,816 - 2} \left[\left(\frac{3,5}{2,7961} \right)^{2,816-2} - 1 \right] + 0,8 \frac{2,37}{2,816 + 2} \left[\left(\frac{2,7961}{2,37} \right)^{2,816+2} - 1 \right] \right\} = 47,763$
Длина дуги захвата (с учетом упругой деформации валков)	l_c , мм	$x_2 = \frac{47,8^{**} \cdot 300}{9500} = 1,509;$ $l_c = \sqrt{300 \cdot 1,13 + 1,509^2} + 1,509 = 19,983$
Коэффициент δ	δ	$\delta = \frac{2 \cdot 0,08 \cdot 19,983}{1,13} = 2,829$
Высота нейтрального сечения	h_H , мм	$h_H = \sqrt[2 \cdot 2,829]{\frac{1}{8} \cdot 3,5^{(2,829-1)} \cdot 2,37^{(2,829+1)}} = 2,7964$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Контактное давление (с учетом натяжения и упругой деформации валков)	p , кгс/мм ²	$p = \frac{40,3}{1,13} \left\{ 1 \frac{3,5}{2,829 - 2} \times \right.$ $\times \left[\left(\frac{3,5}{2,7964} \right)^{2,829-2} - 1 \right] + 0,8 \frac{2,37}{2,829 + 2} \times$ $\left. \times \left[\left(\frac{2,7964}{2,37} \right)^{2,829+2} - 1 \right] \right\} = 47,83$
Усилие прокатки (с учетом натяжения и упругой деформации валков)	P , тс	$P = pF = 47,83 \cdot 19,983 \cdot 1500 = 1430$

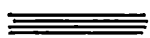
* Принимаем $p = 45$ кгс/мм².** Принимаем $p = 47,8$ кгс/мм².

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки. М., «Металлургия», 1980. 319 с. с ил.
2. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М., «Металлургия», 1962. 494 с. с ил.
3. Целиков А. И. Основы теории прокатки. М., «Металлургия», 1965. 247 с. с ил.
4. Смирнов В. С. Теория обработки давлением. М., «Металлургия», 1973. 496 с. с ил.
5. Зарощинский М. Л. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1963, № 8, с. 212—218.
6. Дрозд В. Г. — В кн.: Теория прокатки. М., Metallurgizdat, 1962, с. 330—338.
7. Победин И. С., Дрозд В. Г. — «Труды ВНИИметмаш», № 2. М., ВНИИметмаш, 1960, с. 179—192.
8. Динник А. А. — В кн.: Теория прокатки. М., Metallurgizdat, 1962, с. 463—466.
9. Цоухар Г. Силовые воздействия при прокатке в вытяжных калибрах. М., Metallurgizdat, 1963. 207 с. с ил.
10. Кирилин Н. М., Зюзин В. И., Бахтинов Ю. Б. Контактная площадь при прокатке турбинных лопаток. 1-71-9. Metallurgicheskoe mashinostroyeniye. NIIINformtyazhmas, 1971.
11. Гладков Г. А., Сергеев С. Т., Калинович С. В., Зайков М. А. — В кн.: Теория прокатки. Под ред. А. П. Чекмарева, М., «Металлургия», 1975, с. 429—428.
12. Бахтинов Б. П., Штернов М. М. Калибровка валков. М., Metallurgizdat, 1953, с. 162—163.
13. Гелеи Ш. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. М., Metallurgizdat, 1958. 419 с. с ил.
14. Пресняков А. А. — «Сталь», 1952, № 7, с. 611.
15. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке. М., «Металлургия», 1973. 288 с. с ил.
16. Голубев Т. М., Зайков М. А. — «Сталь», 1950, № 3, с. 237.
17. Чекмарев А. П., Ольдзиевский С. А. Методы исследования процессов прокатки. М., «Металлургия», 1969. 294 с. с ил.

18. Уайттон Ф., Форд Г. В кн.: Проблемы современной металлургии, 1956, № 3 (27), с. 132—172.
19. Унксов Е. П. Инженерная теория пластичности. М., Машгиз, 1959. 325 с. с ил.
20. Никитин Г. С. — «Труды ВНИИметмаш», № 12, М., ВНИИметмаш, 1964, с. 497—535.
21. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов, т. III, М., Металлургиздат, 1960. 306 с. с ил.
22. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов. М., «Металлургия», 1969. 49 с.
23. Крейндин Н. И. Расчет обжатий при прокатке цветных металлов. М., Металлургиздат, 1963. 407 с. с ил.
24. Третьяков Е. М. — В кн.: Исследование пластического течения металлов. М., «Наука», 1970, с. 16—32.
25. Третьяков Е. М. — В кн.: Исследование процессов пластического течения металлов. М., «Наука», 1971, с. 17—34.
26. Целиков А. И., Томленов А. Д., Третьяков Е. М. — В кн.: Теория прокатки. Под ред. А. П. Чекмарева. М., «Металлургия», 1975, с. 231—234.
27. Третьяков А. В., Локишин Б. Е., Мигачева Г. Н. — В кн.: Теория прокатки. Под ред. А. П. Чекмарева, М., «Металлургия», 1975, с. 251—255.
28. Теория прокатки крупных слитков. М., «Металлургия», 1968. 250 с. с ил. Авт.: А. П. Чекмарев, В. Л. Павлов, В. И. Мелешко и др.
29. Шварцбарт Я. С., Никитин Г. С., Зуев И. Г. — «Заводская лаборатория», 1976, № 4, с. 473—476.
30. Никитин Г. С., Жучин В. Н., Евсτροпов Г. М., Капустин В. А. — «Труды МВТУ» № 176. Вып. IV, Машины — автоматы и прокатное производство. М., МВТУ, 1974, с. 102—115.
31. Целиков А. И., Ритман Р. И. — В кн.: Вопросы обработки давлением. М., Изд-во АН СССР, 1958, с. 73—85.
32. Целиков А. И., Ритман Р. И. — «Прокатные станы и технология прокатки». Вып. 84. М., Машгиз, 1958, с. 5—31.
33. Ритман Р. И. Методы расчетов листовых планетарных прокатных станов. М., ЦБТИТяжмаш. 1959. 85 с. с ил.
34. Целиков А. И., Ритман Р. И. Способы определения площади контакта валков с металлом при планетарной прокатке. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1970, № 11, с. 139—145.
35. Никитин Г. С., Мерзляков В. Д., Евсτροпов Г. М. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1973, № 2, с. 147—150.
36. Третьяков А. В., Третьяков Е. М., Мигачева Г. Н. — Дрессировка и качество тонкого листа. М., «Металлургия», 1977. 232 с. с ил.
37. Смирнов В. В., Яковлев Р. А. Механика приводов прокатных станов. М., Металлургия, 1977.

Глава V



МОМЕНТ И МОЩНОСТЬ ПРОКАТКИ

(акад. А. И. Целиков,
канд. техн. наук Г. С. Никитин)

1. ОСНОВНЫЕ ВЕЛИЧИНЫ, СОСТАВЛЯЮЩИЕ НАГРУЗКУ ГЛАВНОГО ПРИВОДА ВАЛКОВ

Момент на валу двигателя, необходимый для привода валков рабочей клетки прокатного стана, складывается из четырех величин:

$$M_{дв} = (M_{пр/л}) + M_{тр} + M_{хол} + M_{дин} \quad (V.1)$$

где $M_{пр}$ — момент прокатки, т. е. момент, требующийся для преодоления сопротивления деформации прокатываемого металла и сил трения металла по поверх-

ности валков; i — передаточное число передачи между валками и двигателем; $M_{\text{тр}}$ — приведенный к валу двигателя момент добавочных сил трения, возникающих в узлах трения (в подшипниках валков и передаточных механизмах) без учета момента, требующегося на вращение валков при холостом ходе; $M_{\text{хол}}$ — момент холостого хода, т. е. момент, требующийся для привода валков во время холостого хода; $M_{\text{дин}}$ — динамический момент на валу двигателя, необходимый для преодоления инерционных усилий, возникающих при неравномерном вращении валков.

Первые три величины, составляющие нагрузку главного привода валков, представляют собой в сумме статический момент.

Отношение момента прокатки, приведенного к валу двигателя, к полному статическому моменту называется к. п. д. прокатного стана:

$$\eta_c = \frac{M_{\text{пр}}/i}{(M_{\text{пр}}/i) + M_{\text{тр}} + M_{\text{хол}}} \quad (\text{V.2})$$

В зависимости от режима прокатки и устройства стана (главным образом от конструкции подшипников прокатных валков) значения к. п. д. стана могут колебаться в довольно широких пределах — $\eta_c = 0,5 \div 0,95$.

Динамический момент возникает лишь в станах, работающих с неравномерным вращением валков, в станах с маховиком, в станах с регулируемой скоростью прокатки в течение прохода, в том числе и в реверсивных. Величину динамического момента находят по формуле:

$$M_{\text{дин}} = I \cdot \frac{\pi}{30} \frac{dn}{dt} = \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}; \quad M_{\text{дин}} = \frac{mD^2}{4} \frac{d\omega}{dt} = I \frac{d\omega}{dt}, \quad (\text{V.3})$$

где I — момент инерции вращающихся частей стана, приведенный к валу двигателя; $\frac{d\omega}{dt}$ — угловое ускорение, об/мин, с, $1/\text{с}^2$ или $\text{рад}/\text{с}^2$; GD^2 , mD^2 — маховой момент.

В качестве примера приведем составляющие момента двигателя для обжимного стана, %: момент прокатки 50—60; динамический момент шпинделей 0,6—0,8; потери на трение в шпинделях 2,0—2,3; динамический момент шестеренных валков 1,0—2,0; потери на трение в шестеренной клетке 3—5; динамический момент моторной и коренной муфт 0,8—1,4; потери в коренной и моторной муфтах 1,2—2,0; динамический момент якоря двигателя 20—30.

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОМЕНТА ПРОКАТКИ ПО УСИЛИЮ ПРОКАТКИ

Момент прокатки подсчитывают по усилию прокатки или по экспериментальным данным о расходе энергии при прокатке. Первый способ дает более точные результаты при прокатке профилей прямоугольного сечения: листов, лент, блюмов, слэбов и т. п.

Из условия равновесия прокатываемого металла можно определить направление усилий, приложенных к валку, и по уравнениям, приведенным в гл. IV, подсчитать вращающие моменты на валках при разных условиях прокатки.

Угол β , входящий в эти уравнения, определяется точкой приложения равнодействующей усилия прокатки, т. е. в основном законом распределения нормальных напряжений по контактной поверхности.

Определим момент для симметричного случая прокатки (рис. V.1), приняв ширину прокатываемого металла $b = 1$:

$$M_{\text{пр}} = Pa = \int_0^{\alpha} p_x R^2 \sin \varphi \cos \varphi d\varphi + \int_{\gamma}^{\alpha} \tau_x R^2 \sin^2 \varphi d\varphi - \int_0^{\alpha} \tau_x R^2 \sin^2 \varphi d\varphi - \\ - \int_0^{\alpha} p_x R^2 \sin \varphi \cos \varphi d\varphi + \int_{\gamma}^{\alpha} \tau_x R^2 \cos^2 \varphi d\varphi - \int_0^{\gamma} \tau_x R^2 \cos^2 \varphi d\varphi. \quad (\text{V.4})$$

Одновременно напишем уравнение равновесия прокатываемого металла, спроектировав все силы на направление его движения:

$$P \sin \theta = \int_0^{\alpha} p_x R \sin \varphi d\varphi + \int_{\gamma}^{\alpha} \tau_x R \cos \varphi d\varphi - \int_0^{\gamma} \tau_x R \cos \varphi d\varphi. \quad (V.5)$$

Сравнив эти уравнения, можно заметить, что при относительно небольших углах φ (примерно в пределах 30°), когда $\cos \varphi = 0,87 \div 1$, последние три члена уравнения будут очень мало отличаться от правой части уравнения (V.5). Если, например, при определении влияния горизонтальных сил на момент прокатки

приравнять дугу захвата хорде и считать таким образом $\cos \varphi = \cos(\alpha/2)$, $Rd\varphi = \frac{dx}{\cos(\alpha/2)}$, то вместо последних трех членов в уравнении (V.4) можно написать

$$PR \sin \theta \cos(\alpha/2).$$

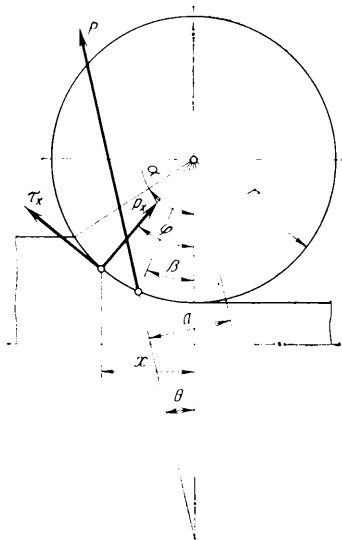


Рис. V.1. Схема действия сил на валок (к определению плеча равнодействующей)

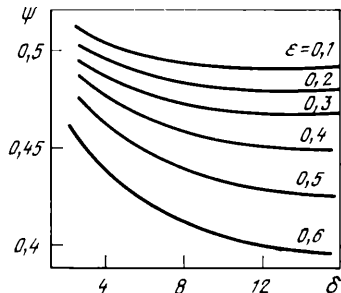


Рис. V.2. Изменение коэффициента плеча $\psi = M/2Pl$ в зависимости от $\delta = \mu [l/(2\Delta h)]$ при разных обжатиях

Далее в уравнении (V.4) можно также пренебречь разностью второго и третьего членов. В результате этого упрощения

$$M = Pa = \int_0^{\alpha} p_x R^2 \sin \varphi \cos \varphi d\varphi + PR \sin \theta \cos \alpha/2, \quad (V.6)$$

или, обозначив $R \sin \varphi = x$, получим

$$M = Pa = \int_0^l p_x x dx + PR \sin \theta \cos(\alpha/2). \quad (V.7)$$

Угол β находим тогда из уравнения

$$\alpha = R \sin(\beta + \theta) = \frac{\int_0^l p_x x dx}{P} + R \sin \theta \cos(\alpha/2). \quad (V.8)$$

При простом случае прокатки, когда $\theta = 0$:

$$\alpha = R \sin \beta = \frac{\int_0^l p_x x dx}{\int_0^l p_x dx}, \quad (V.9)$$

т. е. плечо равнодействующей контактных сил практически равно расстоянию от линии, соединяющей центры валков, до центра тяжести эпюры нормальных напряжений, построенной на горизонтальной проекции дуги захвата.

Отношение углов β/α называется *коэффициентом плеча (положения) усилия прокатки*: $\beta/\alpha = \psi$.

При простом случае прокатки, т. е. когда равнодействующая контактных сил направлена вертикально, $\beta/\alpha \approx a/l$, где a — плечо равнодействующей усилия прокатки.

Момент, необходимый для вращения обоих валков при простом случае прокатки,

$$M_{\text{пр}} = 2P\psi l \approx 2P\psi \sqrt{r \Delta h}. \quad (V.10)$$

Аналитически значения коэффициента плеча для разных законов распределения контактных напряжений приведены в работах [2—4] при предположении, что силы трения пропорциональны нормальному напряжению, и в работе [5] — при постоянных силах трения.

Н. М. Кириллин [3] при вычислении коэффициента плеча принял, что нормальное напряжение распределяется согласно уравнениям А. И. Целикова (гл. III) при постоянном значении τ_s (рис. V.2).

А. А. Королев [2] получил аналитическое выражение для определения коэффициента плеча усилия прокатки:

$$\psi = \frac{a}{l} = \frac{1}{2 - \varepsilon} \left[1 - \varepsilon \left(\frac{l^m}{l^m - 1} - \frac{1}{m} \right) \right]. \quad (V.11)$$

При $m < 0,5$ формула упрощается и принимает вид

$$\psi = \frac{1}{2} \frac{1}{1 - \varepsilon/2} \left(1 - \varepsilon \frac{1 + m}{2 + m} \right). \quad (V.12)$$

На рис. V.3 приведены построенные по формуле (V.11) зависимости $\varphi = f(m)$ и $\psi_c = f(m_c)$, где ψ — коэффициент плеча усилия прокатки с учетом сплющивания валков, $m_c = \mu \frac{l_c}{h_{c.p}}$, $b = (2k_{c.p} - \sigma_{c.p}) (2 - \varepsilon) c/\mu \varepsilon$; $k_{c.p} = 1,15\sigma_{c.p} = 1,15(\sigma_{\tau_1} - \sigma_{\tau_2})/2$; $\sigma_{c.p} = (\sigma_0 + \sigma_1)/2$; $c = 8(1 - \mu_{11})/\pi E$.

Симс для вычисления момента на обоих валках при $b = 1$ рекомендует использовать формулу (V.5):

$$M_{\text{пр}} = 2RR_d(2\tau_s) f \left(\frac{R_1}{h_1}, \frac{\Delta h}{h_0} \right), \quad (V.13)$$

где R — радиус валка (идеального); R_d — радиус деформированного валка; $f(R_1/h_1, \Delta h/h_0)$ — функция, зависящая от R_d/h_1 и $\Delta h/h_0$ (рис. V.4).

Как на рис. V.2, так и на рис. V.4 значение величины τ_s по всей контактной поверхности принято постоянным. Фактически значение величины τ_s вдоль дуги захвата переменна как при горячей, так и при холодной прокатке. В связи с этим коэффициент плеча следует определять с учетом данных экспериментальных исследований, например исследований Е. С. Рокотяна [6, 7], проведенных на блюминге (рис. V.5).

Валквист [9] исследовал при горячей прокатке коэффициент плеча на лабораторном стане 340, используя образцы прямоугольного сечения шириной 50 мм и толщиной 2,5; 5; 10 и 20 мм из сталей 16 марок с обжатием от 10 до 40 % при 800—1100 °С. Для низкоуглеродистой стали значения коэффициента ψ получились равными $\psi = 0,34 \div 0,47$.

Для высокоуглеродистой стали, а также и для ряда других сталей коэффициент плеча изменяется в более широких пределах, в частности для стали с содержанием углерода 1,0 % $\psi = 0,30 \div 0,49$, а для быстрорежущей стали (17,8 % W и 4,65 % Cr) $\psi = 0,28 \div 0,56$.

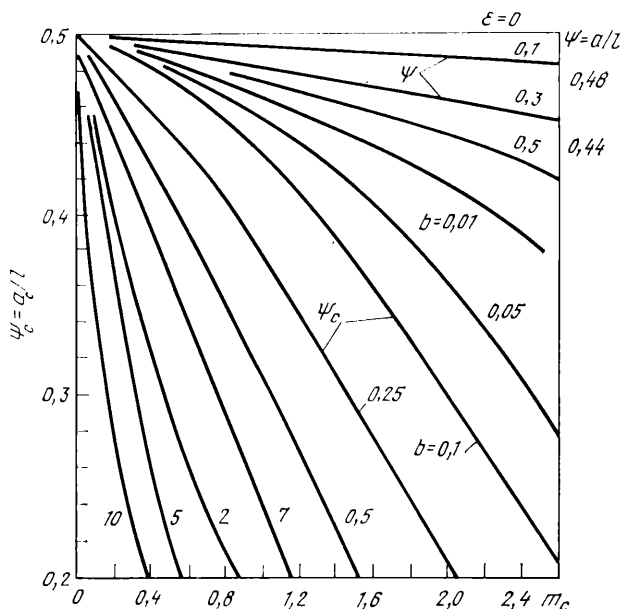


Рис. V.3. Коэффициент плеча приложения равнодействующей усилия прокатки: ψ_c — при холодной прокатке (левая шкала) и коэффициенты; ψ — при холодной и горячей прокатке без учета упругого сплющивания валков

Коэффициент плеча при горячей прокатке нержавеющей, прецизионных и жаропрочных сталей и сплавов 15 марок исследовали Г. С. Никитин и др. [8]. На основе экспериментов, проведенных при прокатке сутунки толщиной 45 и 30 мм с обжатием от 7 до 30 % и скоростью 1—2 м/с при температуре от 1273 до 1473 К, получена зависимость $\psi = 0,3 \div 0,18$.

В США значение коэффициента ψ при горячей прокатке заготовок квадратного сечения принимают равным 0,5; круглых профилей 0,6; профилей в закрытых калибрах 0,7; а при прокатке листов в непрерывных станах в первых клетях 0,48 и в последних 0,39.

При прокатке узких полос, когда их ширина соизмерима с длиной дуги захвата, на коэффициент плеча начинает оказывать заметное влияние уширение, в результате чего величина ψ несколько снижается.

Коэффициент плеча для холодной прокатки листов исследовали Е. С. Рокотян, А. А. Королев, М. М. Сафьян, Форд, Хисенберг и Симс и др. [1]. В этих исследованиях значение коэффициента плеча ψ находили как отношение замеренных величин усилия и момента прокатки:

$$\psi = M_{\text{пр}} / (2\rho \sqrt{R \Delta h}). \quad (\text{V.14})$$

По данным М. М. Сафьяна, при холодной прокатке полос из малоуглеродистой стали коэффициент плеча составлял в среднем 0,19—0,24.

Когда прокатка профилей происходит в калибрах, подсчет коэффициента плеча становится наиболее трудным в связи с большим влиянием на него сил трения, возникающих между металлом и боковыми стенками калибра. В. И. Зюзиным проведено экспериментальное исследование коэффициента плеча при горячей и холодной прокатке фасонных профилей сложной формы (типа каплевидного

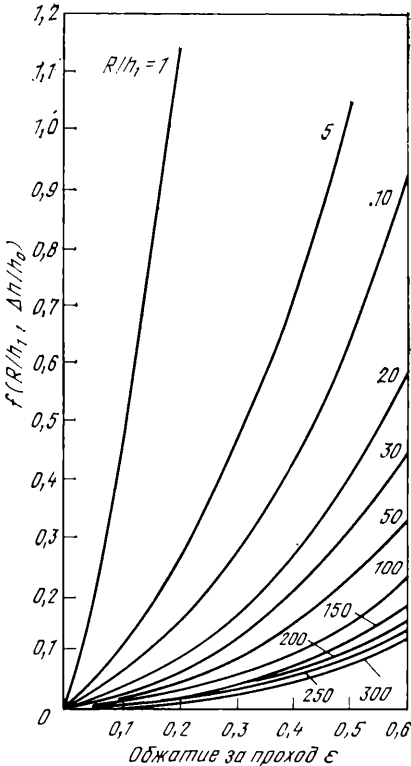


Рис. V.4. Изменение $f(R/h_1, \Delta h/h_0)$ в зависимости от обжатия $\Delta h/h_0$ при разных отношениях R/h_1 . К определению момента прокатки по формуле (V.13)

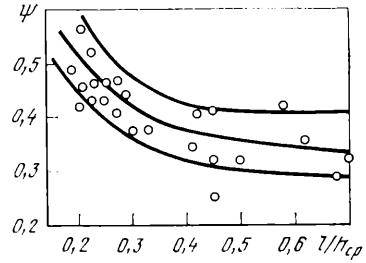


Рис. V.5. Изменение коэффициента плеча ψ в зависимости от отношения l/h_{cp} при прокатке блюмов сечением 160×160 мм из среднеуглеродистой стали [7]

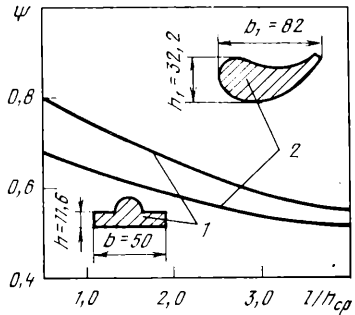


Рис. V.6. Зависимость коэффициента $\psi = f(l/h_{cp})$ при горячей прокатке фасонных профилей в калибрах:

1 — симметричный профиль из Ст3 ($\epsilon = 35 \pm 60\%$); 2 — несимметричный профиль из стали 2Х13 ($\epsilon = 35 \pm 40\%$); h_1, b_1 — размеры профиля после первого прохода (мм)

сечения и др.) из углеродистых и легированных сталей в калибрах на станках 250, 350 и 400. Для случая горячей прокатки (при $900\text{--}1200^\circ\text{C}$, обжатия от 35 до 60 % за проход и скорости прокатки $0,3\text{--}2,5$ м/с) получена зависимость $\psi = f(l/h_{cp})$, представленная на рис. V.6. Для случая холодной прокатки (со смазкой) этих же профилей с обжатием 3—6 % за проход при скорости 0,3 м/с величина коэффициента изменялась в пределах от 0,23 до 0,30 (при $l/h_{cp} \approx 1,10$).

В [13] подробно рассматривается влияние сил инерции полосы и упругости клетки на формирование момента нагрузки при захвате.

3. ВЛИЯНИЕ НА МОМЕНТ ПРОКАТКИ УПРУГОГО СЖАТИЯ ВАЛКОВ И ПРОКАТЫВАЕМОГО МЕТАЛЛА

При прокатке в жестких валках равнодействующая усилия прокатки приложена в точке B_1 , находящейся вблизи середины идеальной дуги захвата A_1C_1 :

$$B_1C_1 = \psi_{ж} A_1C_1 = \psi_{ж} \sqrt{R \Delta h}, \quad (V.15)$$

где $\psi_{ж}$ — коэффициент плеча при жестких валках.

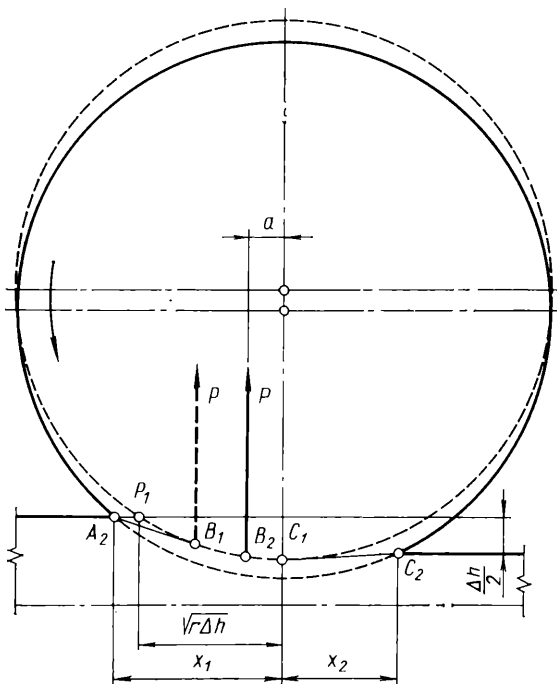


Рис. V.7. Смещение точки приложения равнодействующей давления металла на валки в связи с упругим сжатием валков и прокатываемого металла

При упруго деформированных валках

$$B_2C_2 = \psi_{ж} A_2C_2 = \psi_{ж} (x_1 + x_2), \quad (V.16)$$

$$B_2C_1 = \psi_{ж} [x_1 - (1/\psi_{ж} - 1) x_2]. \quad (V.17)$$

При простом случае прокатки, когда равнодействующие усилия прокатки направлены вертикально (рис. V.7), величина плеча (см. уравнение III.120)

$$a = \psi_{ж} \left[\sqrt{R \Delta h + x_2^2} - \left(\frac{1}{\psi_{ж}} - 1 \right) x_2 \right]. \quad (V.18)$$

Откуда фактический коэффициент плеча с учетом упругой деформации валков и прокатываемого металла

$$\psi_{уп} = \frac{a}{x_1 + x_2} = \psi_{ж} \frac{x_2}{x_1 + x_2}, \quad (V.19)$$

где x_1 и x_2 находят по уравнениям (III.121) и (III.123).

