高等学校教学用书

轧辊孔型设计

GAODENG XUEXIAO JIAOXUE YONGSHU



52
31

冶金工业出版社

ISBN 7-5024-0902-5
TD·131(课) 定价2.90元

轧辊孔型设计

冶金

TG 332
S 81

社

高等学校教学用书

轧辊孔型设计

〔苏〕B.K.斯米尔诺夫　B.A.希洛夫

Ю.B.伊纳托维奇　著

北京科技大学　鹿守理　黎景全　译

冶金工业出版社

（京）新登字036号

高等学校教学用书

轧辊孔型设计

〔苏〕B.K.斯米尔诺夫 B.A.希洛夫
Ю.B.伊纳托维奇 著
北京科技大学 鹿守理 黎景全 译

*

冶金工业出版社出版
（北京北河沿大街嵩祝院北巷39号）
新华书店总店科技发行所发行
冶金工业出版社印刷厂印刷

*

850×1168 1/32 印张 11 1/8 字数 296 千字
1991年11月第一版 1991年11月第一次印刷
印数00,001～3,500册
ISBN 7-5024-0902-5
TD·131（课）定价2.90元

译 者 序

本书系根据苏联冶金出版社（Издательство «Металлургия»）一九八七年出版的В.К.斯米尔诺夫(Смирнов)、В.А.希洛夫（Шилов)和Ю.В.伊纳托维奇(Инатович)合著的《轧辊孔型设计》(Калибровка прокатных валков) 一书译出的。原书经苏联高等及中等专业教育部审定为高等院校《金属压力加工》专业的教科书。

书中系统介绍了初轧、开坯、简单断面和复杂断面型钢的轧辊孔型设计方法。本书的特点是采用系统处理方法进行孔型设计，把孔型设计这个复杂过程看作是一个包括金属变形数学模型和变形力学条件在内的系统。

本书介绍的孔型设计方法与过去书中的孔型设计方法有很大的不同。它特别介绍了用总功率最小变分原理来计算孔型轧制时的变形和力能参数研究中取得的成果和计算方法，同时也介绍了用数学统计方法对苏联许多工厂现有孔型设计进行研究的结果和以此为基础的孔型设计方法。书中给出了合理孔型设计的详细算法和举例，并给出了计算程序模块框图，同时也给出了较详细的图表，既便于借助计算机进行孔型设计，也便于借助这些图表用手算进行孔型设计。

我们认为，在科学技术飞快进步的今天，把它介绍给我国冶金高等院校的广大师生，将有助于更新和充实《轧辊孔型设计》课程的内容，也可以把它作为《轧辊孔型设计》课程的教学参考书。同时，对在冶金企业中从事轧钢生产的广大工程技术人员采用科学方法设计孔型，提高轧辊孔型设计的合理性也会有所裨益。

本书由北京科技大学黎景全（第一章和第二章）和鹿守理（第三章和第四章）合译。在翻译过程中，译者对原书中的错误

都做了订正。由于译者水平所限，译文中不妥之处在所难免，敬请广大读者批评和指正。

译者

一九九〇年十月于北京

中 文 版 序 言

建立新的生产工艺过程和改进现行的生产工艺过程，以提高生产效益是工程技术工作者的迫切任务。在轧钢生产中解决这一任务将与建立科学的轧辊孔型设计的计算方法直接相联系。带孔型的轧辊用在初轧机和开坯机上可生产初轧坯和钢坯，用在轨梁轧机、大型型钢轧机、中型型钢轧机、小型型钢轧机以及线材轧机上可生产型材。

现代轧机的特点是产量大及轧制速度高，例如，初轧机和连续式开坯机的年生产能力可达五、六百万吨，新型线材轧机的轧制速度已提高到了80～100m/s以上。在这种条件下，经济效益可以通过提高轧辊孔型设计计算的精确度和制定初轧坯、钢坯和型材的最佳轧制速度来获得。

作者为自己提出了叙述建立在塑性理论、统计研究方法和电子计算技术基础上进行轧辊孔型设计的计算方法，以便尽可能缩小目前存在于金属压力加工原理（包括轧制原理）和《轧辊孔型设计》课程之间的脱节现象。

本教材与其它类似著作的差别在于它不仅研究轧件和孔型尺寸的计算，同时还研究轧制力能参数的计算。在制定合理轧辊孔型设计时，将轧件在孔型中的咬入条件和稳定性条件、轧制速度和温度制度、轧机主机列设备强度、主传动电机负荷及其它方面的限制作为一个相当完整的系统加以考虑。这种综合的系统处理方法可以有效地改进现行轧制制度和轧辊孔型设计，计算和设计新的合理轧制制度和轧辊孔型，并按主机列设备等强度设计轧机，按需要的功率确定电机，从而建造耗费低的轧机。

以建立轧制过程的数学模型作为基础来制定计算轧辊孔型设计的算法是本教材的另一特点，这可使学生和工程师在电子计算机上独立编制轧辊孔型设计的计算程序和模拟型钢轧制过程。

本教材的规定范围不包括轧制钢轨、角钢、周期断面和专用特殊断面型材的轧辊孔型设计的计算方法。这些方法学生可以从其它教材中了解。

在研究和叙述轧辊孔型设计问题时，作者是以A.И.采利科夫(Целиков)、А.П.切克马廖夫(Чекмарёв)、П.И.波卢欣(Полухин)、А.Ф.戈洛温(Головин)、И.Я. 塔尔诺夫斯基(Тарновский)、В.С.斯米尔诺夫(Смирнов)、В.Н.维德林(Выдрин)、В.А. 佳古诺夫(ТягуноВ)、М.С.穆季耶夫(Мутьев)、В.М.克利缅科(Клименко)、Д.И. 斯塔尔琴科(Старченко)、Б.П.巴赫季诺夫(Бахтинов)、М.М. 施捷尔诺夫(Штернов)、Н.В.利托夫琴科(Литовченко)、Б.Б. 季奥米多夫(Диомидов)和其他学者的著作为依据的，他们对在孔型轧制变形和力能参数计算方法的发展及轧辊孔型设计的实践方面都有重要贡献。

这一部教材是根据作者一九七〇年以来，给以С.И. 基洛夫(Киров)命名的乌拉尔工学院金属压力加工专业大学生讲《轧辊孔型设计》课的讲稿编写的。

作者对鹿守理和黎景全将本书译成中文所承担的巨大工作深表感激。

В.К.斯米尔诺夫

В.А.希洛夫

Ю.В.依纳托维奇

一九九〇年十二月三日

目　录

中文版序言 …… V

1 轧辊孔型设计的基本原理 …… 1

1.1 孔型和孔型设计的概念 …… 1

1.2 孔型的形式及分类 …… 2

1.3 孔型的构成 …… 5

1.4 轧辊孔型设计的要求 …… 8

1.5 轧辊孔型设计系统工程 …… 11

1.6 轧制中的金属温度确定 …… 14

2 初轧机轧辊孔型设计 …… 16

2.1 压下规程的计算 …… 16

2.2 孔型尺寸、孔型在轧辊辊身上的配置方式和绘制轧辊草图 …… 30

2.3 压下规程的计算方法 …… 32

2.4 压下规程的计算举例 …… 34

2.5 轧制速度制度的计算 …… 43

2.6 轧制动力制度的计算 …… 51

2.7 轧制的速度制度和动力制度的计算方法 …… 56

2.8 轧制的速度制度和动力制度的计算举例 …… 58

2.9 初轧机轧制板坯的轧制制度的计算特点 …… 67

2.10 初轧机强化轧制的措施，双锭轧制 …… 68

3 轧制简单断面型钢的轧辊孔型设计 …… 70

3.1 简单断面型钢的品种 …… 70

3.2 各孔型系统的特点 …… 71

3.3 孔型的几何关系 …… 79

3.4 金属变形和轧制力能参数的计算方法特点 …… 85

3.5 以全功率极小化变分原理为基础的变形和力能参数计算方法 …… 89

3.6 在孔型中轧制时的限制 …… 106

3.7 合理轧辊孔型设计的计算方法 ……120
3.8 连续式轧机和顺列式轧机轧辊孔型设计计算的算法及举例 …… 177
3.9 横列式轧机的合理轧辊孔型设计计算 ……207
3.10 轧机轧辊孔型设计的分析程序和设计程序 ……226
4 轧制异型断面型钢的轧辊孔型设计 …… 232
4.1 轧制工字钢的轧辊孔型设计 ……232
4.2 轧制槽钢的轧辊孔型设计 ……282
4.3 轧制角钢的轧辊孔型设计 ……313
附录1 ……331
附录2 ……332
参考书目……348

1 轧辊孔型设计的基本原理

1.1 孔型和孔型设计的概念

型材是在带有所谓轧槽的环形凹槽或凸缘的轧辊上轧制出来的。由两个或多个轧辊的轧槽所构成的断面轮廓叫做孔型（图1.1）。孔型可以仅由凹槽（见图1.1,а）或凸缘（见图1.1,б）或者

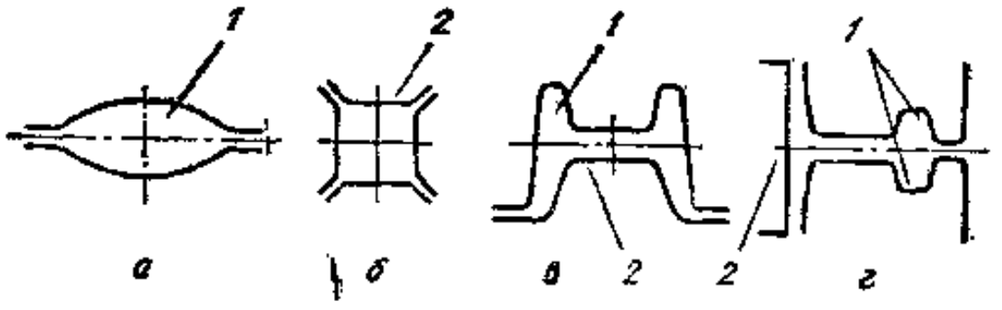


图 1.1 构成孔型的轧槽形式

а—凹槽 1；б—凸缘 2；в—凹槽 1 和凸缘 2；г—凹槽 1 和凸缘 2

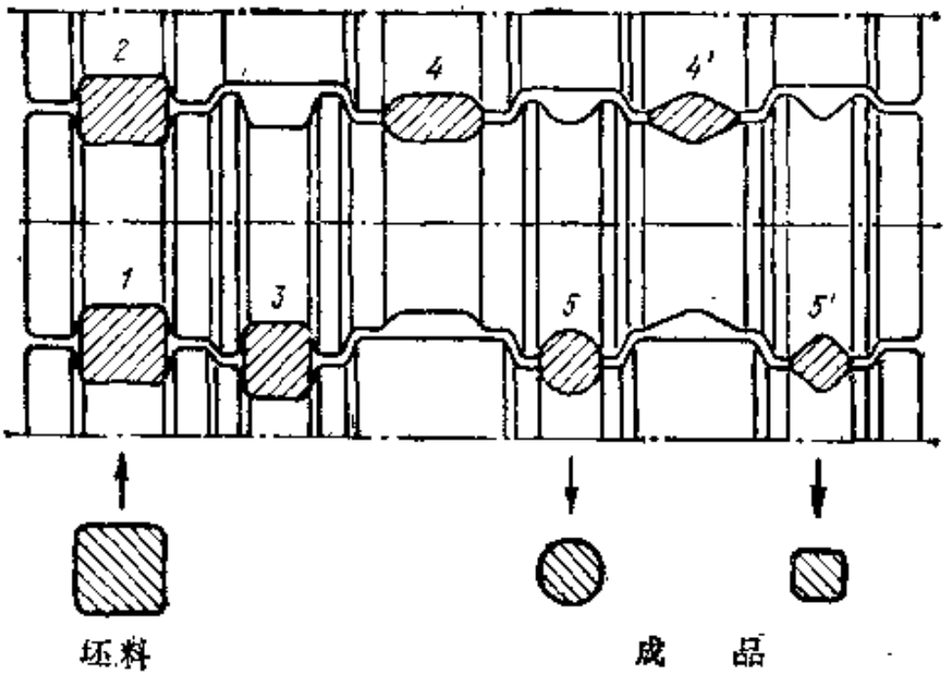


图 1.2 三辊工作机座孔型

同时由凹槽和凸缘（图1.1，*e*,*i*）构成。

配置在轧机轧辊上并能保证获得规定尺寸型材的孔型序列叫做轧辊孔型设计（图1.2）。根据轧机形式的不同，轧件可在每一个孔型中轧制一道或数道，最后将钢坯轧成断面合乎要求的轧件。孔型设计的概念中也包括确定孔型形状、孔型尺寸以及孔型在轧辊上的配置（即轧辊孔型设计的设计过程）。

1.2 孔型的形式及分类

孔型可分为二辊孔型和多辊孔型，而且某些形状相同的孔型既可以由两个、也可以由多个轧辊形成。二辊孔型、三辊孔型和四辊孔型已经应用在轧钢生产实践中（图1.3）。

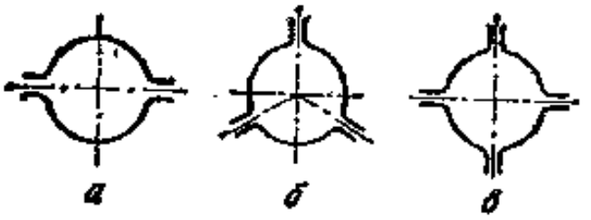


图 1.3 圆孔型

а—二辊孔型；б—三辊孔型；*в*—四辊孔型

本教材主要讨论二辊孔型的轧制情况。

孔型可按形状、在轧辊上的配置及用途进行分类。

孔型按形状可分为两大类（图1.4）：简单断面孔型（箱形孔型或矩形孔型、菱形孔型、六角孔型、椭圆孔型、圆孔型、方孔型、六边形孔型）和异型断面孔型（工字形孔型、槽形孔型、角形孔型、轨形孔型、丁字形孔型等等）。

孔型根据在轧辊上的配置可分为开口孔型、闭口孔型、半闭口孔型和对角孔型（图1.5）。开口孔型的水平辊辊缝大致位于孔型高度中间，而闭口孔型的辊缝则位于孔型界限之外。半闭口孔型的辊缝靠近孔型的底部或顶角。对角孔型的辊缝位于孔型对角线，例如，左边的辊缝在孔型下部，右边的辊缝在孔型上部。

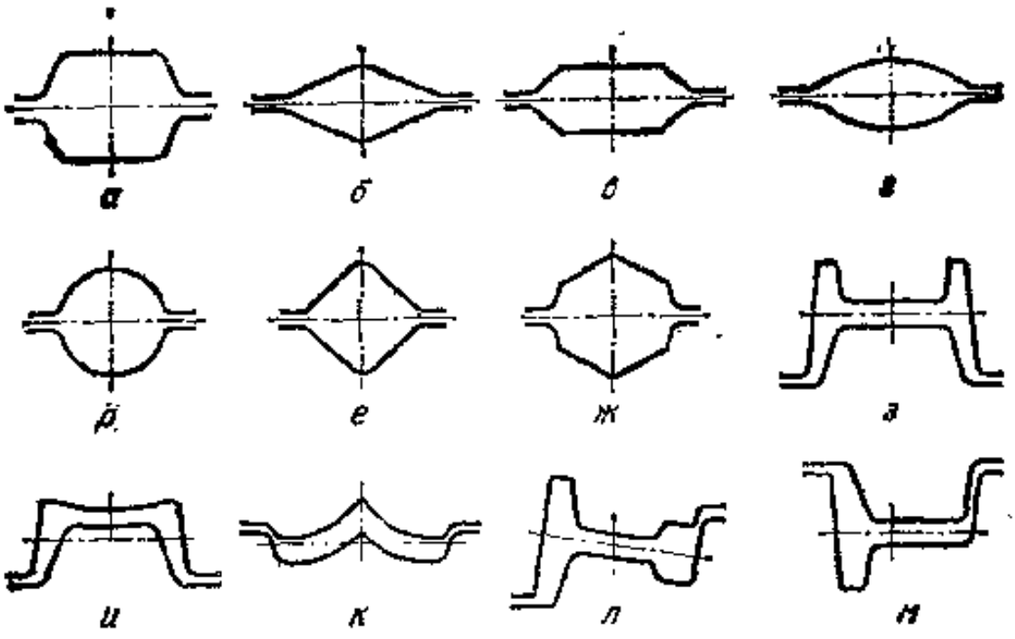


图 1.4 按形状分类的孔型

简单断面孔型：а—箱形孔型；б—菱形孔型；в—六角形孔型；
г—椭圆孔型；д—圆孔型；е—方孔型；ж—六边形孔型
异型断面孔型：з—工字形孔型；и—槽形孔型；к—角形孔型；
л—轨形孔型；м—丁字形孔型

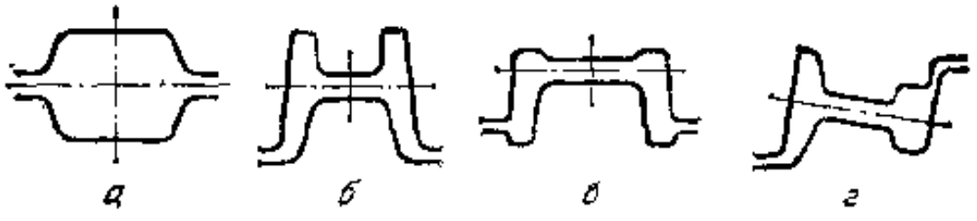


图 1.5 按孔型在工作辊上的配置分类

а—开口孔型；б—闭口孔型；в—半闭口孔型；г—对角孔型

孔型按用途可分为开坯孔型、粗轧孔型、精轧前孔型和精轧孔型。开坯孔型是用来减小钢锭、大方坯或钢坯的横断面面积，以便进一步将它们轧成合乎要求的型材的。开坯孔型通常使用箱形孔型。箱形孔型还用在初轧机和钢坯轧机上，型钢轧机的前几道次也可用箱形孔型。

粗轧孔型用于异型钢材（例如，工字钢、槽钢等等）初成型的轧制。在型钢轧机上，粗轧孔型布置在开坯孔型之后。在轧制简单断面钢材（圆钢、方钢、六边形钢）时，那些为进一步减小轧件横截面面积的简单断面孔型（见图1.4，a—e）也属于粗轧孔型，而且这些孔型按照保证最大延伸的顺序布置，即作为延伸孔型使用。粗轧孔型多用在轧机的粗轧机组和中间机组上。

在轧制异型钢材时，精轧前孔型在形状和尺寸方面，与精轧孔型区别不大。但如果在二辊精轧孔型中轧制的是简单断面钢材（圆钢、方钢），那么精轧前孔型就是另外一种形状了，例如，轧制圆钢时，精轧前孔型为椭圆孔型，轧制方钢时为菱形或椭圆形孔型。

精轧孔型是用来对要求的型材进行最终轧制的。然而，根据轧制条件，在精轧孔型中并不一定总能轧出符合苏联国家标准ГОСТ和技术条件ТУ所要求的成品型材。在二辊孔型轧制槽钢或工字钢时，两条腿的外侧面是不平行的。在这种情况下，需要进一步在辊式矫直机上矫直才能保证得到两条腿平行的型材。

精轧（成品）孔型尺寸不仅要考虑成品断面尺寸，而且要考虑金属热膨胀、轧辊磨损和断面尺寸公差。因此，若断面的名义尺寸用C（方钢的边长、圆钢的直径等等）表示，则可按下式进行计算：

$$C=[C_x-(0.6\sim0.8)\Delta C](1+0.12\times10^{-4}t) \qquad (1.1)$$

式中 C_x——断面的冷尺寸；

ΔC——断面尺寸的负公差（按苏联国家标准ГОСТ或技术条件$TУ$确定）；

t——最后一道次金属的温度，℃；在不知道终轧温度情况下，可取下列数值$(1+0.12\times10^{-4}t)\approx1.013\sim1.011$。

由于负公差造成断面尺寸的减少往往可由热膨胀所引起的尺寸增大来补偿，因此，在某些情况下，可以使精轧孔型的原始尺寸等于冷断面尺寸。精轧孔型一般布置在轧机的最后一架上。