Если условно принять $\psi_{ик} = 0,5$, то момент прокатки, согласно уравнению (V.18),

$$M_{ип} = P \left(\sqrt{R \Delta h + x_2^2} - x_2 \right). \quad (V.20)$$

Выразим P через среднее давление $p_{ср}$ и контактную площадь

$$P = p_{ср} b \left(x_2 + \sqrt{R \Delta h + x_2^2} \right). \quad (V.21)$$

Подставив это значение P в уравнение (V.20), получим

$$M_{ип} = p_{ср} b R \Delta h = P l. \quad (V.22)$$

Отсюда можно сделать вывод, что в случае постоянства $p_{ср}$ и $\psi = 0,5$ упругое сжатие валков не оказывает влияния на момент прокатки.

В действительности, вследствие упругого сжатия валков усилие прокатки возрастает в результате повышенного на него влияния внешнего трения из-за большей длины дуги захвата.

Поэтому упругое сжатие валков будет вызывать повышение момента прокатки, но только лишь в результате увеличения контактного давления. Расход энергии при прокатке в этом случае также повысится в связи с увеличением момента прокатки и потери на трение в подшипниках валков из-за возросшего на них давления.

4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОМЕНТА ПРОКАТКИ ПО РАСХОДУ ЭНЕРГИИ

В ряде случаев момент прокатки целесообразно определять по расходу энергии при прокатке на основе экспериментальных данных. Этот метод подсчета моментов большей частью применяют при прокатке сортового металла прямоугольного сечения, где определение контактной площади и усилия прокатки сложнее, чем при прокатке листов и профилей прямоугольного сечения.

В зависимости от работы A , затрачиваемой при прокатке, момент прокатки можно выразить

$$M_{ип} = A/\varphi = A \frac{D}{2} \frac{1+s}{L_1}, \quad (V.23)$$

где φ — угол поворота валков за период прохождения металла, рад.

Для подсчета работы, затрачиваемой при прокатке, существует много формул, которые подробно рассмотрены И. М. Павловым. К широко известным следует отнести формулы Финка, И. А. Тиме [1].

По формулам Финка теоретически количество необходимой работы пропорционально смещенному объему $V_{см}$

при прокатке без промежуточных кантовок, когда $b_0 \leq b_1$

$$A = \rho V_{см} = \rho V \ln (h_0/h_1), \quad (V.24)$$

при прокатке с кантовкой, когда

$$A = \rho V_{см} = \rho V \ln (L_1/L_0). \quad (V.25)$$

По формуле И. А. Тиме расход энергии при прокатке

$$A = G \Delta [(L_1/L_0) - 1], \quad (V.26)$$

где Δ — удельный расход энергии, определяемый на основании экспериментальных данных.

Ввиду сложности учета всех факторов, влияющих на расход энергии при прокатке того или иного изделия, указанные формулы дают лишь приблизительное представление о распределении расхода энергии по отдельным проходам в зависимости от вытяжки.

Чтобы получить более точные данные, необходимо пользоваться результатами экспериментальных исследований не только общего расхода энергии, но также и изменения этого расхода в каждом проходе. Данные экспериментальных исследований обычно даются в виде кривых, выражающих расход энергии на одну тонну прокатанной продукции в зависимости от общей вытяжки, или при прокатке

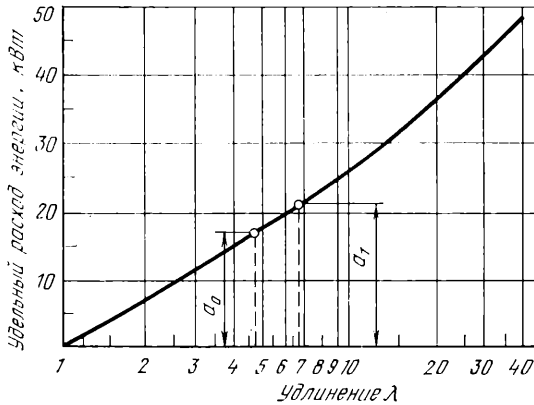


Рис. V.8. Изменение расхода энергии при прокатке блюмов в зависимости от общего удлинения

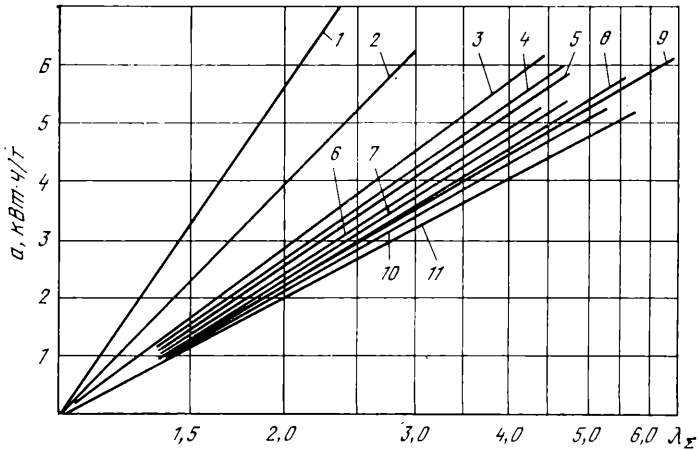


Рис. V.9. Зависимость удельного расхода энергии при прокатке на блюминге 1100 блюмов из сталей:

1 — X23H18; 2 — X18H9T; 3 — 40X; 4 — сталь 35; 5 — сталь 45; 6 — сталь P50; 7 — Ст3сп; 8 — Ст3кп; 9 — Ст5сп; 10 — 25пс; 11 — 08кп

листов и ленты — в зависимости от толщины проката. Кривые удельного расхода энергии при прокатке приведены в трудах советских и зарубежных ученых [1].

Согласно рис. V.8, расход энергии за один проход на 1 т составляет $a_1 - a_0$ кВт·ч/т.

Тогда общее количество работы за данный проход

$$A = 3,6 (a_1 - a_0) G, \quad (V.27)$$

где G — масса прокатываемой полосы, т.

Ввиду того что расход энергии при прокатке обычно измеряют по величине нагрузки двигателя, в данные для указанных кривых также включают и потери энергии на трение в механизмах прокатного стана, но с вычетом потерь на вращение стана вхолостую. Таким образом, вычисленный по этому расходу энергии момент будет представлять собой сумму моментов $M_{пр}$ и $iM_{тр}$.

По уравнению (V.20) находим необходимый для вращения валков момент:

$$(1/i) (M_{пр} + M_{тр}) = 3600 (a_1 - a_0) \rho F D (1 + s). \quad (V.28)$$

Здесь ρ — плотность, г/дц^3 .

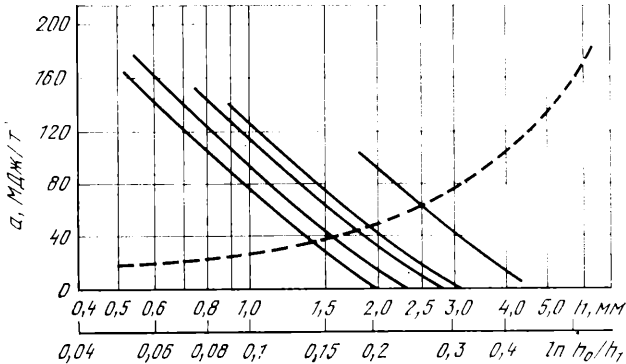


Рис. V.10. Кривые удельного расхода энергии на непрерывном стане 1700 при холодной прокатке стали 08кп в зависимости от толщины полосы h (сплошные линии) и $\ln h_2/h_1$ (штриховая линия)

Если пренебречь влиянием опережения, то для стали при плотности $7,8 \text{ т/м}^3$ получим

$$M_{пр} + iM_{тр} = 14 (a_1 - a_0) F D. \quad (V.29)$$

Потребляемую мощность, кВт, при подсчете количества работы по кривым можно выразить следующим уравнением:

$$N = \frac{3600 (a_1 - a_0)}{t} G, \quad (V.30)$$

где t — время прохода металла между валками, с.

Кривые удельного расхода энергии при прокатке на блюминге 1100 и на непрерывном стане холодной прокатки 1700 приведены на рис. V.9 и V.10 [12].

5. ВЛИЯНИЕ НА РАСХОД ЭНЕРГИИ И МОМЕНТ ПРОКАТКИ НАТЯЖЕНИЯ ИЛИ ПОДПОРА

Рассмотрим простейший случай деформации при двухмерной осадке призмы между двумя параллельными плоскостями, но при условии, что на ее боковых поверхностях действуют внешние силы (рис. V.11).

При осадке призмы на величину dh работа будет равна сумме двух величин:

$$dA = p_{ср} F_y dh + 2\sigma_x F_x \frac{db}{2}, \quad (V.31)$$

где σ_x — напряжения, возникающие на боковых поверхностях призмы; F_x и F_y — площади приложения напряжений p и σ_x ; db — уширение.

Обозначив объем призмы через V и приняв ее размер в направлении, перпендикулярном рисунку, равным единице, получим

$$dA = pV \frac{dh}{h} + \sigma_x V \frac{db}{b}. \quad (V.32)$$

Так как деформации равны $dh/h = db/b$, уравнение (V.32) примет следующий вид:

$$dA = (p + \sigma_x) V (dh/h). \quad (V.33)$$

Нормальное напряжение на контактных поверхностях на расстоянии x от края призмы определим из уравнения равновесия $hd\sigma_x = 2\tau_x dx$ и уравнения пластичности $p_r = 2\tau_s - \sigma_x$.

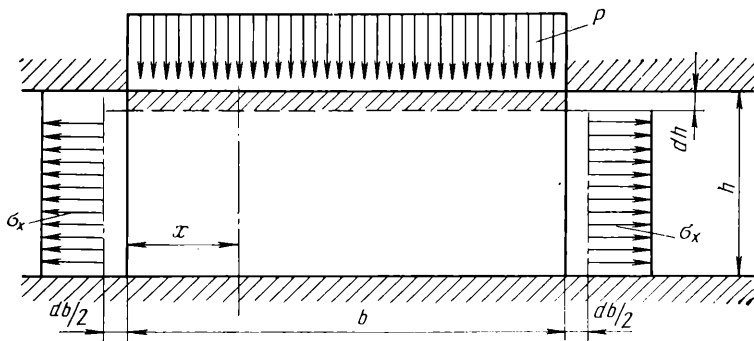


Рис. V.11. Осадка призмы с приложением к боковым поверхностям внешних усилий

При постоянных силах трения, возникающих на контактных поверхностях, и, допустим, равных τ_s , нормальное напряжение

$$p_r = (2\tau_s - \sigma_x) + \frac{2\tau_s}{h} x. \quad (V.34)$$

Исходя из этого, контактное давление

$$p = 2\tau_s [1 + (b/4h)] - \sigma_x. \quad (V.35)$$

Первый член в правой части этого уравнения представляет собой контактное давление p' при отсутствии внешних напряжений σ_x на боковых поверхностях: $p = p' - \sigma_x$.

Подставив это значение p в уравнение (V.33), получим

$$dA = p'V (dh/h). \quad (V.36)$$

Отсюда можно сделать вывод, что для осуществления одной и той же деформации общий расход энергии не изменится от того, какие дополнительные внешние силы (растяжения или сжатия) приложены к боковым поверхностям. Таким образом, можно считать, что при прокатке с натяжением или подпором общий расход энергии изменится только в результате уменьшения сил трения на контактных поверхностях.

Допустим, что затрачиваемая на прокатку мощность при применении натяжения не изменяется. Тогда на основании уравнения (V.24) можно написать равенство:

$$N = p'v_1F \ln \lambda = M_{np} \frac{v_1}{1+s} \frac{2}{D} - \sigma_0 F_0 v_0 + \sigma_1 F_1 v_1. \quad (V.37)$$

Отсюда момент, необходимый для вращения обоих валков, кг·м, при прокатке с натяжением

$$M_{\text{пр}} = (p' \ln \lambda + \sigma_0 - \sigma_1) \frac{F_1 D}{2} (1 + s), \quad (\text{V.38})$$

где p' — контактное давление без учета влияния натяжения, кг/м².

При прокатке металла с подпором следует соответственно изменить знак перед σ_0 и σ_1 .

6. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОМЕНТА ДОБАВОЧНЫХ СИЛ ТРЕНИЯ

Момент добавочных сил трения — момент, необходимый для преодоления сил трения, возникающих при проходе металла между валками, в подшипниках валков и в передаточном механизме стана. В величину этого момента не входит момент, требующийся для вращения валков при холостом ходе стана.

Основной величиной, составляющей момент добавочных сил трения, является момент сил трения в подшипниках валков. Величина этого момента для обоих прокатных валков

$$M_{\text{тр}} = P d \mu_1, \quad (\text{V.39})$$

где P — нагрузка на подшипники, равная при неконсольном расположении валков усилию прокатки (за исключением шестивалковых и многовалковых станков); d — диаметр цапф; μ_1 — коэффициент трения в подшипниках валков.

Значения коэффициента трения принимают в зависимости от конструкции подшипников и условий их работы:

Подшипник	Коэффициент трения μ_1
Скольжения с вкладышами из пластмассы . . .	0,01—0,03
Жидкостного трения	0,003
Качения	0,003

Второй величиной, составляющей момент добавочных сил трения, являются силы трения в передаточном механизме стана, т. е. в шестеренной клети, в редукторе и т. п. Эту величину обычно определяют в зависимости от к. п. д. передач по уравнению

$$M_{\text{тр}2} = \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_{\text{пр}} + M_{\text{тр}1}}{i}, \quad (\text{V.40})$$

где $M_{\text{тр}2}$ — момент потерь в передаче, приведенной к валу двигателя; $M_{\text{пр}}$, $M_{\text{тр}1}$ — моменты прокатки и сил трения в подшипниках валков, приведенные к последним.

К. п. д. зубчатой одноступенчатой передачи обычно принимают равным 0,96—0,98.

В станах, снабженных опорными валками, появляется еще одна составляющая момента добавочных сил трения — потери на трение качения рабочих валков по опорным валкам. Однако эти потери обычно при расчете не учитывают ввиду их незначительности.

Для стана с холостыми валками момент добавочных сил трения

$$M_{\text{тр}} = \frac{M_{\text{тр}1}}{i\eta} \frac{D_p}{D_{\text{оп}}} + \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_{\text{пр}}}{i}. \quad (\text{V.41})$$

7. НАГРУЗКА ХОЛОСТОГО ХОДА

Момент холостого хода — момент, необходимый для привода главной линии прокатного стана во время паузы и равный сумме моментов, требующихся для вращения каждой детали с диаметром цапфы d_{II} :

$$M_{\text{хол}} = \sum M_{II}' = \sum \frac{G_{II} d_{II} d_{II}}{2i_{II}}, \quad (V.42)$$

где M_{II} — момент, требующийся для вращения одной детали, приведенный к валу двигателя; i_{II} — передаточное число между двигателем и рассматриваемой деталью.

При подсчете момента холостого хода для станов холодной прокатки и станов некоторых других типов необходимо учитывать возможность предварительного прижатия валков. Возникающий при этом дополнительный момент сил трения в подшипниках валков можно подсчитать по уравнению (V.39), приняв усилие P равным силе прижатия валков. Тогда момент дополнительных сил трения во время рабочего хода следует соответственно уменьшить (на величину усилия предварительного прижатия валка).

8. ДИАГРАММЫ СТАТИЧЕСКОЙ НАГРУЗКИ

Для подсчета мощности привода, а также для расчета стана на прочность, кроме самой величины нагрузки необходимо еще знать график изменения этой нагрузки во времени, называемый *нагрузочной диаграммой*.

Перед построением этой диаграммы определяют статическую нагрузку привода на протяжении всего периода прокатки полосы, а также продолжительность проходов и неизбежных между ними пауз.

Статическую нагрузку можно подсчитать по уравнению

$$M_{\text{ст}} = \frac{M_{\text{пр}}}{i} + M_{\text{тр}} + M_{\text{хол}}. \quad (V.43)$$

Продолжительность прохода t находим из отношения длины прокатываемой полосы к скорости прокатки $t = L/v_{\text{ср}}$.

Время паузы между проходами вычисляют или принимают в зависимости от продолжительности операций при подаче прокатываемого металла в валки: подачи по рольгангу, кантовки, передачи в другой калибр или в другую клеть, подъема или опускания верхнего валка, реверсирования стана и т. п.

Нагрузочную диаграмму строят на протяжении всего периода прокатки — от момента входа металла в валки до выхода его при последнем проходе и подачи следующей заготовки.

На рис. V.12 изображены наиболее характерные диаграммы статической нагрузки привода для разных прокатных станов.

9. НАГРУЗКА ПРИВОДА ПРИ РЕВЕРСИВНОМ РЕЖИМЕ РАБОТЫ

При реверсивном режиме работы захват прокатываемого металла валками происходит при пониженной скорости. При дальнейшем прохождении металла скорость валков повышается и перед концом прохода снова снижается (рис. V.13) [12]. Таким образом, время прохода металла через валки складывается из трех периодов: разгона, установившейся скорости и торможения. Подробный анализ скоростных режимов у реверсивных станов был сделан В. А. Тягуновым [10] и В. И. Выдриным [11].

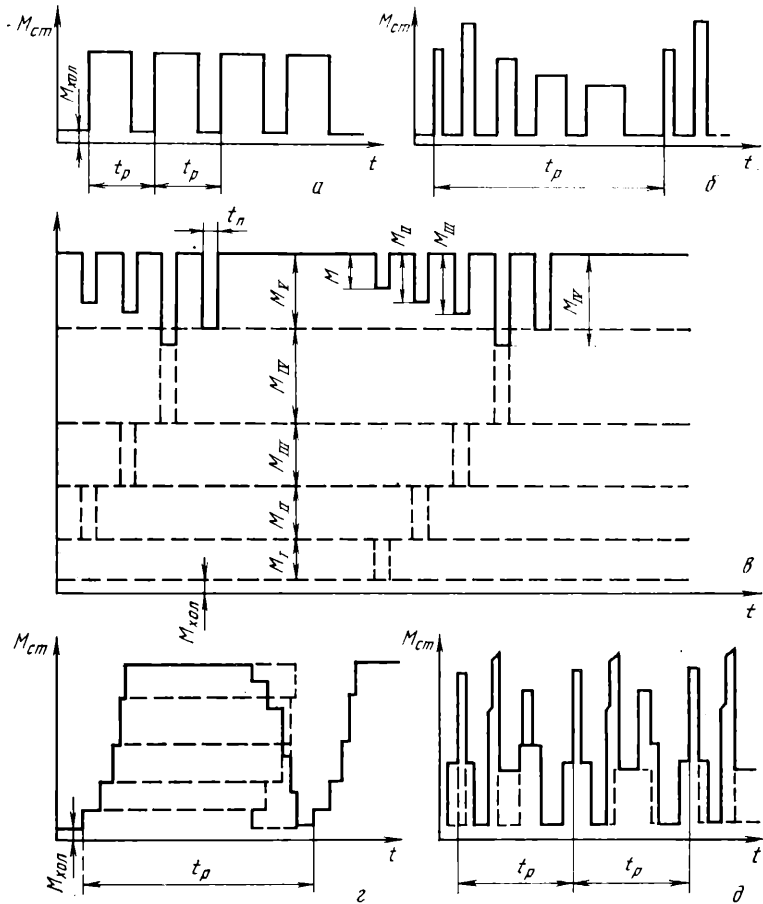


Рис. V.12. Диаграмма статической нагрузки для разных прокатных станков (t_p — ритм прокатки):

a — непрерывные станы с индивидуальным приводом клетей (при прокатке одной полосы в один проход); *б* — одноклетевые станы (при прокатке одной полосы в 5 проходов); *в* — одновременная прокатка нескольких полос (в 5 проходов); *г* — непрерывные станы с групповым приводом клетей (5 клетей); *д* — то же, в случае, когда продолжительность паузы t_{II} между подачами двух полос меньше продолжительности прохода полосы между клетями стана

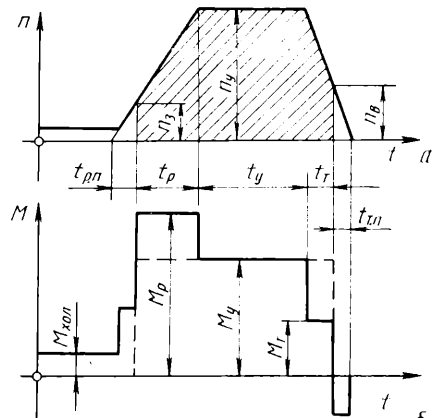


Рис. V.13. Скорость прокатки (а) и нагрузка привода (б) в течение прохода при реверсивном режиме работы

Если обозначить ускорение двигателя (об/мин) через ϵ_p при разгоне и ϵ_T при торможении, то момент привода при разгоне

$$M_p = M_{ст} + \frac{GD^2}{375} \epsilon_p, \quad (V.44)$$

при установившейся скорости

$$M_y = M_{ст}, \quad (V.45)$$

при торможении

$$M_T = M_{ст} - \frac{GD^2}{375} \epsilon_T, \quad (V.46)$$

где GD^2 — маховой момент вращающихся частей стана и якоря электродвигателя, приведенный к валу последнего.

Для шунтовых электродвигателей, применяемых, как правило, для привода реверсивных прокатных станов, величины ϵ_p и ϵ_T обычно принимают постоянными. Тогда нагрузочная диаграмма в течение прохода будет состоять из трех прямоугольников. За период паузы нагрузка привода будет также разная:

$$M_{п. p} = M_{хол} + \frac{GD^2}{375} \epsilon_p, \quad (V.47)$$

при торможении

$$M_{п. T} = M_{хол} - \frac{GD^2}{375} \epsilon_T. \quad (V.48)$$

При разгоне и торможении с металлом в валках

$$M_{п. p} = M_{хол} \pm M_{дин} = M_{хол} \pm (GD^2/375) \epsilon_p, \quad (V.49)$$

где GD^2 — приведенный маховой момент с учетом массы слитка (принимается, что масса слитка m_c находится на окружности валка диаметром D).

Для повышения производительности стана стремятся к тому, чтобы ускорения ϵ_p и ϵ_T были более высокими. На современных блюмингах их значения доходят до 2,8—8,0 $1/c^2$ при разгоне и до 4,0—10 $1/c^2$ при торможении.

Если обозначить время периодов разгона, установившейся скорости и торможения через t_p , t_y и t_T , то общее время прохода

$$t = t_p + t_y + t_T. \quad (V.50)$$

Задавшись числом оборотов валков при захвате n_3 , установившейся скорости n_y и выходе n_B , найдем t_p и t_T :

$$t_p = (n_y - n_3)/\epsilon_p, \quad t_T = (n_y - n_B)/\epsilon_T.$$

Продолжительность периода установившейся скорости зависит от длины прокатываемой полосы L . Так как площадь заштрихованной части диаграммы, показанной на рис. V.13, соответствует с учетом некоторого выбранного масштаба длине прокатываемой полосы, составим уравнение:

$$L = \frac{\pi D}{60} \left(\frac{n_3 + n_y}{2} t_p + n_y t_y + \frac{n_y + n_B}{2} t_T \right), \quad (V.51)$$

где D — рабочий диаметр валков, откуда продолжительность периода установившейся скорости

$$t_y = \frac{60L}{\pi D n_y} - \frac{1}{n_y} \left(\frac{n_3 + n_y}{2} t_p + \frac{n_y + n_B}{2} t_T \right). \quad (V.52)$$

Время разгона и торможения при холостом ходе

$$t_{p. п} = n_3/\epsilon_p, \quad t_{T. п} = n_B/\epsilon_T.$$

10. ПРИМЕР РАСЧЕТА

Определить момент прокатки и мощность главного двигателя по усилию прокатки и расходу энергии при прокатке слитка на блюминге 1150 (продолжение примера 1, гл. IV).

Расчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
<i>Определение мощности по усилию прокатки</i>		
Момент прокатки	$M_{\text{пр}}$, тс·м	$M_{\text{пр}} = 2P\psi l = 2 \cdot 1240 \cdot 0,5 \cdot 0,2115 = 262$
Коэффициент плеча	ψ	$\psi = f(\epsilon, \delta);$ $\delta = \frac{2\mu l}{\Delta h} = \frac{2 \cdot 0,427 \cdot 211,5}{80} = 2,26;$ $\psi = 0,5$
Момент сил трения в подшипниках	$M_{\text{тр1}}$, тс·м	$M_{\text{тр1}} = Pd\mu_1 = 1240 \cdot 0,8 \cdot 0,01 = 10$
Момент потерь в передаче главного привода	$M_{\text{тр2}}$, тс·м	$M_{\text{тр2}} = \left(\frac{1}{\eta} - 1\right) \frac{M_{\text{пр}} + M_{\text{тр1}}}{i} =$ $= \left(\frac{1}{0,99} - 1\right) \frac{262 + 10}{1} = 2,7$
Общий момент на валу электродвигателя (без учета динамического момента)	$M_{\text{дв}}$, тс·м	$M_{\text{дв}} = M_{\text{сг}} = M_{\text{пр}} + M_{\text{тр1}} + M_{\text{тр2}} =$ $= 262 + 10 + 2,7 = 274,7$
Мощность двигателя от статической нагрузки	$N_{\text{сг}}$, кВт	$N_{\text{сг}} = M_{\text{сг}}\omega = 274,7 \cdot 5,35 = 14\,700$
Угловая скорость	ω , 1/с	$\omega = \frac{2v}{D} = \frac{2 \cdot 2,5}{1,120} = 5,35$
<i>Определение мощности по удельному расходу энергии</i>		
Площадь сечения слитка (масса 12,5 т)	S_0 , м ²	$0,900 \times 0,900 = 0,81$
Площадь сечения слитка в предыдущем проходе	S_1 , м ²	$0,640 \times 0,710 = 0,454$
Площадь сечения слитка в данном проходе	S_2 , м ²	$0,560 \times 0,720 = 0,403$
Общая вытяжка до прокатки в данном проходе	λ_n	$\lambda_n = \frac{0,81}{0,455} = 1,78$
Общая вытяжка после данного прохода	λ_{n+1}	$\lambda_{n+1} = \frac{0,81}{0,403} = 2$
Вытяжка в данном проходе	λ	$\lambda = \frac{0,455}{0,403} = 1,13$
Удельный расход энергии:		
при λ_n	a_n , кВт·ч/т	$a_n = 1,5$
при λ_{n+1}	a_{n+1} , кВт·ч/т	$a_{n+1} = 2,0$

Расчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Расход энергии за данный проход	A , кВт·ч	$A = (a_{n+1} - a_n) G =$ $= (2,0 - 1,5) 12,5 = 6,25$
Длина бьюма после прокатки	L , м	$L = L_0 \lambda = 2,2 \cdot 2 = 4,4$
Время прокатки	t , с	$t = \frac{L}{v} = \frac{4,4}{2,5} = 1,75$
Необходимая мощность двигателя	$N_{дв}$, кВт	$N_{дв} = A \frac{3600}{t} = 6,25 \frac{3600}{1,75} = 13000$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М., Metallurgizdat, 1962. 494 с. с ил.
2. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станков. М., «Металлургия», 1969. 461 с.
3. Кирилин Н. М. — «Изв. вузов. Машиностроение», 1959, № 11, с. 46—48.
4. Джетымов А. М., Дрозд В. Г., Кирилин Н. М. — В кн.: Теория прокатки. Под ред. А. П. Чекмарева. М., «Металлургия», 1975, с. 402—409.
5. Sims R. B. — «J. Iron and Steel Inst.», 1954, № 1, p. 19—34.
6. Рокотян Е. С. — В кн.: Прокатные станы и технология прокатки. М., Машгиз, 1955, с. 127—166.
7. Рокотян Е. С. — В кн.: Вопросы обработки металлов давлением. М., изд-во АН СССР, 1958, с. 46—72.
8. Никитин Г. С., Жучин В. Н., Синельников Ю. И. и др. — «Сталь», 1969, № 3, с. 235—237.
9. Валквист Г. Исследование энергосиловых параметров при горячей прокатке металла. М., Metallurgizdat, 1957. 75 с. с ил.
10. Тягунов В. А. Режимы прокатки на реверсивных станах. Свердловск — Москва, Metallurgizdat, 1954. 136 с. с ил.
11. Выдрин В. Н. — «Изв. вузов. Черная металлургия», 1959, № 1, с. 135—145.
12. Меерович И. М., Классен Э. Я., Третьяков А. В. и др. — Производство крупных машин. Вып. 17. Прокатное оборудование. М., «Машиностроение», 1968, с. 16, 29, 54.
13. Смирнов В. В., Яковлев Р. А. Механика приводов прокатных станков. М., Metallurgiya, 1977, с. 216.

Глава VI

ТЕОРИЯ ПОПЕРЕЧНОЙ И ВИНТОВОЙ ПРОКАТКИ

(акад. А. И. Целиков)¹

1. ГЕОМЕТРИЯ ПОПЕРЕЧНОЙ И ВИНТОВОЙ ПРОКАТКИ

Как при поперечной, так и при винтовой прокатке обжатие заготовки осуществляется взаимным сближением контактных поверхностей валков во время вращения находящейся между этими поверхностями обрабатываемой заготовки. При поперечной прокатке оси прокатных валков и заготовки параллельны, направление вращения обоих валков одинаково. При винтовой прокатке оси валков

¹ Глава VI написана А. И. Целиковым при участии канд. техн. наук С. Е. Рокотяна,

установлены с перекосом по отношению к оси заготовки, которая движется в направлении своей оси.

Схема процесса поперечной и винтовой прокатки в общем случае показана на рис. VI.1. Геометрия процесса прокатки характеризуется углами подачи α , раскатки β и смещением a оси валка относительно оси заготовок (эксцентриситет). С углом подачи α и смещением a связаны поступательное или осевое (по оси x) движение заготовки в процессе прокатки [1]. Величина угла подачи составляет $4-12^\circ$, в последнее время применяют также повышенные углы подачи — до $15-18^\circ$.

С углом раскатки β связано изменение радиуса и окружной скорости валка по длине зоны деформации. В станах с бочковидными валками $\alpha \neq 0, \beta = 0, a = 0$; в станах с двумя или тремя грибовидными валками $\alpha \neq 0, \beta > 0, a = 0$; в станах

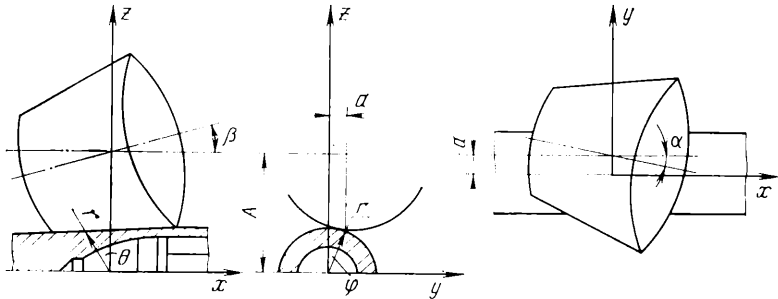


Рис. VI.1. Общая схема винтовой прокатки

с чашевидными валками $\alpha \neq 0, \beta < 0, a = 0$; в станах с двумя дисковидными валками $\alpha = 0, \beta > 0, a \neq 0$ (рис. VI.2). Существуют двух-, трех- и четырехвалковые схемы прокатки.

При прокатке деталей с винтовой поверхностью применяют двух- и трехвалковую схемы; при этом валки используют двух типов — с кольцевыми и винтовыми калибрами [2].

В зависимости от типа калибров с винтовой поверхностью возможны следующие схемы винтовой прокатки (рис. VI.3).

По схеме *a* используют валки с кольцевыми калибрами. Угол подачи равен углу подъема прокатываемого профиля на заготовке ($\alpha = \alpha_3$).

По схеме *b* используют валки с винтовыми калибрами, направление которых разнонаправлено с направлением прокатки изделий. Угол подъема профиля на заготовке α_3 больше угла подъема винтовых калибров α_b на валке. В этом случае угол подачи равен $\alpha = \alpha_3 - \alpha_b$. По этой схеме прокатку осуществляют при меньших значениях подачи угла по сравнению с прокаткой валками, имеющими кольцевые калибры.

По схеме *в* используют валки с винтовыми калибрами, направление которых разнонаправлено с направлением прокатки изделия. Угол подъема профиля на заготовке меньше угла подъема винтовых калибров на валке, а угол подачи $\alpha = \alpha_b - \alpha_3$.

Применение этой схемы требует более сложных многозаходных валков. По этой схеме прокатку обычно ведут при меньших значениях угла подачи α по сравнению со схемой *a*. Это позволяет уменьшить единичные радиальные обжатия заготовки.

К основным геометрическим параметрам процесса относят площадь F и ширину b контактной поверхности, радиальное обжатие Δr одним валком, угол подачи α и суммарное обжатие ϵ за весь период прокатки.

Контактную поверхность при поперечной и винтовой прокатке тел, имеющих различную форму, определяют, разбивая рассматриваемое тело на

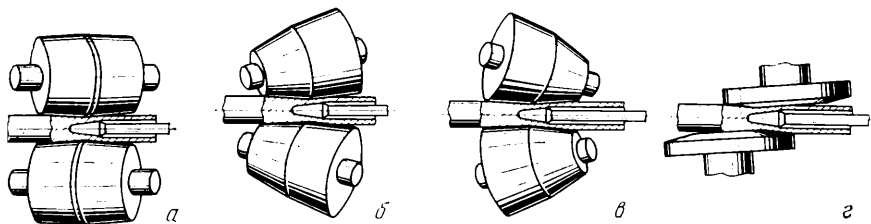


Рис. VI.2. Схемы прокатки на станках с бочковидными (а), грибовидными (б), чашевидными (в) и дисковидными (г) валками

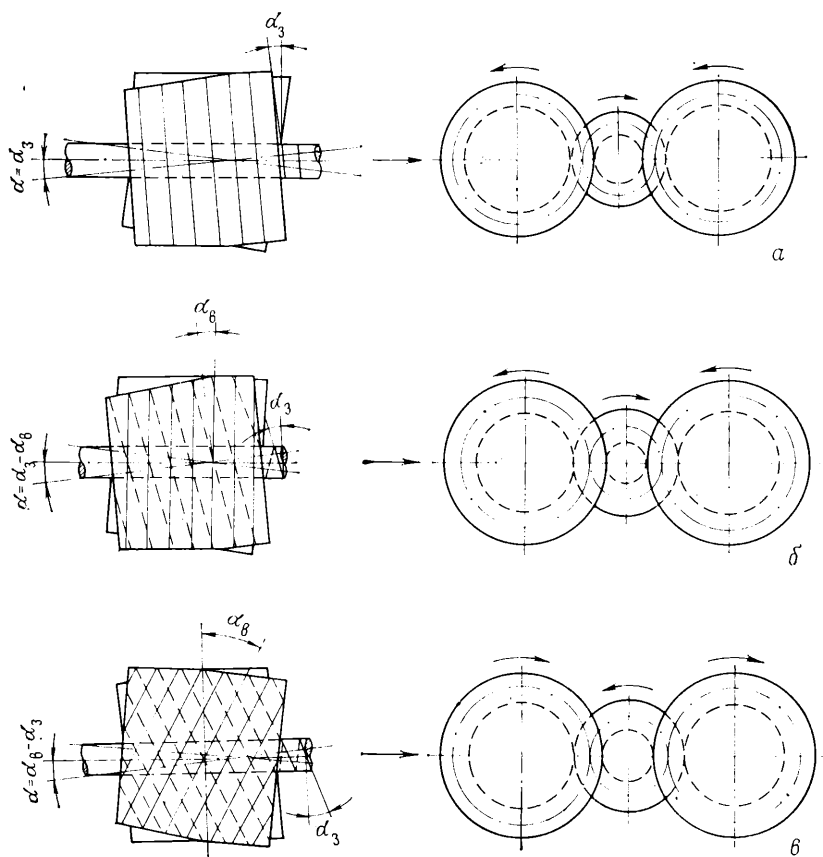


Рис. VI.3. Схемы прокатки в валках с кольцевыми и винтовыми калибрами

ряд участков и подсчитывая их ширину и длину. Тогда площадь контактной поверхности

$$F = \sum \frac{b_x + b_{x+1}}{2} \Delta l, \quad (VI.1)$$

где Δl — длина участка, на границах которого ширина контактной площадки b_x и b_{x+1} .

Ширина b контактной поверхности сплошных тел определяется в зависимости от величины радиального обжатия Δr , а также радиусов заготовки r и валков R .

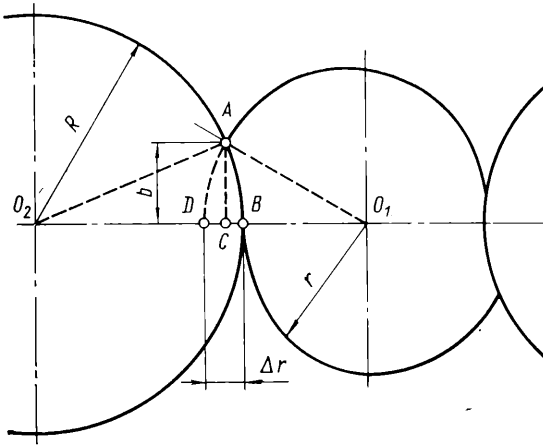


Рис. VI.4. Схема контакта при поперечной прокатке

Согласно рис. VI.4, с достаточной точностью для практических целей можно принять, что $b \approx AB \approx AC$ (без учета сплющивания валка). Тогда

$$b \approx \sqrt{(r + \Delta r)^2 - (r + BC)^2} = \sqrt{R^2 - (R - BC)^2}. \quad (VI.2)$$

Если пренебречь в этом уравнении квадратами величин Δr и BC , то получим $BC = (r \Delta r)/r + R$, при этом величина

$$b \approx \sqrt{[2Rr/(r + R)] \Delta r}. \quad (VI.3)$$

Используя это уравнение, можно теоретически найти ширину контактной площадки. Фактическая ширина ее будет немного больше вследствие наката металла и овализации заготовки, а также местного упругого сжатия валков и прокатываемой заготовки [1].

Влияние наката на контактную поверхность впервые было отмечено И. С. Побединым и С. П. Грановским [2]. Они измеряли размеры отпечатков, оставленных валками на большом числе цилиндрических заготовок, остановленных во время прокатки в разных условиях.

При прокатке металла с высокими контактными напряжениями и особенно в холодном состоянии на контактную поверхность оказывает заметное влияние местная упругая деформация валков (рис. VI.5).

Протяженность контактных участков b_1 и b_2 (рис. VI.6) находят из выражений

$$b_1 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} (\Delta r + \Delta_1 + \Delta_2)}, \quad (VI.4)$$

$$b_2 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} (\Delta_1 + \Delta_2)}. \quad (VI.5)$$

Ширина контактной поверхности с учетом упругого сжатия валков и заготовки

$$b = b_1 + b_2 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} \Delta r + b_2^2} + b_2. \quad (\text{VI.6})$$

Входящую в это уравнение величину b_2 приблизительно можно определить по формуле Герца для сжатия двух цилиндров. Если пренебречь отсутствием симметрии в сжатии этих цилиндров относительно линии, соединяющей их центры, то длину участка b_2C можно выразить также формулой

$$b_2 = \sqrt{4q(k_1 + k_2) \frac{Rr}{R+r}},$$

где $k_1 = (1 - \nu_1^2)/\pi E_1$ для валка и $k_2 = (1 - \nu_2^2)/\pi E_2$ для заготовки.

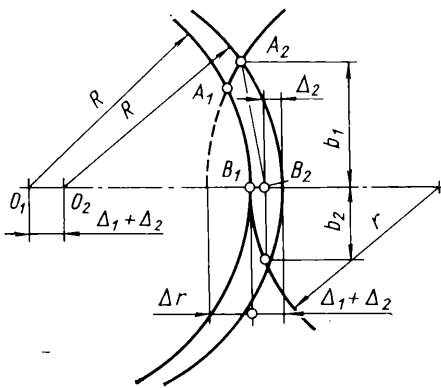


Рис. VI.5. Схема контакта с учетом упругого сжатия валков и заготовки

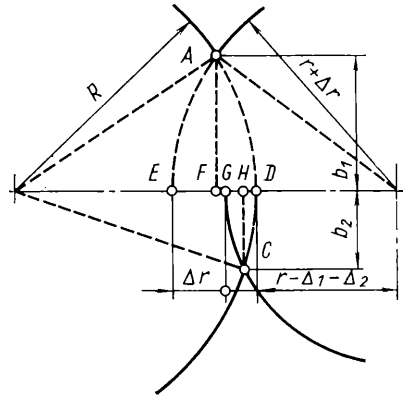


Рис. VI.6. К расчету сплющивания валка и заготовки

Аналогично сплюсненной дуге захвата при прокатке полос, учитывая, что $q = 2b_2 p$, имеем

$$b_2 = 8(k_1 + k_2) \frac{Rr}{R+r} p. \quad (\text{VI.7})$$

При определении контактной поверхности при винтовой прокатке полых тел следует различать два случая (рис. VI.7):

- 1) прокатка без оправки или с оправкой (металл облегает оправку по всей поверхности);
- 2) прокатка с оправкой (металл прилегает к оправке локально в местах соприкосновения с валками).

Контактную поверхность в обоих случаях прокатки находят в зависимости от радиального обжатия, совершаемого валком при повороте заготовки (рис. VI.8).

Расчет радиального обжатия одним валком для обоих участков I и II приведен в табл. VI.1.

В конце участка II, когда толщина стенки трубы уменьшится настолько, что возникают условия второго случая прокатки на оправке, радиальное обжатие валками (см. рис. VI.7)

$$\Delta r_B = \Delta r_C - \Delta r_{оп}, \quad (\text{VI.8})$$

где Δr_C и $\Delta r_{оп}$ — суммарное радиальное обжатие и радиальное обжатие, совершаемое оправкой.

Входящую в правую часть этого условия величину $\Delta r_{\text{оп}}$ находим по табл. VI.1, а $\Delta r_{\text{оп}}$ — по выражению

$$\Delta r_{\text{оп}} = \frac{r_{\text{вп}} - r_{\text{оп}}}{2r_{\text{вп}}r_{\text{оп}}} b_{\text{оп}}^2 \quad (\text{VI.9})$$

Величину $b_{\text{оп}}$ определяем из условия, что усилие на оправку равно полному усилию на валок за вычетом усилия на пластический изгиб стенки трубы помимо оправки.

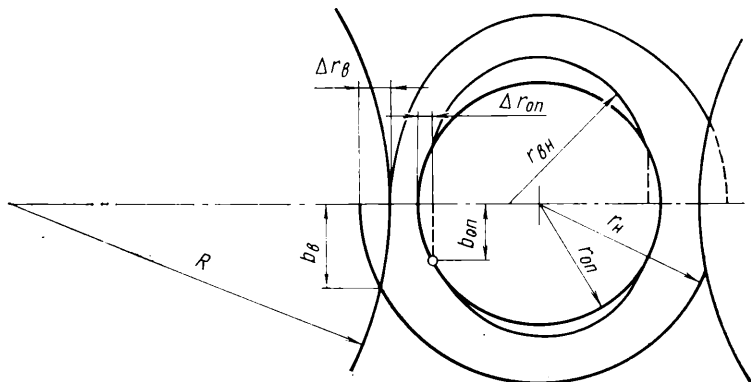


Рис. VI.7. Схема обжатия стенки трубы между валком и оправкой

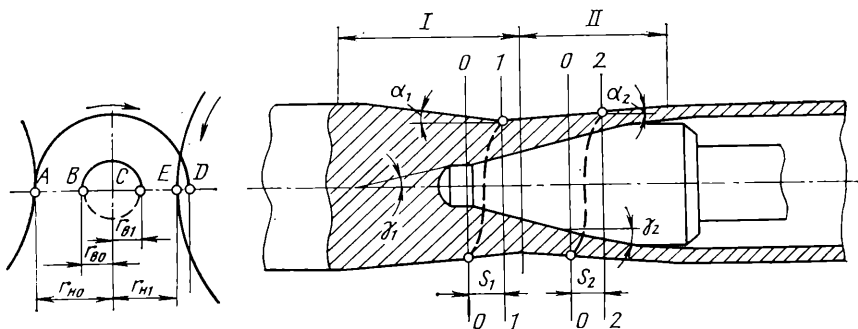


Рис. VI.8. Схема обжатия при винтовой прокатке

Если принять, что значения контактных давлений на валок и оправку одинаковы, то ширину контактных поверхностей на валке $b_{\text{в}}$ и оправке $b_{\text{оп}}$ можно определить из условия $b_{\text{оп}} = b_{\text{в}} - (q/p)$, где q — давление, требуемое для пластического изгиба стенки трубы.

Подставив это значение $b_{\text{оп}}$ в уравнение (VI.9), получим

$$\Delta r_{\text{оп}} = \frac{r_{\text{вп}} + r_{\text{оп}}}{2r_{\text{вп}}r_{\text{оп}}} \left(b_{\text{в}} - \frac{q}{p} \right)^2 \quad (\text{VI.10})$$

Приняв во внимание, согласно уравнению (VI.2), что

$$\Delta r_{\text{в}} = \frac{R + r_{\text{н}}}{2Rr_{\text{н}}} b_{\text{н}}^2 \quad (\text{VI.11})$$

Стан	Начало очага деформации (без оправки)	Конец очага деформации (с оправкой)
С бочко- видными валками	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{R_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{R_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$
С диско- видными валками	$\Delta r_c = \pi a \frac{d_x}{2\rho} \frac{F_H \cos \beta}{F_x \cos \varphi} \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi a \frac{d_x}{2\rho} \frac{F_H \cos \beta}{F_x \cos \varphi} \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$
С грибо- видными валками	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{R_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi \frac{D_H}{D_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$

Примечание. η_0 и η_T — коэффициент осевого и тангенциального скольжения (см. гл. VI, разд. 2); $\xi = 1,02 \div 1,1$ — коэффициент овальности.

получим после подстановки значений Δr_B и $\Delta r_{оп}$ в уравнение (VI.8)

$$b_B = \frac{B}{A+B} \frac{q}{\rho} + \sqrt{\left(\frac{B}{A+B}\right)^2 \left(\frac{q}{\rho}\right)^2 + \left[\Delta r_c + B \left(\frac{q}{\rho}\right)^2\right] \frac{1}{A+B}}, \quad (VI.12)$$

где $A = \frac{R+r_H}{2Rr_H}$, $B = \frac{r_{вн} - r_{оп}}{2r_{вн}r_{оп}}$.

Если пренебречь влиянием жесткости стенки трубы и принять $q = 0$, то уравнение (VI.12) примет вид уравнения для подсчета контактной поверхности при прокатке колец.

Вопрос об определении контактной поверхности при прокатке труб в раскатных станах подробно рассмотрен В. С. Смирновым [3, 4], а в расширительных — Грубером [1].

2. КИНЕМАТИКА ПОПЕРЕЧНОЙ И ВИНТОВОЙ ПРОКАТКИ

При анализе кинематики процесса необходимо учитывать скольжение, возникающее по контактным поверхностям валков и заготовки. Величину этого скольжения принято характеризовать коэффициентом тангенциального скольжения η_T [1, 8 и др.], равным отношению тангенциальной скорости заготовки к тангенциальной скорости валков:

$$\eta_T = v_{Фз} / v_{Фв} \quad (VI.13)$$

и коэффициентом осевого скольжения, равным отношению соответствующих осевых скоростей:

$$\eta_0 = v_{xз} / v_{xв}. \quad (VI.14)$$

ТАБЛИЦА VI.2

КОЭФФИЦИЕНТ ОСЕВОГО СКОЛЬЖЕНИЯ η_0
ПРИ ПРОШИВКЕ ЗАГОТОВКИ ИЗ СТАЛЕЙ 10 И 20

Стан	Диаметр трубы, дюймы	Толщина стенки гильзы h , мм	Угол наклона на валков, град	Выход носка оправки за линию центров валков, мм	Диаметр заготовки, мм	η_0
Автоматический 5—14"	6	12—18	8	60—100	170	$\eta_0 = 596 -$ $-\sqrt{355\,068 - (h+14,80)^2}$
	8	22—33	7	80—100	170	$\eta_0 = 628 -$ $-\sqrt{392\,950 - (h - 10,4)^2}$
	10	25—40	6	80—100	230	$\eta_0 = 628 -$ $-\sqrt{392\,950 - (h - 10,4)^2}$
	12	32—56	5	80—100	270	$\eta_0 = 306 -$ $-\sqrt{95\,328 - (h - 56,2)^2}$
Пилигримовый 6—12"	8	10,20	7	40—60	360—345	$\eta_0 = 0,052h - 0,49$
	10		7	40—60	400—420	
	12		7	40—60	435—450	

Примечание. При прошивке заготовок на автоматическом стане 5—14" число оборотов валков составляет 87,3 об/мин, температура прокатки 1220—1250 °С, на пилигримовом стане 6—12" соответственно, 30—40 об/мин и 1140—1180 °С.

Число оборотов заготовки

$$n_3 = (R/r) \eta_T n_D. \quad (\text{VI.15})$$

Обозначим радиальную скорость частиц металла (по радиусу заготовки) v_r , тангенциальную v_φ и осевую v_c . Коэффициент тангенциального скольжения примерно равен 0,95—1,0, а коэффициент осевого скольжения можно приближенно находить по табл. VI.2.

Направляя вектор скорости точки A заготовки, соприкасающейся с валками (рис. VI.9), по касательной к контактной поверхности, определим скорость при заданном числе оборотов заготовки n_3 :

$$v = \frac{\pi n_3}{30} \frac{AO_1}{\cos(\varphi_B + \varphi_3)}. \quad (\text{VI.16})$$

Из этого выражения следует, что скорость v в направлении от точки B к выходу металла из валков уменьшается. Если допустить существование нейтральной точки на контактной поверхности, где скольжение металла по валку отсутствует, то в точке B скорость заготовки должна быть больше скорости валков, а в точке C , наоборот, валок опережает заготовку.

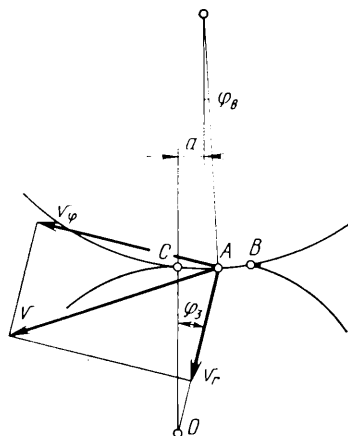


Рис. VI.9. Схема скоростей в зоне деформации

Из условия постоянства секундного объема металла следует, что $r\omega = v_{\varphi} = \text{const}$, т. е. тангенциальная скорость на протяжении всей контактной дуги должна быть постоянной.

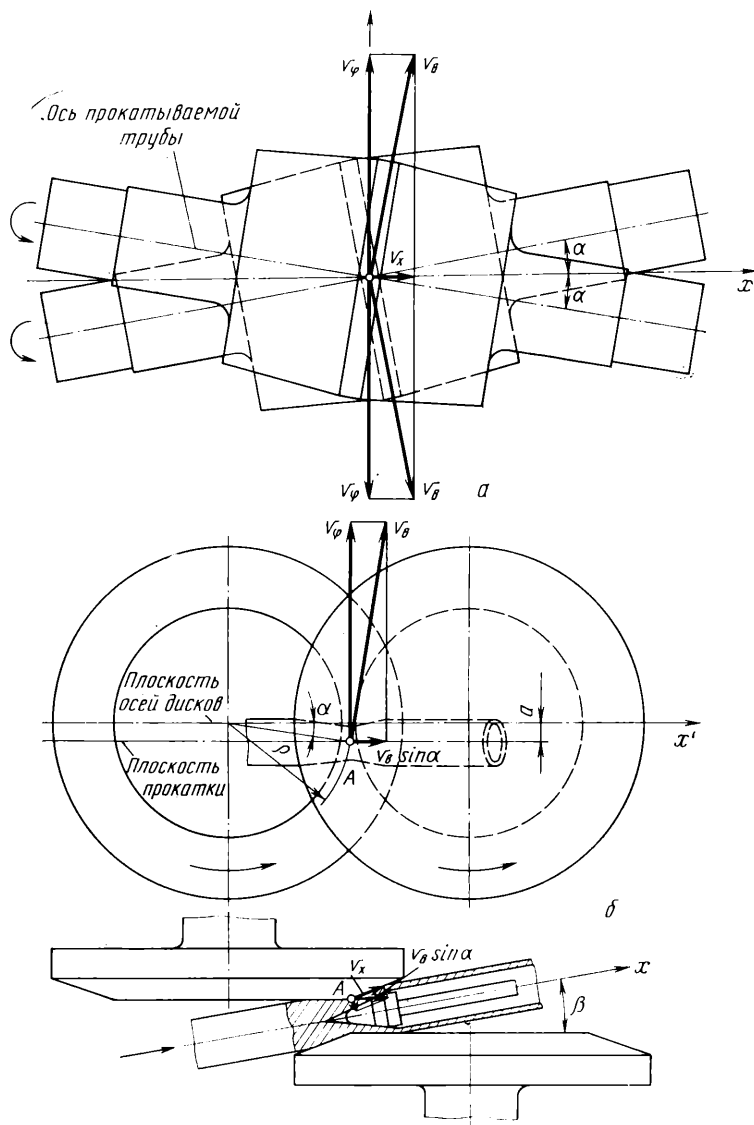


Рис. VI.10. Компоненты скоростей при винтовой прокатке:
 а — косо валковый стан; б — дисковой стан

Так как абсолютная скорость точки А должна быть направлена по касательной к контактной поверхности валков, то

$$v = v_{\varphi} / (\cos \varphi_B + \varphi_3). \quad (\text{VI.17})$$

При $v_{\varphi} = \text{const}$ значение скорости в точке B будет максимальным, а в точке C минимальным.