1.3 孔型的构成

轧辊辊缝 在轧制力作用下，轧辊辊缝距离会由于轧机机座内各连接件之间的间隙而增大Δ_1，并随着各部件（牌坊、压下螺丝和螺母、安全装置和轴承座、工作轧辊）的弹性变形而增加Δ_y。此外，在轧制过程中，轧辊工作表面逐渐磨损Δ_m。

在孔型图上，通常标出的是轧制过程中与轧件尺寸相对应的高度尺寸。为了得到这些尺寸，轧制前的辊缝必须接近$\Delta_1+\Delta_y+\Delta_m$值，因此，在孔型图上标出的轧辊辊缝$S$（图1.6）应当满足$S\geqslant\Delta_1+\Delta_y+\Delta_m$的条件。

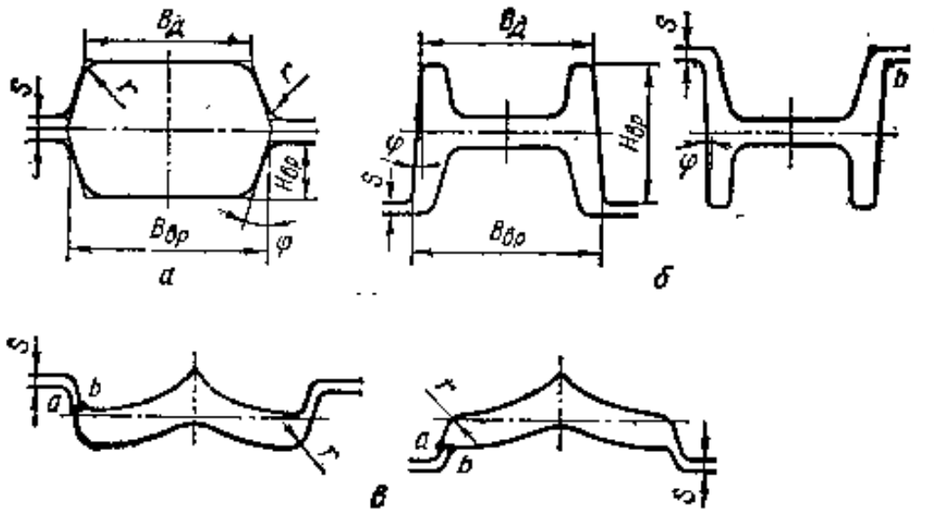


图 1.6 孔型的侧壁斜度和锁口

а—箱形孔型；б—闭口工字形孔型；в—闭口角形孔型

由于辊缝的存在，孔型高度就可以借助压下装置来改变，这在调整工作机座轧辊时是必不可少的。现代的工作机座内装有滚动轴承或液体摩擦轴承以及完善的平衡装置的工作辊。实际上，这种机座的各连接件之间的间隙$\Delta_1\approx0$。

在《轧制与拉拔车间设备》教程中，对工作机座弹性变形的计算进行了详细地研究。在工艺计算中，弹性变形可根据轧制力P和工作机座的刚度系数K_m按公式$\Delta_y=P/K_m$来初步确定。轧制力的计算公式将在后面介绍。刚度系数建议按А.П.切克马廖

表 1.1 轧辊辊缝S

轧机	孔型	在下列轴承时的辊缝S，mm	
		胶木轴承	滚动轴承或液体摩擦轴承
连续式钢坯轧机	粗轧孔型	(0.015～0.020)D	(0.015～0.020)D
	精轧前和精轧孔型	(0.010～0.015)D	(0.008～0.012)D
大型型钢轧机	开坯孔型	(0.025～0.030)D	(0.015～0.025)D
	粗轧孔型	(0.015～0.020)D	(0.010～0.014)D
	精轧前和精轧孔型	(0.008～0.010)D	(0.006～0.007)D
中型型钢轧机	开坯孔型	(0.010～0.018)D	(0.008～0.016)D
	粗轧孔型	(0.010～0.015)D	(0.008～0.012)D
	精轧前和精轧孔型	(0.006～0.008)D	(0.005～0.007)D
小型型钢轧机和线材轧机	开坯孔型	(0.010～0.013)D	(0.006～0.008)D
	粗轧孔型	(0.005～0.008)D	(0.003～0.005)D
	精轧前和精轧孔型	(0.005～0.008)D	(0.002～0.003)D

夫的数据来取。

精轧孔型的最大允许磨损受所轧制的断面公差限制，该公差由苏联国家标准ГОСТ和技术条件ТУ确定。

辊缝大小取决于轧机型式（连续式钢坯轧机、大型型钢轧机、中型型钢轧机、小型型钢轧机或线材轧机）、孔型用途(开坯孔型、粗轧孔型、精轧前孔型或精轧孔型)、轴承种类（胶木轴承、滚动轴承或液体摩擦轴承）和轧辊直径等。实际上，辊缝建议按表1.1所列的Б.Б.季奥米多夫和Н.В.利托夫琴科的数据选取。在许多情况下，对于开坯孔型和粗轧孔型，辊缝可以选取大于表1.1的数值。在轧制的型材品种较多的情况下，要求能使用改变辊缝的方法来减小轧件横截面面积。在这种情况下，轧辊的切槽深度小了，因而提高了轧辊强度，同时也改善了轧辊的咬入条件。初轧机的轧辊孔型尺寸是在辊缝分别为10、15或20mm的情况下标出的。

孔型侧壁斜度 孔型侧壁倾角的正切叫做孔型侧壁斜度，它用百分数来表示（见图1.6，*а*，*б*）：

$$\mathrm{tg}\varphi=\frac{B_{.p}-B_{\partial}}{2H_{.p}}100\%$$

通常，进入孔型的轧件宽度稍大于轧槽槽底的宽度，因此，轧件首先与孔型侧壁接触。由于孔型侧壁斜度的作用，轧件容易与孔型对中，因此轧辊能够逐渐平稳地咬入轧制的金属。倾斜的孔型侧壁同样也保证了轧件容易脱辊。最后，由于有孔型侧壁斜度就使得轧辊可借助重车来恢复孔型的横向尺寸(图1.7)。重车时轧辊直径的减小量取决于孔型侧壁斜度的大小：$\Delta D=2x/\mathrm{tg}\varphi$，

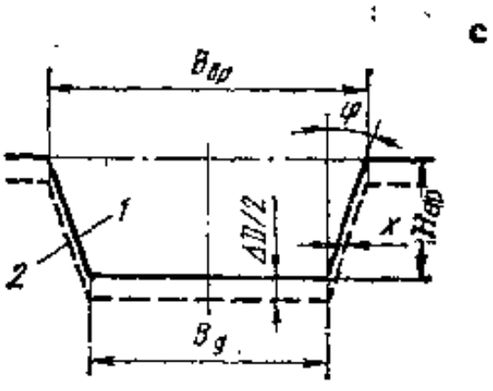


图 1.7　箱形孔轧槽

1—重车前；2—重车后

式中x——孔型壁的加工深度。随着$\mathrm{tg}\varphi$的增大，重车深度ΔD减小，而轧辊的寿命增加。实际上，箱形孔型侧壁斜度为8～50%，斜度大小也与轧件宽展有关。侧壁斜度太小时，孔型可能过充满，金属流向辊缝。斜度太大时，轧件断面产生过度扭曲。

孔型锁口　它是一条想象的直线，沿着它孔型断面由一个轧辊过渡到另一个轧辊上。在箱形孔中（见图1.6，*a*），孔型锁口ab大约位于孔型的中间。在闭口孔型中，例如，在工字钢孔型中（见图1.6，*б*），锁口位置是互相交换的，这样做是为了得到尺寸相同的凸缘。在闭口式角钢孔型中（见图1.6，*в*），锁口位置也是互相交换的，因为这样做能避免孔型过充满，并能得到要求的腿部圆角半径r。

孔型内的圆角　它的作用是为了避免轧槽角部的应力集中，并得到不带尖棱的轧件，因为这些尖棱可能被压皱形成折叠。

此外，尖棱冷却很快，结果造成该处金属的塑性降低，因而有可能出现裂纹。在菱形孔型和方形孔型中，增大辊环圆角半径可避免孔型中的过充满。

孔型中性线　孔型中性线通常可认为是这样的一条水平线，相对于这条线上、下轧辊对轧件的作用相同，因而保证了从轧辊出来的轧件是平直的。在简单断面孔型(圆孔型、方孔型、椭圆孔型等等）中，孔型中性线与水平对称轴线重合(见图1.8,*а*)。在轧制复杂断面型材（槽钢、工字钢等）时，孔型中性线可通过轧件横截而重心求得（见图1.8,*б*)。

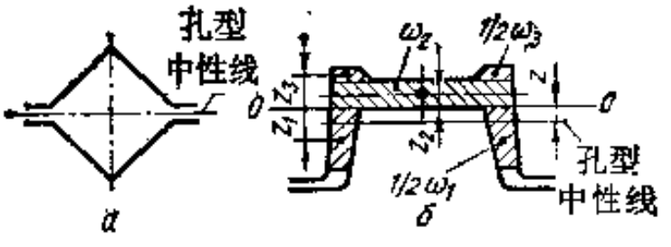


图 1.8　孔型中性线在孔型中的位置

а—方孔型；*б*—槽形孔型

断面重心可用静力矩确定。例如，在槽钢粗轧孔型轧制时，重心坐标按下式计算：

$$z=\frac{\omega_1 z_1+\omega_2 z_2+\omega_3 z_3}{\omega_1+\omega_2+\omega_3} \tag{1.2}$$

式中　ω_1，ω_2，ω_3——断面各部分面积；

z_1，z_2，z_3——计算起点（00线）到断面各对应部分面积重心的距离。

1.4　轧辊孔型设计的要求

工作机座和轧机的尺寸　型钢轧机通常由数台工作机座组成。工作机座的轧辊是通过人字齿轮座的轴、接轴和轴套传动的(图1.9)。人字齿轮轴线之间的距离$D_н$是决定工作机座尺寸的主要数据，这个距离在工作机座运转过程中保持恒定不变。而工

作机座的轧辊直径却由于轧辊重车而在D_{max}到D_{min}之间变化。

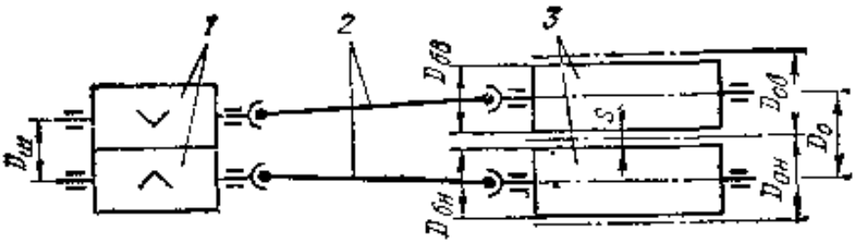


图 1.9　确定轧机尺寸和轧辊原始直径示意图

1—人字齿轮；2—接轴；3—工作轧辊

必须注意到，在工作轧辊之间存在大小为S的辊缝，因此引入轧辊原始直径的概念是有道理的。假想两个轧辊彼此接触时的直径D_0叫做轧辊原始直径（见图1.9）。因此，上、下轧辊原始直径分别为$D_{0в}=D_{бв}+S$，$D_{0н}=D_{бн}+S$，式中$D_{бв}$和$D_{бн}$分别为上、下轧辊辊环直径。

两个轧辊轴线间距D_0等于上、下轧辊原始直径之和的一半：$D_0=0.5(D_{0в}+D_{0н})$。在个别情况下，当接轴轴线、工作辊轴线和人字齿轮轴线位于一条直线时，$D_м=D_0=D_{0в}=D_{0н}$。

如果取上、下轧辊接轴倾斜角相同，则：

$$D_0=(D_{max}+D_{min})/2+S \qquad (1.3)$$

因为轧机的工作轧辊直径和人字齿轮直径通常是由开坯机座或者粗轧机座向精轧机座依次减小的，所以轧机的尺寸应由精轧机座的人字齿轮的轴线间距来确定。近几年来，在小型轧机和线材轧机上采用的精轧机组的轧辊轴线间距实际上是保持不变的。这些轧机的尺寸按工作辊原始直径来确定。初轧机轧辊可通过人字齿轮由一台电机传动，或者每个轧辊各由一台电机单独传动，因此初轧机尺寸是由未重车的工作轧辊原始直径确定的。

工作机座轧辊直径的变化程度可由重车系数表示：

$$k=(D_{max}-D_{min})/D_0 \qquad (1.4)$$

考虑到公式(1.3)，得：

$$D_{max}=D_{min}+kD_0=2D_0-D_{max}-2S+kD_0$$

因而

$$D_{max}=(1+k/2)D_0-S \qquad (1.5)$$

同样得

$$D_{min}=(1-k/2)D_0-S \qquad (1.6)$$

轧辊重车系数 k 取0.08～0.12(8～12%)

上压力和下压力　工作机座的上、下轧辊直径通常是不相同的，一个轧辊直径大于另一个轧辊直径叫做压力，并以毫米计。由于轧辊直径差的存在，所以两个轧辊的圆周速度是不相同的，这就使得轧件朝向直径小的轧辊一侧弯曲。在型钢轧机上通常采用上压力，因此轧件力图向下弯曲。卫板阻碍轧件弯曲，借助于卫板可保证轧件平直运动。用上压力轧制时，使用上卫板就不必要了，因为安装上卫板要比安装下卫板复杂。

Б.Б.季奥米多夫和H.B.利托夫琴科推荐下列上压力值 m，mm：

轧　机	粗轧机座	中间机座	精轧机座
大型型钢轧机	3～4	2～3	1.0
中型型钢轧机	2～3	1～2	0.5～1.0
小型型钢轧机和线材轧机	1.0～1.5	1.0～1.5	0

在初轧机上，通常使用下压力 $m=10$mm，从而防止了轧件对辊道和机架辊的冲击。然而，在轧件断面很大（300×300mm以上）以及沿钢锭断面加热均匀时，可以根本不使用压力。

轧辊中线和轧制线（图1.10）　两个轧辊轴线间距的等分线叫做轧辊中线。轧制线是配置孔型中性线的直线。在这种情况下，就保证了轧辊的给定压力。轧制线相对于轧辊中线的偏移距离 Δ 可由以下关系式求出：$\Delta=D_0/2-D_{o.}/2$，$D_0=D_{.}/2+D_{.}/2$，$m=D_{o.}-D_{o.}$。因此，$\Delta=D_{.}/4+D_{.}/4-D_{.}/2=(D_{o.}-D_{o.})/4$ 或 $\Delta=m/4$。　(1.7)

轧制线相对于轧辊中线的偏移距离 $\Delta=m/4$，采用上压力轧制时，轧制线向下偏移，而用下压力时，轧制线向上偏移。在个

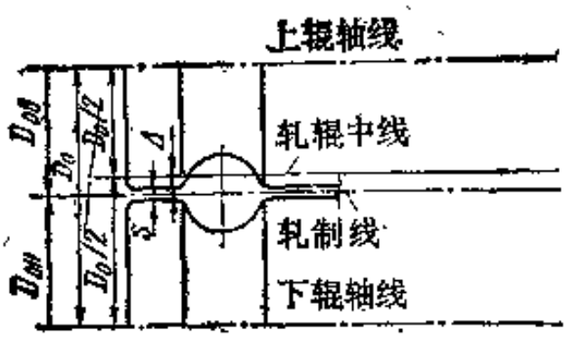


图 1.10 轧制线位置的确定

别情况下，当压力$m=0$时，轧制线、孔型中性线和轧辊中线位于一条直线上。

轧辊的轧制直径 轧辊的轧制直径可以理解为一个假想直径，在此直径上轧辊的圆周速度等于没有金属前滑时在轧辊出口面上的轧件速度。由此可见，轧辊的轧制直径是个假定的概念。在计算轧辊出口面上的轧件运动速度以及用等效断面法计算变形和力能参数时，必需确定轧辊的轧制直径。

轧辊的轧制直径可近似地按下式计算：

$$D_k = D_0 - \omega_1 / B_1 \tag{1.8}$$

$$D_k = D_0 - \sqrt{\omega_1 / (B_1 / H_1)} \tag{1.9}$$

式中 ω_1——孔型中轧件的横截面面积；

B_1和H_1——轧后轧件的宽度和高度。

辊环 在两个相邻的工作辊辊身上，通常配置数个彼此由辊环分开的孔型。确定辊环宽度要考虑以下两个因素：第一，辊环宽度应足以承受轧件对轧槽侧壁的轴向压力。这对比较深的轧槽（例如，工字钢、槽钢、钢轨等轧槽）来说，尤其重要。第二，辊环宽度要保证在孔型两侧能够安装入口导板和出口导板。

上述概念对于在轧辊上正确配置孔型是必要的，如图1.10和图2.9所示。

1.5 轧辊孔型设计系统工程

孔型设计的主要任务是获得尺寸、精度、质量以及机械物理

性能都合乎要求的型材。同时，合理的轧辊孔型设计应当保证轧机生产力最高、设备的和工作机座的传动电机负荷均匀、能耗最小、轧辊磨损最小、轧辊咬入金属可靠、轧件在孔型中保持稳定、由一种坯料轧出多种型材以及孔型在轧辊上配置方便等等。

制定符合上述要求的轧辊孔型设计是多方面的复杂过程，其中，必需考虑金属在孔型中的流动规律、轧制力学条件、轧辊咬入能力、变形温度制度、设备强度、轧机传动功率以及其它因素。因此，在进行合理的轧辊孔型设计时，利用系统工程方法是适合的。目前，这种方法广泛应用在分析科学、技术和社会关系等不同领域的复杂过程中。

根据系统工程方法的基本原理可将轧辊孔型设计看做是一个具有输入、过程、输出、限制、反馈的信息系统（图1.11）。

系统的输入是孔型设计计算的原始信息：成品断面的形状和尺寸，轧机型式和技术特性，轧件的钢号、终轧速度等等。在这个信息的基础上，实现确定孔型形状和在孔型中轧制的轧件形状及尺寸的过程。过程的结果，也就是所计算出的轧辊孔型设计数据是系统的输出。这个结果应当与所要求的系统状态相符合，该系统状态是按专门选定的轧辊孔型设计合理性准则确定的，作为轧辊孔型设计合理性准则可以是轧机生产力最高、轧制能耗最小、轧制道次数最少以及其它参数。

输出端的反馈是用来保证计算的与所要求的系统状态相吻合，在要求得不到满足时，它就以适当方式作用给输入端（见图1.11），改变原始信息中的某些参数，以便在下一次计算过程中，使输出满足所用准则。例如，为了使连轧机生产力最高，必需尽可能大地增加轧制速度。

限制是系统必不可少的单元，它保证满足限制过程进行的条件。在进行轧辊孔型设计时，作为限制的因素有：咬入条件、轧件在孔型中的稳定性、轧机主机列的设备强度、工作机座的传动电机功率、轧辊旋转速度、金属质量、轧辊磨损以及其它参数。

当不满足某一限制时，就对系统输入的某个相应作用进行启动并重复整个计算过程。

根据系统分析的研究方法，任何系统都可分成带有自己的输入和输出的子系统，并且前一个子系统的输出就是后一个子系统的输入，这就保证了所有子系统的互相联系和完成过程的某种顺序性。根据轧辊孔型设计系统，可分为许多顺序工作的子系统（图1.12）：系统*A逐道次分配延伸（或压下）系数和选择孔型系统；系统B计算在孔型中轧制时的金属变形；系统C计算轧件

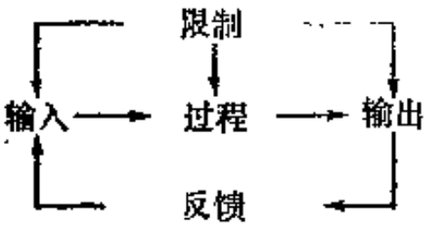


图 1.11 系统函数模型

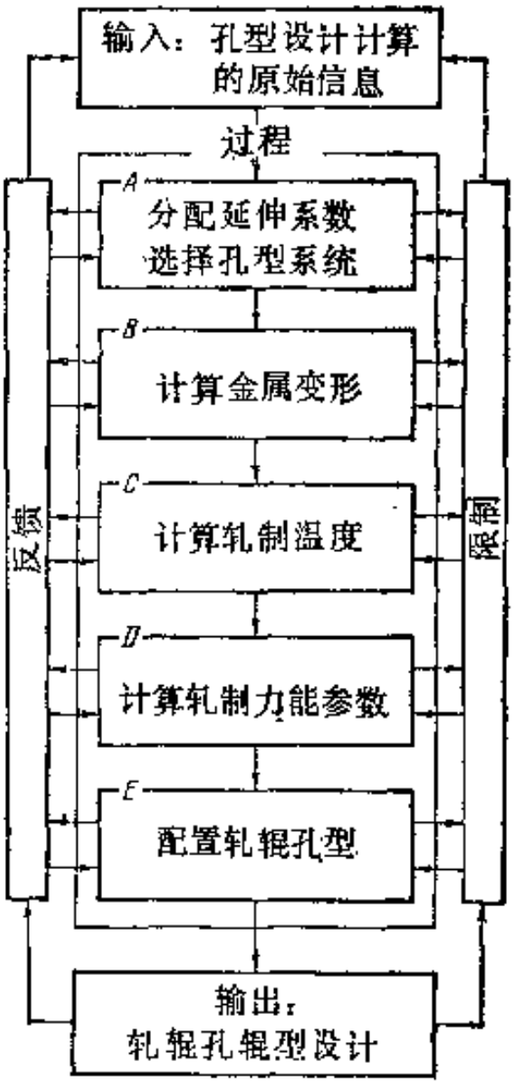


图 1.12 轧辊孔型设计的系统模型

* 以下所有的子系统都叫做系统，因为每个子系统都是较低级的系统。——作者注

温度；系统D确定轧制力能参数；系统E在轧辊上配置孔型。

轧辊孔型设计的原始信息是系统A的输入，而轧辊孔型设计方案，即选定的孔型系列是系统A的输出（过程结果）。系统B对于所得出的孔型设计方案进行金属变形计算，最后在输出端得到了每道次的轧件尺寸和孔型尺寸。这一信息又用作进行轧制温度制度计算的系统C的输入，并用作确定轧制力和轧制力矩的系统D（考虑到轧制温度制度）以及用作在轧辊上配置孔型的系统E的输入，因而也就确定了作用在轧辊辊颈上的反力以及检验了整个限制系统所需的其它参数。

在每个系统的计算过程中都有自己的限制。全部限制应在孔型设计最后阶段之后进行检验。当限制系统的任何单元得不到满足时，相应的子系统或整个系统的输入参数就会改变。

图1.12所示的系统模型能计算出各种轧机的合理轧辊孔型设计。同时，根据轧机型式和轧材种类，完成每一个计算阶段（即上述每一系统中的结构）都有自己的特点。在此系统模型的基础上才能建立以后各章中介绍的轧辊孔型设计的具体算法。

1.6 轧制中的金属温度确定

在进行合理或最优轧辊孔型设计计算时，自然要考虑金属温度，因为轧件的塑性和机械性能、压下规程、轧制力和轧制力矩以及轧制产品精度等都与温度有关。

金属温度的总变化为：

$$\Delta t = \Delta t_{\alpha} + \Delta t_{\varepsilon} + \Delta t_{mn} - \Delta t_{\theta}$$

式中 Δt_{α}和Δt_{ε}——分别为由于辐射和对流向周围介质散热而引起的金属温度降低；

Δt_{mn}——金属与轧辊、导板、辊道辊子等接触时，由于传导放热而引起的金属温度降低；

Δt_{θ}——由变形机械能转化为热能而引起的金属温度升高。

在《轧制和拉拔理论》教程中，讨论了轧制时热制度的计算。这

些问题请参阅教科书《纵轧理论》*和《轧制理论》**手册。在此我们不介绍推导过程，只给出适合于孔型中轧制过程的计算公式。

同许多作者一样，我们仅考虑温度变化的主要组成部分来确定型钢轧制时的金属温度变化，即取$\Delta t=\Delta t_u-\Delta t_a$。这时，根据A.И.采利科夫方法，在孔型中轧制和移送到下一孔型时间内，轧件温度变化为：

$$\Delta t=t_0-\frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{0.0255\Pi\tau}{\omega}+\left(\frac{1000}{t_0+\Delta t_a+273}\right)^3}}+273 \tag{1.10}$$

式中 t_0——进入该孔型前的轧件温度，℃；

Π——轧后轧件横截面周边长，mm；

ω——轧后轧件横截面面积，mm^2；

τ——轧件冷却时间，s；

Δt_a——在该孔型中金属温度的升高，℃。

Δt_a值按下式确定：

$$\Delta t_a=0.183\sigma\ln\lambda \tag{1.11}$$

式中 σ——金属塑性变形抗力，MPa；

λ——延伸系数。

在钢坯由加热炉送到第一架轧机的时间内，金属温度变化可按公式（1.10）计算，其中，以钢坯加热温度t_1代替t_0，并设$\Delta t_a=0$。此时τ为钢坯从炉子到轧机的移动时间，而Π和ω分别为原始钢坯横截面周边长和面积。在确定τ时，应先考虑按轧件的哪一部分（轧件的前端、后端、中部）进行计算。

---

* *Целиков А. И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е.* Теория продольной прокатки: Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1980, 320 с.

** Теория прокатки: Справочник *А.И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин и др.*—М.: Металлургия, 1982. 335 с.

2 初轧机轧辊孔型设计

在初轧机上轧制大方坯、板坯以及工字钢用的异型坯。大方坯的横截面尺寸为140×140～450×450mm（苏联国家标准ГОСТ 4693-77）。接近于方形尺寸的半成品也属于大方坯。厚100～330mm，宽330～1000mm的板坯是在轧辊直径小于1300mm的初轧机上轧制的，下塔吉尔钢铁公司的1500初轧机轧制的板坯宽度可达1400mm。

初轧机轧辊孔型设计包括以下几个主要步骤：计算压下规程、确定孔型尺寸和绘制轧辊草图、计算轧制速度制度及计算轧制动力制度。在轧辊孔型设计的各阶段计算过程中都必需进行修正。

2.1 压下规程的计算

在计算压下规程时，必需确定道次的最大压下量和平均压下量、所需要的道次数、翻钢次数和翻钢程序，以及计算各道次的金属宽展和轧件横截面尺寸。由此才能求出孔型尺寸和绘制轧辊草图。

2.1.1 最大压下量

最大压下量是根据轧辊对金属的咬入条件、电机功率、轧辊强度及金属变形性能方面的限制来确定的。

按轧辊对金属的咬入条件确定最大压下量 在设计压下规程时，必须保证轧辊对轧制钢锭的咬入可靠。否则，就有可能发生轧辊打滑，由此而产生在轧机主机列中的动力矩对设备（工作轧辊、人字齿轮轴、接轴和其它零件）的工作寿命会产生不利影响。此外，打滑会造成初轧机自动控制系统的工作故障。

当前，轧辊对金属咬入条件的研究还不够充分，但影响钢锭咬入的最重要因素有：*a*）轧辊与轧件表面的摩擦条件；*б*）轧辊

的圆周速度；е）孔型形状；ж）轧件宽度。

接触表面的摩擦条件与轧辊粗糙度、轧辊材料、氧化铁皮性质有关。有刻痕或焊痕的轧辊比光辊咬入条件好。轧辊加工的原始光洁度影响时间较短，因为在轧辊表面上由于轧制的进行很快形成热裂网纹。带热裂网纹的轧辊比新辊的咬入条件好。根据С. В. 马卡耶夫（Макаев）的资料，60ХН（60CrNi——译者）钢轧辊比普通碳素钢轧辊的咬入条件差。轧辊淬火使极限咬入角降低10～15%，这是由于钢号和热处理的不同使得轧辊磨损特性不同的缘故。根据М. М. 戈连斯坦（Гореншгейн）的资料，钢锭表面产生的炉内氧化铁皮与二次（空气中的）氧化铁皮相比使极限咬入角降低6～7°。

对钢锭咬入条件起决定性影响的因素是轧辊圆周速度$U_в$：速度越大，允许咬入角〔α〕越小。В. 塔费尔（Тафель）和Э. 施奈德（Шнайдер）的实验确定，在光辊身上轧制时，轧辊圆周速度在2.2～2.6m/s范围内，允许咬入角〔α〕明显下降（图2.1）。



图 2.1 轧制速度对允许咬入角的影响（根据В. 塔费尔和Э. 施奈德的资料）

1—在光辊上轧制；2—在有焊痕、刻痕、滚花纹轧辊上轧制

在带孔型的轧辊上轧制时，轧件受到孔型侧壁的夹持，因此，轧辊的咬入能力提高了。随着轧件宽度增加，由于轧件在孔型中的夹持程度增加，因此也使允许咬入角增大。

上述列举的大部分因素带有随机性和不可控制性。实际上，

轧辊咬入能力可采用刻痕或焊痕、齿滚花纹、使用带轧槽轧辊、用改变轧辊旋转速度等方法来调整。

就允许咬入角的实际计算而言，建议使用表2.1中的数据，该表归纳了B. A. 佳古诺夫、B. 塔费尔、T. M. 戈卢别夫 (Голубев)、M. A. 扎伊科夫 (Зайков)、Б. П. 巴赫季诺夫等人的实验研究结果。

表 2·1 在初轧机上轧制时的允许咬入角〔α〕

轧辊特性圆周速度	〔α〕,度，(轧辊圆周速度U_B为m/s)								
	0	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.5	4~7
平辊身	25.5	24.5	23.5	22.5	21.5	20.5	16.0	14.0	13.0
有孔型的	29.0	27.5	26.0	24.5	24.0	23.0	19.0	17.0	15.0
有刻痕、焊痕或滚花纹	33.0	32.0	31.0	30.0	28.0	26.0	24.0	21.0	20.0

按轧辊对金属的咬入条件确定的最大压下量可由已知公式求出：

$$\Delta H_{max}=2D_P\sin^2([\alpha]/2) \tag{2.1}$$

式中 D_P——轧辊工作直径。

如果轧辊重磨，那末在确定最大压下量时，应按轧辊重磨量为10%来考虑。在大多数初轧机上，轧辊表面用堆焊来修复，因此，最大压下量还用原始工作直径计算。

轧辊的圆周速度按下式确定：

$$U_B=\pi D_P n/60 \tag{2.2}$$

式中 n——轧辊转速，r/min。

按电机功率确定最大压下量 首先我们要得出确定轧制力和轧制力矩的公式。

轧制力

$$P=pB_{cp}l_c \tag{2.3}$$

式中 p——接触压力；

B_{cp}——变形区平均宽度；

l_c——变形区长度。

变形区平均宽度

$$B_{cp}\approx 0.5(B_0+B_1)$$

式中 B_0和B_1——分别为轧前和轧后的轧件宽度。

变形区长度按已知公式确定：

$$l_c=\sqrt{\Delta H D_p/2} \tag{2.4}$$

有许多确定接触压力 p 的公式，如C. 埃克隆德 (Экелунд)、A.И.采利科夫、П.И.波卢欣、B.M. 卢戈夫斯基(Луговский)等公式。在确定初轧机的接触压力时，我们使用A.И.采利科夫公式计算能得出很好的结果。接触压力：

$$p=n_\beta n_\sigma n_* \sigma \tag{2.5}$$

式中 n_β——考虑平均主应力的影响，即轧件宽度的影响系数 ($1.0\leqslant n_\beta\leqslant 1.15$)，在初轧机上轧制时，可取$n_\beta\approx 1.15$；

n_σ—— 考虑外摩擦对接触压力影响的应力状态系数；

n_*——考虑外区对几何变形区的影响系数；

σ —— 根据钢号、轧制温度、变形程度和变形速度确定的变形抗力，MPa。

系数n_σ取决于变形区的形状系数l_c/H_{cf}，式中，$H_{cp}=0.5\times(H_0+H_1)$，在$l_c/H_{cp}=2\sim5$时，$n_\sigma$可按A.И.采利科夫公式或者根据相对压下量$\Delta H/H_0$和参数 δ 的关系用A.И.采利科夫曲线（图2.2）确定：

$$\delta=2\mu l_c/\Delta H,\quad \mu=0.55-0.00024t \tag{2.6}$$

式中 μ——摩擦系数；

t ——轧件温度。

在初轧机上轧制时，当$l_c/H_{cp}<1\sim2$时，n_σ值按下式计算：

$$n_\sigma=1+l_c/6H_{cp} \tag{2.7}$$

在l_c/H_{cp}值较小 ($l_c/H_{cp}=0.2\sim0.5$) 时，系数n_σ接近于1，即外摩擦影响较弱。因此，在这种情况下，可取 $n_\sigma=1.0$。

系数n_*按下列经验公式计算：

$$n_*=(l_c/H_{cp})^{-0.4} \tag{2.8}$$

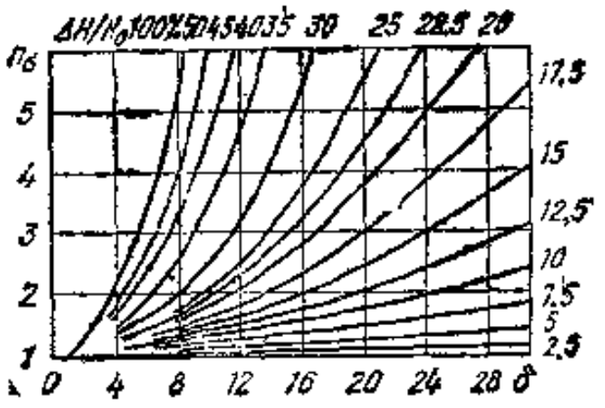


图 2.2 按A.И.采利科夫方法确定应力状态系数n_σ的曲线

公式在$l_c/H_{cp}\leqslant 1$时是正确的，而在$l_c/H_{cp}\geqslant 1$时，系数$n_x=1$，但是随着l_c/H_{cp}减小，系数n_x增大，即外区对接触压力的影响增大。

给定钢号的变形抗力σ取决于变形温度t、变形程度（$\varepsilon=\Delta H/H_0$）和变形速度。变形速度建议按修正的A.И.采利科夫公式确定：

$$u=0.105n\sqrt{\varepsilon R_p/H_0}\quad 1/s \qquad (2.9)$$

式中 n——轧辊转速，r/min，为了简化计算起见，取道次中最大值；

R_p——工作半径，$=0.5D_p$。

各道次的金属温度建议按第1.6节中给出的公式计算。作为初步计算，可认为各道次的金属温度是按线性规律变化的，而在轧制期间内，总温降为60～100℃。例如，在1300初轧机上轧制9～13道，大方坯的温降约为60℃。

变形抗力可按手册《金属与合金的塑性变形抗力》*和《轧制理论》**的数据确定。按B.И.久津（Зюзин）的热力学系数方法确

---

* *Полухин П. И., Гун Г.Я., Галкин А. М.* Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник. М.: Металлургия, 1983. 352 с.

** Теория прокатки: Справочник *А.И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин и др.*—М.: Металлургия, 1982. 335 с.

定轧制变形抗力能得到很好结果。按这个方法：

$$\sigma=\sigma_{o\partial}K_t K_\varepsilon K_u \qquad (2.10)$$

式中 $\sigma_{o\partial}$——在$t=1000℃$，$\varepsilon=0.1$和$u=10$ 1/s时确定的该钢号变形抗力基准值；

K_t，K_ε和K_u——分别考虑所轧金属温度、变形程度和变形速度影响的热力学系数；这些系数可按公式或者按每种钢号做出的曲线来确定。

塑性变形消耗的力矩$M_{o\partial}$：

$$M_{o\partial}=2Pl_c\psi_n \qquad (2.11)$$

式中 ψ_n——合力作用的力臂系数，建议按A.П. 切克马廖夫等人根据实验数据整理出来的公式确定：

$$\psi_n=0.790-0.887l_c/H_{cp}+0.444(l_c/H_{cp})^2 \qquad (2.12)$$

在这个公式中，系数ψ_n随着l_c/H_{cp}减少而增大。

为了由电机功率确定扭矩，我们可换算出工作辊上的力矩列出平衡式：

$$\eta\frac{M_{\partial e.\partial on}}{\Theta}=M_{np.\partial on}+M_{\partial un}+M_{x.x} \qquad (2.13)$$

式中 $M_{\partial e.\partial on}$——电机的允许力矩，$M_{\partial e.\partial on}=K_n M_n$（$K_n=2.5\sim2.75$——许用过载系数，$M_n$——额定扭矩）；

η——由电机向工作辊传递力矩时的机械效率，在有人字齿轮座时，$\eta\approx0.90$，无人字齿轮座时，$\eta\approx0.95$；

Θ——轧辊转速n大于额定转速n_n时（图2.3），由于磁通量的减弱而导致电机扭矩下降的系数：当$n>n_n$时，$\Theta=n/n_n$；当$n\leqslant n_n$时，$\Theta=1$；

$M_{np.\partial on}$——初轧机轧辊的允许轧制力矩；

$M_{\partial un}$——加速轧制时的动力矩；

M_{xx}——空载力矩。

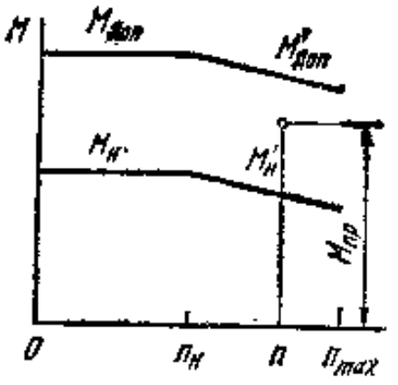


图 2.3 可逆式轧机的电机力矩M与转子转速n的关系

等式 (2.13) 左端是电机传给工作辊的允许力矩，右端为电机的输入力矩所克服的各项力矩之和。

由式 (2.13) 得：

$$M_{пр.доп}=\eta\frac{M_{дв.доп}}{\Theta}-M_{дин}-M_{тр} \tag{2.14}$$

另一方面，允许轧制力矩：

$$M_{пр.доп}=M_{зах}+M_{тр} \tag{2.15}$$

式中 $M_{тр}$——在钢锭变形过程中，工作辊辊颈产生的摩擦力矩。

施加在工作辊辊颈上的摩擦力矩为：

$$M_{тр}=4T_{тр}d_ш/2$$

式中 $T_{тр}$——平均摩擦力；

$d_ш$——轧辊辊颈直径，$d_ш\approx0.55D_0$。

如果认为，施加在轧辊辊颈上的轧制力平均等于$P/2$，那末，此时$T_{тр}=f_п P/2$，式中 $f_п$——轧辊辊颈的摩擦系数（对于在重负荷条件下工作的初轧机的胶木瓦轴承说来，可取$f_п\approx0.05$）。因而

$$M_{тр}=Pf_п d_ш \tag{2.16}$$

动力矩 (kN·m) 按下列已知公式确定：

$$M_{дин}=\frac{\Sigma GD^2}{375}a \tag{2.17}$$

式中 ΣGD^2——轧机主机列旋转件折合的飞轮力矩，kN·m²；

a——轧辊加速度，r/min·s；

对于初步计算，建议a取30～40r/min·s。

折合的飞轮力矩：

$$\Sigma GD^2 = GD_n^2 + GD_{nep}^2 \approx GD_n^2 + 0.1GD_n^2$$

式中 GD_n^2——电机电枢的飞轮力矩；

GD_{nep}^2——其它旋转件的飞轮力矩（工作辊、人字齿轮轴、接轴、轴套）。因而

$$GD^2 = 1.1GD_n^2 \tag{2.18}$$

空载力矩大约等于：由一台电机传动时：

$$M_{xx} \approx 0.05M_n \tag{2.19}$$

由二台电机传动时：

$$M_{xx} \approx 0.035M_n \tag{2.20}$$

因为在这种情况下，没有人字齿轮座的摩擦损失。

电机技术特性的必要数据列入表2.2中。

表 2.2 可逆式轧机电机的技术特性

电机型式	功率 kW	转速 n r/min	额定力矩M_n kN·m	GD_n^2 kN·m²
МП20-5000	3670	50～120	702.2	2481.2
МП24-7000-50	5150	50～120	980.7	3775.7
МП5350-70	5350	70～120	730.6	1686.8
МП6250-50	5400	60～120	877.7	2697.0
МП7900-70	5805	70～120	784.6	2255.6
МП11000-65	6800	60～90	1081.7	2942.1
МП12000-65	8825	65～70	1294.5	4413.1
ПБК250/145	4600	70～120	627.6	1323.9
ПБК380/125	7400	60～90	1176.8	4462.2
П24-150-9К	7250	65～90	1069.0	2942.1
П25-150	9100	68～70	1275.0	3432.4
П26-140	10175	65～90	1490.7	4624.0