Примем, что при поперечной прокатке, так же как и при продольной, на контактной поверхности существует нейтральная точка, в которой металл заготовки движется с такой же скоростью, как и валки. Допустим, что эта точка совпадает с точкой A (рис. VI.9), тогда на основании сделанных выводов

$$v_{\varphi} = v_{\text{в}} \cos(\varphi_{\text{в}} + \varphi_{\text{з}}). \quad (\text{VI.18})$$

Экспериментальные исследования коэффициента тангенциального скольжения при поперечной прокатке были выполнены В. С. Смирновым [4]. Согласно этим исследованиям, в случае горячей прокатки цилиндрических заготовок при $700\text{--}1200^\circ\text{C}$ коэффициент скольжения находится в пределах $0,9\text{--}0,95$.

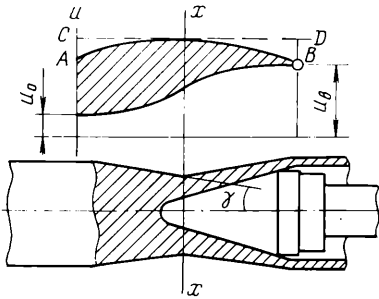


Рис. VI.11. Поступательная скорость по длине заготовки в прошивных станах:

AB — осевая составляющая окружной скорости валков в косовальковом стане; CD — то же, в дисковом стане

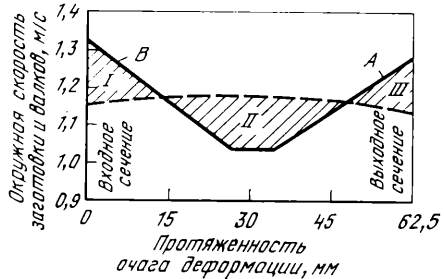


Рис. VI.12. Изменение окружных скоростей заготовки (A) и валков (B) по длине зоны деформации при прошивке:

I, III — зона опережения; II — отставания

Движение металла в направлении оси заготовки при винтовой прокатке осуществляется несколькими способами. По способам получившим распространение обесцениваются:

расположение валков под некоторым углом к оси заготовки (рис. VI.10, a), смещение оси заготовки по отношению к плоскости, проходящей через оси валков (рис. VI.10, b).

Расчет окружной скорости валков v и ее составляющих — тангенциальной v_{φ} и осевой v_x скоростей валков и заготовки приведен в табл. VI.3. В ней F_1 и F_x — площадь поперечного сечения заготовки у выходного сечения и в рассматриваемой точке x .

Согласно экспериментальным исследованиям, в прошивных станах скорость выхода заготовки обычно меньше осевого вектора окружной скорости валков у выходного сечения, т. е. $\eta_0 < 1$. Поэтому на всем протяжении зоны деформации при прошивке $v'_x < v_x$, как это изображено на рис. VI.11.

Значения коэффициентов тангенциального и осевого скольжения следует определять на основании данных экспериментальных исследований [2, 4, 7, 8].

По характеру скольжения заготовки по валкам в тангенциальном направлении весь очаг деформации можно разделить на три зоны. В двух крайних зонах, расположенных в начале и в конце очага деформации, заготовка опережает валки, а в средней зоне она отстает от валков (рис. VI.12). В местах перехода от зон опережения к зоне отставания заготовка движется с окружной скоростью, равной скорости валков, и коэффициент тангенциального скольжения равен единице.

Стан	Скорость валков		
	окружная	тангенциальная	осевая
С бочковидными валками	$v = \frac{\pi n_B}{30} R$	$v_\varphi = \frac{\pi n_B}{30} R \cos \alpha$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} R \sin \alpha$
С дисковидными валками	$v = \frac{\pi n_B}{30} \rho$	$v_\varphi = \frac{\pi n_B}{30} \rho \cos \alpha$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} a \cos \beta$
С грибовидными валками	$v = \frac{\pi n_B}{30} R$	$v_\varphi = \frac{\pi n_B}{30} R \cos \alpha$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} R \sin \alpha$

3. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ

При поперечной прокатке сплошных осесимметричных заготовок из-за локального приложения усилий и малого отношения b/r (аналогия с отношением l/h при продольной прокатке) внутри заготовки возникает неравномерное напряженно-деформированное состояние. При малых единичных обжатиях (примерно до 5 %) пластическая деформация не проникает на все сечение заготовки и внутри образуется упругое ядро. В случае значительных обжатий (до 20 %) пластические деформации проникают до оси заготовки, которая находится в пластическом неравномерном состоянии из-за влияния внешних зон. Большое значение для напряженно-деформированного состояния имеет схема расположения валков в рабочей клетки (двухвалковая или трехвалковая схема), а также длина контактной поверхности и длина валка. Так, при значительной длине контактной поверхности по сравнению с радиусом заготовки деформацию можно считать двухмерной по полярным координатам r и φ [1, 3, 5, 6].

Полное решение задачи с построением согласованных полей напряжений и перемещений (скоростей) довольно трудоемко, поэтому применяют различные упрощения. При граничных условиях в напряжениях задача становится статически определяемой и для решения можно использовать только уравнение равновесия и пластичности для жестко-пластического тела. Методом Фурье разделения переменных решены упруго-пластические задачи для напряженного состояния в полой и сплошной заготовке при поперечной прокатке [4]. Методом линий скольжения система уравнений при замене $(\sigma_x, \sigma_y \rightarrow \sigma_{cp}, \alpha)$ приводится к следующему виду относительно среднего напряжения σ_{cp} и угла α наклона линии скольжения к оси x :

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial x} + \sigma \left(\cos \alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin \alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial y} - \sigma \left(\cos \alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} - \sin \alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} \right) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (VI.19)$$

Решая эту систему совместно с дифференциальными соотношениями

$$d\sigma_{cp} = \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial x} dx + \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial y} dy; \quad d\alpha = \frac{\partial \alpha}{\partial x} dx + \frac{\partial \alpha}{\partial y} dy, \quad (VI.20)$$

получим дифференциальные уравнения линий скольжения:

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \alpha; \quad \frac{dy}{dx} = -\operatorname{ctg} \alpha. \quad (VI.21)$$

Скорость заготовки

тангенциальная	осевая
$v_{\phi} = \frac{\pi n_B}{30} R_1 \cos \alpha \frac{F_1}{F_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} R_1 \sin \alpha \frac{F_1}{F_x} \eta_0$
$v_{\phi} = \frac{\pi n_B}{30} \rho \cos \alpha \frac{F_1}{F_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} a \cos \beta \frac{F_1}{F_x} \eta_0$
$v_{\phi} = \frac{\pi n_B}{30} R_1 \cos \alpha \frac{F_1}{F_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B}{30} R_1 \sin \alpha \frac{F_1}{F_x} \eta_0$

Вдоль линий скольжения выполняются соотношения:

$$d\sigma_{ср} - \sigma d\alpha = 0; \quad d\sigma_{ср} + \sigma d\alpha = 0. \tag{VI.22}$$

Приняв, что контакт металла с валками происходит по прямой линии, рассмотрим процесс поперечной прокатки как результат элементарных процессов сжатия при повороте тела на малый угол. Напряженное состояние при этом можно представить полем линий скольжения (рис. VI.13), состоящим из равностороннего треугольника, двух веерных зон и криволинейного четырехугольника, координаты узловых точек которого можно определить различными описанными в литературе способами [1, 6].

Чтобы получить величину контактного напряжения, рассмотрим равновесие половины заготовки, расположенной правее линии I—I; из условия равновесия

$$\int_0^r \sigma_y dx = 0.$$

Для определения напряжения σ_y рассмотрим две ортогональные линии скольжения AB и BC (рис. 13). Применив к ним теорему Генки, получим

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ср A} - \sigma_{ср B} &= -\sigma \alpha_{AB}; \\ \sigma_{ср B} - \sigma_{ср C} &= +\sigma \alpha_{BC}, \end{aligned} \right\} \tag{VI.23}$$

где σ_{AB} , σ_{BC} — углы поворота линий скольжения между точками A и B, B и C.

Так как линия скольжения BC в точке C составляет с осью валка угол 45° , то углы поворота характеристик равны углу β , заключенному между линиями скольжения DB и DE, т. е. $\alpha_{BC} = -\alpha_{AB} = \beta$.

Из уравнений (VI.23) следует, что $\sigma_{ср A} - \sigma_{ср C} = \sigma(\alpha_{BC} - \alpha_{AB}) = 2\sigma\beta$. Вхо-

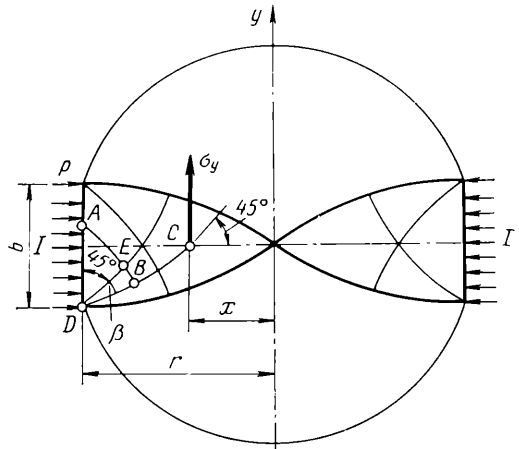


Рис. VI.13. Поле линий скольжения при сжатии цилиндра

дающие в это уравнение средние напряжения определяются из условия пластичности:

$$\sigma_{ср A} = p - \frac{\sigma}{2}; \quad \sigma_{ср C} = \sigma_b + \frac{\sigma}{2}. \quad (VI.24)$$

Подсчитанное значение $p/2\tau_s$ в зависимости от $b/2r$ графически изображено на рис. VI.14. Нижней границей применимости этой зависимости будет $b/2r = 1$ и $p = 2\tau_s$, когда приконтактные треугольники на рис. VI.13 сожмутся вершинами. Верхней границей будет значение $2r/b$, соответствующее процессу вдавливания жесткого штампа в полупространство, при котором характер поля меняется по сравнению с полем, показанным на рис. VI.13.

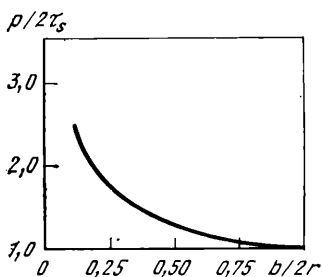


Рис. VI.14. Зависимость $p/2\tau_s = f(b/2r)$

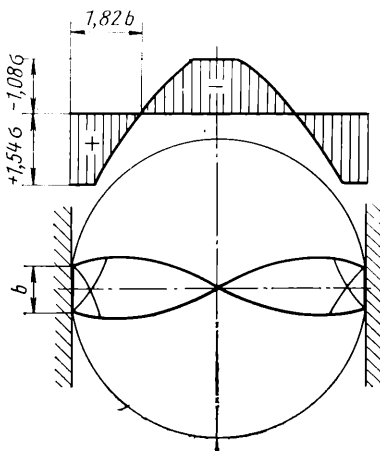


Рис. VI.15. Распределение напряжений при поперечной прокатке при $b/2r=0,123$; $\beta = 75^\circ$

ТАБЛИЦА VI.4

РАСЧЕТ СРЕДНЕГО КОНТАКТНОГО НАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ПОПЕРЕЧНОЙ И ВИНТОВОЙ ПРОКАТКЕ

Условия	$\frac{2r}{b}$ (числитель) и ϵ , % (знаменатель)	Расчетная формула
Постоянное сопротивление деформации по сечению	≤ 1	$p = (3,92 \div 4,62) \frac{\sigma}{2}$
	$\frac{1-8,5}{-}$	$p = \left(1,25 \ln \frac{2r}{b} + 1,25 \frac{b}{2r} - 1,25\right) \sigma$
	$\frac{\geq 8,5}{-}$	$p = \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \sigma$
Переменное сопротивление деформации по сечению ¹	$\frac{-}{\leq 2,5}$	$p_0 = \sigma_{T0} \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) - \frac{\sqrt{2}}{2} (\sigma_{T0} - \sigma_{Th})$
	$\frac{-}{2,5-10}$	$p = p_0 \left(1 + 0,08 \frac{\Delta r}{r}\right)$

¹ 0 — на поверхности; h — на глубине.

В табл. VI.4 приведены расчетные формулы для среднего контактного напряжения при различных случаях прокатки.

Рассмотренный метод определения влияния внешних зон на контактное давление позволяет также вычислить распределение напряжений σ_y по всему меридиональному сечению заготовки. Эти расчеты свидетельствуют о том, что в центральной части заготовки возникают растягивающие напряжения, а вблизи контактных поверхностей — напряжения сжатия (рис. VI.15).

При прокатке между тремя валками расположение пластических зон будет соответствовать полю, изображенному на рис. I.28. Такое расположение пластических зон, как и в случае поля, изображенного на рис. VI.13, удовлетворяет климатическим условиям на границе линий скольжения и в силу известной теоремы теории пластичности позволяет получить верхнее значение напряжений на границе. Нормальное и касательное перемещения на контактной поверхности равны соответственно $u_r = \text{const}$ и $u_{\varphi} = 0$, что

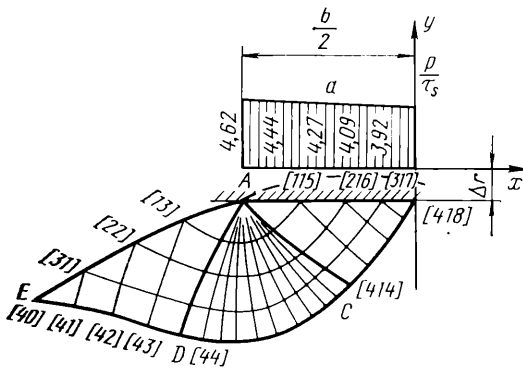


Рис. VI.16. Линии скольжения для цилиндрической поверхности

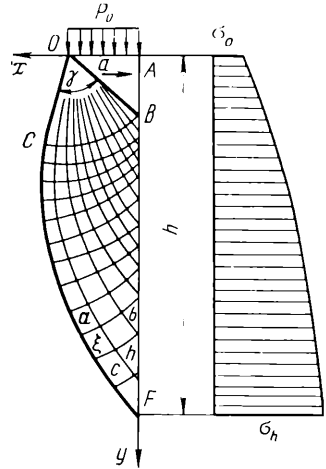


Рис. VI.17. Поле линий скольжения при неоднородной деформации

отвечает случаю прилипания. Непластические зоны будут отпрессовываться в сторону от центра как твердое тело.

Прандтль при анализе линий скольжения принимал, что эти линии при выходе от контактной поверхности на свободную поворачиваются на угол, равный $\pi/2$. Но в связи с тем, что при поперечной прокатке свободные поверхности представляют собой не плоскости, а поверхности цилиндрической заготовки, угол поворота линии скольжения несколько меньше (рис. VI.16). Из-за этого контактное давление несколько снижается, причем в середине контактной поверхности больше, чем с краю, так как угол поворота линии скольжения при выходе на свободную поверхность несколько меньше. Если допустить, что при $(b/2r) < 1$ происходит вытеснение металла вблизи контактных поверхностей, то контактное давление в этом случае составляет приблизительно 0,76—0,9 от величины давления, подсчитываемого для случая $2r/b \approx 1 \div 8,5$.

В работе [10] рассмотрено влияние температурной неоднородности по сечению заготовки применительно к поперечной и винтовой прокатке. В этом случае сопротивление деформации σ следует задавать как функцию координат x, y . Экспериментально с помощью термпар, зачеканенных на разных уровнях, было установлено, что изменение температуры по контакту незначительное, а максимальный перепад температур наблюдается в радиальном направлении в пределах 1100—750 °С (при горячей прокатке). На основании опытов можно принять, что сопротивление деформации σ является функцией только одной координаты y

или r . Тогда для жестко-пластического неоднородного по координате материала будем иметь уравнения

$$\frac{d\sigma_{ср}}{dx} + \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} \cos 2\alpha = 0; \quad (\text{VI.25})$$

$$\frac{d\sigma_{ср}}{dy} - \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} - \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} \right) - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} \sin 2\alpha = 0. \quad (\text{VI.26})$$

Вдоль линий скольжения будут выполняться соотношения

$$d\sigma_{ср} + \sigma d\alpha - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} dx = 0; \quad d\sigma_{ср} - \sigma d\alpha + \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} dx = 0. \quad (\text{VI.27})$$

Для решений поставленной задачи применен способ численного решения уравнений (VI.26 и VI.27). При этом пластические области $AOCB$ (рис. VI.17) разбивались на ряд зон, в которых последовательно находились решения. В результате проведенных вычислений найдены размеры пластических областей. Для определения среднего давления p на контактной поверхности при прокатке с переменным сопротивлением деформации на поверхности и на глубине заготовки следует пользоваться табл. VI.4.

Максимально допустимые обжатия в заданном интервале изменения механических свойств

$$\Delta r_{\max} \leq \frac{H_k^2 (R + r)}{Rr32 \left(\frac{l_\phi}{l} \right)^2}, \quad (\text{VI.28})$$

где l_ϕ — фактическая длина дуги захвата; l — длина дуги захвата (геометрическая).

Глубину проникновения пластической деформации можно найти из следующей зависимости:

$$h_{пл} = 0,65 l_{ср} + \sum \Delta h. \quad (\text{VI.29})$$

Рассмотренная методика может быть применена для расчета силовых параметров прокатки цилиндрических и фасонных заготовок, зубчатых колес и сверл.

4. РАСЧЕТ УСИЛИЙ И МОМЕНТОВ ПРИ ПОПЕРЕЧНОЙ И ВИНТОВОЙ ПРОКАТКЕ

Полное усилие при поперечной и винтовой прокатке

$$P = p_{ср} F, \quad (\text{VI.30})$$

где площадь контактной поверхности определяется по выражению (VI.1), а среднее контактное напряжение — по табл. VI.4.

Обозначим угол наклона усилия P к линии, соединяющей центры валков, через ϕ и разложим эту силу на горизонтальное и вертикальное направления. Тогда усилие, действующее на валок в горизонтальном направлении, $P_x = P \cos \phi$, а в вертикальном $P_y = P \sin \phi$. Угол ϕ можно определить на основании подсчитанной выше величины b (VI.6):

$$\operatorname{tg} \phi = b/d. \quad (\text{VI.31})$$

Момент, который необходимо приложить к каждому валку для их вращения без учета сил трения в подшипниках (рис. VI.18),

$$M = Pa = P \frac{D+d}{2} \sin \phi \approx P \frac{D+d}{2} \frac{b}{d}. \quad (\text{VI.32})$$

При расположении валков с наклоном в меридиональной плоскости к оси заготовки (рис. VI.19) на каждом валке возникают осевые усилия

$$U_B = P_x \sin \alpha, \quad (\text{VI.33})$$

где α — угол наклона оси валка к оси прокатываемого изделия

Момент, необходимый для вращения валка, в этом случае равен

$$M = P_y R + P_x \frac{b}{2} \cos \alpha, \quad (\text{VI.34})$$

где R — радиус валка в сечении, в котором приложена равнодействующая усилия прокатки.

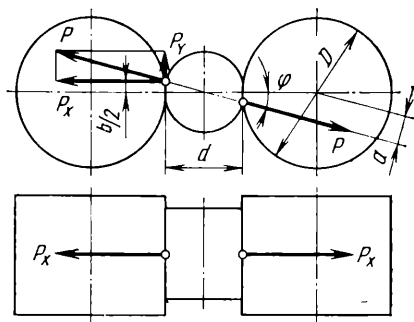


Рис. VI.18. Направление сил, действующих на валки при поперечной прокатке, когда оси валков и заготовки расположены параллельно

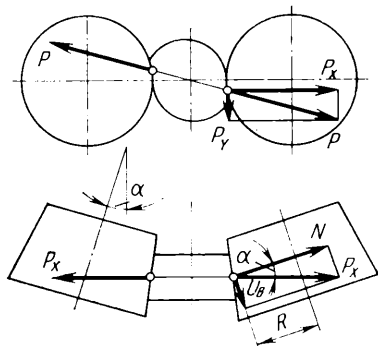


Рис. VI.19. Направление сил, действующих на валки при поперечной прокатке, когда оси валков наклонены к оси заготовки в меридиональной плоскости

Подставив в это уравнение приведенные выше значения P_x , P_y , получим

$$M = P_i^2 \left(R \sin \varphi + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right). \quad (\text{VI.35})$$

Аналогичным способом можно найти силы и моменты, необходимые для вращения валков, при прокатке металла между тремя или более числом валков. Во всех случаях направление сил определяем из условия, что равнодействующая усилия прокатки находится на линии, проходящей через ось прокатываемого изделия и точку приложения равнодействующей силы P к валку [1, 2].

При винтовой прокатке возможны два наиболее характерных случая направления сил, когда прокатываемый металл при своем поступательном движении не встречает внешнего сопротивления и когда это сопротивление имеется. Первый случай возможен при прокатке без оправки или при прокатке на длинной оправке, движущейся свободно вместе с прокатываемой трубой. Второй случай возможен при прокатке на короткой оправке, упирающейся в стержень (прошивные или раскатные станы).

Первый случай прокатки отличается от рассмотренных выше случаев поперечной прокатки тем, что оси валков не находятся в меридиональной плоскости, а образуют с ней некоторый угол (рис. VI.20). В связи с этим наклоном на валках возникают осевые усилия. Величина и направление этих усилий определяются из условия, что если отсутствует внешнее осевое сопротивление при движении заготовки, то равнодействующие усилия прокатки, т. е. силы P , должны находиться в плоскости, перпендикулярной оси заготовки. Проекция этих сил на направление, перпендикулярное главной меридиональной плоскости, равная $P \sin \varphi$, будет создавать на валке окружное усилие $P \sin \varphi \cos \beta$ и, кроме того, осевое усилие $P \sin \varphi \sin \beta$.

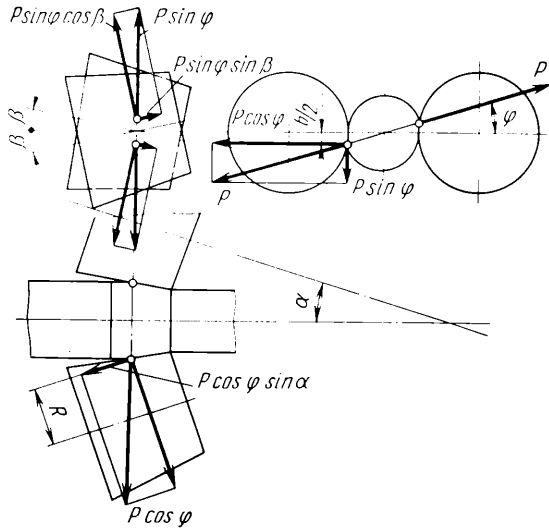


Рис. VI.20. Направление сил, действующих на валки в случае винтовой прокатки при отсутствии внешнего осевого сопротивления. Векторы сил в левой верхней проекции даны в увеличенном масштабе

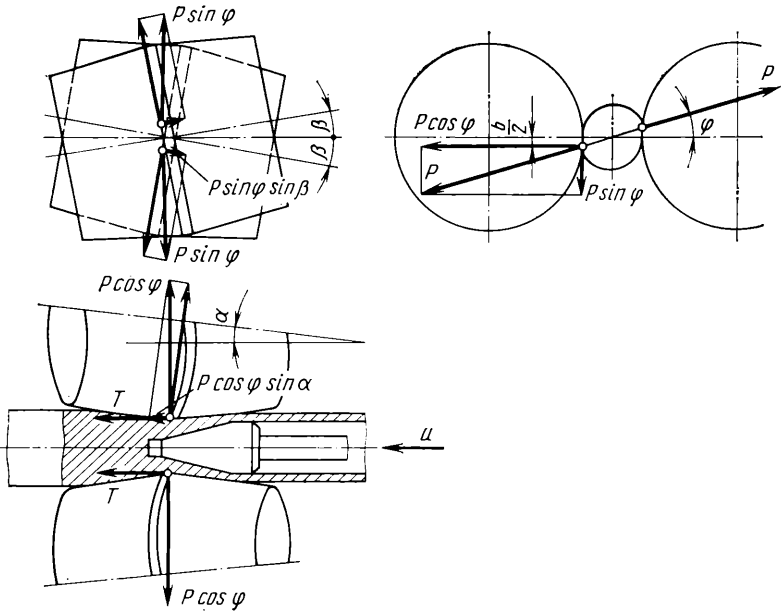


Рис. VI.21. Направление сил, действующих на валки прошивного стана

При этом если валки расположены под углом к оси заготовки в меридиональной плоскости, то общее осевое усилие на каждом из валков, с учетом выражения (VI.42), равно:

$$U_b = P \cos \varphi \sin \alpha - P \sin \varphi \sin \beta. \quad (\text{VI.36})$$

Момент, необходимый для вращения валка,

$$M = P \left[R \sin \varphi \cos \beta + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right]. \quad (\text{VI.37})$$

Другой случай винтовой прокатки, когда прокатываемый металл на своем пути встречает сопротивление в виде короткой оправки, упирающейся в стержень, от первого случая отличается тем, что на валки параллельно оси заготовки действуют дополнительные силы, равные осевому усилию, возникающему на оправке. Если это осевое усилие на оправке обозначить через $U_{оп}$, то в двухвалковом стане на каждый валок действует усилие (рис. VI.21) $T = U_{оп}/2$.

Тогда, учитывая уравнение (VI.45), общее осевое усилие на валке

$$U_B = T \cos \alpha + P (\cos \varphi \sin \alpha - \sin \varphi \sin \beta). \quad (\text{VI.38})$$

Момент, необходимый для вращения валка,

$$M = P \left(R \sin \varphi \cos \beta + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right) + TR \sin \alpha. \quad (\text{VI.39})$$

Рассмотрим направление сил, действующих на валки, когда осевое перемещение прокатываемой заготовки достигается не вследствие наклона валков к меридиональной плоскости, а в результате смещения их осей по отношению к этой плоскости. В этом случае (при отсутствии осевого сопротивления у заготовки) усилие, действующее на валок в направлении его оси, будет складываться из двух составляющих (рис. VI.22):

$$U_B \approx P \cos (\varphi + \theta) \sin \alpha - P \sin (\varphi + \theta) \sin \gamma, \quad (\text{VI.40})$$

где θ — угол между меридиональной плоскостью $II-II$, проведенной через ось заготовки параллельно осям обоих валков, и линией, соединяющей центры валков в плоскости $I-I$, или плоскостью $III-III$; γ — угол между осью заготовки и образующей конуса валка, проходящего через точку A . Здесь углы φ , θ и γ приблизительно равны

$$\sin \varphi = \frac{b}{d}; \quad \sin \theta = \frac{2l}{2R + d}; \quad \sin \gamma = \frac{e - (d/2) \sin (\varphi + \theta)}{l}, \quad (\text{VI.41})$$

где e — расстояние между плоскостью $II-II$ и плоскостью, проведенной через ось валков параллельно плоскости $II-II$; l — расстояние от вершины конусов валка до точки A .

Рассматриваемый случай направления сил, действующих на валки, можно уподобить предыдущему (см. рис. VI.20). Если силы, действующие на валки, спроектировать на плоскость $III-III$ и плоскость, ей перпендикулярную, то направление сил можно представить схемой, изображенной на рис. VI.21. Угол β аналогичен углу γ и расположен только в плоскости, перпендикулярной плоскости $III-III$, и его можно определять из уравнения

$$l \sin \beta = \frac{e}{\cos \theta} - \left(\frac{b}{2} + \frac{d}{2} \operatorname{tg} \theta \right). \quad (\text{VI.42})$$

При малости угла θ имеем $\cos \theta = 1$. Тогда $\beta = \gamma$, а усилие на валке

$$U_B \approx P \cos \varphi \sin \alpha - P \sin \varphi \sin \beta \quad (\text{VI.43})$$

Момент, необходимый для вращения валка, определяем из уравнения (VI.37). Если заготовка на своем пути встречает сопротивление в виде оправки, то при подсчете U_B и M необходимо учитывать влияние силы T аналогично уравнениям (VI.38) и (VI.39).

Для дискового стана силы определяют из условия равновесия прокатываемой заготовки вместе с оправкой, рассмотренного выше применительно к косовальковому стану. Усилие прокатываемой заготовки на каждый из дисков можно выразить силами P и T (рис. VI.23).

Разложим силы P и T , действующие на диски, по трем взаимно перпендикулярным направлениям. Горизонтальное усилие на диски, перпендикулярное их осям, равно:

$$X_1 = P_x + T_x = P \cos \psi \sin \beta + \frac{U}{2} \cos \beta, \quad (\text{VI.44})$$

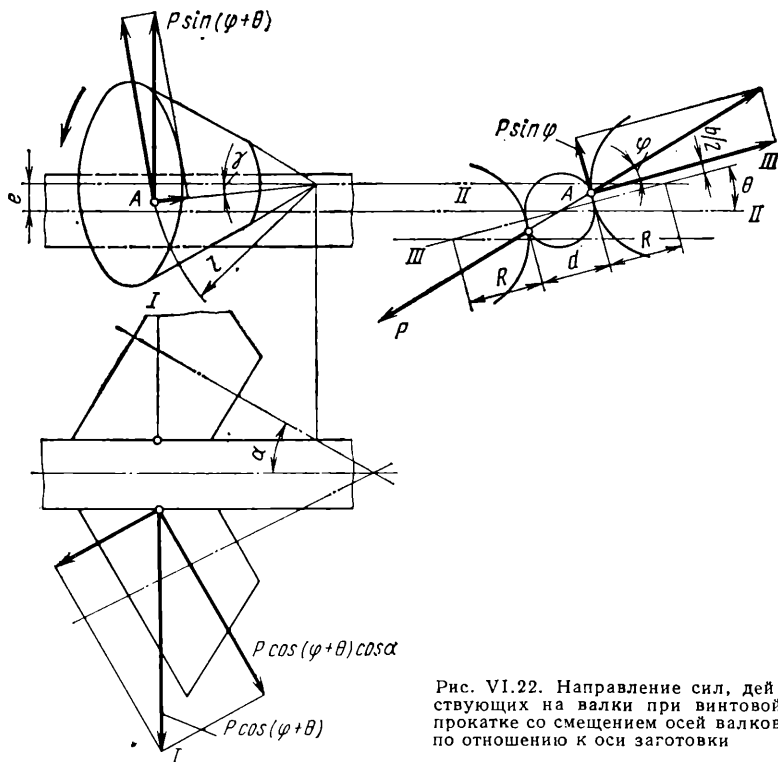


Рис. VI.22. Направление сил, действующих на валки при винтовой прокатке со смещением осей валков по отношению к оси заготовки

и \vec{X}_2 на второй диск

$$X_2 = P_x - T_x = P \cos \psi \sin \beta - \frac{U}{2} \cos \beta, \quad (\text{VI.45})$$

где ψ — угол между силой P и горизонтальной плоскостью (рис. VI.23), равный

$$\operatorname{tg} \psi = e/r_0. \quad (\text{VI.46})$$

Здесь e — расстояние от плоскости прокатки до точки приложения равнодействующей давления диска на заготовку, r_0 — радиус заготовки в сечении, в котором приложена равнодействующая.

Вертикальное усилие на оба диска одинаково:

$$Y_1 = Y_2 = P_y = P \sin \psi. \quad (\text{VI.47})$$

Осевое усилие на диски равно:
на первый диск

$$Z_1 = P_z - T_z = P \cos \psi \cos \beta - \frac{U}{2} \cos \beta, \quad (\text{VI.48})$$

на второй диск

$$Z_2 = P_z + T_z = P \cos \psi \cos \beta + \frac{U}{2} \sin \beta \quad (\text{VI.49})$$

Зная усилие на диски по всем трем направлениям, можно легко подсчитать момент, требуемый для вращения дисков. Из рис. VI.23 следует, что момент, необходимый для вращения дисков без учета сил трения в подшипниках, равен для вращения первого диска

$$M_1 = Y\rho_1 \cos \varphi_1 + X_1\rho_1 \sin \varphi_1,$$

или

$$M_1 = P\rho_1 \sin \psi \cos \varphi_1 + P(a + e) \cos \psi \sin \beta + \frac{U}{2} (a + e) \cos \beta, \quad (\text{VI.50})$$

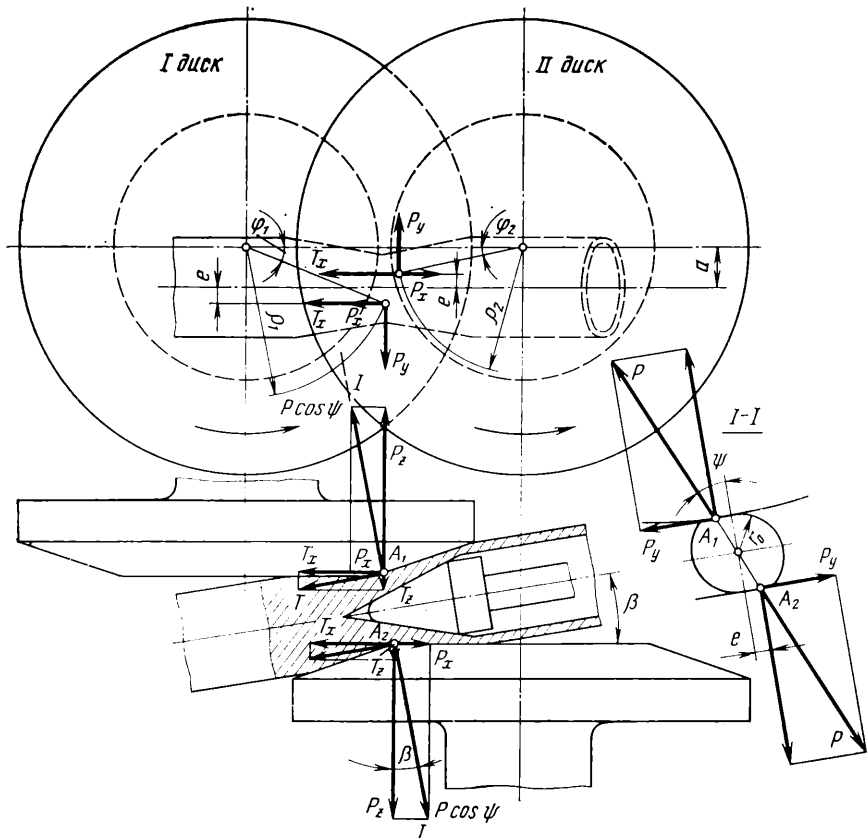


Рис. VI.23. Силы, действующие на валки в прошивном дисковом стане

для вращения второго диска

$$M_2 = Y\rho_2 \cos \varphi_2 - X_2\rho_2 \sin \varphi_2,$$

или

$$M_2 = P\rho_2 \sin \psi \cos \alpha_2 + P(a + e) \cos \psi \sin \beta + \frac{U}{2} (a - e) \cos \beta. \quad (\text{VI.51})$$

Из этих уравнений следует, что для вращения первого диска, расположенного со стороны входа заготовки, требуется больший момент, чем для второго, расположенного со стороны упора, оправки.

Момент двигателя определяется для каждого валка аналогично продольной прокатке (см. гл. V, разд. 1):

$$M_{дв} = \frac{M}{i} + M_{тр} + M_{х.х} \pm M_{дин}. \quad (\text{VI.52})$$

5. ПРИМЕР РАСЧЕТА¹

Рассчитать геометрические и силовые параметры горячей винтовой прокатки сплошной заготовки диаметром $d_3 = 80$ мм в гильзу диаметром $d_r = 79$ мм и толщиной стенки $t = 14$ мм на оправке трехвалкового стана (рис. VI.24). Угол подачи $\alpha = 10^\circ$, угол раскатки $\beta = 0$. Длины участков заготовки равны: $L_1 = 90$ мм, $L_2 = 24$ мм, $L_3 = 55$ мм, $L_4 = 30$ мм. Температура прокатки $T = 1200^\circ\text{C}$. Сопротивление деформации стали принято $\sigma_\Phi = 8$ кгс/мм². Коэффициент овальзации $k = 2,5$. Коэффициент осевого скольжения $\eta_0 = 1$, тангенциального скольжения $\eta_T = 1$.

¹ Составлен В. Ф. Выгоднером и С. Е. Рокотяном.

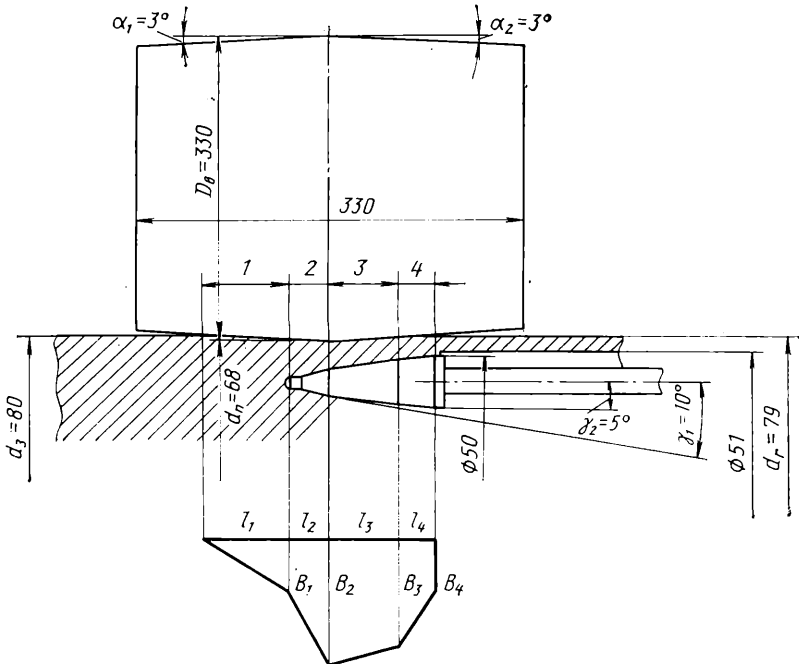


Рис. VI.24. К примеру расчета параметров винтовой прокатки

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Относительное обжатие в пережиме	ε	$\frac{d_3 - d_{II}}{d_3} 100\% = 15\%$
Радиус валка в конце участка:	R_x , мм	
1		$R_1 = \frac{D_B}{2} - L_2 \operatorname{tg} \alpha_1 = 165 - 24 \operatorname{tg} 3^\circ = 163,75$
2		$R_2 = \frac{D_B}{2} = 165$
3		$R_3 = 165 - 55 \operatorname{tg} 3^\circ = 162$
4		$R_4 = \frac{D_B}{2} - (L_3 + L_4) \operatorname{tg} \alpha_2 = 165 - 85 \operatorname{tg} 3^\circ = 160,55$
Радиус заготовки в конце участка:	r_x , мм	
1		$r_1 = \frac{d_{II}}{2} + L_2 \operatorname{tg} \alpha_1 = 34 + 24 \operatorname{tg} 3^\circ = 35,25$
2		$r_2 = \frac{d_{II}}{2} = 34$
3		$r_3 = \frac{d_{II}}{2} + L_3 \operatorname{tg} \alpha_2 = 34 + 55 \operatorname{tg} 3^\circ = 37$
4		$r_4 = \frac{d_{II}}{2} + (L_3 + L_4) \operatorname{tg} \alpha_2 = 34 + 85 \operatorname{tg} 3^\circ = 38,45$
Подача на один валок по участкам (за $\frac{1}{3}$ оборота)	S_x , мм	
		$S_x = \frac{1}{3} \pi d_r \frac{F_r}{F_x} \operatorname{tg} \alpha \frac{\eta_0}{\eta_T}$;
		$S_1 = \frac{1}{3} 3,14 \cdot 79 \cdot 0,569 \cdot \operatorname{tg} 10^\circ \cdot 1 = 8,3$;
		$S_2 = \frac{1}{3} 3,14 \cdot 79 \cdot 0,7 \cdot \operatorname{tg} 10^\circ = 10,2$;
		$S_3 = \frac{1}{3} 3,14 \cdot 79 \cdot 0,946 \operatorname{tg} 10^\circ = 13,8$;
		$S_4 = \frac{1}{3} 3,14 \cdot 79 \cdot 1 \cdot \operatorname{tg} 10^\circ = 14,587$
Радиальное обжатие одним валком по участкам (за $\frac{1}{3}$ оборота)	Δr_x , мм	
		$\Delta r_1 = S_1 \operatorname{tg} \alpha_1 = 8,3 \operatorname{tg} 3^\circ = 0,435$;
		$\Delta r_2 = S_2 (\operatorname{tg} \gamma_1 + \operatorname{tg} \alpha_1) = 10,2 (\operatorname{tg} 10^\circ + \operatorname{tg} 5^\circ) = 2,32$;
		$\Delta r_3 = S_3 (\operatorname{tg} \gamma_1 - \operatorname{tg} \alpha_2) = 13,8 (\operatorname{tg} 10^\circ - \operatorname{tg} 3^\circ) = 1,71$;
		$\Delta r_4 = S_4 (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) = 14,587 (\operatorname{tg} 5^\circ - \operatorname{tg} 3^\circ) = 0,512$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Ширина контактной поверхности в конце участка	B , мм	$B = \sqrt{\frac{2R_x r_x}{R_x + r_x} \Delta r_x};$ $B_1 = \sqrt{\frac{2 \cdot 163,75 \cdot 35,25 \cdot 0,435}{163,75 + 35,25}} = 5,02;$ $B_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot 165 \cdot 34 \cdot 2,32}{199}} = 11,4;$ $B_3 = \sqrt{\frac{2 \cdot 162 \cdot 37 \cdot 1,71}{199}} = 10,15;$ $B_4 = \sqrt{\frac{2 \cdot 160,55 \cdot 38,45 \cdot 0,512}{199}} = 5,636$
Фактическая длина контактной поверхности по участкам	l , мм	$l_1 = \frac{L_1}{\cos \alpha_1} = \frac{90}{\cos 3^\circ} = 90;$ $l_2 = \frac{L_2}{\cos \alpha_2} = \frac{24}{\cos 3^\circ} = 24;$ $l_3 = \frac{L_3}{\cos \alpha_2} = \frac{55}{\cos 3^\circ} = 55;$ $l_4 = \frac{L_4}{\cos \alpha_2} = \frac{30}{\cos 3^\circ} = 30$
Площадь контактной поверхности по участкам	F , мм ²	$F_1 = \frac{B_1 l_1}{2} = \frac{5,02}{2} \cdot 90 = 225;$ $F_2 = \frac{B_2 + B_3}{2} l_2 = \frac{5,02 + 11,4}{2} \cdot 24 = 197;$ $F_3 = \frac{B_2 + B_3}{2} l_3 = \frac{11,4 + 10,15}{2} \cdot 55 = 600;$ $F_4 = \frac{B_3 + B_4}{2} l_4 = \frac{10,15 + 5,636}{2} \cdot 30 = 240$
Расчетная площадь контактной поверхности	F_Σ , мм ²	$F_\Sigma = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 = 225 + 197 + 600 + 240 = 1263$
Фактическая площадь контактной поверхности	F , мм ²	$F = kF_\Sigma = 2,5 \cdot 1263 = 3158$
Средняя ширина контактной поверхности	$b_{\text{ср}}$, мм	$b_{\text{ср}} = \frac{F}{l_1 + l_2 + l_3 + l_4} = \frac{3158}{199} = 15,5$
Средний диаметр заготовки	$2r_{\text{ср}}$, мм	$2r_{\text{ср}} = \frac{d_3 + d_{\text{п}} + d_{\text{г}}}{3} = \frac{80 + 68 + 79}{3} = 75,7$
Параметр зоны деформации	$\frac{2r_{\text{ср}}}{b_{\text{ср}}}$	$\frac{2r_{\text{ср}}}{b_{\text{ср}}} = \frac{75,7}{15,5} = 4,9$

Рассчитываемые параметры	Обозначения	Расчетные формулы
Среднее контактное напряжение	p , кгс/мм ²	$p = \left(1,25 \ln \frac{2r}{b} + 1,25 \frac{b}{2r} - 0,25 \right) \sigma_{\Phi} =$ $= (1,25 \cdot 1,49 + 1,25 \cdot 0,2 - 0,25) \cdot 8 = 15$
Усилие прокатки	F , тс	$P = pF = 15 \cdot 3,158 = 47$
Осевое усилие на оправку	$U_{оп}$, тс	$U_{оп} = 0,5P = 23,5$
Угол между вектором усилия прокатки и осью вала	φ , град	$\operatorname{tg} \varphi = \frac{b_{ср}}{2r_{ср}} = \frac{15,5}{75,7} = 0,204;$ $\varphi = 11^{\circ} 36'$
Осевое усилие на одном валке	$U_{в}$, тс	$U_{в} = \frac{U_{оп}}{3} \cos \beta + P (\cos \varphi \sin \beta -$ $- \sin \varphi \sin \alpha) = 7,85 + 47 (\cos 11^{\circ} 36' \cdot 0 -$ $- \sin 11^{\circ} 36' \cdot \sin 10^{\circ}) = 2,65$
Момент прокатки на одном валке	M , тс·м	$M = P \left(R \sin \varphi \cos \alpha + \frac{b_{ср}}{3} \cos \varphi \cos \beta \right) +$ $+ \frac{U_{оп}}{3} R \sin \alpha = 47 \left(0,165 \cdot 0,2 \cdot \cos 10^{\circ} + \right.$ $\left. + \frac{0,0155}{3} \cdot 0,98 \cdot 1 \right) + 7,85 \cdot 0,165 \cdot \sin 10^{\circ} = 1,99$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М., Metallurgizdat, 1962. 494 с. с ил.
2. Специальные прокатные станы. М., «Металлургия», 1971. 336 с. Авт.: А. И. Целиков, М. В. Барбарыч, М. В. Васильчиков и др.
3. Смирнов В. С. Теория обработки металлов давлением. М., «Металлургия», 1973. 496 с.
4. Смирнов В. С. Теория прокатки. М., «Металлургия», 1967. 460 с. с ил.
5. Томленов А. Д. Механика процессов обработки металлов давлением. М., Машгиз, 1963. 235 с.
6. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. М., «Металлургия», 1972. 408 с.
7. Чекмарев А. П., Дряян В. М. Теория трубного производства. М., «Металлургия», 1976. 304 с.
8. Тетерин П. К. Теория поперечно-винтовой прокатки. М., «Металлургия», 1971. 368 с.
9. Потапов И. Н., Полухин П. И. Новая технология винтовой прокатки. М., «Металлургия», 1975, 343 с.
10. Целиков А. И., Васильчиков М. В., Иванов А. А.—«Труды ВНИИметмаш», № 40, М., ВНИИметмаш, 1975, с. 3—15.

ТЕПЛОЙ БАЛАНС ПРОЦЕССОВ ПРОКАТКИ¹

(докт. техн. наук А. В. Третьяков)

1. ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ ПРИ ГОРЯЧЕЙ И ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ

Тепловой режим является одним из определяющих факторов технологии прокатки. Он непосредственно связан с режимами обжатий, скоростей, натяжений; от него зависят энергосиловые параметры прокатных станов, усилия, действующие на валки и другие детали рабочих клетей, механические свойства, точность размеров профиля, форма и качество поверхности готового проката, профилировка и стойкость прокатных валков, стабильность всего технологического процесса.

Тепловой режим рассчитывают с учетом теплового баланса, зависящего от процессов конвективного, контактного, лучистого теплообмена полосы и прокатных валков с охлаждающей жидкостью, окружающей средой и деталями прокатного стана. Эти процессы протекают при горячей и холодной прокатке с существенными различиями, требующими принципиально разного подхода к методам расчета основных параметров теплового режима: температуры полосы по пропускам, температуры и теплового профиля рабочих и опорных валков, расхода жидкости, необходимой для их охлаждения.

При горячей прокатке определяющим параметром теплового режима является температура полосы, предварительно нагретой до 1100—1250 °С и остывающей в процессе деформации до 800—1100 °С. Потеря тепла полосой происходит путем контактного теплообмена с валками, излучения в окружающую среду роликами роллангов и другими соприкасающимися деталями стана и, наконец, конвекции охлаждающей воды и окружающего воздуха. Одновременно с охлаждением полосы во время прокатки происходит и некоторое повышение ее температуры за счет возникновения тепла в результате работы, затрачиваемой на деформацию и трение между металлом и валками. Температура валков (в пределах 60—120 °С) при горячей прокатке на порядок ниже температуры полосы и определяется ею как независимым исходным параметром. Колебания температуры валков, вызванные другими факторами (например, изменением расхода и температуры воды, подаваемой на валки), мало влияют на температуру прокатываемого металла.

Через некоторое время после начала работы стана, которое определяется главным образом диаметром бочки, средняя температура валков, проводковой арматуры и других деталей стана, соприкасающихся с горячей полосой, устанавливается примерно постоянной и изменяется лишь при смене сортамента, ритма или режима прокатки.

При холодной прокатке (дрессировке) определяющим параметром теплового режима является тепловыделение за счет пластической деформации и трения в зоне контакта полосы и валков. При этом в стан обычно поступает полоса, имеющая температуру, близкую к температуре окружающей среды (20—40 °С); по мере обжатия температура полосы увеличивается и на выходе из стана достигает 150—300 °С. Температура валков при холодной прокатке (дрессировке) одного порядка с температурой полосы (40—120 °С) и зависит от распределения выделившегося тепла между полосой и валками и интенсивности теплообмена их с охлаждающей жидкостью и окружающей средой.

Следовательно, в отличие от горячей прокатки, температура полосы при расчете теплового режима холодной прокатки не может являться независимым исходным параметром и подлежит определению одновременно с температурой валков.

¹ Глава VII написана совместно с докт. техн. наук Э. А. Гарбером.

Условия нагрева и охлаждения валков как при горячей, так и при холодной прокатке неодинаковы по длине бочки и соответственно неодинаковы увеличения диаметра бочки. Части бочки валков, прилегающие к шейкам, нагреваются менее интенсивно, чем середина, находящаяся в контакте с полосой. В результате неравномерного разогрева валки приобретают тепловую выпуклость, переменную во времени. Тепловая выпуклость должна учитываться при настройке стана, профилировании валков и разработке алгоритмов автоматического управления параметрами технологического процесса.

Важным параметром теплового режима прокатных станов является расход охлаждающей жидкости в циркуляционной системе охлаждения валков. Этот параметр определяется из теплового баланса, путем подсчета количества тепла, которое необходимо отвести от валков для их стабильной работы без перегревов и с минимальными колебаниями температуры.

2. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ СТАНОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Основы расчета

Учитывая существенные различия тепловых процессов, протекающих на станах горячей и холодной прокатки, тепловой расчет этих станов проводится по-разному.

Тепловой расчет станов горячей прокатки, получивший наибольшее распространение, заключается в следующем [1, 2, 10].

Сначала, на основании практических рекомендаций, задают температуру нагрева металла под прокатку, являющуюся важнейшим исходным параметром теплового режима стана.

Затем определяют последовательно, от пропуска к пропуску, изменения температуры раската, вызванные контактом с валками и арматурой рабочих клеток, выделением тепла за счет пластической деформации, гидросбивом окалины, межклетевым охлаждением, охлаждением на промежуточных и отводящих ролягангах и т. д. При выполнении этих расчетов температуру валков считают заранее известной, принимая ее приближенное среднее значение. Изменения температуры раската, вызванные каждым из факторов, вычисляют, как правило, независимо друг от друга, хотя, строго говоря, они должны определяться из совместного решения уравнений теплового баланса. Для расчетов указанных изменений температуры используют частично эмпирические формулы, оправдавшие себя на практике, частично — формулы, основанные на теории теплопередачи, уточненные по практическим данным. Подробный анализ точности большинства известных формул и целесообразности применения каждой из них для теплового расчета конкретных типов станов выполнен А. Л. Остапенко в работе [10].

Завершающим этапом теплового расчета станов горячей прокатки является тепловой расчет валков, включающий определение их температуры и расхода жидкости, необходимой для их охлаждения.

Помимо указанных вопросов, тепловой расчет дает возможность определить температурные напряжения в валках, влияющие на их прочность, а также тепловой профиль валков, знание которого необходимо при разработке их калибровки. Однако эти расчеты в данной главе не рассматриваются.

Температура нагрева, прокатки и смотки металла

Нагрев металла перед прокаткой необходим для подготовки структуры литого или деформированного металла к пластической обработке с наименьшей затратой энергии, а также для получения готового профиля без дефектов. Температурная подготовка металла заключается в переводе его структуры в однофазное состояние и растворении карбидов. Нагрев металла должен проводиться до максимальной температуры, но на 100—150 °С ниже температуры пережога (табл. VII.1).

Температуру нагрева блюмов, слябов и заготовок устанавливают обычно на 50—100 °С ниже температуры нагрева слитков, благодаря этому уменьшается окалинообразование и обезуглероживание.