把式（2.11）和（2.16）代入式（2.15）中，得

$$M_{np.don} = P(2\psi_n l_c + f_n d_w)$$

考虑到式（2.3）有：

$$M_{np.don}/pB_{cp}=2\psi_n l_c^2+l_c f_n d_w$$

解l_c的二次方程式，得：

$$l_c=-\frac{f_n d_w}{4\psi_n}+\sqrt{\left(\frac{f_n d_w}{4\psi_n}\right)^2+\frac{M_{np.don}}{2\psi_n pB_{cp}}} \qquad (2.21)$$

如果轧辊辊颈直径d_w是未知数，那末可取它等于$0.55D_0$。

在公式（2.4）中，取$\Delta H=\Delta H_{max\cdot N}$，可按电机功率（力矩）确定最大压下量：

$$\Delta H_{max\cdot N}=2l_c^2/D_p \qquad (2.22)$$

式中 l_c按公式（2.21）确定。

最大轧制力矩通常出现在轧件第一次翻钢之前的道次中，因此，对于第一道次，按公式(2.22)确定$\Delta H_{max\cdot N}$值。计算按钢锭平均断面进行，因为大约在轧件轧到其中间部分时（见第2.6节），电机出现最大力矩。由于宽展很小，取$B_{cp}\approx B_0$。允许轧制力矩$M_{np.don}$按公式（2.14）计算，接触压力则按公式(2.5)计算。同时，压下量ΔH按前面求出的平辊咬入条件允许的最大压下量$\Delta H_{max\cdot\alpha}$近似计算：

$$\Delta H=(0.73\sim1.30)\Delta H_{max\cdot\alpha} \qquad (2.23)$$

式中的系数，在有刻痕、焊痕或滚花的轧辊上轧制时，系数取0.73，面对于没有人工刻痕的轧辊，系数取1.30。在ΔH的给定值与计算值之差较大时，应当将得出的计算值作为给定值重复计算。

按轧辊强度确定最大压下量 由轧辊抗弯强度条件确定许用弯曲力矩的计算按以下的公式进行：

$$M_{w.don}=0.1D_p^3[\sigma] \qquad (2.24)$$

式中 $[\sigma]$——许用弯曲应力，对于铸钢轧辊，$[\sigma]=100\sim120$ MPa；对于锻钢轧辊，$[\sigma]$——120～130MPa。

作用在轧槽中点（图2.4）的最大弯曲力矩$M_w=AC$。

对轧辊右端辊颈中点取力矩之和，就可求出轧辊左端对允许轧制力的支反力A：

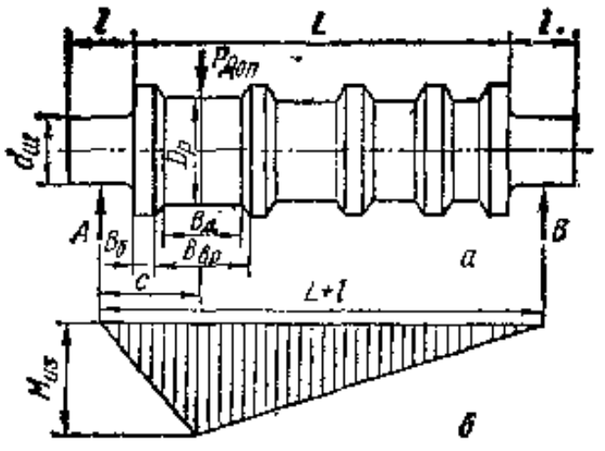


图 2.4　按轧辊强度计算最大压下量

а—作用在轧辊上力的简图；*б*—弯曲力矩图

$$A(L+l)-P_{доп}(L+l-C)=0$$

由此得

$$A=P_{доп}(L+l-C)/(L+l)$$

最大弯曲力矩

$$M_{из}=AC=\frac{P_{доп}(L+l-C)C}{L+l} \qquad (2.25)$$

由式（2.24）和（2.25）的右端相等，得

$$P_{доп}=0.1D_р^2[\sigma](L+l)/(L+l-C)C \qquad (2.26)$$

另一方面

$$P_{доп}=pB_{ср}\sqrt{0.5\Delta H_{max\cdot P}D_р}$$

式中　$\Delta H_{max\cdot P}$——按轧辊强度确定的最大压下量。由此得

$$\Delta H_{max\cdot P}=\frac{2}{D_р}\left(\frac{P_{доп}}{pB_{ср}}\right)^2 \qquad (2.27)$$

式中　$P_{доп}$——由公式（2.26）确定。

对于近似计算，取$B_{ср}\approx B_0$，而接触压力则等于按电机功率确定ΔH_{max}所求出的值。大型初轧机的轧辊辊身长度L可取2800 mm，而对于中、小型初轧机，可取为2350或2100mm。轧辊辊颈长度$l=(1.0\sim1.1)d_ш$，边部辊环宽度$B_б=100\sim120$mm，孔型槽底宽度$B_в\approx B_0$，孔型侧壁斜度$\mathrm{tg}\varphi=0.25\sim0.35$。如果轧

辊重车，那末，必须对重车后的轧辊进行计算。

按金属变形性能条件确定最大压下量　目前已经确定，在初轧机上，随着压下规程的强化，钢锭的变形性能提高了。因此，我们认为最大压下量不受金属变形性能条件的限制。与此同时，还必需指出，轧制时钢锭的变形性能取决于钢号、钢锭形状和铸锭方式、轧制前钢锭的加热制度、轧件翻钢次数和翻钢程序以及一些其它因素。

根据上述三个条件确定的ΔH_{max}，取其中的最小值：

$$\Delta H_{max}=\min(\Delta H_{max\cdot z},\ \Delta H_{max\cdot n},\ \Delta H_{max\cdot p})。$$

2.1.2 道次平均压下量和需要的道次数

轧制大方坯时的道次平均压下量

$$\Delta H_{cp}=(0.8\sim0.9)\Delta H_{max} \qquad (2.28)$$

在这个公式中，数字系数根据钢锭和大方坯的断面形状（见图2.5)来取：如果钢锭和大方坯的断面形状相同(见图2.5，*в*)，系数取0.8；如果钢锭和大方坯的断面形状不相同(见图2.5，*а*，*б*)，系数取0.9。如果还轧制板坯，则系数取0.8。

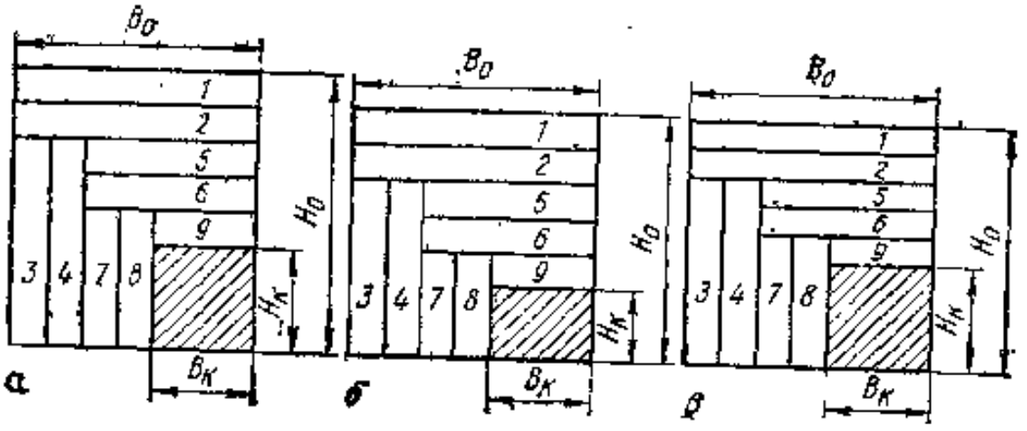


图 2.5　轧制九道次时的压下规程：

а—矩形钢锭轧成方坯；*б*—方锭轧成矩形坯；*в*—方锭轧成方坯

需要的道次数用下列方法确定。当由断面为$H_0\times B_0$的钢锭轧成断面为$H_n\times B_n$的轧件（见图2.5）时，总压下量为：

$$n_{np}\Delta H_{cp}=(H_0-H_n)+(B_0-B_n)+\Sigma\Delta B_n+\Sigma\Delta B_r$$

式中 $\Sigma\Delta B_x$和$\Sigma\Delta B_y$——分别为沿钢锭高度和宽度压缩时的总宽展量。取宽展指数的平均值$\Delta B/\Delta H=0.15$。此时，$\Sigma\Delta B_x=0.15(H_0-H_x)$，$\Sigma\Delta B_y=0.15(B_0-B_y)$。

代入上式后得到下面的公式：

$$n_{np}=\frac{1.15[(H_0-H_x)+(B_0-B_y)]}{\Delta H_{cp}} \qquad (2.29)$$

按上式计算时，应当把H_0和B_0看作是钢锭的平均断面。n_{np}确定之后，取其最接近的奇数并取整。然后再按以下公式准确地求出平均压下量：

а）当钢锭的断面形状与大方坯不相同（见图2.5，*а*，*б*）时：

$$\Delta H_{cp}=\frac{1.15[(H_0-H_x)+(B_0-B_x)]}{n_{np}} \qquad (2.30)$$

б）当钢锭的断面形状与大方坯相同（见图2.5，*в*）时：

在道次数少的面上

$$\Delta H_{cp}=\frac{1.15[(H_0-H_x)+(B_0-B_x)]}{n_{np}-1} \qquad (2.31)$$

在道次数多的面上

$$\Delta H_{cp}=\frac{1.15[(H_0-H_x)+(B_0-B_x)]}{n_{np}+1} \qquad (2.32)$$

轧制时，如果钢锭小头朝前进钢，在完成了第一道次和第一次翻钢后，亦即在消除钢锭锥度时，可取压下量大于按轧辊咬入条件求得的最大压下量。

在大型初轧机上，道次数通常为9～15道。在小型初轧机上轧制合金钢锭时，道次数可达到25～27道。

2.1.3 翻钢次数和翻钢程序的确定

在确定翻钢次数和翻钢程序时，必需考虑轧件在进入孔型之

前翻钢所需要的辅助时间。因此，从获得初轧机最大生产能力观点出发，应尽量少翻钢。另一方面，生产高质量大方坯要求尽量多翻钢，因为在一个面上压下量太大将会导致破裂缺陷的形成，例如，轧制合金钢锭时的情况就是如此。第一次翻钢对轧件表面质量的影响相当大，因此，对有重要用途或低塑性钢锭、合金钢锭以及沸腾钢锭进行轧制时，建议把第一次翻钢放在第二道次之后进行。

此外，还必需注意以下几点：

1．翻钢机位于初轧机前，因此，翻钢只能放在偶数道次之后。

2．为了消除钢锭各面上的锥度，至少到第二次翻钢前要用平辊对钢锭的各个面都进行过轧制。

3．按轧件稳定性条件，翻钢前，轧件的宽高比B/H不应超过以下数值：在平辊上（第一孔型中）轧制时为1.3，在其它孔型中轧制时为1.7～1.8。如果在平辊上轧制之后，轧件送入孔型，那末在这种情况下的B/H比值也可达到1.7～1.8。

4．在孔型中对轧件进行夹持轧制是适宜的。因为每轧一道轧件宽度就有增加，所以也就更有必要增大孔型侧壁斜度。如果考虑孔型侧壁斜度不应超过35%，那末，实际上，在第二孔型中不翻钢道次数不能超过四道，而在以后的孔型中，不能超过二道。

5．为了得到要求尺寸的大方坯，在最后一个孔型中只轧一道。

6．既然每后一个孔型都比前一个孔型窄，那末，在送入下一孔型之前，必须翻钢。

我们举个例子，轧制13道时可能的翻钢方案（翻钢用“×”表示）：

轧制方案	翻钢次数
2×4×6×10×12×13	5
2×4×8×10×12×13	5

2×6×8×10×12×13	5
2×6×10×12×13	4
4×8×10×12×13	4
6×10×12×13	3

考虑上述原则，从可能的翻钢方案中选择出最合理的方案。

在轧制低塑性钢与合金钢时，不管轧件的宽高比如何，通常是每轧二道之后就要翻一次钢。

2.1.4 金属宽展的计算

在前两个道次中，由于发生钢锭组织的致密化、气泡焊合等，因此，在这两个道次不计算宽展，而在其余道次取宽展等于5mm。在编制初步压下规程时，金属宽展可取以下数值：在第三至五道次中，$\Delta B=(0.08\sim0.10)\Delta H$，在最后几道次中，$\Delta B=(0.20\sim0.30)\Delta H$，对于其余道次，$\Delta B$取其中间值。钢锭轧制期间的平均宽展$\Delta B=0.15\Delta H$。

在压下规程的初步方案编完之后，需计算宽展并修正压下规程。精确地确定金属宽展是没有必要的，因为计算误差可以由翻钢后的轧件压下量消除。通常，宽展以及压下量都取五的倍数，因为这样的压下规程容易使操纵工记住。

金属宽展按Б.П.巴赫季诺夫、A.П.切克马廖夫公式、A.Ф.戈洛温曲线以及其它公式计算。我们用A.Ф.戈洛温公式画出的A.Ф.戈洛温曲线（图2.6）计算宽展。宽展指数$\Delta B/\Delta H=f(l_c/B_{cp},H_{cp}/B_{cp})$，其中变形区的平均高度和宽度分别为$H_{cp}=H_0-\Delta H/2$，$B_{cp}=B_0+\Delta B/2$。在计算$B_{cp}$时，宽展可按初步计算的压下规程取。

2.1.5 各道次轧件长度的确定

如果已知钢锭的尺寸和重量G_{ca}，那末，就可用下列方法确定各道次的轧件长度。先按下式计算被压缩的金属体积：

$$V=G_{ca}/\gamma \qquad (2.33)$$

式中 γ——被压缩金属的密度，等于7850kg/m³。

在前两个道次中，由于存在钢锭的致密化，因此取轧件长度

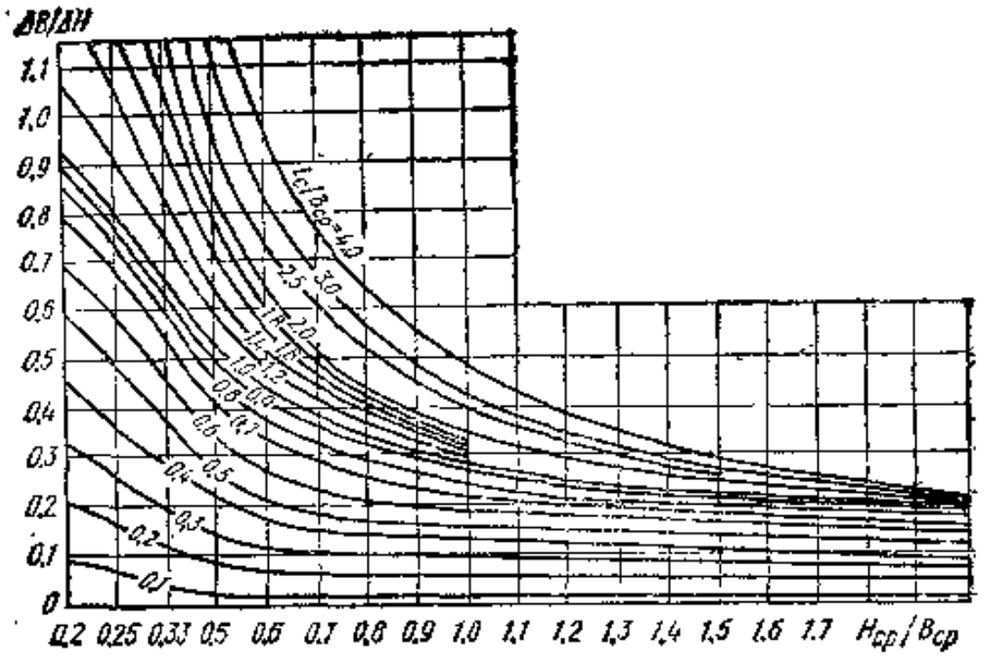


图 2.6 确定宽展指数的A.Ф.戈洛温曲线

等于钢锭的原始长度。在其余道次中的轧件长度：

$$(L_1)_m = V/(\omega_1)_m = V/(H_1)_m(B_1)_m \qquad (2.34)$$

式中 $(\omega_1)_m$、$(H_1)_m$、$(B_1)_m$——分别为m道次后轧件的横截面面积、高度和宽度。

在m道次中的延伸系数

$$\lambda_m = (\omega_1)_{m-1}/(\omega_1)_m \text{或者} \lambda_m = (L_1)_m/(L_1)_{m-1} \qquad (2.35)$$

2.2 孔型尺寸、孔型在轧辊辊身上的配置方式和绘制轧辊草图

初轧机的轧辊孔型尺寸通常是以辊缝S表示的，它等于10、15或20mm。在辊缝值确定的情况下，制做孔型样板和加工轧辊用孔型检验样板。辊缝值是按压下规程逐道次改变的。

在轧件高宽比$H/B \leqslant 1.3$时，取轧槽深度（图2.7）$H_{.p} = (0.2 \sim 0.3)H_{min}$（$H_{min}$——在该孔型中轧制时轧件的最小高度），在$H/B > 1.3$时，$H_{.p} = (0.35 \sim 0.45)H_{min}$。如果在初轧

机上轧制板坯时，第一孔型或采用平辊身代替，或采用深度不大的孔型（$2H_{.p}$=90～130mm），所要求的孔型高度可由改变辊缝来确定。

孔型宽度这样来取：轧槽槽底宽度$B_{Д}=B_{0\min}-(0\sim10\text{mm})$；槽口宽度$B_{.p}=B_{1\max}+(5\sim10\text{mm})$。其中，$B_{0\max}$——进入孔型的轧件最小宽度；$B_{1\max}$——经孔型中轧制后的轧件最大宽度。在初轧机上轧制板坯时，孔型槽底宽度$B_{Д}=B_{1\max}+(100\sim150\text{mm})$。

最后一个孔型的侧壁斜度tgφ取10～15%，而其余孔型取20～35%。

轧槽底部凸度Δ是为了补偿在下一个孔型轧制时产生的宽展。通常Δ=2.5～5.0mm，但在第一孔型和最后一个孔型中Δ=0，而当大方坯轧后送入连续式钢坯轧机时则例外。

在精轧孔型中，槽底圆角半径$r_2=(0.10\sim0.12)H$，其中，H——方坯的边长。在其余孔型中，$r_2=(0.07\sim0.10)B_{Д}$，但不超过35～40mm。通常$r_1\approx r_2$。半径r_1和r_2值取整数，通常为五的倍数。

各孔型之间的辊环宽度B_6取为$(0.75\sim0.90)H_{.p}$。两边的辊环宽度取100～120mm。在初轧机上轧制时，取轧辊下压力为10mm，即下辊直径比上辊直径大10mm。

孔型尺寸确定之后，按公式$S=H_1-2H_{.p}$确定每一道次的指针盘读数。

在初轧机的轧辊上，可车削三至五个孔型。采用两种方式配置孔型：顺序配置，即按照轧件通过轧辊的顺序依次把孔型配置在轧辊辊身上（图2.8，*а*）；对称配置，即将第一个孔型配置在轧辊辊身的中间（图2.8，*б*）。

我们比较一下轧制大方坯的孔型配置的两种方式。顺序配置孔型的优点是轧制节奏快，因为轧件是向一个方向横向移动，所以轧件由一个孔型移送到另一个孔型的间歇时间最短。这种配置方式的缺点是轧辊的辊颈和轴承磨损不均匀，因为在负荷最大的