Прокатка на обжимных и толстолистовых станах, а также в черновых группах широкополосовых и сортовых станов (там, где подкатом является нагретый в печи металл), для большинства углеродистых сталей начинается при 1200—1150 °С и заканчивается при 1100—900 °С, т. е. перепад температуры составляет 300—100 °С. Однако возможны отклонения как в ту, так и в другую сторону. Например, при прокатке некоторых легированных сталей температурный интервал снижается, что обуславливается рядом факторов, связанных со свойствами отдельных легирующих элементов и их влиянием на сопротивление деформации при определенных температурах. В таких случаях прокатку приходится прекращать при температуре металла около 1000 °С и снова подогреть его, так как при дальнейшем снижении температуры напряжения в металле становятся настолько значительными, что он может разрушиться.

ТАБЛИЦА VII.1

МАКСИМАЛЬНАЯ ТЕМПЕРАТУРА
НАГРЕВА И ПЕРЕЖОГА
МЕТАЛЛА [11]

Сталь	Температура, °С	
	нагрева	пережога
Углеродистая:		
1,5% С	1050	1140
1,1% С	1080	1180
0,9% С	1120	1220
0,7% С	1180	1280
0,5% С	1250	1350
0,2% С	1320	1470
0,1% С	1350	1490
Хромоникелевая	1250	1370
Быстрорежущая	1280	1380
Аустенитная хромо- никелевая	1300	1420

Прокатка в промежуточных и чистовых группах сортовых и широкополосовых станов производится в интервале температур 1050—700 °С. При этом процесс прокатки и охлаждения полос ведут так, чтобы температура металла постепенно снизилась до значения, при котором получается требуемая структура металла. Выбор этого значения существенно зависит от толщины раската.

Очень важным параметром является температура смотки, которая регламентируется в диапазоне температур 590—690 °С. Чтобы обеспечить необходимую температуру, осуществляют ускоренное охлаждение полос на отводящих рольгангах с помощью специальных устройств.

Важным направлением повышения механических характеристик проката, связанным с тепловым режимом, является так называемая контролируемая прокатка [13], особенно

на толстолистовых станах. Сущность ее состоит в регламентированной задержке листов непосредственно у рабочей клетки в процессе реверсивной прокатки для дополнительного подстуживания перед очередным пропуском.

В каждом случае точные значения температуры раската устанавливаются технологическими инструкциями конкретного стана с учетом особенностей его работы и места установки приборов, контролирующих тепловой режим [14].

Расчет температуры проката на широкополосовых станах

В зависимости от типа стана при расчете изменений температуры полосы в процессе прокатки необходимо учитывать следующие основные факторы:

- падение температуры вследствие контакта с валками в каждой клетке или в каждом пропуске $\Delta t_{\text{в}}$;
- прирост температуры полосы вследствие пластической деформации во время каждого пропуска с учетом процессов упрочнения и разупрочнения Δt_{w} ;
- падение температуры в каждом межклетевом промежутке, а для реверсивного стана — на рабочем и раскатном рольгангах между пропусками $\Delta t_{\text{МК}}$;
- падение температуры от действия гидросбива $\Delta t_{\text{сб}}$;
- падение температуры на промежуточном рольганге между двумя группами рабочих клеток, например между черновой и чистовой группами, $t_{\text{пром}}$;
- падение температуры на участке ускоренного (принудительного) охлаждения проката $t_{\text{охл}}$.

Для вычисления большинства из перечисленных факторов имеются достаточно надежные и апробированные формулы. Для определения влияния других факторов (в частности, падения температуры на участке ускоренного охлаждения) общепринятых формул нет, поэтому используются практические данные, например данные Н. Н. Дружинина [6], или указываются величины перепадов температур, которые необходимо обеспечить, чтобы получить заданные структуру и свойства проката.

Ниже приведены рекомендуемые формулы для вычисления указанных изменений температуры.

Исходными данными для расчета по этим формулам служат следующие величины:

$p_{срi}$ — среднее удельное давление металла на валки в i -том проходе (i -той клетки), кгс/см²; ϵ_i — относительная деформация металла в i -том проходе (i -той клетки); h_{i-1} , h_i — толщина металла в i -том проходе: перед валками и на выходе из валков, мм; $c_{п}$, $\rho_{п}$ — удельная теплоемкость прокатываемого металла в заданном интервале температур, кДж/(кг·град), и плотность прокатываемого металла, кг/м³; $\eta_{вых}$ — коэффициент выхода тепла при пластической деформации (его значения см. в табл. VII.5); R_p , D_p — радиус и диаметр бочки рабочих валков, мм; S_i — опережение при прокатке в i -том проходе; $V_{прi}$ — средняя скорость прокатки в i -том проходе, м/с; h_{0k} — толщина подката на входе в k -тую группу клетей, мм; L_{0k} — длина подката перед k -той группой клетей, м; V_{k-1} — скорость полосы на выходе из ($k - 1$)-й группы клетей, м/с; $l_{пром}$, $V_{пром}$ — длина и скорость промежуточного рольганга между ($k - 1$)-й и k -той группами клетей; м, м/с.

Величина $\rho_{п} = 7800 \div 7900$ кг/м³; значения $c_{п}$ в зависимости от температур для сталей различных марок приведены в табл. VII.2.

ТАБЛИЦА VII.2

ЗНАЧЕНИЯ УДЕЛЬНЫХ ТЕПЛОЕМОСТЕЙ РЯДА СТАЛЕЙ
ПРИ ТЕМПЕРАТУРАХ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ [3]

Марка стали	Удельная теплоемкость, кДж/(кг·град), при температуре прокатки, °С						
	800	900	950	1000	1050	1100	1200
08кп, 08Ю	—	0,656	0,665	0,669	0,669	0,669	0,669
40—45	—	0,619	0,623	0,626	0,631	0,635	0,640
55	0,795	0,810	0,835	0,835	—	—	—

Примечание. Для перевода в ккал/(кг·град) необходимо величину, приведенную в таблице, умножить на коэффициент 0,24.

Падение температуры вследствие контакта с валками вычисляется по формуле Ю. Д. Железнова, Б. А. Цифриновича и др. [2]:

$$\Delta t_{n_i} = 1,83 \cdot 10^{-2} \frac{\sqrt{R \arccos \left[1 - \frac{h_{i-1} - h_i}{2R} \right]}}{h_{i-1} - h_i} (t_{i_{вх}} - 60) \sqrt{\frac{1 + S_i}{V_{срi}}}, \quad (VII.1)$$

где $t_{i_{вх}}$ — температура полосы на входе в валки перед i -тым проходом (i -той клетью), °С (arccos — в радианах).

Не меньшую точность, по данным [14], дает и формула Венцеля [15]:

$$\Delta t_{n_i} = \frac{4,87}{h_{i-1} + h_i} (t_0 - t_n) \sqrt{\frac{2l_{дi} h_{i-1}}{10^3 (h_{i-1} + h_i) V_{срi}}}, \quad (VII.2)$$

где t_0 — температура в начале охлаждения, °С; t_n — температура валков, °С; l_d — длина дуги контакта металла с валком, мм.

Прирост температуры вследствие пластической деформации вычисляется по формуле [2]

$$\Delta t_{w_i} = 2300 \rho_{ср_i} \frac{\lg \left[\frac{1}{(1 - \varepsilon_i)} \right]}{c_{\rho\Pi\Pi}} \eta_{\text{вых}} \quad (\text{VII.3})$$

[в формуле (VII.3) фактор упрочнения и разупрочнения учитывается величиной $\rho_{ср_i}$].

Падение температуры в межклетевом промежутке вычисляется по формуле, учитывающей главным образом излучение, с поправкой на остальные статьи расхода тепла (конвекцию, передачу тепла деталям проводок) [2]:

$$\Delta t_{\text{МК}_i} = k_{сТ} \frac{T_i^4}{h_i} \tau_{\text{МК}_i} 10^{-12}, \quad (\text{VII.4})$$

где T_i — температура полосы непосредственно на выходе из валков после i -того прохода; K ; $\tau_{\text{МК}_i}$ — время прохождения полосы в межклетевом промежутке, с; $k_{сТ}$ — коэффициент, зависящий от марки стали: для углеродистых сталей $k_{сТ} = 19,5$; для легированных $k_{сТ} = 17,5$.

Величина T_i вычисляется (в °С) следующим образом:

$$t_i = T_i - 273 = t_{i_{\text{вх}}} + \Delta t_{w_i} - \Delta t_{v_i}, \quad (\text{VII.5})$$

а время

$$\tau_{\text{МК}_i} = \frac{l_{\text{МК}_i}}{V_{ср_i}}, \quad (\text{VII.6})$$

где $l_{\text{МК}_i}$ — длина межклетевого промежутка.

Падение температуры от действия гидросбива вычисляется по эмпирической зависимости [2]

$$\Delta t_{\text{ГСБ}_i} = 500 / (h_i V_{ср_i}). \quad (\text{VII.7})$$

Расчет падения температуры на промежуточном роляганге выполняют путем определения температуры полосы на входе в k -ю группу (T_{0k} , t_{0k}) по известной температуре на выходе из $(k-1)$ -й группы ($T_{\text{вых}_{k-1}}$) с использованием следующей формулы [2]:

$$T_{0k} = t_{0k} + 273 = \frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{1000}{\left(\frac{T_{\text{вых}_{k-1}}}{100}\right)^3} + 0,055 \frac{\tau_{\text{пр}}}{h_{0k}}}}, \quad (\text{VII.8})$$

где величины $T_{\text{вых}_{k-1}}$ и T_{0k} даны в К, а t_{0k} — в °С; $\tau_{\text{пр}}$ — время нахождения раската на промежуточном роляганге, вычисляемое по формуле:

$$\tau_{\text{пр}} = \frac{L_{0k}}{V_{k-1}} + \frac{l_{\text{пром}} - L_{0k}}{V_{\text{пром}}}. \quad (\text{VII.9})$$

Расчет температуры проката на обжимных, толстолистовых, заготовочных и сортовых станах

Расчет выполняют последовательно, задавая температурой начала прокатки; вычисляют для каждого прохода соответствующие приращения и падения температуры, используя формулы (VII.1)—(VII.8).

Так, например, температура на входе в валки для $(i + 1)$ -го пропуска [или в $(i + 1)$ -ю клеть]

$$t_{(i+1)_{\text{вх}}} = t_{i_{\text{вх}}} + \Delta t_{w_i} - \Delta t_{n_i} - \Delta t_{\text{мб}_i} - \Delta t_{\text{г.сб}_i}, \quad (\text{VII.10})$$

где $t_{i_{\text{вх}}}$ — температура на входе перед i -тым пропуском [если между i -тым и $(i + 1)$ -ным пропусками гидросбив отсутствует, то принимают $\Delta t_{\text{г.сб}_i} = 0$].

Температура начала прокатки на обжимном стане (замеряемая, как правило, после второго прохода) в зависимости от типа стали может быть принята в соответствии с приведенными ниже данными [11]:

Сталь	t , °C
Углеродистая ($\leq 0,7\%$ C)	1150—1170
» (0,7÷1,0% C)	1130—1150
Легированная	1150—1170
Специальные марки	1160—1200

Для упрощенного расчета теплового режима прокатки на обжимном стане можно использовать данные о температуре конца прокатки (замеряемой перед последним проходом), которая, как правило, не бывает ниже 1000 °C.

В этом случае для определения температуры раската по проходам полный температурный перепад Δt от начала к концу прокатки (°C) можно распределить по проходам пропорционально времени прокатки:

$$\Delta t_i = \Delta t (\tau_i / \tau), \quad (\text{VII.11})$$

где Δt_i — падение температуры от начала прокатки до окончания i -того прохода, °C; τ_i — время от начала прокатки до окончания i -того прохода, °C; τ — полное время прокатки одного слитка, с.

Температура проката на заготовочных клетях 900, установленных после некоторых обжимных станов, составляет:

Сталь	t , °C
Углеродистая ($\leq 0,7\%$ C)	1060—1100
» (0,7÷1,0% C)	1040—1070
Легированная	1050—1070

Для упрощенного расчета температуры на непрерывных мелкосортных и проволочных станах можно использовать методику [12], аналогичную приведенной выше для обжимных станов. Она основана на том, что согласно опытным данным, температура в первой клетке, как правило, составляет 1170—1210 °C, затем происходит линейное уменьшение температуры в клетях № 2—5 (до № 6) до величины 1080—1120 °C; указанная температура сохраняется примерно постоянной в клетях № 6—15, а в чистовых клетях, начиная с № 16, происходит некоторое, близкое к линейному, повышение температуры (суммарно на 20—50 °C). Указанные данные используют для расчета, применяя к каждой группе клеток соотношения, аналогичные формуле (VII.11).

Методика уточненного расчета температуры проката на сортовых станах приведена в работах [9, 12]. Однако, как правило, при расчете режимов прокатки и калибровок используются практические данные о температурном режиме действующих станов. Достаточно точные значения расчетных температур по пропускам на толстолистовых станах дает использование формул (VII.1)—(VII.8). Однако для расчета падения температуры между пропусками на реверсивной клетке толстолиствого стана рекомендуется [14] вместо формулы (VII.4) использовать следующее выражение:

$$\Delta t_{\text{МК}} = T_0 - \frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{1000}{(T_0/100)^3} + 0,055 \frac{\tau}{h}}}, \quad (\text{VII.12})$$

где T_0 — температура начала охлаждения, К; τ — время охлаждения между пропусками, с; h — толщина полосы, мм.

Марка стали	Толщина листа, мм	Температура, °С	
		перед уширительной клетью	конца прокатки в чистовой клетни
Ст0кп—Ст4кп; 10кп—25кп; 55С2—60С2	6—8	1100—1200	≤840
	10—20	1100—1200	840—880
Ст0кп—Ст4кп	6—20	1100—1200	≤850
Ст0—Ст7; 08; 10—55	6—8	1100—1200	≤920
30Г; 40Г; 45Г2; 38Х (А)	10—20	1100—1200	920—950
08Х13—12Х13	6—20	1100—1180	920—980
20Х13—40Х13, 20Х17Н2	6—20	1100—1180	850—920
12Х18Н9, 17Х18Н9, 12Х18Н10Т, 10Х17Н13М2Т, 10Х17Н13М3Т	6—20	1100—1180	≤900
07Х16Н6, 20Х23Н18, 06ХН28МДТ	6—20	1130—1150	≤800
35ХГСА, 20ХН3А	6—20	1100—1180	≤900
Ст3, 12Х18Н10Т	4—10	1130—1180	≤900
Ст3, 06ХН28МДТ	4—10	1100—1150	≥700
Ст3, 08Х17Г, 15Х25Т	2—3,5	1100—1200	≥1050
Подкат для линии 1700	4—8	1100—1200	≥1000

Кроме того, температурный режим прокатки толстых листов достаточно точно можно рассчитать по методике [9], требующей, однако, большого объема вычислений.

В табл. VII.3 приведены практические данные о температурном режиме прокатки толстых листов на стане 2300 Челябинского металлургического завода [14].

Пример расчета температуры проката на широкополосовых станах

На стадии проектирования широкополосового стана и разработки для него технологического процесса расчет температуры проката следует вести по формулам (VII.1)—(VII.10).

Определим температуру полосы $t_{2вх}$ на входе во вторую чистовую клеть широкополосового стана 1700, если температура на входе в первую клеть $t_{1вх} = 1050$ °С, а остальные исходные данные: $h_0 = 23$ мм; $h_1 = 12,3$ мм; $c_{п} = 0,67$ кДж/(кг·град) [0,16 ккал/(кг·град)]; $\eta_{вых} = 0,9$; $D = 2R = 640$ мм; $S = 0,07$; $V_{ср1} = 1,43$ м/с; $\tau_{мк1} = 4,1$ с; $\rho_{ср} = 1860$ кгс/см²; $k_{сТ} = 19,5$ (гидросбив имеется).

1. Определим относительное обжатие в первой клетни:

$$\epsilon_1 = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{23 - 12,3}{23} = 0,465.$$

2. Вычислим по формуле (VII.3) приращение температуры, °С, от работы деформации в первой клетни:

$$\Delta t_{ш1} = \frac{2300 \cdot 186 \lg(1/(1 - 0,465)) 0,9}{0,67 \cdot 7850} = 19,9.$$

3. Найдем по формуле (VII.1) падение температуры, °С, от контакта с валка. ч в первой клетке:

$$\Delta t_{в_1} = 1,83 \cdot 10^{-2} \frac{\sqrt{320 \arccos \left[1 - \frac{23 - 12,3}{640} \right]}}{23 + 12,3} \times$$

$$\times (1050 - 60) \sqrt{\frac{1 + 0,007}{1,43}} = 25,5.$$

4. Определим по формуле (VII.5) температуру, °С, полосы непосредственно на выходе из валков первой клетки:

$$t_1 = T_1 - 273 = 1050 - 19,9 - 25,5 = 1044,4.$$

ТАБЛИЦА VII.4

ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ ПРОКАТКИ И СМОТКИ ПОЛОС
НА СТАНЕ 2000 ПЛМЗ

Толщина, мм		Температура, °С			
полосы	подката для непрерывной группы	за черновой группой	перед непрерывной группой	за непрерывной группой	смотки
Стали Ст2кп, Ст3кп					
1,2	30—32	1060—1100	1000—1030	730—750	590—630
1,5	30—32	1060—1100	1000—1030	750—800	590—630
1,8	33—35	1060—1100	1000—1030	800—830	590—630
2,0	33—35	1060—1100	1000—1030	810—840	590—630
2,5	36—38	1060—1100	1000—1030	820—860	590—630
3,0	36—38	1060—1100	1000—1030	830—880	590—630
3,5	39—40	1060—1100	1000—1030	840—890	650
3,9	39—40	1060—1100	1000—1030	850—900	650
4—8	39—40	1060—1100	1000—1030	850—900	650
9—12	39—40	1060—1100	1000—1030	900—950	650
Сталь 17ГС					
7; 5; 8	39—55	1050—1120	980—1030	800—840	640—670
Сталь 09Г2					
5; 6	39—44	1060—1120	980—1030	930	≥730
Стали Ст2сп, Ст3сп, 10, 15, 20					
1,8—2	25—36	≤1100	≤1000	800—840	610—650
2,5	28—36	≤1060	≤1000	840—880	620—660
3	28—36	≤1060	≤1000	850—890	620—680
3,5	35—40	≤1050	≤1000	860—900	620—660
4—5	35—40	≤1050	≤1000	870—910	660—690
6—12	35—40	≤1050	≤1000	860—890	660—690
Сталь 17ГСФ					
8; 9	39—44	1040—1100	980—1030	760—800	≥640
10; 11	39—44	1040—1100	980—1030	740—780	≥620
Сталь 08кп					
2,5; 3	28—36	1040—1100	980—1020	850—900	620
2,5—4,5	35—40	1020—1060	980—1000		

5. Вычислим по формуле (VII.4) падение температуры, °С, в промежутке между первой и второй клетями:

$$\Delta t_{\text{мк}_1} = 19,5 \frac{(1044,4 + 273)^4}{12,3 \cdot 10^{12}} 4,1 = 19,7.$$

6. Найдем по формуле (VII.7) падение температуры, °С, из-за гидросбива:

$$\Delta t_{\text{гсб}_1} = \frac{500}{12,3 \cdot 1,43} = 28,4.$$

7. Вычислим по формуле (VII.10) температуру, °С, полосы на входе во 2-ю клеть:

$$t_{2\text{вх}} = 1050 + 19,9 - 25,5 - 19,7 - 28,4 = 996.$$

В тех случаях, когда требуется определить только температуру конца прокатки в непрерывной (чистовой) группе клетей широкополосового стана, рекомендуется использовать статистические зависимости [14]:

а) для станов с шестиклетевой непрерывной группой

$$t_{\text{кп}} = 311 + 0,649t_{\text{н}} - 187 \frac{10^3}{h_k V_k} + 1,78H; \quad (\text{VII.13})$$

б) для станов с семиклетевой непрерывной группой

$$t_{\text{кп}} = 640 + 0,346t_{\text{н}} - 265 \frac{10^3}{h_k V_k} + 1,44H, \quad (\text{VII.14})$$

где $t_{\text{кп}}$ — температура конца прокатки, °С; $t_{\text{н}}$ — температура раската перед непрерывной группой (по показаниям пирометра или по расчету режима черновой группы), °С; h_k , V_k — толщина и скорость полосы на выходе из непрерывной группы; мм, м/с; H — толщина полосы перед непрерывной группой, мм.

Практические материалы о температурном режиме полос при [прокатке и смотке на широкополосовом стане 2000 приведены в табл. VII.4 [14].

Тепловой расчет валков станов горячей прокатки листа

Тепловой режим валков при горячей прокатке определяется характером их охлаждения. В общем случае применяют охлаждение трех видов: наружное, внутреннее и комбинированное.

В первом случае вода подается брызгальными коллекторами на внешнюю поверхность рабочих и опорных валков, причем, как показали теоретические и экспериментальные исследования, 20 % общего расхода на клеть подается на опорные валки. Остальная вода (или эмульсия) идет на охлаждение рабочих валков. Рабочие валки охлаждаются с двух сторон в соотношении 1 : 3, при этом меньшая часть расхода подается на поверхность со стороны входа металла в клеть.

При внутреннем охлаждении вода подается на поверхность осевого отверстия. Как будет показано ниже, эффективность такого охлаждения зависит в основном от диаметра внутреннего отверстия, скорости движения жидкости и заполненности сечения канала. Для того чтобы управлять этими величинами, а следовательно, и эффективностью охлаждения, целесообразно при разработке конструкций валков с данным видом охлаждения проектировать движение воды по кольцевой щели. Только при таком конструктивном решении будут взаимосвязаны следующие параметры: расход охлаждающей жидкости, скорость ее течения и заполненность отверстия, перепад температур подаваемой и нагретой воды и радиус внутреннего отверстия.

И, наконец, комбинированное охлаждение является компромиссным решением при выборе способа охлаждения.

В каждом конкретном случае при проектировании системы охлаждения валков следует оценивать технологические, экономические и другие факторы, определяющие целесообразность выбора того или иного способа охлаждения.

В настоящее время широкое распространение получило наружное охлаждение валков, хотя с теоретической точки зрения комбинированное охлаждение является общим случаем теплового режима, а наружное и внутреннее охлаждение — его частными случаями.

Ниже приведены системы уравнений, по которым можно рассчитывать основные параметры теплового состояния валков, клетки и стана в целом.

При выводе формул за расчетный режим принят стационарный (или, иначе, квазистационарный) режим, так как валки вращаются. Именно при этом режиме все тепловые параметры приобретают максимальные значения. Кроме того, имеется в виду, что прокатка идет непрерывно. Это оправдано, так как если стан загружен даже эпизодически по 1,5 ч и более, то именно для этого отрезка времени характерна непрерывная прокатка, потому что время прогрева стальных и чугунных валков колеблется в среднем от 30 до 60 мин.

Комбинированное охлаждение

1. Расход охлаждающей жидкости на клеть, подаваемый на внешнюю поверхность рабочих и опорных валков,

$$V_{\text{к}} = \frac{2\lambda_{\text{н}} b_{\text{л}} \sqrt{Pd} (t_{\text{к}} - \bar{t}) (\varphi_1 + \varphi_2/2)}{c_{\text{ж}} \gamma_{\text{ж}} \Delta t_{\text{ж}}}, \quad (\text{VII.15})$$

где параметры, относящиеся к рабочему валку: $\lambda_{\text{н}}$ — коэффициент теплопроводности материала; $Pd = \omega_0 R_0^2 / a_{\text{н}}$ — число Предводителя — безразмерный комплекс, состоящий из: ω_0 — угловой скорости вращения; R_0 — наружного радиуса и $a_{\text{н}}$ — коэффициента теплопроводности материала валка; $t_{\text{к}}$ — температура поверхности валка в зоне контакта с прокатываемым металлом;

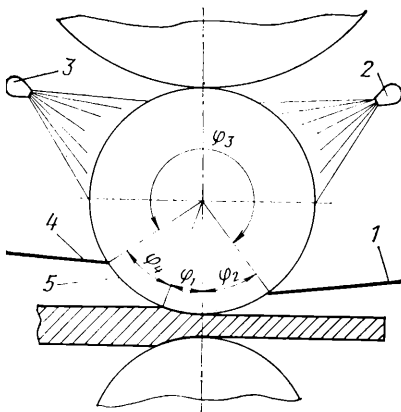


Рис. VII.1. Граничные условия к тепловому расчету вала горячей прокатки: 1 — выходная проводка-водоотсекатель; 2 и 3 — коллекторы системы охлаждения; 4 — входная проводка-водоотсекатель; 5 — рабочий валок

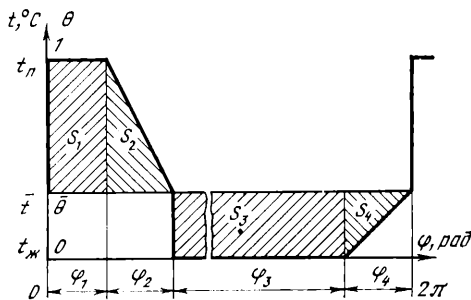


Рис. VI.2. Развертка схематизированных граничных условий

\bar{t} — среднеинтегральная температура поверхности; φ_1 — угол контакта валка с прокатываемым металлом (угол захвата) — рис. VII.1 и VII.2; φ_2 — угол установки проводки на стороне выхода металла из клетки, отсчитываемый от вертикальной оси.

Параметры охлаждающей жидкости: $\Delta t_{\text{ж}} = t'_{\text{ж}} - t''_{\text{ж}}$ — перепад температур между нагретой и подаваемой жидкостью; $c_{\text{ж}}$, $\gamma_{\text{ж}}$ — соответственно удельная теплоемкость и плотность охлаждающей жидкости при $t_{\text{ж}} = (t'_{\text{ж}} + t''_{\text{ж}}) / 2$; $b_{\text{л}}$ — ширина прокатываемого листа.

2. Дополнительный расход охлаждающей жидкости во внутреннем отверстии на один рабочий валок

$$V_{R_1} = \frac{\lambda_{\text{н}} b_{\text{л}} (\bar{t} - t_1) 2\pi}{\ln(R_0/R_1) c_{\text{ж}} \gamma_{\text{ж}} \Delta t_{\text{ж}}}, \quad (\text{VII.16})$$

где R_1 — радиус внутреннего отверстия; t_1 — температура стенки валка во внутреннем отверстии (при R_1); $\Delta t_{ж_1} = t''_{ж} - t'_{ж}$ — перепад температур между нагретой и подаваемой жидкостью во внутреннем канале; $c_{ж_1}$, $\gamma_{ж_1}$ — теплофизические параметры охлаждающей жидкости при $t_{ж_1} = 0,5 (t''_{ж} + t'_{ж})$.