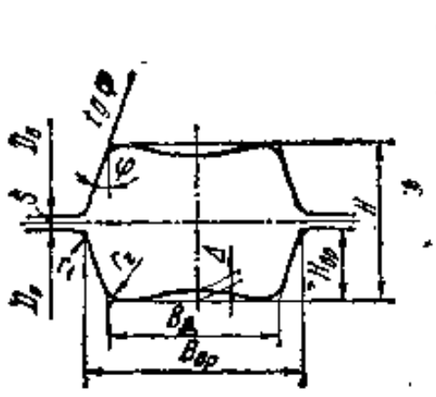


图 2.7 箱形孔型的构成

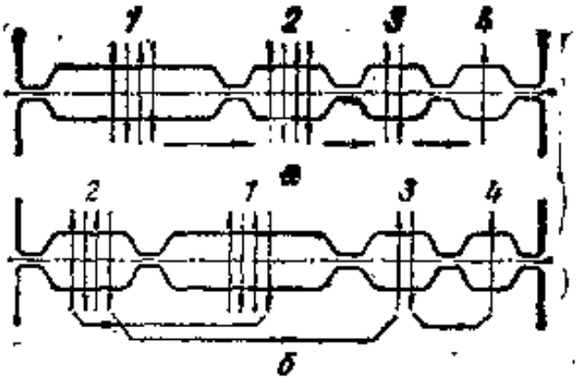


图 2.8 孔型配置

а—顺序配置；б—对称配置

前几个道次中，作用在左辊颈上的力比右辊颈大。此外，在前几道次中，从钢锭上脱落下来的炉内氧化铁皮有可能落在这个辊颈上。而孔型对称配置的优缺点正好相反。因此，从轧制大方坯的角度看来，还是顺序配置孔型最好，因为它可保证初轧机有较高的生产力。

轧制板坯时，多数道次是在第一个孔型（在轧辊辊身上）中平轧的，其余孔型则用于立轧。为此，轧件需定期地翻转90°，在某一立轧孔型中立轧两道。既然第一个孔型配置在辊身中间，轧件从一个孔型移送到另一个孔型所需要的时间才最短。因此，在轧制板坯时，最好用对称配置孔型。关于孔型配置方式问题可这样来解决：如果在初轧机的产品方案中，大方坯占多数，那就采用顺序配置孔型，如果是板坯占多数，那就采用对称配置孔型。

在计算压下规程时必须注意，由自由宽展轧制过渡到孔型中夹持轧制越早，轧件表面质量就越好。

2.3 压下规程的计算方法

已知钢锭和方坯的尺寸、轧制的钢号、开轧和终轧温度、初轧机的轧辊直径和轧辊材料、轧辊工作表面的修复方法（堆焊、重车）、电机类型等，可按以下次序进行计算：

1．按允许咬入角确定最大压下量$\Delta H_{max\cdot\alpha}$。为此，在下列

范围内预先给定$2H_{,p}$值：

初轧机轧辊的名义直径D_0，mm	$2H_{,p}$，mm
900～1000	110～180
1150～1200	140～180
1300	165～220

轧制板坯时，第一个孔型取$2H_{,p}=90\sim130$mm。然后确定轧辊工作直径$D_p=D_0-2H_{,p}-S$。如果轧辊用堆焊修复，那末，允许咬入角$[\alpha]$用求出的工作直径计算；如果轧辊重车，则工作辊径需要减小10%。

其次，在轧辊咬入轧件的瞬间，取轧辊平均转速为$n_y=30$ r/min，并按公式（2.2）确定轧辊圆周速度。然后，根据轧辊不同特性，按图2.1或表2.1确定允许咬入角$[\alpha]$，并按公式（2.1）求出最大压下量$\Delta H_{max\cdot\alpha}$。

2．按公式（2.22）求出由电机功率决定的最大压下量$\Delta H_{max\cdot N}$，其中，按公式(2.21)计算l_c，按公式(2.14)计算$M_{np\cdot don}$，按公式（2.5）计算接触压力等等。

3．按公式（2.27）计算由轧辊强度决定的最大压下量$\Delta H_{max\cdot p}$。

4．按以上三个条件计算出ΔH_{max}后，取其中最小的一个。

5．按公式（2.28）初步确定道次平均压下量ΔH_{cp}，然后按公式（2,29）计算道次数n_{np}，继而按公式（2.30)～(2.32)准确地确定出在道次数多时和道次数少时各面的平均压下量。

6．给定宽展值，并按第2.1.3节的建议确定轧件翻钢程序，制定压下规程的初步方案。同时确定所需要的孔型数。

7．对压下规程的初步方案进行分析，并拟定其改善途径。

8．按A.Ф.戈洛温曲线（见图2.6）计算宽展，制定最终压下规程。

9．按公式（2.34）和（2.35）计算各道次的轧件长度和延伸系数。

10．按上述建议确定孔型尺寸和绘制轧辊草图。

在计算轧制的速度制度和动力制度之后，对前面制定出的压下规程可能要进行修改，以便得到合理的轧制制度。

2.4 压下规程的计算举例

要求制定将尺寸为$\frac{720\times630}{770\times680}\times2350$mm，重量为6.9t的25号钢钢锭轧成断面为320×320和250×250mm大方坯的压下规程和确定其孔型尺寸。同时还必需考虑能够轧制断面为130×440mm的板坯。轧辊名义直径为1150mm。轧辊材质为锻钢。轧辊的工作表面用堆焊修复。轧制温度：开轧1200℃，终轧1140℃。轧辊分别由二台МП24-7000-50型号的电机传动。

1. 按轧辊对金属的咬入条件确定最大压下量

根据建议，第一孔型（轧辊辊身）取$2H_{cp}$等于120mm，其余孔型取215mm。轧辊辊缝取15mm。此时轧辊工作直径为：第一孔型$D_p=D_0-2H_{cp}-S=1150-120-15=1015$mm；其余孔型$D_p=1150-215-15=920$mm。

在轧件咬入瞬间，轧辊平均转速$n_y=30$r/min时，按公式（2.2）确定轧辊圆周速度：第一孔：

$$U=\frac{\pi D_p n_y}{60}=\frac{\pi1.015\times30}{60}=1.59\text{m/s}$$

其余孔

$$U=\frac{\pi0.92\times30}{60}=1.45\text{m/s}$$

按表2.1允许咬入角$[\alpha]$为：在光辊身的轧辊上轧制时为22.5°，在无刻痕的孔型辊上轧制为24.5°，有刻痕的孔型辊为30.0°。

25号碳钢可在刻痕轧辊上轧制。考虑到在这些轧辊上也应当能轧制板坯，故第一孔型不用刻痕，其余孔型可有刻痕。按式（2.1）确定第一孔型中的最大压下量：

$$\Delta H_{max\cdot\alpha}=2D_p\sin^2\frac{[\alpha]}{2}=2\times1015\sin^2\frac{22°30'}{2}=77.3\text{mm}$$

对于其它轧制情况确定的最大压下量列于表2.3中。

表 2·3 最大压下量$\Delta H_{max\cdot\alpha}$与轧辊特性和轧辊直径的关系

轧辊特性	$[\alpha]$	在以下D_p值时的$\Delta H_{max\cdot\alpha}$，mm	
		1015	920
光辊	22°30′	77.3	—
带-孔型的轧辊	24°30′	—	82.8
带-刻痕、焊痕或滚花的轧辊	30°00′	—	123.3

2．按电机功率确定最大压下量

对于二台МП24-7000-50型号的电机，按表2.2求出：$N=2\times5150=10300\text{kW}$；$M_n=2\times980.7=1961.4\text{kN}\cdot\text{m}$；$GD_n^2=2\times3775.7=7551.4\text{kN}\cdot\text{m}^2$。电机允许力矩$M_{дв\cdot доп}=K_nM_n=2.5\times1961.1=4903.5\text{kN}\cdot\text{m}$。

其次确定：

按公式（2.18）$\Sigma GD^2=1.1\cdot GD_n^2=1.1\times7551.4$

$$=8306.5\text{kN}\cdot\text{m}^2$$

按公式（2.17），在$a=40\text{r/min}\cdot\text{s}$时

$$M_{дин}=\frac{\Sigma GD^2}{375}a=\frac{8306.5}{375}40=886.0\text{kN}\cdot\text{m}$$

按公式（2.20）$M_{х\cdot х}=0.035M_n=0.035\times1961.4=68.7\text{kN}\cdot\text{m}$。

按公式（2.14）求出在$\eta=0.95$和$\Theta=1$（因为第一道$n\approx n_n$）时的允许轧制力矩：

$$M_{пр\cdot доп}=\eta\frac{M_{дв\cdot доп}}{\Theta}-M_{дин}-M_{хх}$$

$$=0.95\frac{4903.5}{1.0}-886.0-68.7$$

$$=3703.6\text{kN}\cdot\text{m}$$

再次确定接触压力的近似值。

钢锭长度中间的横截面尺寸$H_0\times B_0=745\times655\text{mm}$。按公

式（2.23）确定的压下量近似值为$\Delta H=1.30\Delta H_{max.c}=1.30\times 77.3=100.5\approx 100$mm。

压下率$e=\Delta H/H_0=100/745=0.134$。在$n\approx n_x=50$r/min和$R_p=0.5D_p=0.5\times 1015=507.5$mm时，按公式(2.9)变形速度

$$u=0.105n\sqrt{eR_p/H_0}$$
$$=0.105\times 50\sqrt{0.134\times 507.5/745}$$
$$=1.59\ 1/s$$

根据《轧制理论》*手册给的数据，25号钢得$\sigma_{os}=81.34$MPa，$k_s=1.07$，$k_u=0.85$，在温度为1200℃时，$k_t=0.68$。

按公式(2.10)变形抗力$\sigma=\sigma_{os}k_t k_s k_u=84.34\times 0.68\times 1.07\times 0.85=52.16$MPa。按公式(2.4)变形区长度：

$$l_c=\sqrt{\Delta HD_p/2}=\sqrt{100\times 1015/2}=225.3\text{mm}。$$

变形区形状系数$l_c/H_{cp}=225.3/695=0.324$。因为$l_c/H_{cp}$值相当小，可取$n_\sigma=1.0$。按公式(2.8)系数$n_\sigma=(l_c/H_{cp})^{-0.4}=(0.3242)^{-0.4}=1.569$。

在$n_\beta=1.15$时，按公式(2.5)接触压力$p=n_\beta n_\sigma n_\sigma\sigma=1.15\times 1.0\times 1.569\times 52.16=94.11$MPa。按公式(2.12)合力作用力臂系数$\psi_n=0.790-0.887(l_c/H_{cp})+0.444(l_c/H_{cp})^2=0.790-0.887\times 0.3242+0.444(0.3242)^2=0.5491$。

在$f_n=0.05$；$d_w=0.55D_0=0.55\times 1150=630$mm和$B_{cp}\approx B_0=655$mm时，按公式(2.21)变形区长度：

$$l_c=\frac{f_n d_w}{4\psi_n}+\sqrt{\left(\frac{f_n d_w}{4\psi_n}\right)^2+\frac{M_{np\cdot\partial on}}{2\psi_n pB_{cp}}}=\frac{0.05\times 630}{4\times 0.5491}$$

$$=\frac{0.05\times 630}{4\times 0.5491}+\sqrt{\left(\frac{0.05\times 630}{4\times 0.5491}\right)^2+\frac{3703.6\times 10^6}{2\times 0.5491\times 94.11\times 655}}$$

$$=220.6\text{mm}$$

---

* Теория прокатки: Справочник *А. И. Целиков, А.Д. Томленов, В. И. Зюзин и др.*—М.:Металлургия, 1982. 335 с.

按公式（2.22）最大压下量

$$\Delta H_{max\cdot N}=\frac{2l_c^2}{D_p}=\frac{2(220.6)^2}{1015}=95.9\text{mm}$$

如果在$\Delta H=95.9$mm时重复计算，则得$\Delta H_{max\cdot N}=96.8$mm。因而可以不进行重复计算。于是取电机功率决定的最大压下量$\Delta H_{max\cdot N}=97$mm。

3．按轧辊强度计算最大压下量（见图2.4）

对于1150初轧机，取轧辊辊身长度$L=2800$mm，辊颈长度$l\approx d_u=630$mm，边部辊环宽度$B_c=120$mm，孔型槽底宽度$B_3\approx B_0=680$mm，在孔型侧壁斜度$\text{tg}\varphi=0.30$时，孔型槽口宽度$B_{\cdot p}=716$mm。此时得$C=315+120+358=793$mm。对于锻钢轧辊$[\sigma]=125$MPa。

按公式（2.26）求出允许轧制力：

$$P_{don}=0.1D_p^3[\sigma]\frac{L+l}{(L+l-C)C}$$

$$=0.1(1015)^3\frac{125}{10^3}\times\frac{2800+630}{(2800+630-793)793}$$

$$=21436\text{kN}。$$

在$p=93.57$MPa和$B_{\cdot p}=B_c=680$mm时，按公式（2.27）确定$\Delta H_{max\cdot p}$：

$$\Delta H_{max\cdot p}=\frac{2}{1015}\left(\frac{21436\times10^3}{93.57\times680}\right)^2=223.6\text{mm}。$$

4．选择最大压下量。计算结果得到ΔH_{max}值：按轧辊对轧件的咬入条件，$\Delta H_{max\cdot\alpha}=123.3$mm；按电机功率，$\Delta H_{max\cdot N}=97$mm；按轧辊强度，$\Delta H_{max\cdot p}=223.6$mm。最终取$\Delta H_{max}=97$mm。

5．按公式(2.28)确定道次平均压下量$\Delta H_{\cdot p}=0.8\Delta H_{max}=0.8\times97=77.6$mm。按式（2.29）求出由$H_0\times B_0=745\times655$ mm轧成断面为320×320mm初轧方坯时所需要的道次数：

$$n_{sp}=\frac{1.15[(H_0-H_x)+(B_0-B_x)]}{\Delta H_{\cdot p}}$$

$$=\frac{1.15[(745-320)+(655-320)]}{77.6}$$

$$=\frac{874.0}{77.6}=11.26。$$

取$n_{ap}=11$，并修正道次平均压下量$\Delta H_{cp}=874/11=79.4$ mm。

显然，断面为250×250mm的方坯可用13道次轧成。

于是，得出：在第一孔型中（在轧辊辊身上）轧制时，按轧辊对轧件的咬入条件确定的最大压下量$\Delta H_{max.\alpha}=77.3$mm（这时，在第一道次和第一次翻钢后的道次中，钢锭大头的压下量将大50毫米，即为127.3mm）。按电机功率$\Delta H_{max.N}=97$mm（这时，在第一道次和第一次翻钢后的道次中，压下量将大25mm，即为122mm）；在其余孔型中，按轧辊对轧件的咬入条件，$\Delta H_{max.\alpha}=123.3$mm，按电机功率$\Delta H_{max.N}$将大于97mm，因为在孔型中轧制时轧件宽度比在平辊身上轧制时小得多。按电机功率确定的可能压下量，在以后计算轧制速度制度和动力制度时将进一步修正。轧辊强度不限制压下量。

6．按上述建议，制定压下规程的初步方案。第一次翻钢安排在第二道次之后。拟定按2×6×10×12×13方案进行轧制。压下规程的初步方案列于表2.4。

7．分析一下压下规程的初步方案，为此做出如下说明：

а）在第一和第三道次中，取压下量120mm是允许的，因为钢锭小头压下量在70mm以内，小于按咬入条件确定的允许压下量77.3mm，而钢锭中部的压下量$\Delta H=95$mm，小于按电机功率确定的允许压下量97mm；

б）增大第三至第六道次压下量是不合理的，因为在第六道次中，轧件的宽高比B/H接近极限值（$B/H\leqslant 1.8$）。例如，如果在上述道次中，取$\Delta H=75$mm，则在第六道次中得$B/H=1.8$；

в）增大第七至第十道次压下量是不可行的，因为考虑第十道次后轧件翻钢会使大方坯的宽度小于320mm。

表 2.4　在1150初轧机上，由重6.8t $\frac{720\times630}{770\times680}$ ×2350mm的钢锭轧成断面为320×320mm和250×250mm的大方坯的压下规程的初步方案

孔型号	道次号	$H\times B$, mm	ΔH,mm	$\Delta B/\Delta H$	ΔB,mm	B/H
	0	770×680				
		(720×630)				
I	1	650×685	120(70)	—	5	
	2	580×690	70	—	5	1.19
		(580×640)				
		翻　钢				
	3	670×590	120(70)	0.08	10	
I	4	500×600	70	0.12	10	
	5	430×610	70	0.14	10	
	6	360×620	70	0.14	10	1.72
		翻　钢				
	7	540×375	80	0.16	15	
II	8	460×390	80	0.16	15	
	9	380×405	80	0.18	15	
	10	300×420	80	0.18	15	1.40
		翻　钢				
	11	320×320	100	0.20	20	
III	12	230×340	90	0.23	20	1.48
		翻　钢				
IV	13	250×250	90	0.23	20	

注：括号内的数字表示钢锭小头断面尺寸和压下量

г）为了减小第十一道次压下量，考虑到轧件翻钢，必须增加第三～六道次的压下量，如在*б*）项中所述，这是不合理的。

д）第十二和第十三道次的压下量是由两道次轧成断面为250×250mm大方坯来决定的。

因此，压下量只能根据精确计算出的宽展再稍做修改来确

表 2.5　在1150初轧机上，将重6.9t钢锭轧成断面为320×320mm和250×250mm大方坯时，按A.Φ.戈洛温方法计算宽展的結果

孔型号	道次号	$l_c=\sqrt{\frac{\Delta H D_p}{2}}$ mm	$B_{cp}=B_0+\frac{\Delta B}{2}$ mm	$H_{cp}=H_0-\frac{\Delta H}{2}$ mm	l_{cp}/B_{cp}	H_{cp}/B_{cp}	$\Delta B/\Delta H$	ΔB, mm	
								计算值	使用值
I	1	—	—	—	—	—	—	—	5
	2*	—	—	—	—	—	—	—	5
	3	246.78	585.0	630	0.422	1.077	0.13	15.6	15
	4	188.48	600.0	535	0.314	0.892	0.11	7.7	5
	5	188.48	605.0	465	0.311	0.769	0.12	8.1	10
	6*	188.48	615.0	395	0.306	0.624	0.12	8.4	10
II	7	191.83	367.5	580	0.522	1.580	0.14	11.9	10
	8	191.83	377.5	500	0.508	1.320	0.14	11.2	10
	9	191.83	387.5	420	0.495	1.080	0.15	12.0	15
	10*	191.83	402.5	340	0.477	0.840	0.15	12.0	15
III	11	203.47	305.0	365	0.667	1.196	0.20	18.0	20
	12*	203.47	327.5	275	0.621	0.840	0.22	19.8	20
IV	13	203.47	237.5	295	0.857	1.240	0.23	20.7	20

* 该道次后进行翻钢

定。

四个孔型是由下述考虑来选择的：*а*）为了得到断面为320×320mm和250×250mm的大方坯，必须使用单独孔型；*б*）根据轧件的稳定条件，第六道次后轧件必须移送到第二孔型中轧制，因为$B/H=1.72>1.5$；*в*）在第二孔型中，一般轧制四道（在增加道次数时，孔型侧壁斜度大于35%；减少道次数使翻钢次数增加，这就增加了轧制时间）。

8. 根据A.Ф.戈洛温曲线（见图2.6）计算宽展，制定最终压下规程。宽展计算结果列于表2.5中。

由表2.5可见，压下规程的初步方案是根据从第七至第十道次的总宽展量小于10mm进行了修改。

9. 计算各道次的轧件长度和延伸系数。

在开始的两道中，取轧件长度等于钢锭长度——2.35m。各道次的轧件横截面面积列于表2.6中。

表 2·6 各道次的轧件长度L_1、延伸系数λ、咬入角α和指针盘读数S

道次号	$H\times B$ mm	ω, dm²	L_1, m	λ	α (°)	S, mm
0	770×680					
1	650×685	—	2.350	1.0	21.40	530
2*	580×690	—	2.350	1.0	21.40	460
3	570×595	39.91	2.592	1.103	21.40	450
4	500×600	30.00	2.930	1.130	21.40	380
5	430×610	26.23	3.351	1.144	21.40	310
6*	360×620	22.32	3.938	1.175	21.40	240
7	540×370	19.98	4.399	1.117	24.07	325
8	460×380	17.48	5.029	1.143	24.07	245
9	380×395	15.01	5.856	1.164	24.07	165
10*	300×410	12.30	7.146	1.220	24.07	85
11	320×320	10.24	8.584	1.201	25.55	105
12*	230×340	7.82	11.240	1.309	25.55	15
13	250×250	6.25	14.060	1.250	25.55	35

*该道次后进行翻钢

按式 (2.33) 被压缩的金属体积：

$$V=\frac{G_{cx}}{\gamma}=\frac{6900}{7850}=0.879\text{m}^3$$

按式 (2.34) 轧件长度：

第十三道次后

$$(L_1)_{13}=\frac{V}{(H_1)_{13}(B_1)_{13}}=\frac{0.879}{0.250\times0.250}=14.06\text{m}$$