3. Абсолютное значение среднеинтегральной температуры на внешней поверхности рабочего валка

$$\bar{t} = \bar{\theta} (t_{ж} - t_{жк}) + t_{жк} \quad \text{при } t_1 \geq t_{жк}, \quad (\text{VII.17})$$

$$\bar{t} = \bar{\theta} (t_{ж} - t_1) + t_1 \quad \text{при } t_1 < t_{жк} \quad (\text{VII.18})$$

$\bar{\theta}$ — среднеинтегральная температура на внешней поверхности валка в относительных величинах, рассчитывается по формулам

$$\text{при } t_1 = t_{жк} \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_{жк}}{t_{жк} - t_{жк}} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}; \quad (\text{VII.19})$$

$$\text{при } t_1 > t_{жк} \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_{жк}}{t_{жк} - t_{жк}} = \frac{\varphi_1 + \frac{\varphi_2}{2} + \theta_1 \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}. \quad (\text{VII.20})$$

$$\text{Здесь } \theta_1 = \frac{t_1 - t_{жк}}{t_{жк} - t_{жк}};$$

$$t_1 < t_{жк}; \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_1}{t_{жк} - t_1} = \frac{\varphi_1 + \frac{\varphi_2}{2} + \theta_{жк} (\varphi_3 + \varphi_4/2)}{2\pi - \frac{\varphi_2 - \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}, \quad (\text{VII.21})$$

$$\text{где } \theta = \frac{t_{жк} - t_1}{t_{жк} - t_1}.$$

В формулах (VII.19), (VII.20) и (VII.21) угол φ_4 — угол установки проводки на стороне входа металла в клеть, отсчитываемый от точки контакта (точки встречи) валка с прокатываемым металлом, а φ_3 — угол охлаждаемой внешней поверхности валка. В общем случае $\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 + \varphi_4 = 2\pi$ (см. рис. VII.2).

4. Температура поверхности валка во внутреннем отверстии

$$t_1 = \frac{\bar{t}M + t_{ж_1}}{1 + M}; \quad (\text{VII.22})$$

$$\text{где } M = \left(R_1 \frac{b_c}{b_{\pi}} \frac{\alpha}{\lambda_{в}} \ln \frac{R_0}{R_1} \right)^{-1}, \quad (\text{VII.23})$$

b_c — длина охлаждаемой части внутреннего канала; α — коэффициент теплоотдачи жидкости во внутреннем отверстии.

При $t_1 \geq t_{жк}$ зависимость (VII.22) с учетом формулы (VII.17) принимает вид

$$t_1 = \frac{[\bar{\theta} (t_{жк} - t_{жк}) + t_{жк}] M + t_{ж_1}}{1 + M}; \quad (\text{VII.24})$$

при $t_1 < t_{жк}$ с учетом формулы (VII.18)

$$t_1 = \frac{\bar{\theta} M t_{жк} + t_{ж_1}}{1 + \bar{\theta} M}. \quad (\text{VII.25})$$

5. Коэффициент теплоотдачи α определяется по известным критериальным уравнениям [16] для конвективного теплообмена при движении жидкости в трубах и кольцевых сечениях. Это уравнение здесь не приводится, но оно является составляющим данной системы уравнений, описывающей тепловое состояние валка при комбинированном охлаждении.

6. Температура поверхности валка в зоне контакта с прокатываемым металлом

$$t_{\text{к}} = \frac{t_{\text{л}}K + lD}{K + D} \quad (\text{VII.26})$$

(уравнение получено без учета влияния термического сопротивления окалины),

$$\text{где } D = \lambda_{\text{в}} \sqrt{Pd} \varphi_1, \quad K = \lambda_{\text{л}} \sqrt{Pe} \frac{2}{\pi},$$

$\lambda_{\text{в}}$ и $\lambda_{\text{л}}$ — комплексы, определяющие тепловые явления соответственно в валке и прокатываемом листе; $Pe = \frac{Vl}{a_{\text{л}}}$ — аналог числа Пекле (безразмерный комплекс), состоящий из V — скорости прокатки, l — длины дуги захвата и $a_{\text{л}}$ — коэффициента температуропроводности материала листа; $t_{\text{л}} = 0,5(t_{\text{л}_1} + t_{\text{л}_2})$ — средняя температура листа в клетке.

Выражение (VII.26) при $t_1 \geq t_{\text{ж}}$ с учетом (VII.17) примет вид

$$t_{\text{к}} = \frac{t_{\text{л}}K + (1 - \bar{\theta}) t_{\text{ж}}D}{K + (1 - \bar{\theta}) D}, \quad (\text{VII.27})$$

а при $t_1 < t_{\text{ж}}$ с учетом (VII.18) и (VII.25)

$$t_{\text{к}} = \frac{t_{\text{л}}K + t_{\text{ж}_1} \frac{(1 - \bar{\theta})}{(1 + \bar{\theta}M)} D}{K + \frac{1 - \bar{\theta}}{1 - \bar{\theta}M} D}. \quad (\text{VII.28})$$

Таким образом, тепловой расчет валков с учетом критериального уравнения для определения коэффициента теплоотдачи α сводится к решению вышеприведенной системы, состоящей из шести уравнений.

Охлаждение только внутреннее

В этом случае система состоит из пяти уравнений, включая также критериальное уравнение для определения α .

1. Расход охлаждающей жидкости на клеть вычисляется по формуле

$$V_{\text{к}} = \frac{2\lambda_{\text{в}} b_{\text{л}} \sqrt{Pd} (t_{\text{к}} - \bar{t}) (\varphi_1/2 + \pi)}{c_{\text{ж}_1} \gamma_{\text{ж}_1} \Delta t_{\text{ж}_1}}. \quad (\text{VII.29})$$

2. Среднеинтегральная температура внешней поверхности валка в абсолютных величинах рассчитывается по формуле (VII.18), а в относительных единицах — по выражению

$$\bar{\theta} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{\pi + \varphi_1/2 + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}. \quad (\text{VII.30})$$

3. Температура t_1 определяется по формуле (VII.25).

4. Температура контакта $t_{\text{к}}$ — по выражению (VII.28).

Охлаждение только наружное

В этом случае система для расчета состоит уже из трех уравнений:

1. Расход охлаждающей жидкости на клеть определяется по формуле (VII.15).
2. Абсолютное значение среднеинтегральной температуры рассчитывается по формуле (VII.17), а в относительных величинах — по упрощенному выражению (VII.19), т. е.

$$\bar{\theta} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2}}. \quad (\text{VII.31})$$

3. Температура контакта t_k определяется по формуле (VII.26).

Пример теплового расчета клетки полунепрерывного листового стана

В качестве примера рассмотрим расчет расхода охлаждающей жидкости на третьей клетке стана 2800/1700 Череповецкого металлургического завода. Охлаждение валков наружное.

Исходные данные:

1. Толщина металла на входе в клеть $h_1 = 7,23$ мм; на выходе $h_2 = 4,72$ мм.
2. Температура на входе $t_{л1} = 990$ °С; на выходе $t_{л2} = 970$ °С.
3. Ширина полосы $b_{л1} = 1,22$ мм.
4. Материал полосы — сталь 08кп с теплофизическими свойствами $\lambda_{л1} = 23,4$ Вт/(м·К) и $a_{л1} = 19 \cdot 10^{-3}$ м²/ч.
5. Рабочий валок из молибденового чугуна с теплофизическими свойствами $\lambda_{лв} = 49,8$ Вт/(м·К) и $a_{лв} = 44 \cdot 10^{-3}$ м²/ч, радиус $R_0 = 0,309$ м.
6. Угловая скорость вращения валка $\omega_0 = 11,05$ с⁻¹.
7. Теплофизические свойства охлаждающей жидкости при $t_{ж} = 0,5(t''_{ж} + t'_{ж}) = 0,5(30 + 20) = 25$ °С $c_{ж} = 4,18$ кДж/(кг·К) и $\gamma_{ж} = 10^3$ кг/м³.

Расчетные величины:

1. Угол обжатия $\varphi_1 = 0,0925$ рад.
2. Длина дуги захвата $l = \varphi_1 R_0 = 0,0925 \cdot 0,309 = 2,85 \cdot 10^{-2}$ м.
3. Скорость прокатки, как правило, определяется по известным формулам из теории прокатки, но для упрощения расчета определим из соотношения

$$V = \omega_0 R_0 = 11,05 \cdot 0,309 = 3,41 \text{ м/с.}$$

4. Число Предводителя

$$\sqrt{Pd} = \sqrt{\frac{\omega_0 R_0^2}{a_{лв}}} = \sqrt{\frac{11,05 \cdot 0,309^2 \cdot 3600}{44 \cdot 10^{-3}}} = 294.$$

5. Число Пекле

$$\sqrt{Pe} = \sqrt{\frac{Vl}{a_{л1}}} = \sqrt{\frac{3,41 \cdot 2,85 \cdot 10^{-2} \cdot 3600}{19 \cdot 10^{-3}}} = 136.$$

Могут решаться прямая и обратная задачи, т. е. при заданных углах установки проводок φ_2 и φ_4 определяется среднеинтегральная температура поверхности рабочего валка \bar{t} или при известной \bar{t} вычисляются углы φ_2 и φ_4 . В этом примере определим φ_2 и φ_4 при $\bar{t} = 90$ °С.

Решение:

1. По формуле (VII.26) определим t_k при $t_{л1} = \frac{t_{л1} + t_{л2}}{2} = \frac{990 + 970}{2} = 980$ °С

$$t_k = \frac{980 \cdot 23,4 \cdot 136 \cdot 2/\sqrt{3,14} + 90 \cdot 49,8 \cdot 294 \cdot 0,0925}{23,4 \cdot 136 \cdot 2/\sqrt{3,14} + 49,8 \cdot 294 \cdot 0,0925} = 736$$
 °С.

$$2. \text{ Следовательно, } \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_{жк}}{t_{к} - t_{жк}} = \frac{90 - 25}{736 - 25} = 0,0914.$$

3. Анализ выражения (VII.31) показал, что угол установки проводки на стороне входа металла в клеть φ_1 не оказывает какого-либо существенного влияния на $\bar{\theta}$, поэтому из конструктивных и технологических соображений целесообразно принять $\varphi_1 = 30^\circ$.

Тогда из выражения (VII.31) получим

$$\varphi_2 = \frac{2[\bar{\theta}(2\pi - \varphi_1/2) - \varphi_1]}{1 + \bar{\theta}} = \frac{2[0,0914(360 - 15) - 5,3]}{1 + 0,0914} = 48^\circ$$

или 0,837 рад.

4. В результате расход охлаждающей жидкости на клеть, согласно формуле (VII.15), будет равен

$$V_{к} = \frac{2 \cdot 49,8 \cdot 1,22 \cdot 294 (736 - 90) (0,0925 + 0,837/2) 3600}{4,18 \cdot 10^3 \cdot 10^3 \cdot 10} = 1020 \text{ м}^3/\text{ч}.$$

Далее полученный расход распределяется на опорные и рабочие валки в соответствии с рекомендациями, которые были даны выше. Следует обратить внимание, что существенным параметром, определяющим величину расхода, является перепад температур между подаваемой и нагретой жидкостью (в данном примере он равен 10°C), который создается холодильниками оборотной системы охлаждения стана.

Среднеинтегральная температура валка зависит от угла установки проводки φ_2 на стороне выхода металла из клетки. Как показали теоретические и экспериментальные исследования [4], этим углом можно регулировать тепловой режим валков.

3. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ СТАНОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

Принцип расчета и основные допущения

Поскольку при холодной прокатке, в отличие от горячей, температуру полосы невозможно определить независимо от температуры валков, расчет выполняется по методике А. В. Третьякова — Э. А. Гарбера [5], общий принцип которой состоит в составлении трех основных уравнений теплового баланса для j -той рабочей клетки (j -того прохода) — баланса полосы в очаге деформации, баланса рабочего валка, баланса опорного валка — и решения их относительно трех неизвестных — температуры полосы на выходе из валков $t_{кj}$, средних температур рабочих и опорных валков $t_{рj}$, $t_{опj}$. Температура полосы на входе в валки первой клетки (при первом проходе) $t_{н1}$ задается исходя из условий технологического процесса, а для последующих клеток (проходов) $t_{нj}$ определяется из уравнения теплового баланса полосы в межклетевом промежутке. После вычисления указанных температур подсчитывают составляющие теплового баланса, в том числе количество тепла, которое охлаждающая жидкость (эмульсия) должна отвести от валков и полосы, а затем по общепринятым формулам вычисляют расход жидкости.

Расчет основан на допущении о симметричности температурных полей валков относительно осей их вращения, при этом под температурой поверхности валка подразумевается средняя за оборот (среднеинтегральная) температура \bar{t} . Циклическими колебаниями температуры в тонком поверхностном (так называемом «активном») слое пренебрегают, так как они проникают на глубину не более 1—2 % от радиуса бочки; учитывают температуру основной зоны, занимающей 98—99 % по радиусу. Таким образом, осесимметричную температуру на границе активного слоя и основной зоны принимают в качестве температуры поверхности бочки валка. Считают также, что при установившемся режиме достигается постоянство температур в радиальных сечениях валков (если отсутствует внутреннее охлаждение).

Тепловой расчет стана холодной прокатки выполняют для установившегося теплового режима валков, соответствующего определенному режиму прокатки. Тепловой режим дрессировочного стана, не имеющего жидкостного охлаждения валков, как правило, неустановившийся.

Исходные данные:

1. Конструктивные параметры стана, размеры проката и режим обжатий: $D_p, D_{оп}, L$ — диаметр бочки рабочих, опорных валков и длина бочки, м; $E_p, E_{оп}, \nu_p, \nu_{оп}$ — модуль упругости материала рабочих и опорных валков, кгс/мм² и коэффициенты Пуассона; j — номер рабочей клетки непрерывного стана (пропуска на реверсивном стане); k — количество рабочих клеток непрерывного стана (пропусков на реверсивном стане); $j = 1 \div k$; l_{mk_j} — длина участка межклетевого промежутка на выходе из валков j -той клетки, на которой охлаждающая жидкость попадает на полосу, м; $V_{прk}$ — скорость прокатки на выходе из k -той (последней) клетки, м/с; b — ширина прокатываемой полосы, м; $h_0, h_1, \dots, h_j, \dots, h_k$ — толщина полосы перед первым проходом (подкат) и после каждого последующего прохода, м.

Дополнительные параметры, необходимые для энергосилового расчета: удельные натяжения (перед станом, между станом и моталкой, во всех межклетевых промежутках); предел текучести прокатываемого металла в функции относительного обжатия; зависимость коэффициента трения при прокатке от скорости и вида смазки и т. д.

2. Энергосиловые параметры в каждой клетке (определяемые путем аналитического расчета или по экспериментальным данным): $a_{прj}$ — удельная работа прокатки (с учетом пластической деформации и трения), отнесенная к единице объема полосы, кгс/м³; l_{c_j} — длина дуги контакта прокатываемого металла с рабочим валком с учетом сплюсывания, м; P_j — усилие прокатки (давление металла на валки), кгс; $b_{опj}$ — ширина полосы контакта между рабочим и опорным валками, определяемая по формуле Герца, м:

$$b_{опj} = 1,596 \sqrt{\left(\frac{1 - \nu_p^2}{E_p} + \frac{1 - \nu_{оп}^2}{E_{оп}} \right) \frac{P_j}{L} \frac{D_p D_{оп}}{D_p + D_{оп}}}. \quad (VII.32)$$

3. Характеристика системы охлаждения, исходные значения температуры и теплофизические константы: охлаждение валков — одностороннее (с входной стороны) или двустороннее (с входной и выходной сторон); наличие или отсутствие принудительного охлаждения полосы в межклетевых промежутках; $t_{н1}$ — температура подката (полосы на входе в стан), °С; $t_{эм1}, t_{эм2}$ — температура охлаждающей жидкости (эмульсии) на подаче и сливе; $\Delta t_{эм} = t_{эм2} - t_{эм1}$ — определяется возможностями холодильников (см. табл. VII.5; $t_{эм.р}, t_{эм.оп}$ — средние температуры эмульсии у поверхности рабочих и опорных валков, определяемые из соотношений:

для первой клетки при подаче эмульсии со стороны входа металла в валки (если $t_{н1} \leq t_{эм1}$):

$$t_{эм.р1} = t_{эм.оп1} = \frac{t_{эм1} + t_{эм2}}{2}, \quad (VII.33)$$

для остальных клеток ($j > 1$) и для первой клетки, если $t_{н1} > t_{эм1}$:

$$t_{эм.рj} = t_{эм.опj} = \frac{3t_{эм1} + t_{эм2}}{4}; \quad (VII.34)$$

$t_{эм.п}$ — средняя температура эмульсии у поверхности полосы, равная: при сливе с валков

$$t_{эм.п} = \frac{t_{эм1} + 3t_{эм2}}{4}, \quad (VII.35)$$

при принудительном охлаждении полосы

$$t_{\text{эм. п}j} = \frac{t_{\text{эм}1} + t_{\text{эм}2}}{\alpha}; \quad (\text{VII.36})$$

$c_{\text{п}}, c_{\text{эм}}$ — удельные теплоемкости полосы и эмульсии, кДж/(кг·град); $\rho_{\text{п}}, \rho_{\text{эм}}$ — плотность полосы и эмульсии, кг/м³; $\alpha_{\text{к.т}}$ — коэффициент теплоотдачи путем контактного теплообмена между полосой и рабочим валком, рабочим и опорным валками, Вт/(м²·град) [ккал/(м²·ч·град)]; $\alpha_{1\text{р}}, \alpha_{1\text{оп}}$ — средние коэффициенты теплоотдачи путем конвективного теплообмена рабочего и опорного валков с эмульсией, отнесенные к полной боковой поверхности бочки, Вт/(м²·град) [ккал/м²·ч·град]; α_2 — коэффициенты теплоотдачи путем конвективного теплообмена полосы с эмульсией в межклетевом промежутке, Вт/(м²·град) [ккал/м²·ч·град]; $\eta_{\text{вых}}$ — коэффициент выхода тепла при пластической деформации; β_j — коэффициент, учитывающий нелинейный характер изменения температуры полосы в очаге деформации. Он определяется по графику рис. VII.3 или (при расчете с помощью ЭВМ) по формуле:

$$\beta_j = 1 + \left(1,003 - 0,0334 \frac{h_{j-1}}{h_j} \right) x_j, \quad (\text{VII.37})$$

$$\text{где } x_j = t_{\text{п}j} + 111,573 + 52,632 \left(\frac{h_{j-1}}{h_j} \right)^2 - 177,632 \frac{h_{j-1}}{h_j}.$$

$t_{\text{п}j}$ — температура полосы на входе в j -тую клеть, °С.

Значения исходных температур и теплофизических констант приведены в табл. VII.5.

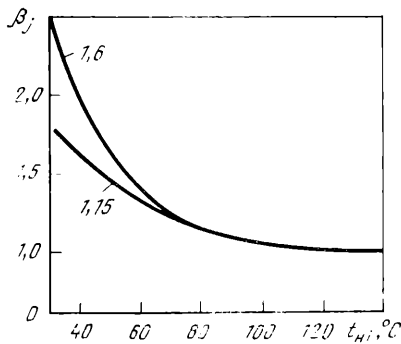


Рис. VII.3. Значение коэффициента β_j в зависимости от $t_{\text{п}j}$ и отношения h_{j-1}/h_j (цифры у кривых)

Методика расчета, основные формулы и последовательность расчета

Система уравнений теплового баланса процесса холодной прокатки в j -той рабочей клетки (j -том пропуске) при стационарном тепловом режиме имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} Q_{\text{пр}i} - 2Q_{\text{р}j} - \Delta Q_{\text{п}j} &= 0; \\ Q_{\text{р}j} - Q_{\text{р. эм}j} - Q_{\text{оп}j} &= 0; \\ Q_{\text{оп}j} - Q_{\text{оп. эм}} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (\text{VII.38})$$

Дополнительное уравнение, выражающее тепловой баланс полосы в промежутке между клетями $j-1$ и j , имеет вид

$$Q_{\text{п. эм}j-1} = \Delta Q_{\text{п. эм}j-1}. \quad (\text{VII.39})$$

Тепловой баланс, характеризуемый уравнениями (VII.38) и (VII.39), рассматривается в единицу времени (ч, с). Его составляющие и формулы для их определения приведены в табл. VII.6.

ТАБЛИЦА VII.5

ИСХОДНЫЕ ТЕМПЕРАТУРЫ И ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ КОНСТАНТЫ,
НЕОБХОДИМЫЕ ДЛЯ ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА
СТАНА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

1	2	3	4	
Температура: подката	$t_{н1}, ^\circ\text{C}$	Для районов: с умеренным климатом с жарким климатом	20—50 40—80	
эмульсии на подаче	$t_{эм1}, ^\circ\text{C}$		30—40 До 55	
Допустимый перепад температуры эмульсии между подачей и сливом	$\Delta t_{эм}, ^\circ\text{C}$	Трубчатые холодильники Пластинчатые холодильники	4—8 10—14	
Плотность: полосы эмульсии	$\rho_{п}, \text{кг/м}^3$ $\rho_{эм}, \text{кг/м}^3$	В интервале температур 20—200 °C	7850 1000 0,48	
Удельная теплоемкость: полосы эмульсии	$c_{п}, \text{кДж/(кг}\cdot\text{град)}$ $c_{эм}, \text{кДж/(кг}\cdot\text{град)}$		—	4,18 478
Коэффициент контактного теплообмена	$\alpha_{к.т.}, \text{кВт/(м}^2\cdot\text{град)}$ [ккал/(м ² ·ч·град)]		—	[410 000]
Коэффициенты конвективного теплообмена с эмульсией: рабочего вала	$\alpha_{1р}, \text{кВт/(м}^2\cdot\text{град)}$ [ккал/(м ² ·ч·град)]		Охлаждение со стороны входа металла в валки	$\alpha_{1р} = 1,8 \div 2,3$ [1500÷2000]; $\alpha_{1оп} = 3,5 \div 4,1$ [3000÷3500]
опорного вала	$\alpha_{1оп}, \text{кВт/(м}^2\cdot\text{град)}$ [ккал/(м ² ·ч·град)]	Охлаждение с двух сторон	$\alpha_{1р} = 0,8 \div 1,2$ [700—1100]; $\alpha_{1оп} = 1,2 \div 1,8$ [1000÷1600]	
полосы	$\alpha_2, \text{кВт/(м}^2\cdot\text{град)}$ [ккал/(м ² ·ч·град)]	Эмульсия сливается с валков	1,6—2,3 [1400—2000]	

1	2	3	4
Коэффициент выхода тепла при холодной прокатке	$\eta_{\text{вых}}$	Принудительное охлаждение	2,0—6,0 [1700—5000]
		Дюралюминий	0,77
		Технический алюминий	0,93
		Сталь	0,84—0,88
		Медь	0,92
		Цветные металлы	0,85—0,90
Сплавы из цветных металлов	0,75—0,85		

Система (VII.38) после подстановки в нее значений составляющих из табл. VII.7 выражается в виде трех линейных уравнений относительно неизвестных t_{kj} , t_{pj} , $t_{опj}$:

$$\left. \begin{aligned} A_1 t_{kj} + B_1 t_{pj} &= D_1; \\ A_2 t_{kj} + B_2 t_{pj} + t_{опj} &= D_2; \\ t_{pj} + E_3 t_{опj} &= D_3. \end{aligned} \right\} \quad (\text{VII.40})$$

Коэффициенты $A_1 - D_3$ этой системы вычисляются по формулам табл. VII.7. Температура полосы на входе в клеть $t_{нj}$, входящая в формулы коэффициентов D_1 и D_2 , при $j = 1$ известна из исходных данных (табл. VII.5), а при $j > 1$ определяется решением уравнения (VII.39):

$$t_{нj} = \frac{t_{kj-1}(M-1) + 2t_{эм.п}}{M+1}, \quad (\text{VII.41})$$

$$\text{где } M = \frac{2\rho_{п}c_{п}h_k V_{прk}}{\alpha_2 l_{МКj-1}}, \quad (\text{VII.42})$$

$t_{кj-1}$ — температура полосы на выходе из предыдущей клетки, °С.

Решение системы (VII.40) производится с помощью определителей.

Температура полосы на выходе из j -той клетки, средняя температура ее рабочих и опорных валков равны

$$t_{kj} = \frac{\Delta_1}{\Delta}; \quad t_{pj} = \frac{\Delta_2}{\Delta}; \quad t_{опj} = \frac{\Delta_3}{\Delta}, \quad (\text{VII.43})$$

где

$$\Delta = \begin{vmatrix} A_1 & B_1 & 0 \\ A_2 & B_2 & 1 \\ 0 & 1 & E_3 \end{vmatrix}; \quad \Delta_1 = \begin{vmatrix} D_1 & B_1 & 0 \\ D_2 & B_2 & 1 \\ D_3 & 1 & E_3 \end{vmatrix};$$

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} A_1 & D_1 & 0 \\ A_2 & D_2 & 1 \\ 0 & D_3 & E_3 \end{vmatrix}; \quad \Delta_3 = \begin{vmatrix} A_1 & B_1 & D_1 \\ A_2 & B_2 & D_2 \\ 0 & 1 & D_3 \end{vmatrix}. \quad (\text{VII.44})$$

ТАБЛИЦА VII.6

СОСТАВЛЯЮЩИЕ ТЕПЛООВОГО БАЛАНСА
ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ В j-ТОЙ РАБОЧЕЙ КЛЕТИ
ПРИ СТАЦИОНАРНОМ РЕЖИМЕ (МДж/ч)

Параметр	Обозначение	Расчетная формула	Примечание
Количество тепла, выделившегося в очаге деформации	$Q_{прj}$	$3600\eta_{пмх}a_{прj}hV_{прk}b$	Коэффициент 3600 служит для перевода м/с в м/ч
Количество тепла, передаваемого рабочему валку от полосы путем контактного теплообмена (с учетом тепла трения)	$Q_{рj}$	$3,6\alpha_{к.т}l_{сj}b \times \frac{\beta_j t_{пj} + t_{кj}}{2} t_{рj}$	Коэффициент 3,6 служит для перевода кВт в МДж/ч
Изменение количества тепла в полосе в результате прохождения ее через очаг деформации	$\Delta Q_{пj}$	$3,6h_k V_{прk} b \rho_{п} c_{п} (t_{кj} - t_{пj})$	Коэффициент 3,6 служит для перевода м/с в м/ч и кДж МДж
Количество тепла, отводимого от рабочего валка эмульсией	$Q_{р.эмj}$	$3,6\alpha_{1р} \pi D_{рb} (t_{рj} - t_{эм.рj})$	Теплообменом валков на свободных от полосы концах бочки пренебрегаем
Количество тепла, отводимого от опорного валка эмульсией	$Q_{оп.эмj}$	$3,6\alpha_{оп1} \pi D_{оп} (t_{опj} - t_{эм.опj})$	—
Количество тепла, передаваемого от рабочего валка опорному путем контактного теплообмена	$Q_{опj}$	$3,6\alpha_{к.т} b_{оп} b (t_{рj} - t_{опj})$	Теплообменом валков с воздухом пренебрегаем
Количество тепла, отводимого эмульсией от полосы между клетями j-1 и j	$Q_{п.эмj-1}$	$3,6\alpha_2 l_{мкj-1} b \times \left(\frac{t_{кj-1} + t_{пj}}{2} - t_{эм.пj} \right)$	—
Количество тепла, отданного полосы между клетями j-1 и j	$\Delta Q_{п.эмj-1}$	$3,6c_{п\rho} h_k V_{прk} b (t_{кj-1} - t_{пj})$	—

Коэффициент	Формула
A_1	$\frac{\alpha_{к.т} l_{c_j}}{h_k V_{npk}} + \rho_{п} c_{п}$
A_2	$\frac{l_{c_j}}{2b_{опj}}$
B_1	$-\frac{2\alpha_{к.т} l_{c_j}}{h_k V_{npk}}$
B_2	$-\left(1 + \frac{\pi D_p}{b_{опj}} \frac{\alpha_{1p}}{\alpha_{к.т}} + \frac{l_{c_j}}{b_{опj}}\right)$
E_3	$-\left(1 + \frac{\pi D_{оп}}{b_{опj}} \frac{\alpha_{1оп}}{\alpha_{к.т}}\right)$
D_1	$1000 \eta_{вых} a_{npj} + t_{пj} \left(\rho_{п} c_{п} - \frac{\alpha_{к.т} \beta_j l_{c_j}}{h_k V_{npk}} \right)$
D_2	$-\left(t_{пj} \frac{\beta_j l_{c_j}}{2b_{опj}} + t_{эм.п} \frac{\pi D_p}{b_{опj}} \frac{\alpha_{1p}}{\alpha_{к.т}} \right)$
D_3	$-\left(t_{эм.оп} \frac{\pi D_{оп}}{b_{опj}} \frac{\alpha_{1оп}}{\alpha_{к.т}} \right)$

Полное количество тепла, отводимого эмульсией от j -той рабочей клетки:

$$Q_{отв. j} = 2Q_{р. эм j} + 2Q_{оп. эм j} + Q_{п. эм j-1} + Q_{п. эм j} \quad (VII.45)$$

(при одностороннем охлаждении валков со стороны входа полосы $Q_{п. эм} = 0$).