第十二道次后

$$(L_1)_{12}=\frac{0.879}{0.230\times0.340}=11.24\text{ m}$$

按式 (2.35) 第十三道次的延伸系数：

$$\lambda_{13}=\frac{(L_1)_{13}}{(L_1)_{12}}=\frac{14.06}{11.24}=1.25$$

其余道次的计算结果列于表2.6中。

10. 确定孔型尺寸并根据第2.2节的建议绘制轧辊草图。

推荐的轧槽深度$H_{.p}$：在第二孔型中，$(0.35\sim0.45)H_{\text{min}}=(0.35\sim0.45)300=105\sim135\text{mm}$；在第三孔型中，$(0.35\sim0.45)230=80.5\sim103.5\text{mm}$；在第四孔型中，$(0.35\sim0.45)250=87.5\sim112.5\text{mm}$。

为了减少机架辊的台阶数，取第二、三和四孔型的轧槽深度都相同（$H_{.p}=107.5\text{mm}$或$2H_{.p}=215\text{mm}$）。如上所述，第一孔型的轧槽深度取60mm。因而，$2H_{cp}=120\text{mm}$。

我们举个确定第三孔型尺寸的例子：

孔型轧槽槽底宽度$B_{Д}=B_{0\text{min}}-(0\sim10\text{mm})=300-5=295\text{mm}$。

孔型槽口宽度$B_{.p}=B_{1\text{max}}+(5\sim10\text{mm})=340+8=348\text{mm}$

孔型侧壁斜度：

$$\text{tg}\varphi=\frac{B_{.p}-B_{Д}}{2H_{.p}}100=\frac{348-295}{215}100=24.6\%$$

圆角半径$r_1=r_2=(0.10\sim0.12)320=32\sim38.4\text{mm}$，取$r_1=$

$r_2=35$mm。

用类似方法确定的其余孔型尺寸绘于图2.9。既然该轧机规定轧制板坯，所以第一孔型槽口宽度按轧辊辊身长度与其它孔型

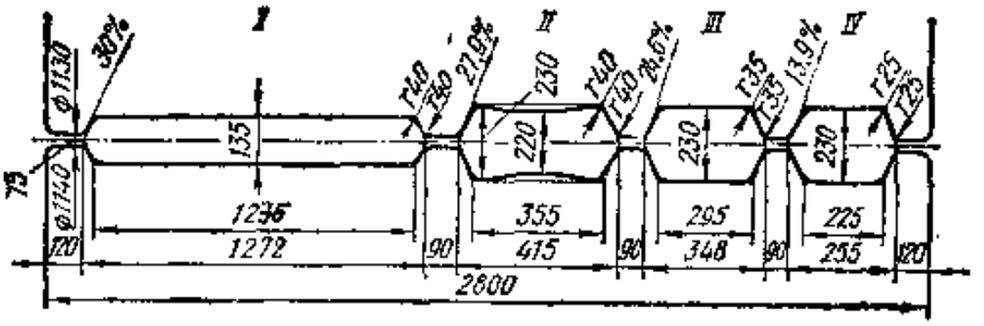


图 2.9 轧制断面为320×320和250×250mm以及130×440mm的1150初轧机轧辊孔型设计

槽口宽度以及辊环宽度之差确定：$B_{.p}=2800-(415+348+255)-2\times120-3\times90=1272$mm。在修正了的第一孔型宽度尺寸下，按轧辊强度确定的压下量$\Delta H_{max.p}$为151.6mm，它比按轧辊对轧件的咬入条件确定的$\Delta H_{max.\alpha}$和电机功率确定的$\Delta H_{max.N}$大。

指针盘读数：第一道次$S=H_1-2H_{.p}=650-120=530$mm，第二道次$S=580-120=460$mm，等等。

2.5 轧制速度制度的计算

2.5.1 轧辊转速变化的梯形和三角形速度图

在图2.10表示的是单机座初轧机每道次的轧辊转速变化示意图：梯形速度图（图2.10，a）和三角形速度图（图2.10，$б$）。由图可以看出，每道的轧辊转速都是变化的。

在每道次中的轧制周期T_{np}是由以下几段时间间隔（见图2.10，a）组成：在轧辊空载加速时间τ_p内，轧辊转速从零增至n_y，并在n_y时轧辊咬入轧件；在轧辊负载加速时间τ_y内，轧辊转速从n_y增至n_n；等速轧制时间τ_n；在轧辊减速时间$\tau_.$内，转速从n_n降至$n_.$，并在$n_.$时轧辊抛出轧件；在轧辊制动时间τ_0内，

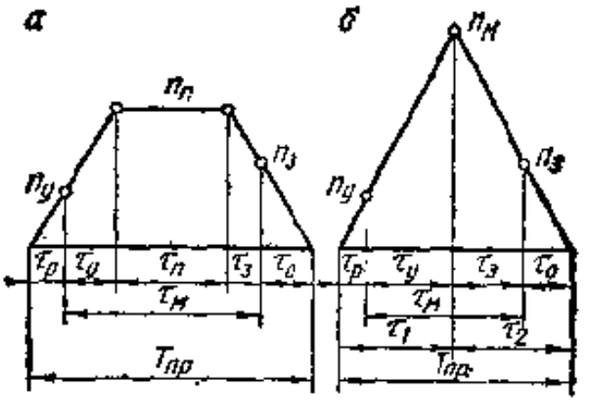


图 2.10 轧辊转速变化示意图

а—梯形速度图；б—三角形速度图

轧辊转速从n_1降至零。然后，轧辊逆转，并在下一道次中，轧辊向相反方向转动。

从初轧机获得最高生产率观点出发，平均轧制速度尽可能适当地大一些。然而，轧制速度受到轧辊对金属咬入条件的限制，当轧辊速度过大时，轧件可能咬不进去，或者咬入不稳。高速抛出轧件也是不希望的，尤其是不翻钢时高速抛钢会增长间歇时间。最大轧制速度在技术上受到电机转速和功率的限制，因为在$n>n_H$时，电机的允许力矩下降（见图2.3）。下面将探讨合理轧制速度制度的选择问题。

纯轧时间

$$\tau_N=\tau_y+\tau_n+\tau_з \tag{2.36}$$

这里

$$\tau_y=(n_n-n_y)/a,\quad \tau_з=(n_n-n_з)/b \tag{2.37}$$

式中 a和b——分别为电机的加速度和减速度，r/min·s。

时间τ_n决定于这段时间间隔内轧制的轧件长度，我们用轧辊转数表示轧件长度。用N_1表示轧后的轧件全长，而用N_y、N_n和$N_з$表示对应的时间间隔内轧制的轧件部分长度，以转数计。

因而，$N_1=N_y+N_n+N_з$，

$$\tau_n=\frac{N_n}{n_n}60=\frac{N_1-N_y-N_з}{n_n}60,\ \text{s} \tag{2.38}$$

考虑到式 (2.37)

$$N_y=\frac{n_y+n_n}{2\times 60}\tau_y=\frac{n_n^2-n_y^2}{120a} \tag{2.39}$$

$$N_s=\frac{n_n+n_s}{2\times 60}\tau_s=\frac{n_n^2-n_s^2}{120b} \tag{2.40}$$

转数N_1

$$N_1=L_1/\pi D_p \tag{2.41}$$

式中 L_1——轧后的轧件长度。

将式 (2.39)～(2.41) 代入式 (2.38)，得：

$$\tau_n=\left(120\frac{L_1}{\pi D_p}-\frac{n_n^2-n_y^2}{a}-\frac{n_n^2-n_s^2}{b}\right)\Big/2n_n \tag{2.42}$$

考虑到式 (2.37) 和 (2.42)，确定纯轧时间的公式如下：

$$\tau_M=\frac{n_n-n_y}{a}+\frac{n_n-n_s}{b}+\left(120\frac{L_1}{\pi D_p}-\frac{n_n^2-n_y^2}{a}-\frac{n_n^2-n_s^2}{b}\right)\Big/2n_n \tag{2.43}$$

一个道次的轧制周期：

$$T_{np}=\tau_p+\tau_M+\tau_0 \tag{2.44}$$

式中

$$\tau_p=n_y/a,\quad \tau_0=n_s/b \tag{2.45}$$

当轧辊转速呈三角形变化（见图2.10，б）时，$\tau_n=0$，因此纯轧时间：

$$\tau_m=(n_m-n_y)/a+(n_M-n_s)/b \tag{2.46}$$

一个道次的轧制周期

$$T_{np}=n_m/a+n_m/b \tag{2.47}$$

如果已知n_y、n_s、n_n或者n_m、a、b、L_1和D_p，就可按公式 (2.43) 和 (2.46) 确定纯轧时间。根据压下规程的计算，后两个值是已知的。

选择上述数值的方法有几种：А.П.维诺格拉多夫（Виноградов）法、Г. 福克斯（Фокс）法、А.А. 亚历山德罗夫（Александров）法、М.Л. 扎罗申斯基（Зарощинский）

法、B.A. 佳古诺夫法、H.И. 巴依莫夫（Баимов）法 等等。B.A. 佳古诺夫法有足够的科学根据，且简单。下 面介 绍这种方法的基本原理。

2.5.2 合理的速度制度

初轧机的小时产量按下式计算：

$$П = \frac{3600\,G_{ск}}{T_m} k_u \tag{2.48}$$

式中 T_m——钢锭的轧制节奏；

k_u——轧机利用系数，$k_u = 0.90 \sim 0.95$。

钢锭的轧制节奏

$$T_m = \sum_{i=1}^{nnp} \tau_{Mi} + \sum_{i=1}^{nnp-1} \tau x_i + \tau_н \tag{2.49}$$

式中 $\sum_{i=1}^{nnp} \tau_{Mi}$ 和 $\sum_{i=1}^{nnp-1} \tau x_i$——分别为整个轧制时间内各道 次的纯轧时间和间歇时间的总和（n_{np}——道次数）；

$\tau_{нач}$——各钢锭之间的初始间隔时间。

钢锭的轧制周期

$$T_п = \sum_{i=1}^{nnp} T_{npi} + \sum_{i=1}^{m} \tau_{осm_i}$$

式中 $\sum_{i=1}^{nnp} T_{пri}$——各道次的轧制周期之和；

$\sum_{i=1}^{m} \tau_{осτi}$——各次翻钢间歇的电机停车 时间 之和（$m$——翻钢次数）。

钢锭的轧制节奏和轧制周期之间的关系：$T_m = T_п + \tau_{осm.н}$，式中$\tau_{осm.н}$——相邻两个钢锭轧制之间的相隔时间内的 电机停车时间。为了使初轧机达到最高的生产率，必须使轧制节奏尽可能紧凑。轧制节奏取决于压下规程（首先是道次数）和轧制的速度

制度。根据现有的概念，必须用最少的道次进行轧制。

根据B.A.佳古诺夫的意见，钢锭轧制的最小周期：

$$T_{n\min}=\left[\sum_{i=1}^{nnp-1}\tau_{xi}\right]_{\min}+\left[\sum_{i=1}^{nnp}\tau_{ni}\right]_{pau}$$

式中 $\left[\sum_{i=1}^{nnp-1}\tau_{xi}\right]_{\min}$ ——各道次间最短的必要间歇时间之和；

$\left[\sum_{i=1}^{nnp}\tau_{ni}\right]_{pau}$ ——各道次的合理纯轧时间之和。

合理纯轧时间应理解为既是最短的必要间歇时间的函数，同时又能保证最小轧制周期的时间。因此首先应该计算最短的必要间歇时间，而后根据它们的函数关系计算合理的纯轧时间。

必须强调地指出，即使纯轧时间最短，并不一定能保证轧制周期就最小。我们用下面的例子来说明这一点。我们来研究一下轧辊转速按梯形变化的轧制（图2.11）。为了讨论简便，假定n_y、n_n、a和b不变化。我们把轧件抛出时的轧辊转速由n_n降至n'_n，因而就把轧辊制动时间由τ_0减至τ'_0。根据公式（2.38），因为N_3增大了，而N_1和N_y仍然保持不变，故等速轧制时间τ_n减小了。在这种情况下，由于道次平均轧制速度减小了，所以纯轧时间由τ_n增至τ'_n，此时，道次轧制周期由T_{np}减至T'_{np}。由此可以得出结论，尽管增加了纯轧时间，但是，各道次间的间歇时间越小，轧制周期就越短，因而钢锭的轧制节奏也越紧凑。

下面讨论在n_y、n_n、a和b不变条件下，确定n_n最大值。如果增加n_n（图2.12），则纯轧时间和轧制周期就减小了，因为此时每道次轧辊平均转速增加了。因此，当$n_n=n_x$，轧辊转速按三角形变化进行轧制时，轧制周期最短。实际上，主要是开始几道次是按三角形速度制度轧制的，因为此时的轧件长度还很短。

让我们求出确定n_x的公式。轧制周期（见图2.10，$б$）$T_{np}=\tau_1+\tau_2=n_x/a+n_x/b$。在轧制周期内，轧辊平均转速$n_{cp}=n_x/(2\times60)$，r/s，式中$n_x$，转/分。在轧制周期$T_{np}$内，轧辊的

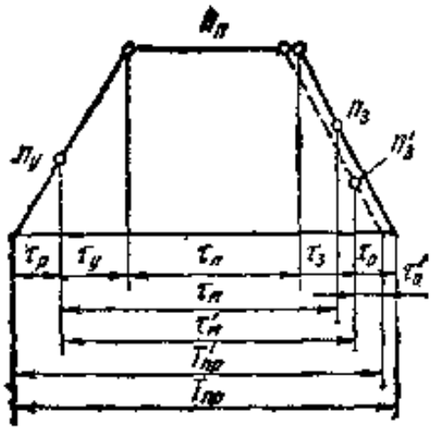


图 2.11 确定间歇时间τ_0对纯轧时间$\tau_н$和轧制周期T_{np}的影响

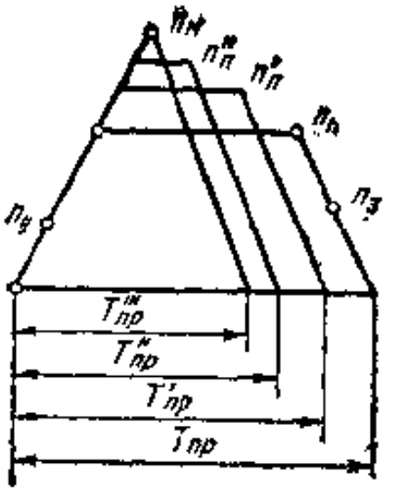


图 2.12 确定轧辊转速最大值$n_n = n_н$示意图

转数

$$N = n_{cp} T_{np} = \frac{n_н}{120}\left(\frac{n_н}{a} + \frac{n_н}{b}\right)$$

$$= \frac{n_н^2}{120} \frac{a+b}{ab}$$

在轧制周期内的平均加速度：

$$K = \frac{a\tau_1 + b\tau_2}{\tau_1 + \tau_2}$$

$$= \frac{an_н/a + bn_н/b}{n_н/a + n_н/b}$$

$$= 2\frac{ab}{a+b} \tag{2.50}$$

因而

$$n_н = \sqrt{60KN} \tag{2.51}$$

这里$N = N_p + N_1 + N_0$

式中 N_p和N_0——分别为在时间间隔τ_p和τ_0内的轧辊转数。

类似式 (2.39) 和 (2.40) 有：

$$N_p = n_y^2/120a, \quad N_0 = n_з^2/120b \tag{2.52}$$

将式 (2.41) 和 (2.52) 代入式 (2.51)，得：

$$n_x=\sqrt{60K(L_1/\pi D_p+n_y^2/120a+n_z^2/120b)} \tag{2.53}$$

2.5.3 各道次间的间歇时间

各道次间的间歇时间取决于电机的反转时间τ_{pe}、压下装置的启动时间$\tau_{..y}$、辊道逆转轧件和轧件翻钢以及推床横移轧件所需要的时间τ_{xp}。知道轧机的技术特性，就可以求出上述的时间和确定各道次之间的间歇时间。B.A.佳古诺夫研究了各道次间的间歇时间的计算方法。对于初步计算，可取：无翻钢时的间歇时间为1.0～2.0 s，而平均为1.5s；对于新初轧机，有翻钢时的间歇时间为3.5s，老初轧机为4s。两个相邻钢锭轧制之间的初始间隔时间取决于上辊向原始位置上升时间和推床夹板向初始位置移动所需要的时间。初始间隔时间可近似地取它等于3.5～4.5s，而平均为4s。

2.5.4 轧辊抛出轧件和轧辊咬入轧件的合理速度

下面我们研究一下轧辊转速按三角形变化的轧制(图2.13)。以双下标表示第二道次中的轧辊转速，并在给定间歇时间τ_x条件下，确定n_{yy}和n_x值，以保证在两个相邻道次中的轧制周期$T_{np1}+T_{np2}$为最小。为了简化计算，假定在相邻道次中，加速度a、b和K是相同的，两个轧辊的工作直径D_p也相等。则：

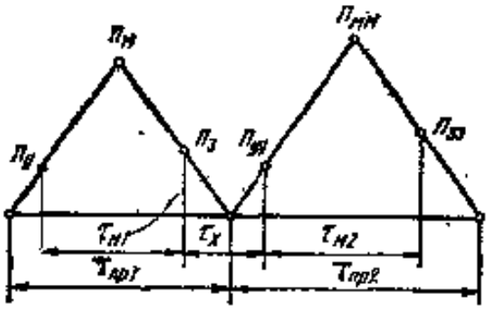


图 2.13 确定n_{yy}和n_x合理值的示意图

$$T_{np1}+T_{np2}=n_x/a+n_x/b+n_{xx}/a+n_{xx}/b$$

$$=(n_x+n_{xx})(a+b)/ab$$

式中 $$n_x=\sqrt{60K\left(\frac{L_1}{\pi D_p}+\frac{n_y^2}{120a}+\frac{n_z^2}{120b}\right)}$$

$$n_{x.x}=\sqrt{60K\left(\frac{L_2}{\pi D_p}+\frac{n_{yy}^2}{120a}+\frac{n_{x.}^2}{120b}\right)}$$

这里L_1和L_2…一分别为第一和第二道次中的轧件长度。

n_{yy}和$n_{x.}$值与各道次间的间歇时间有关：

$$\tau_x=n_{x.}/b+n_{yy}/a \tag{2.54}$$

由此得

$$n_{x.}=(\tau_x-n_{yy}/a)b \tag{2.55}$$

由数值计算可以看出，在$n_{yy}=n_{x.}$时，$T_{xp1}+T_{np1}$最小，即在两个相邻道次中，轧辊抛出轧件时的轧辊转速$n_{x.}$与下一次轧辊咬入轧件的转速n_{yy}相等。例如，在$D_p=0.95\text{m}$，$L_1=6.0\text{m}$，$L_2=7.2\text{m}$，$\tau_x=1.5\text{s}$，$n_y=20\text{r/min}$，$n_{x.}=40\text{r/min}$，$a=b=K=40\text{r/min}\cdot\text{s}$时，我们得到$n_{yy}=n_{x.}=30\text{r/min}$。在分析轧辊转速梯形变化图时，可以得出相似的结论。

在$n_{yy}=n_{x.}$条件下，确定n_{yy}。由式（2.54）得：

$$\tau_x=n_{yy}/b+n_{yy}/a=n_{yy}(a+b)/ab$$

由此得

$$n_{yy}=0.5K\tau_x \tag{2.56}$$

式中 K按式（2.50）确定。

应当注意到，轧辊转速n_{yy}可能受到轧辊对轧件咬入条件的限制，因此必须按轧辊对轧件的咬入条件$(n_{yy})_{.ax}$确定允许的n_y^y值。在这种情况下，可有两种方案：