На основании вышеизложенного, тепловой расчет стана холодной прокатки производится в следующей последовательности (на примере непрерывного стана).

1. Определяют исходные данные, при этом β_j находят для первой клетки ($j = 1$) по графику рис. III.3 или по формуле (VII.37).

2. Для первой клетки определяют по формулам табл. VII.7 коэффициенты A_1-D_3 , затем по формулам (VII.44) — определители Δ , Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 и по формулам (VII.43) — температуры t_{k_1} , t_{p_1} , $t_{оп1}$.

3. Для каждой последующей клетки, начиная с $j = 2$, вычисляют температуру полосы на входе $t_{нj}$ по формулам (VII.41), (VII.42); коэффициент β_j — по формуле (VII.37) или по рис. VII.3, затем по формулам табл. VII.7 — коэффициенты A_1-D_3 , по формулам (VII.44) — определители Δ , Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 и по формулам (VII.43) — температуры t_{k_j} , t_{p_j} , $t_{опj}$.

4. Для каждой клетки по формулам табл. VII.6 вычисляют составляющие баланса $Q_{р. эм j}$, $Q_{оп. эм j}$, $Q_{п. эм j-1}$, $Q_{п. эм j}$; затем по формуле (VII.45) — полное количество отводимого тепла $Q_{отв. j}$ и потребный расход эмульсии, м³/ч, на j -тую клетку:

$$V_{эмj} = \frac{1000 Q_{отв. j}}{c_{эм} \rho_{эм} (t_{эм2} - t_{эм1})} \quad (VII.46)$$

(множитель 1000 служит для перевода МДж в кДж).

5. Вычисляют количество эмульсии, которое необходимо подать отдельно на каждый рабочий и опорный валок. Например, если имеются коллекторы для подачи эмульсии на оба рабочих валка и верхний опорный, а на полосу эмульсия сливается с валков (принудительное охлаждение полосы отсутствует), то общий расход эмульсии, подаваемой на клеть, распределяется следующим образом: на каждый рабочий валок

$$V_{\text{эм. р.}j} = V_{\text{эм}j} \frac{Q_{\text{р. эм}j}}{2Q_{\text{р. эм}j} + Q_{\text{оп. эм}j}}; \quad (\text{VII.47})$$

на верхний опорный валок

$$V_{\text{эм. оп}j} = V_{\text{эм}j} \frac{Q_{\text{оп. эм}j}}{2Q_{\text{р. эм}j} + Q_{\text{оп. эм}j}}. \quad (\text{VII.48})$$

Если количество фактически подаваемой эмульсии будет меньше расчетного, то это приведет к увеличению ее температуры на сливе и в конечном счете вызовет повышение температуры валков. Поэтому при использовании изложенной методики не только на стадии проектирования, но и для анализа теплового режима действующего стана необходимо уточнить фактические значения величин $t_{\text{эм}1}$ и $t_{\text{эм}2}$.

Пример теплового расчета стана

Определим средние температуры валков при прокатке, температуру полосы по проходам и расходы эмульсии на действующем четырехклетевом стане 1700 при холодной прокатке на нем полосы из стали 08кп толщиной $h_{\text{и}} = 0,486$ мм, шириной 1020 мм из подката толщиной $h_0 = 1,91$ мм (температура подката $t_{\text{п}} = 50$ °С).

Исходные данные, полученные в соответствии с рекомендациями, сделанными в начале разд. 3, сведены в табл. VII.8.

ТАБЛИЦА VII.8

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ К ПРИМЕРУ РАСЧЕТА ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА ЧЕТЫРЕХКЛЕТЕВОГО СТАНА 1700

Параметр	Значения для рабочих клетей			
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
$D_{\text{р}}/D_{\text{оп}}$, м/м	0,5/1,3	0,5/1,3	0,5/1,3	0,5/1,3
L/b , м/м	1,7/1,02	1,7/1,02	1,7/1,02	1,7/1,02
$b_{\text{м}j}$, м	1,4	1,4	1,4	1,4
$V_{\text{пр}j}$, м/с	2,75	3,89	6,25	7,13
$h_j \cdot 10^{-3}$, м	1,26	0,892	0,554	0,486
$a_{\text{пр}j}$, кгс/см ²	2820	3000	5020	1650
P_j , тс	644	970	925	1040
$l_{\text{с}j} \cdot 10^{-3}$, м	13,95	11,88	11,52	8,31
$b_{\text{оп}j} \cdot 10^{-3}$, м	5,43	6,65	6,65	6,9
$t_{\text{эм}1}$, °С	30	30	30	30
$t_{\text{эм}2}$, °С	36	40	46	48
$t_{\text{эм.р}}(t_{\text{эм.оп}})$, °С	31	32,5	34	34,8
$t_{\text{эм.п}}$, °С	34	37,5	41,2	43,5

1. В связи с тем, что полоса поступает на первую клеть с повышенной температурой ($t_{\text{п}} = 50$ °С), а температура эмульсии, подаваемой со стороны входа металла в валки, $t_{\text{эм}1} = 30$ °С, полоса успевает охладиться до входа в валки. Следовательно, в данном примере расчета величина $t_{\text{н}1}$ является расчетной величиной,

величина $Q_{п.эм_1} \neq 0$, а температуры $t_{эм.р}$ ($t_{эм.оп}$) и $t_{эм.п}$, °С, необходимо определять по формулам (VII.34) и (VII.35):

$$t_{эм.р} = t_{эм.оп} = \frac{30 \cdot 3 + 36}{4} \approx 31;$$

$$t_{эм.п} = \frac{30 + 3 \cdot 36}{4} \approx 34.$$

2. Величину $t_{п_1}$ вычисляем по формулам (VII.41) и (VII.42):

$$M = \frac{2 \cdot 7850 \cdot 0,48 \cdot 0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13}{2,33 \cdot 1,4} = 8,04;$$

(коэффициент M остается постоянным для всех клеток);

$$t_{п_1} = \frac{50(8,04 - 1) + 2 \cdot 34}{8,04 + 1} = 46,5^\circ \text{С}.$$

3. Находим коэффициент β_1 по графику рис. VII.3 при $\frac{h_0}{h_1} = \frac{1,91}{1,26} = 1,51$ и $t_{п_1} = 46,5^\circ \text{С}$; $\beta_1 = 1,66$.

4. Вычисляем по формулам табл. VII.7 коэффициенты $A_1 - D_3$ для первой клетки:

Постоянные величины: $c_{п} = 0,48$ кДж/кг·град (0,115 ккал/(кг·град); $c_{эм} = 4,2$ кДж/кг·град (1 ккал/(кг·град); $\rho_{п} = 7850$ кг/м³; $\rho_{эм} = 1000$ кг/м³; $\alpha_{к.т} = 478$ кВт/м²·град (410 000 ккал/(м²·ч·град); $\alpha_{1р} = 2,1$ кВт/м²·град (1800 ккал/м²·ч·град); $\alpha_{1оп} = 0,7$ кВт/м²·град (600 ккал/м²·ч·град); $\alpha_2 = 2,33$ кВт/м²·град (2000 ккал/м²·ч·град); $\eta_{вых} = 0,86$.

$$A_1 = \frac{478 \cdot 13,95 \cdot 10^{-3}}{0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13} + 7850 \cdot 0,48 = 5694;$$

$$A_2 = \frac{13,95 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 5,43 \cdot 10^{-3}} = 1,284;$$

$$B_1 = -\frac{2 \cdot 478 \cdot 13,95 \cdot 10^{-3}}{0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13} = -3853;$$

$$B_2 = -\left(1 + \frac{\pi \cdot 0,5}{5,43 \cdot 10^{-3}} \frac{2,1}{478} + \frac{13,95 \cdot 10^{-3}}{5,43 \cdot 10^{-3}}\right) = -4,84;$$

$$E_3 = -\left(1 + \frac{\pi \cdot 0,5}{5,43 \cdot 10^{-3}} \frac{0,7}{478}\right) = -2,101; \quad E_2 = 1$$

$$D_1 = 1000 \cdot 0,86 \cdot 282 + 46 \left(7850 \cdot 0,48 - \frac{478 \cdot 1,66 \cdot 13,95 \cdot 10^{-3}}{0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13}\right) = 268\,754;$$

$$D_2 = -46,5 \frac{1,66 \cdot 13,95 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 5,43 \cdot 10^{-3}} + 31 \frac{\pi \cdot 0,5}{5,43 \cdot 10^{-3}} \frac{2,1}{478} = -138,63;$$

$$D_3 = -31 \frac{\pi \cdot 1,3}{5,43 \cdot 10^{-3}} \frac{0,7}{478} = -34,1.$$

5. Вычисляем по формулам (VII.44) определители системы уравнений теплового баланса (VII.40):

$$\Delta = A_1(B_2 E_3 - E_2) - A_2 B_1 E_3 = 5694 [(-4,84)(-2,101) - 1] - [1,284(-3853)(-2,101)] = 42\,000;$$

$$\Delta_1 = D_1(B_2 E_3 - E_2) - B_1(D_2 E_3 - E_2 D_3) = 268\,754 [(-4,84)(-2,101) - 1] - (-3853) [(-3853)(-2,101) - (-34,1)] = 3\,738\,000;$$

$$\Delta_2 = A_1 (D_2 E_3 - D_3) - D_1 A_2 E_3 = 5694 [(-138,63) (-2,101) - (-34,1)] - 268\,754 \cdot 1,284 (-2,101) = 2\,591\,400;$$

$$\Delta_3 = A_1 (B_2 D_3 - D_2) - A_2 (B_1 D_3 - D_1) = 5694 [(-4,84) (-34,1) - (138,63)] - 1,284 [(-3853) (-34,1) - 268\,754] = 1\,921\,700.$$

6. Вычисляем по формулам (VII.43) искомые температуры, °С, для первой клетки:

$$t_{k_1} = \frac{3\,738\,000}{42\,000} = 89;$$

$$t_{p_1} = \frac{2\,591\,400}{42\,000} = 62;$$

$$t_{оп_1} = \frac{1\,921\,700}{42\,000} = 46.$$

7. Вычисляем по формулам табл. VII.6 составляющие теплового баланса первой клетки:

$$Q_{р. эм_1} = 3,6 \cdot 2,1 \cdot 3,14 \cdot 0,5 \cdot 1,02 (62 - 31) = 375,4 \text{ МДж/ч};$$

$$Q_{оп. эм_2} = 3,6 \cdot 0,7 \cdot 3,14 \cdot 1,3 \cdot 1,02 (64 - 31) = 157,4 \text{ МДж/ч},$$

$$Q_{п. эм_1} = 3,6 \cdot 0,48 \cdot 7850 \cdot 0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13 \cdot 1,02 (50 - 46) = 191,7 \text{ МДж/ч}.$$

8. Вычисляем по формуле (VII.45) полное количество тепла, отводимого эмульсией по первой клетке: $Q_{отв_1} = 2 \cdot 375,4 + 2 \cdot 157,4 + 191,7 = 1257 \text{ МДж/ч}.$

9. Вычисляем по формулам (VII.46)—(VII.48) расходы эмульсии, м³/ч, в целом на первую клетку, на каждый рабочий валок и на верхний опорный валок:

$$V_{эм_1} = \frac{1000 \cdot 1257}{4,2 \cdot 1000 (36 - 30)} = 49,8 \approx 50;$$

$$V_{эм. p_1} = 50 \frac{375,4}{2 \cdot 375,4 + 157,4} = 20,5;$$

$$V_{эм. оп_1} = 50 \frac{157,4}{2 \cdot 375,4 + 157,4} = 9.$$

ТАБЛИЦА VII.9

РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА ЧЕТЫРЕХКЛЕТЕВОГО СТАНА 1700 (ДЛЯ ИСХОДНЫХ ДАННЫХ, УКАЗАННЫХ В ТАБЛ. VII.8)

Параметр	Значения для рабочих клеток			
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
$t_{н_j}$, °С	46	78	99	144
$t_{к_j}$, °С	89	117	173	145
$t_{р_j}$ (по расчету), °С	62	72	89	84
$t_{р_j}$ (по замеру), °С	—	70—80	70—90	50—80
$t_{оп_j}$ (по расчету), °С	46	53	63	61
$t_{оп_j}$ (по замеру), °С	—	50—70	60—80	40—70
$V_{эм_j}$ (по расчету), м³/ч	50	91	52	49
$V_{эм_j}$ (по замеру), м³/ч	41	108	56	54

10. Вычисляем по формуле (VII.41) температуру полосы, °С, на входе во вторую клетку ($j = 2$):

$$t_{н_1} = \frac{89(8,04 - 1) + 2 \cdot 37,5}{8,04 + 1} = 77,6.$$

Далее повторяем для второй клетки весь расчет по пп. 3—9, начиная с определения β_2 . Для третьей и четвертой клеток расчет производится аналогично. Результаты расчета сведены в табл. VII.9.

Анализ данных табл. VII.8 и VII.9 показывает, что расход эмульсии на 3-ю и 4-ю клетки должен быть увеличен примерно в 3 раза.

Коэффициенты теплоотдачи при прокатке и дрессировке

Коэффициенты теплоотдачи относятся к важнейшим исходным данным теплового расчета прокатных станов, так как они определяют интенсивность теплообмена между валками, полосой, охлаждающей жидкостью и окружающей средой. В табл. VII.10 приведен перечень основных коэффициентов теплоотдачи и указаны диапазоны их значений, пригодных для инженерных расчетов.

ТАБЛИЦА VII.10

КОЭФФИЦИЕНТЫ ТЕПЛОТДАЧИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ, ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ И ДРЕССИРОВКЕ

Вид теплоотдачи	Обозначение коэффициента теплоотдачи	Диапазон значений	
		кВт/(м ² ·град)	[ккал/(м ² ·ч·град)]
Контактный теплообмен между полосой и рабочим валком: горячая прокатка холодная прокатка	$\alpha_{к.г}$	25—100	[20 000—90 000]
	$\alpha_{к.т}$	470—480	[400 000—410 000]
Контактный теплообмен между рабочим и опорным валками	$\alpha_{к.т}$	470—480	[400 000—410 000]
Конвективный теплообмен: между рабочим и опорным валками и охлаждающей жидкостью между полосой и охлаждающей жидкостью	$\alpha_{1р}$	}	См. табл. VII.5
	$\alpha_{1оп}$		
	α_2		
Конвективный теплообмен между валками и окружающим воздухом	$\alpha_{окр.р}$	}	(12—59) · 10 ⁻³ [10—50]
	$\alpha_{окр.оп}$		

Более точно коэффициенты теплоотдачи в функции параметров системы охлаждения стана (удельного расхода, скорости истечения, теплофизических свойств жидкости, давления в системе, площади отверстий охлаждающих устройств) можно определить по критериальным уравнениям, приведенным в работах [5 и 7]. Однако указанные уравнения, как показал опыт их использования в расчетах тепловых режимов станов, нуждаются в уточнении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Сафьян М. М. Прокатка широкополосной стали. М., «Металлургия», 1969. 460 с. с ил.
2. Железнов Ю. Д., Цифринович Б. А., Лямбах Р. В., Ромашкевич Л. Ф., Савичев Г. Д. — «Сталь», 1968, № 10, с. 914—920.
3. Справочник по машиностроительным материалам. В 4-х т. Под ред. Г. И. Подгодина-Алексеева. Том I. Сталь. М., Машгиз, 1958. 907 с. с ил.
4. Шичков А. Н. Температурный режим листопрокатных валков. Л., изд-во ЛГУ, 1974. 144 с. с ил.
5. Совершенствование теплового процесса листовой прокатки. М., «Металлургия», 1973. 368 с. с ил. Авт.: А. В. Третьяков, Э. А. Гарбер, А. Н. Шичков, А. В. Грачев.
6. Дружинин Н. Н. Непрерывные станы как объект автоматизации. М., «Металлургия», 1975. 336 с. с ил.
7. Третьяков А. В., Гарбер Э. А. Расчет и исследования валков холодной прокатки. М., «Машиностроение», 1966. 180 с. с ил.
8. Боровик Л. И. Эксплуатация валков станов холодной прокатки. М., «Металлургия», 1968. 232 с. с ил.
9. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением. М., «Высшая школа», 1973. 611 с. с ил. Авт.: Н. И. Яловой, М. А. Тылкин, П. И. Полухин, Д. И. Васильев.
10. Коновалов Ю. В., Остапенко А. Л. Температурный режим широкополосных станов горячей прокатки. М., «Металлургия», 1974. 175 с. с ил.
11. Справочник прокатчика. Т. 2. М., Metallurgizdat, 1962, 138 с.
12. Тайц Н. Ю., Губинский В. И., Гетман В. В. и др. — «Изв. вузов. Черная металлургия», 1964, № 7, с. 147—152.
13. Погоржельский В. И., Литвиненко Д. А., Матросов Ю. И. и др. Контролируемая прокатка. М., «Металлургия», 1979. 184 с.
14. Коновалов Ю. В., Налча Г. И., Савранский К. Н. Справочник прокатчика. М., «Металлургия», 1977, с. 87—91, 168—172.
15. Венцель Х. Прокатка и прокатное оборудование. ВИНТИ. Экспресс-информация, 1965, № 27, с. 8—43.
16. Исаченко В. П., Осипова В. А., Сухомел А. С. Теплопередача. М., «Энергия», 1969, 440 с.

ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

- Алюминий 104, 135
Баланс тепловой 308
Бронзы 60
Валки прогиб 203
— противозгиб 205
— сплющивание 201
— упругое сжатие 274
Вектор 8
Волнистость 213
Волочение 31
Временное сопротивление 44, 50
Вязкость ударная 44, 50
Гелен формула 238
Губкина С. И. формула 238
Давление контактное 236
Девиатор напряжений 9, 19
Деформация заторможенная 189
— критическая 27
— логарифмическая 13
— малая 13
— плоская 10
— сдвига 12, 13
— сопротивление 44, 46, 50
— трехмерная 183
Диаграмма нагрузочная 280
— растяжения 14
Диссипация энергии 20, 30
Дифференциальное уравнение при
двухмерной деформации 180
— — трехмерной деформации 183
Дрессировка полос 241
Друкера постулат 21
Дуга захвата 173, 187
Зона внешняя 190
— опережения 176
— отставания 176
— прилипания 179, 187
Изгиб пластический 22
— упруго-пластический 24
— чистый поперечный 22
Ковка 33
Коробоватость 213
Королева А. А. формула 193, 239
Коэффициент вытяжки 173
— выхода тепла 311
— обжатия 175
— плеча 272
— теплообмена конвективного 324
— — контактного 324
— теплоотдачи 331
— теплопроводности 317
— термомеханический 63, 65
— трения 190, 226
— уширения 175
Линии скольжения 29, 34
Металлы анизотропные 18, 21, 130
— изотропные 18, 130
— упругие свойства 50
— формообразование пластическое 8, 11
Метод кручения 129
— характеристик 27
Мизеса—Губера условие текучести 17
Модуль сдвига 43
— упрочнения 16, 44
— упругости 16, 44
Момент добавочных сил трения 279
— динамический 269
— инерции 23
— прокатки 268
— сопротивления сечения 23
— статический 23
Мора круг натяжений 11, 12, 17, 30
Мощность прокатки 268
Напряжения интенси́вность 268
— истинные 16
— касательные 9, 10, 185
— контактные 180, 183
— октаэдрические 9, 10, 12
— остаточные 22
— нормальные 9, 185
Напряженное состояние 8, 9, 26
— — объемное 9
— — плоское 10
Натяжение заднее 183, 233
— переднее 182
Опережение 192, 196, 218
Отставание 193
Охлаждение внутреннее 319
— комбинированное 317
наружное 320
Очаг деформации геометрический 173
Перемещения 12
Пластичность 8, 130
Пластический потенциал 20
Пластическое формообразование 8, 11
Пластометр 52
Площадь контактная 223
Поле скоростей 30
Полосы сплющивания 201
Предел текучести 16, 44
Прессование 31
Проба по Эриксену 130
Прокатка винтовая 284
— планетарная 245, 259
— поперечная 284
— продольная 33
— усилие 230, 232, 269
— процесс 173
Пуассона коэффициент 43, 45
Разнотолщинность полос 206
Растяжение двухосное 26
— одноосное 15
— пластическое 14
Рокотьяна Е. С. формула 239, 240

- Сдвиг октаэдрический 19
Сен—Венан условие текучести 18
Сечение нейтральное 176, 178, 191
Сжатие пластическое 25
Силы и напряжения 8
Скорости перемещений и деформаций 14, 19, 51
Смирнова В. С. формула 237
Состояние кинематическое 11
— пластическое 19
— упругое 19
Сплавы магниевые 62, 104
— медноникелевые 136
— медноцинковые (латуни) 60
— никелевые 136
— титановые 62, 102
Стали высоколегированные 56
— инструментальные 55
— жаростойкие 56
— конструкционные 55
— коррозионностойкие 56
— углеродистые 67
— электротехнические 133
Сужение относительное 44
Твердость 45, 46
Тензор 9, 14
Температура нагрева 310
Тепловой расчет 316, 321
Теплоемкость удельная 311, 324
Трение внешнее 230
Угол захвата 173, 175
— нейтральный 176
— трения 175
Удлинение относительное после разрыва 44, 50
Упрочнение 16, 131
Условие текучести 16
Уширение 196, 218
Фазовые превращения 50
Хессенберга и Симса формула 240
Ход холостой 280
Целикова А. И. формула 219, 231, 236, 239
Чекмарева А. П. формула 238
Экелунда уравнение 192
— формула 237
Энергия:
удельный расход 276
формоизменения 17
Ядро сечения пластическое 25

**Александр Иванович Целиков
Александр Дмитриевич Томленов
Владимир Иванович Зюзин
Андрей Владимирович Третьяков
Георгий Семенович Никитин**

ТЕОРИЯ ПРОКАТКИ

Справочник

Редактор издательства Б. С. Краснопевцев
Художественный редактор А. И. Гофштейн
Технический редактор Н. А. Коровина
Корректоры: Г. Т. Петрова, Т. В. Чуприс

ИБ № 2281

Сдано в набор 25.03.82. Подписано в печать 10.10.82. Т-18097.
Формат бумаги 60×90^{1/16}. Бумага типографская № 2. Гарнитура литературная.
Печать высокая. Печ. л. 21. Кр.-отт. 21. Уч.-изд. л. 23,88. Тираж 8000 экз.
Заказ 102. Цена 1 р. 50 к. Изд. № 0580

Ордена Трудового Красного Знамени издательство «Металлургия»,
119034, Москва, Г-34, 2-й Обыденский пер., д. 14

Ленинградская типография № 6 ордена Трудового Красного Знамени
Ленинградского объединения «Техническая книга» им. Евгении Соколовой
Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР
по делам издательств, полиграфии и книжной торговли
193144, г. Ленинград, ул. Моисеенко, 10.

Заказывайте книги в издательстве «Металлургия»!

Вам предлагаются книги выпуска 1983 г., заказы на которые принимает только издательство «Металлургия». Книготорговые организации и библиотечные заказы на эти книги не принимают. В продажу через книжные магазины они не поступят.

* По мере выхода книг из печати Вы получите их наложенным платежом через местное почтовое отделение.

Заказы направляйте по адресу: 119034, Москва, ГСП—3, 2-й Обыденский пер., д. 14. Отдел распространения.

Заказы принимаются до 31 декабря 1982 г.; при поступлении заявки после этого срока издательство может учесть ее, если к этому времени книга не подписана в печать.

Андросов А. С., Балабуев Л. М., Бирфельд А. Г. и др. **Электротехническое перевооружение блюмингов.** 14 л. 70 к.

Беленький А. А. **Математическое моделирование и оптимизация процессов литья и прокатки цветных металлов.** 12 л. 1 р. 80 к.

Бочков Н. Г., Липухин Ю. В., Пименов А. Ф. и др. **Производство качественной малоуглеродистой листовой стали.** 15 л. 80 к.

Будагьянц Н. А., Карский В. Е. **Литые прокатные валки.** 15 л. 80 к.

Гун Г. С., Соколов В. Е., Огарков Н. Н. **Обработка прокатных валков.** 8 л. 40 к.

Дайкер А. Л., Шулаев И. П., Вейс А. И. и др. **Современные высокопроизводительные средства зачистки поверхности проката.** 15 л. 75 к.

Зелинский В. Ф., Ветров Б. Г., Коновалов В. А. и др. **Повышение эффективности производства и эксплуатации прокатных валков.** 6 л. 30 к.

Илюкович-Страковский Б. М., Шулаев И. П., Есипов Е. Д. и др. **Прокатка фасонных профилей для машиностроения.** 15 л. 75 к.

Николаев В. А., Шаврин О. И., Полухин В. П. и др. **Валки многовалковых станов.** 15 л. 75 к.

Савранский К. Н., Гарбер Э. А., Ламинцев В. Г. **Пути экономии металла при производстве толстых листов.** 10 л. 50 к.

Хромов В. Д. **Повышение качества трубной заготовки.** 6 л. 30 к.

Шур И. А. **Технологическое оборудование для прессования металлов.** 12 л. 60 к.