1．如果$(n_{yy})_{.ax}\geqslant n_{yy}$，则取按公式（2.56）确定的$n_{yy}$值。

2．如果$(n_{yy})_{.ax}<n_{yy}$，则取$n_{yy}=(n_{yy})_{.ax}$，而$n_{x.}$按式(2.55)确定。此时需要记住，应当满足$n_{x.}\leqslant n_{\text{ж}}$条件（见图2.10，$б$）或者$n_{x.}\leqslant n_n$（见图2.10，$a$），而$n_{\text{ж}}$和$n_n$本身应当小于电机转子最高转速$n_{max}$。如果得出$n_{x.}>n_{\text{ж}}$或$n_{x.}>n_n$，则取$n_{x.}\leqslant n_{\text{ж}}$或$n_{x.}\leqslant n_n$，并规定按下式确定各道次间的电机停车时间$\tau_{ocT}$

$$\tau_{ocT}=\tau_x-n_{x.}/b-n_{yy}/a \tag{2.57}$$

2.5.5 合理的轧辊加速度和减速度

根据B. A.佳古诺夫意见，对于无翻钢时初轧机的工作节奏，

应该遵守下列三重条件：

$$\tau_{pe.} = \tau_{xp} = \tau_{uy} \tag{2.58}$$

违反这个条件，操纵工因完成的工序较多，会很快疲劳，这样就降低了初轧机的生产力。

下面求出等式（2.58）中的各项。逆转时间$\tau_{pe.} = n_. /b + n_{yy}/a$。时间$\tau_{xp}$可按轧件在辊道上制动和返回轧辊（以便下一道次咬入）所需要的时间总和来确定。轧件制动是在减速度μg（μ——辊道摩擦系数，按A.И.采利科夫的资料$\mu = 0.15 \sim 0.30$；g——自由落体加速度，$g = 9.81 \mathrm{m/s^2}$）下发生的。轧件的加速度可初步定为μg。因而$\tau_{xp} = 2U_. /\mu g$，式中$U_.$——轧辊抛出的轧件速度，m/s。取$\mu g \approx 0.204 \times 9.81 = 2 \mathrm{m/s^2}$，而$U_. = \pi D_p n_. /60$，m/s。此时，$\tau_{xp} = n_. /c$，式中$c = 19.1/D_p$。

等式（2.58）改写成以下形式：

$$n_. /b + n_{yy}/a = n_. /c = \tau_{uy} \tag{2.59}$$

利用这个等式的右端，得$n_. = c\tau_{uy}$。取合理值$n_{yy} = n_.$，得$c\tau_{uy}/b + c\tau_{uy}/a = \tau_{uy}$，由此得$K = 2c$或

$$K = 38.2/D_p \tag{2.60}$$

式中 D_p——工作直径，m。

因此，已知轧辊平均直径D_p，就可确定平均加速度K。

由式（2.50）得：$b = aK/(2a - K)$。在已知K时，这个式子能确定a和b的关系。例如，在$K = 40 \mathrm{r/min \cdot s}$时，得：

a, r/min·s	60.0	50.0	40.0	30.0
b, r/min·s	30.0	33.3	40.0	60.0

为了能单值选择a和b值，B.A.佳古诺夫解决了在两个相邻道次的轧制周期中求最小均方根力矩的问题。他指出，从电机最小发热的观点应当满足下列条件：

$$a = b = K \tag{2.61}$$

2.6 轧制动力制度的计算

作用在电机轴上的力矩：

$$M_{\partial e} = M_{\cdot} + M_{xx} \pm M_{\partial un} \qquad (2.62)$$

这里，根据B.A.佳古诺夫意见，纯轧力矩：

$$M_{\cdot} = (M_{\cdot ax} + M_{Tp})/\eta \qquad (2.63)$$

在这些表达式中，力矩按下列公式确定：$M_{\cdot ax}$按式（2.11）求；M_{mp}按式(2.16) 求；M_{xx}按式(2.19) 或(2.20)求；$M_{\partial un}$按式（2.17）求，并在加速时，$M_{\partial un}=M_a$，减速时$M_{\partial un}=M_b$。

我们来研究一下不同类型的负荷图。

第一类。轧辊转速按三角形变化（图2.14，а），并且$n_{\cdot}>n_{\cdot}$，$n_y<n_{\cdot}$，$n_3<n_{\cdot}$。

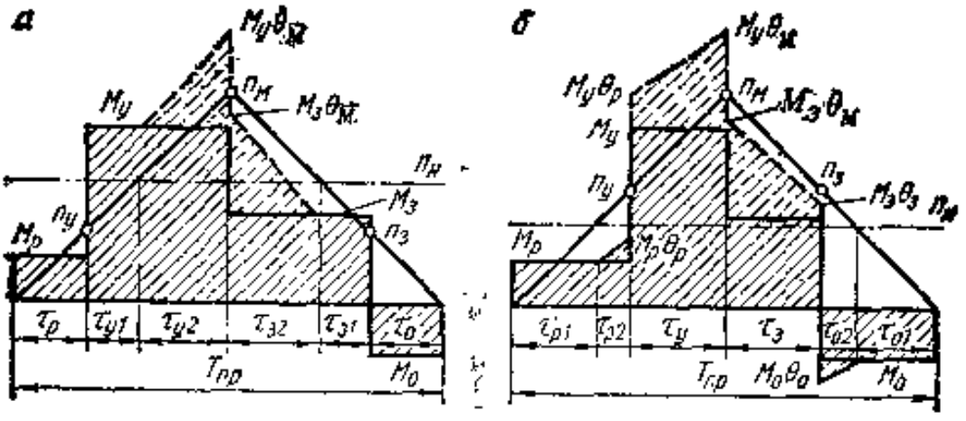


图 2.14 轧辊转速按三角形变化时的负荷图：

а—在$n_{\cdot}>n_{\cdot}$，$n_y<n_{\cdot}$，$n_3<n_{\cdot}$时；

б—在$n_{\cdot}>n_{\cdot}$，$n_y>n_{\cdot}$，$n_3>n_{\cdot}$时

作用在电机轴上的力矩由以下几部分组成：

$$\left.\begin{aligned}
&\text{启动}\quad M_p = M_{xx} + M_a\\
&\text{加速}\quad M_y = M_{xx} + M_a + M_{\cdot}\\
&\text{减速}\quad M_3 = M_{xx} - M_b + M_{\cdot}\\
&\text{制动}\quad M_a = M_{xx} - M_b
\end{aligned}\right\} \qquad (2.64)$$

可以看出，最大力矩将出现在加速段上。

画出负荷图之后，必需在每个道次中核算电机瞬时过载（见图2.3）：

а）在$n \leqslant n_{\cdot}$时，

$$M_y/M_e \leqslant K \tag{2.65}$$

6)在$n>n_e$时，

$$M_y/(M_e n_e/n) \leqslant K \text{或} M_y\theta_e/M_e \leqslant K \tag{2.66}$$

式中 $\theta_e = n_e/n$ (2.67)

电机发热验算是按钢锭整个轧制周期中总的均方根力矩进行的：

$$M_{e\Sigma} \leqslant 0.9M_e \tag{2.68}$$

式中 0.9——电机发热安全系数。

此时，在个别道次中允许电机按均方根力矩过载。通常，电机会在开始几道中过载。

下面确定道次均方根力矩。因为在$n>n_e$时，额定力矩随转速n增加而成比例地减小（见图2.3），所以，按电机说明书，很容易由M_e转换成额定力矩M_e。为此，在$n>n_e$时，把相应的力矩乘以n/n_e所得出的约定负荷图代替真实负荷图，所得到的负荷图如图2.14，a所示，约定力矩$M_y n/n_e$用虚线表示。

道次均方根力矩：

$$M_{e\tau} = \sqrt{\Sigma M^2\tau/T_{np}} \tag{2.69}$$

确定τ_{y2}时间段的$M^2\tau$（图2.15，a）：

$$(M^2\tau)_{y2} = \int_0^{\tau_{y2}} (M_y n/n_e)^2 \mathrm{d}\tau \tag{2.70}$$

因为$\tau = (n-n_e)/a$，所以$\mathrm{d}\tau = \mathrm{d}n/a$。将积分极限代入式(2.70)，得：

$$(M^2\tau)_{y2} = \int_{n_e}^{n_e} \left(M_y \frac{n}{n_e}\right)^2 \frac{\mathrm{d}n}{a} = M_y^2 \frac{1}{3}\left[\left(\frac{n_e}{n_e}\right)^2 + \frac{n_e}{n_e} + 1\right]\frac{n_e - n_e}{a}$$

最后得

$$(M^2\tau)_{y2} = M_y^2 \xi^2 \tau_{y2} \tag{2.71}$$

式中 $\xi^2 = \frac{1}{3}(\theta_e^2 + \theta_e + 1)$ (2.72)

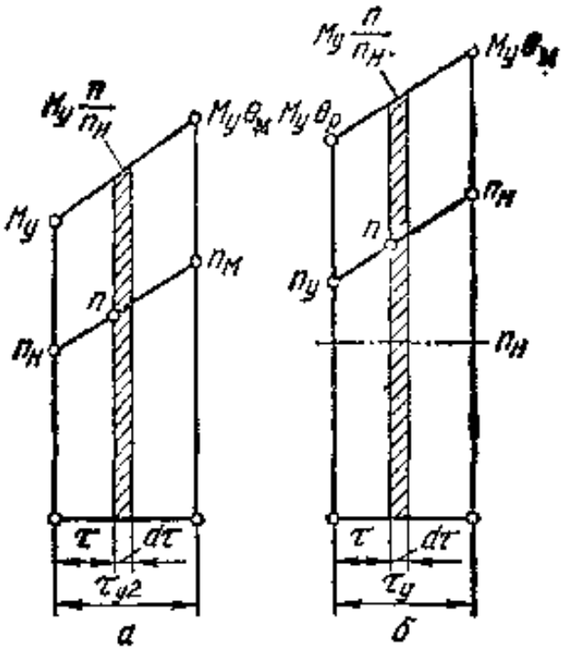


图 2.15　确定均方根力矩的示意图：
а—τ_{y2}时间段，б—τ_y时间段

类似地在τ_{x2}时间段：

$$(M^2\tau)_{x2}=M_x^2\xi^2\tau_{x2} \tag{2.73}$$

因而，轧制周期T_{np}均方根力矩为：

$$M_{np}=\sqrt{(M_p^2\tau_p+M_y^2\tau_{y1}+M_y^2\xi^2\tau_{y2}+M_x^2\xi^2\tau_{x2}+M_x^2\tau_{x1}+M_0^2\tau_0)/T_{np}} \tag{2.74}$$

式中对应的时间段等于：

$$\left.\begin{aligned}&\tau_p=n_y/a,\quad \tau_{y1}=(n_н-n_y)/a,\quad \tau_{y2}=(n_м-n_н)/a\\&\tau_{x2}=(n_м-n_н)/b,\quad \tau_{x1}=(n_н-n_x)/b,\quad \tau_0=n_x/b\end{aligned}\right\} \tag{2.75}$$

第二类。轧辊转速按三角形变化（见图2.14，б），并且$n_м>n_н$，$n_y>n_н$，$n_x>n_н$。

以下列符号表示：$\theta_p=n_y/n_н$，$\theta_м=n_м/n_н$，$\theta_0=n_x/n_н$。

首先确定τ_y时间段内的$M^2\tau$（图2.15，б）：

$$(M^2\tau)_y=\int_0^{\tau_y}\left(M_y\frac{n}{n_н}\right)^2 d\tau=\int_{n_y}^{n_н}\left(M_y\frac{n}{n_н}\right)^2\frac{dn}{a}$$

$$= M_y^2 \frac{1}{3}\left[\left(\frac{n_x}{n_n}\right)^2 + \frac{n_x}{n_n}\cdot\frac{n_y}{n_n} + \left(\frac{n_y}{n_n}\right)^2\right]\frac{n_n - n_y}{a}$$

最后得

$$(M^2\tau)_y = M_y^2 \xi^2 \tau_y \tag{2.76}$$

式中 $$\xi_y^2 = \frac{1}{3}(\theta_x^2 + \theta_x\theta_p + \theta_p^2) \tag{2.77}$$

类似地在τ_s时间段

$$(M^2\tau)_s = M_s^2 \xi_s^2 \tau_s \tag{2.78}$$

式中 $$\xi_s^2 = \frac{1}{3}(\theta_x^2 + \theta_x\theta_0 + \theta_0^2) \tag{2.79}$$

在τ_{p2}和τ_{02}时间段，$M^2\tau$可类似地按式 (2.71)和 (2.73) 确定。最后得

$$(M^2\tau)_{p2} = M_p^2 \xi_p^2 \tau_{p2},\quad (M^2\tau)_{02} = M_0^2 \xi_0^2 \tau_{02}$$

式中 $$\xi^2 = \frac{1}{3}(\theta_p^2 + \theta_p + 1),\quad \xi_0^2 = \frac{1}{3}(\theta_0^2 + \theta_0 + 1)$$

因而，轧制周期的均方根力矩为：

$$M_{xx} = \left[(M_p^2\tau_{p1} + M_p^2\xi_p^2\tau_{p2} + M_y^2\xi_y^2\tau_y + M_s^2\xi_s^2\tau_s + M_0^2\xi_0^2\tau_{02} + M_0^2\tau_{01})/T_{np}\right]^{1/2} \tag{2.80}$$

第三类。轧辊转速按梯形变化 (图2.16,a)，并且$n_n > n_x$，$n_y > n_x$，$n_s < n_n$。

在τ_n时间段的力矩等于：

$$M_n = M_{xx} + M_s \tag{2.81}$$

其它时间段的力矩按前面介绍的公式确定。

公式 (2.66) 作为电机瞬时过载的检验条件。轧制周期的均方根力矩按下式确定：

$$M_{xx} = \left[(M_p^2\tau_p + M_y^2\tau_{y1} + M_y^2\xi^2\tau_{y2} + M_n^2\theta_n^2\tau_n + M_s^2\xi_s^2\tau_{s2} + M_s^2\tau_{s1} + M_0^2\tau_0)/T_{np}\right]^{1/2} \tag{2.82}$$

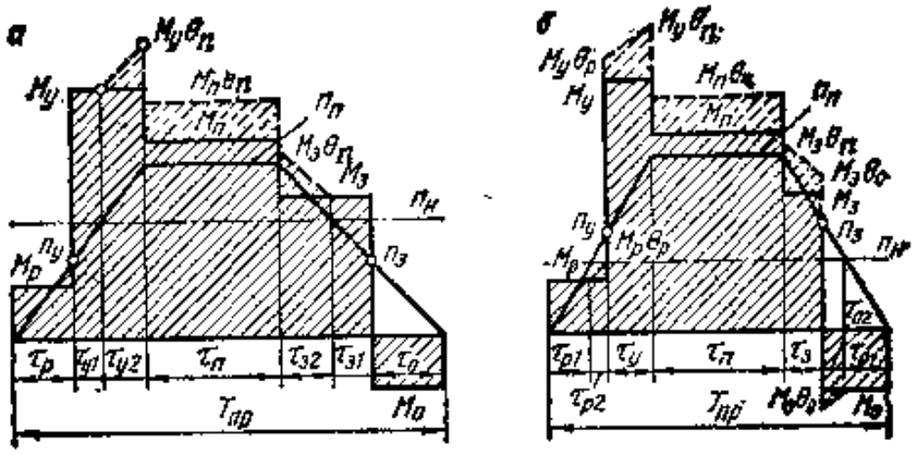


图 2.16　轧辊转速按梯形变化时的负荷图：

а—在$n_n>n_н$，$n_y<n_н$，$n_з<n_н$时；

б—在$n_n>n_н$，$n_y>n_н$，$n_з>n_н$时；

式中　$\theta_н=n_n/n_н$

第四类。轧辊转速按梯形变化(图2.16，*б*)，并且$n_n>n_н$，$n_y>n_н$，$n_з>n_н$。

也用公式 (2.66) 作为电机瞬时过载的检验条件。轧制周期T_{np}的均方根力矩按下式确定：

$$M_{н.}=[(M_p^2\tau_{p1}+M_p^2\xi_p^2\tau_{p2}+M_y^2\xi_y^2\tau_y+M_n^2\theta_n^2\tau_n+M_з^2\xi_з^2\tau_з+M_0^2\xi_0^2\tau_{02}+M_0^2\tau_{01})/T_{np}]^{1/2} \tag{2.83}$$

可能还有其它形式的轧辊转速变化图和负荷图。但是前面研究的情况就能够绘制这些负荷图，且不用推导同样能写出计算均方根力矩的表达式。

2.7　轧制的速度制度和动力制度的计算方法

给定道次压下规程、孔型尺寸、轧制温度和电机类型。可按下列顺序进行计算：

1. 在开始几道中，轧辊转速采用三角形速度图(见图2.10，*б*)，在后面几道次中，采用梯形速度图（见图2.10，*а*)。由三角形速度图过渡到梯形速度图的条件在后面进行研究。

2. 按公式 (2.60) 计算平均加速度K，并取加速度和减速

度的合理值$a=b=K$。

3．根据第2.5.3节中所建议的，定出各道次间的间歇时间和初始间隔时间。

4．按公式（2.56）确定n_{yy}和n_s的合理值。比较n_{yy}值和按轧辊咬入轧件条件确定的轧辊转速值$(n_{yy})_{ax}$，然后如第2.5.4节所述，最终确定n_{yy}值。在翻钢间歇时间内，规定电机的停车时间τ_{ocr}按公式（2.57）确定。

5．对于轧辊转速按三角形变化的速度图，可按公式(2.53)算出轧辊最大转速n_n。比较n_n与n_{max}，同时应当满足$n_n<n_{max}$条件。如果这一条件未满足，则轧辊转速取梯形变化速度图（见图2.10，a），并规定$n_n<n_{max}$。

6．计算轧辊转速变化图的各特征区段的轧制延续时间（见图2.14和2.16)。例如，对于第一类速度图，按公式（2.75）确定τ_p、τ_{y1}、τ_{y2}等时间段，对于第三类速度图，按公式（2.42）计算τ_n时间段，而τ_y和τ_s按公式（2.37）计算。

轧制周期T_{np}或按各时间段求和来确定，或按公式确定：对于轧辊转速按梯形变化的用公式（2.44）计算，对于三角形变化的按公式（2.47）计算。

7．轧件温度变化按第1.6节给出的公式计算。对于初略计算，可认为各道次轧件温度按直线规律变化，而且轧件的总温降为60～100℃（对于轧制9、11和13道的轧件，总温降为60℃；轧制25和27道为100℃)。

8．按公式（2.5）确定接触压力，按公式(2.3）确定轧制力，按公式（2.11）确定变形力矩，其中，合力作用力臂系数ψ_n按公式（2.12）计算。然后按公式（2.16）计算轧辊辊颈的摩擦力矩M_{np}，按公式(2.17)计算动力矩M_d和M_b，按公式(2.19)或（2.20）计算空载力矩M_{xx}。

9．计算轧辊转速变化图中各特征区段的力矩M_p、M_y、M_n、M_s和M_0，然后绘制负荷图（见图2.14和2.16)。按条件(2.65）和（2.66）验算电机的瞬时过载。如果这些条件未能满

足，则必须改变轧制速度制度，甚至改变压下规程。

确定道次均方根力矩和n_{np}道次的总均方根力矩$M_{v.\cdot\Sigma}$如下：

$$M_{v.\cdot\Sigma}=\sqrt{\frac{(\Sigma M^2\tau)_1+(\Sigma M^2\tau)_2+\cdots+(\Sigma M^2\tau)n_{np}}{T_{np1}+T_{np2}+\cdots+T_{npn}+\Sigma\tau_{oc\tau}}} \tag{2.84}$$

式中 $\Sigma\tau_{oc\tau}$——各道次间电机停车的总时间，包括下一个钢锭轧制开始前的电机停车时间。

10．对轧制速度和轧制动力制度的计算结果进行分析，必要时对轧制速度制度进行适当的修正，如果需要，还要对压下规程进行修正。

最后指出，轧制的速度制度和动力制度的计算是同时进行的。这就能及时对计算进行修改，因而就能设计出合理的轧制速度制度和动力制度。

我们结合具体实例来研究轧制的速度制度和动力制度的计算特点。

2.8 轧制的速度制度和动力制度的计算举例

这个例子的原始数据见压下规程的计算举例（见第2.4节）。

1．在开始几道中，轧辊转速采用三角形变化速度图（见图2.10，*б*）。

2．在轧辊工作直径的平均值$D_p=0.5\times(1015+920)=967.5$mm条件下，按公式（2.60）计算平均加速度$K$，$K=38.2/D_p=38.2/0.9675=39.48\approx40$r/min·s。取其合理值$a$和$b$：$a=b=K=40$r/min·s。

3．规定各道次间的间歇时间：无翻钢时为1.5s，有翻钢时为3.5s。各钢锭之间的初始间隔时间取4.0s。

4．按公式（2.56）确定无翻钢时两个相邻道次中的合理轧辊转速n_y和n_z值：第一和第二道次间$n_{yy}=n_z=0.5K\tau_z=0.5\times40\times1.5=30$r/min，第三和第四道次间$n_{yy}=n_z=30$r/min等。计算结果列于表2.7中。

确定各次翻钢间歇时间的n_{yy}和n_z。按公式（2.56）得$n_{yy}=n_z=0.5\times40\times3.5=70$r/min。比较得出的$n_{yy}$值和按轧辊对轧件的咬入条件确定的$(n_{yy})_{max}$值。对于第一孔型（轧辊辊身）来说，在钢锭小头最大压下量$\Delta H=70$mm（见表2.4）时，咬入角$\alpha=21.4°$（见表2.6）。在$\alpha=21.4°$时，按图2.1用内插法得到轧制速度$V=1.68$m/s。此时，由式（2.2）可求得：

$$(n_{yy})_{max}=\frac{60V}{\pi D_p}=\frac{60\times1.68}{\pi\times1.015}=31.6\text{r/s}$$

因此，按轧辊对轧件的咬入条件，在第一孔型中可取$n_{yy}=31.6$ r/min。我们取$n_{yy}=30$r/min。在带有刻痕的其它孔型中，在$D_p=920$mm，$\Delta H=90$mm（见表2.4）时，得$(n_{yy})_{max}=52$r/min。为了统一起见，在所有的道次中，包括第一道（考虑到初始间隔时间为4秒），在轧件咬入瞬间，轧辊转速取30转/分。此时，在轧制断面为250×250mm方坯时，在第二、六、十、十二和十三道次中，应该由$n_z\leqslant n_u$或$n_z\leqslant n_n$（见图2.10）条件规定n_z值。

轧制断面为320×320mm方坯时，在第十一道次中，也必须规定n_z值。预先确定所有道次的翻钢间歇时间n_z值是困难的，因为难以预见受总均方根力矩限制的n_u和n_n值。因此后面将给出各个道次中选择这两个值的相应解释。n_z值选择之后，按式(2.57)计算电机停车时间。

第一道

5．在$n_y=n_z=30$转/分时，按式（2.53）确定第一道次中轧辊最大转速：

$$n_u=\sqrt{60K\left(\frac{L_1}{\pi D_p}+\frac{n_y^2}{120a}+\frac{n_j^2}{120b}\right)}$$

$$=\sqrt{60\times40\left(\frac{2350}{\pi\times1015}+\frac{30^2}{120\times40}+\frac{30^2}{120\times40}\right)}=51.7\text{r/min}$$

所得到的值$n_u<n_{max}$：51.7<120。

6．按式（2.75）计算轧辊转速变化图的各特征区段的轧制延续时间（见图2.10，б）：

表 2.7 由重6.9t钢锭轧成断面为320×320和250×250mm方坯时的轧制速度制度数据

道次号	轧辊转速,r/min				θ_x	轧制时间,s						τ_{oct} c	$\Sigma(T_{np}+\tau_{oct})$ c	ξ^2
	n_y	n_x	n_n	n_s		τ_p	τ_y	τ_n	τ_s	τ_o	T_{np}			
1	30	51.7	—	30	1.034	0.75	0.5425	—	0.5425	0.75	2.585	—	2.585	1.034
2*	30	51.7	—	30	1.034	0.75	0.5425	—	0.5425	0.75	2.585	2.00	7.160	1.034
3	30	53.4	—	30	1.068	0.75	0.5750	—	0.5750	0.75	2.670	—	9.830	1.069
4	30	55.7	—	30	1.114	0.75	0.6400	—	0.6400	0.75	2.780	—	12.610	1.118
5	30	58.5	—	30	1.170	0.75	0.7100	—	0.7100	0.75	2.920	—	15.530	1.180
6*	30	—	50	50	1.000	0.75	0.5000	1.08	—	1.25	3.580	1.50	20.610	—
7	30	67.5	—	30	1.350	0.75	0.9400	—	0.9400	0.75	3.380	—	23.990	1.391
8	30	71.24	—	30	1.425	0.75	1.0310	—	1.0310	0.75	3.560	—	27.550	1.485
9	30	—	60	30	1.200	0.75	0.7500	1.14	0.7500	0.75	4.140	—	31.690	1.213
10*	30	—	60	60	1.200	0.75	0.7500	1.91	—	1.50	4.910	1.25	37.850	1.213
11	30	—	80	30	1.600	0.75	1.2500	0.51	1.2500	0.75	4.510	—	42.360	1.720
12*	30	—	80	60	1.600	0.75	1.2500	1.62	0.5000	1.50	5.620	1.25	49.230	$\xi_r^2=1.720$ $\xi_y^2=1.898$ $\xi_o^2=1.213$
13	30	—	100	60	2.0	0.75	1.7500	0.98	1.0000	1.50	5.980	1.75	56.950	$\xi_y^2=2.333$ $\xi_s^2=1.876$ $\xi_c^2=1.213$

* 这些道次后进行翻钢。

$$\tau_p=\frac{n_y}{a}=\frac{30}{40}=0.75\text{s};\quad \tau_{y1}=\frac{n_n-n_y}{a}=\frac{50-30}{40}=0.5\text{s}$$

$$\tau_{y2}=\frac{n_x-n_n}{a}=\frac{51.7-50}{40}=0.0425\text{s}$$

$$\tau_{z2}=\frac{n_x-n_n}{b}=\frac{51.7-50}{40}=0.0425\text{s}$$

$$\tau_{z1}=\frac{n_n-n_z}{b}=\frac{50-30}{40}=0.5\text{s};\quad \tau_0=\frac{n_z}{b}=\frac{30}{40}=0.75\text{s}$$

计算所得各段时间示于图2.17中。按式（2.47）轧制周期

$$T_{np}=\frac{n_x}{a}+\frac{n_x}{b}=\frac{51.7}{40}+\frac{51.7}{40}=2.585\text{s}$$

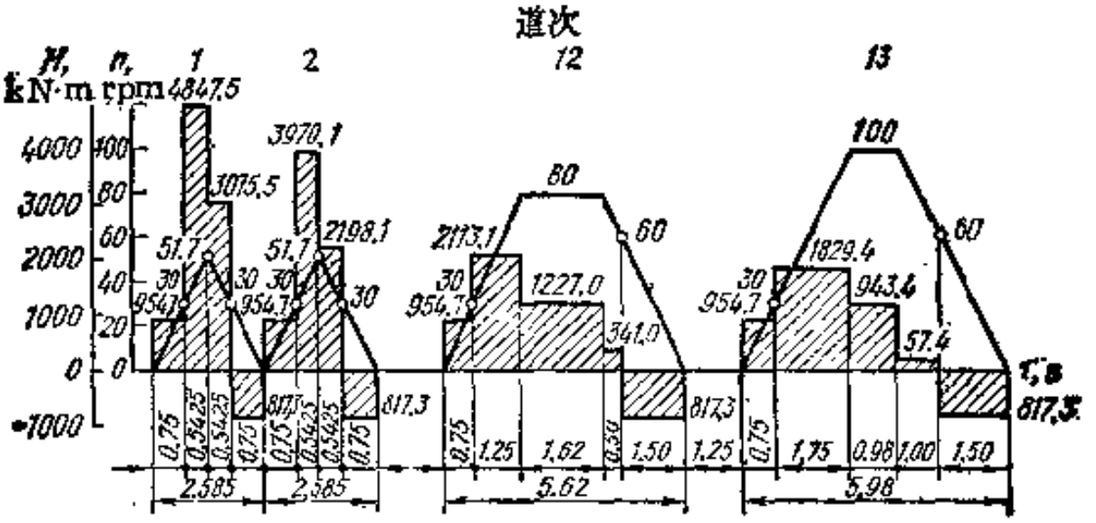


图 2．7 在1150初轧机上，由重6.9t钢锭轧成断面为320×320和250×250mm方坯时，在一、二、十二和十三道中的轧辊转速变化图和负荷图

7．第一道次中的金属温度定为1200℃。在其余道次中，轧件温度是从一道到另一道按直线规律变化确定的。

8．根据钢锭长度中间断面尺寸 $H_0\times B_0=745\times 655$mm来确定轧制力能参数。

钢锭压下量$\Delta H=745-650=95$mm。相对压下量$\varepsilon=\Delta H/$

$H_0=95/745=0.127$。

按公式 (2.9) 变形速度：

$$u=0.105n_u\sqrt{\varepsilon\frac{R_p}{H_0}}=0.105\times51.7\sqrt{0.127\frac{507.5}{745}}$$

$=1.60\ 1/s$。

根据《轧制理论》*手册的数据，对25号钢求出$\sigma_{0.5}=84.34$MPa，$k_t=0.68$，$k_\varepsilon=1.05$，$k_u=0.85$。变形抗力按式 (2.10)$\sigma=\sigma_{0.5}k_t k_\varepsilon k_u=84.34\times0.68\times1.05\times0.85=51.19$MPa。变形区长度按式 (2.4)

$$l_c=\sqrt{\frac{\Delta H D_p}{2}}=\sqrt{\frac{95\times1015}{2}}=219.57\text{mm}$$

变形区平均高度$H_{cp}=H_0-\frac{\Delta H}{2}=745-95/2=697.5$mm。

考虑刚端影响的系数，按式 (2.8)

$$n_u=(l_c/H_{cp})^{-0.4}=\left(\frac{219.57}{697.5}\right)^{-0.4}=(0.315)^{-0.4}=1.587$$

在第2.4节中的例子指出，当轧制参数值接近时，$n_\sigma=1.0$。

按式 (2.5) 接触压力在$n_\beta=1.15$时为$p=n_\beta n_\sigma n_u\sigma=1.15\times1.0\times1.587\times51.19=93.42$MPa。

轧制力在$B_{cp}\approx B_0=655$mm时，按式 (2.3)

$P=pB_{cp}l_c=93.42\times655\times219.57\times10^{-3}=13435.5$kN。

合力作用力臂系数在$l_c/H_{cp}=0.315$时，按式 (2.12)

$$\psi_n=0.790-0.887(l_c/H_{cp})+0.444(l_c/H_{cp})^2$$
$$=0.790-0.887\times0.315+0.444(0.315)^2=0.555$$

变形力矩按式 (2.11)

$$M_{cz}=2Pl_c\psi_n=2\times13435.5\times0.2196\times0.555$$
$$=3274.9\text{kN}\cdot\text{m}。$$

摩擦力矩在$f_n=0.05$，$d_u=0.630$m时，按式 (2.16)

---

* Теория прокатки: Справочник А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В. И. Зюзин и др.—М.: Металлургия, 1982, 335с.

$M_{z,p}=Pf_{n}d_{n}=13435.5\times0.05\times0.630=423.2\text{kN}\cdot\text{m}$。

纯轧制力矩在$\eta=0.95$时，按式（2.63）

$$M_{n}=\frac{M_{xx}+M_{z,p}}{\eta}=\frac{3274.9+423.2}{0.95}=3892.8\text{kN}\cdot\text{m}$$

力矩$M_{a}=M_{b}$和M_{xx}前面（见第2.4节）已经确定了：$M_{a}=M_{b}=886\text{kN}\cdot\text{m}$，$M_{xx}=68.7\text{kN}\cdot\text{m}$。

9．按式（2.64）计算在轧辊转速变化图的各特征区段上的力矩：

$$M_{p}=M_{xx}+M_{a}=68.7+886.0=954.7\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$M_{y}=M_{xx}+M_{a}+M_{n}=68.7+886.0+3892.8$$
$$=4847.5\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$M_{n}=M_{xx}-M_{b}+M_{n}=68.7-886.0+3892.8$$
$$=3075.5\text{kN}\cdot\text{m}$$

$$M_{0}=M_{xx}-M_{b}=68.7-886.0=-817.3\text{kN}\cdot\text{m}$$

上述力矩示于图2.17中。

系数θ_{n}按式（2.67）$\theta_{n}=n_{n}/n_{n}=51.7/50=1.034$。

按式（2.66）验算电机的瞬时过载：

$$\frac{M_{y}\theta_{n}}{M_{n}}\leqslant K_{n},\ \frac{4847.5\times1.034}{1961.4}=2.55>2.5$$

可见，式（2.66）的条件不满足，总共才大0.05。必须注意，在开始两个道次中，铸态金属发生致密化，铸态金属的变形抗力σ小于压缩后金属的变形抗力。因此，可以认为，电机满足瞬时过载条件。如果要求减小$M_{y}\theta_{n}$，则应该把咬入瞬间的轧辊转速从30降至25r/min。在这种情况下，如果$n_{n}<n_{n}$，而系数θ_{n}又等于1，因而比值$M_{y}\theta_{n}/M_{n}$等于2.47，小于2.5。

按式（2.72）求出ξ^{2}：

$$\xi^{2}=\frac{1}{3}(\theta_{n}^{2}+\theta_{n}+1)=\frac{1}{3}(1.034^{2}+1.034+1)=1.034。$$

按式 (2.74)

$$M_{xy}=\sqrt{\frac{M_p^2\tau_p+M_y^2\tau_{y1}+M_y^2\xi^2\tau_{y2}+M_z^2\xi^2\tau_{z2}+M_z^2\tau_{z1}+M_0^2\tau_0}{T_{np}}}$$

$$=[(0.9547^2\times0.75+4.8475^2\times0.5+4.8475^2$$

$$\times1.034\times0.0425+3.0755^2\times1.034\times0.0425$$

$$+3.0755^2\times0.5+0.8173^2\times0.75)/2.585]^{1/2}$$

$$=2.7073\text{MN}\cdot\text{m}=2707.3\text{kN}\cdot\text{m}$$

所得到的均方根力矩超过电机的额定力矩$M_n=1961.5$kN·m。然而，如果在整个轧制节奏中满足$M_{xy}\leqslant0.9M_n$，这是允许的。因此，在进一步计算轧制速度制度参数时，应当考虑降低均方根力矩的必要性。

轧制的速度制度和动力制度计算的主要结果列于表2.7和2.8中，而图2.17表示某些道次的负荷图。

表2.7和2.8的解释如下：

1．第一次翻钢后，即在第三道次中，轧制的速度制度和动力制度的计算是根据高度$H_0=0.5(690+640)=665$mm，宽度$B_0=580$mm（表2.4）的轧件长度中间截面尺寸完成的。在这种情况下，$\Delta H=665-570=95$mm，$l_c=219.57$mm，$H_{cp}=617.5$mm和$l_c/H_{cp}=0.355$。

2．在所有道次中，应力状态系数等于1（$n_\sigma=1$），启动力矩$M_p=954.7$kN·m，制动力矩$M_0=-817.3$kN·m。

3．在第二道次中，取比较小的值$n_n=30$r/min。这样做的目的是为了减小n_n和M_{xy}，因为在第一道次中得出，$M_{xy}=2707.3$kN·m，它远远大于$0.9M_n=1765.3$kN·m。

以后的计算应当保证在第十一和十三道次中（轧制断面为320×320和250×250mm方坯时），M_{xy}逐渐减小到满足$M_{xy}<1765.3$kN·m的条件。

表 2.8 由重6.9t钢锭轧成断面为ω20×320和250×250mm方坯时动力制度计算的主要结果

道次号	t ℃	σ MPa	n_x	p MPa	B_{cp} mm	P kN	ψ_n	M_y kN·m	M_n kN·m	M_s kN·m	$\frac{M_y\theta_n}{M_n}$	M_{ys} kN·m	$M_{ns}\Sigma$ kN·m
1	1200	51.19	1.587	93.42	655	13435.0	0.555	4847.5	—	3075.5	2.55	2707.3	2707.3
2*	1195	49.32	1.606	91.08	687.5	11803.6	0.560	3970.1	—	2198.1	2.09	2171.8	2085.5
3	1190	52.77	1.512	91.75	587.5	11027.6	0.531	4192.1	—	2420.1	2.28	2330.0	2154.6
4	1185	50.80	1.518	88.68	597.5	9987.7	0.533	3397.7	—	1625.7	1.93	1906.1	2102.3
5	1180	54.00	1.435	89.11	605	10162.5	0.504	3322.7	—	1550.3	1.98	1902.2	2066.2
6*	1175	57.81	1.344	89.34	615	10357.4	0.468	3221.3	2335.3	—	1.64	1875.8	1956.5
7	1170	52.99	1.556	94.83	365	6638.4	0.545	2635.6	—	863.6	1.81	1683.1	1920.4
8	1165	56.15	1.467	94.72	375	6813.2	0.515	2596.5	—	824.5	1.89	1714.0	1896.2
9	1160	58.19	1.368	91.54	387.5	6803.5	0.478	2492.6	1606.7	720.6	1.52	1611.9	1861.5
10*	1155	62.85	1.257	90.85	402.5	7013.6	0.431	2408.4	1522.4	—	1.47	1609.5	1799.2
11	1150	62.85	1.263	91.29	310	5758.8	0.433	2214.8	1328.8	442.8	1.81	1671.0	1786.0
12*	1145	68.44	1.128	88.78	330	5961.7	0.376	2113.1	1227.0	341.0	1.72	1699.0	1753.9
13	1140	70.67	1.160	94.26	240	4604.2	0.389	1829.4	943.4	57.4	1.86	1668.2	1717.5

* 该道次之后进行翻钢

4．在第六道次中，采用轧辊转速梯形变化图$n_n=n_x=50$r/min也是为了进一步降低$M_{..\Sigma}$，因为在$n_n=50$r/min时，系数$\theta=1$。此外，采用$n_x=n_n$值能更充分地利用翻钢道次之间的间歇时间，并把电机的停车时间降至1.5 s（与第二道次后的间歇时间为2 s相比，当时采用$n_x=30$r/min）。

5．在第七和第八道次中，轧辊转速又采用三角形变化图，同梯形变化图相比，它能缩短这两个道次的轧制周期，同时能保证在第八道次中把$M_{..\Sigma}$进一步减小到1896.2kN·m。

6．为了保证进一步减小$M_{..\Sigma}$，在第九和第十道次中轧辊转速又采用梯形变化图，否则$M_{..\Sigma}$又会增加。

7．在第十一至十三道次中，轧辊转速也采用梯形变化图（$n_n=80$和100r/min），结果保证了第十三道次$M_{..\Sigma}=1717.5$kN·m$<0.9M_n=1765.3$kN·m，这样，断面为250×250mm方坯的轧制节奏$T_r=56.95$s（见表2.7）。

8．在轧制断面为320×320mm方坯时，为了减小轧制节奏，在最后的第十一道次中，采用$n_x=n_n=80$r/min代替表2.7中给出的$n_x=30$r/min是合理的。这时，在第十一道次中，$T_{np}=5.37$s，$\tau_{oct}=1.25$s，$M_{\kappa}=1813.5$kN·m。第十一道得：

$$T_m=37.85+5.37+1.25=44.47\text{s}$$

$$M_{..\Sigma}=1762.8\text{kN·m}\approx 0.9M_{\kappa}=1765.3\text{kN·m}$$

这样一来，制定的轧制速度制度和动力制度是合理的。当然，计算的轧制制度不是唯一的。在前述方法的指导下，可对上述轧制制度做某些更改，这可能会在满足整个限制系统情况下减小轧制节奏。

最后，按公式（2.48）确定轧机利用系数$k_n=0.95$时的初轧机小时产量：

轧制320×320mm方坯时，

$$\Pi=\frac{3600G_{cs}}{T_m}k_n=\frac{3600\times 6.9}{44.47}0.95=527.9\text{t/h}$$

轧制250×250mm方坯时，

$$\Pi=\frac{3600\times 6.9}{56.95}0.95=414.4\text{t/h}$$

2.9 初轧机轧制板坯的轧制制度的计算特点

在初轧机上轧制板坯的轧制制度计算方法与轧制方坯的轧制制度计算方法无本质区别，但是它有如下的一些特点。轧制的主要时间用在第一孔型中（轧辊辊身）的轧件变形上，其余孔型（常常是一个，有时二个）用于立轧，通常是轧二道，有时轧一道或三道。立轧道次是在轧件厚度达到可以进入立轧孔型的时候才被送入立轧孔型轧制的。最后，在平辊上轧制二至三道次结束。轧件进入孔型之前的B/H比值可取到3、4以上。在进行立轧时，轧件的稳定性是用推床导板来保证的。

因为主要压下量安排在平辊上，所以在确定必需的道次数时，平均压下量建议按下列关系来确定：

$$\Delta H_{cp}=(0.70\sim 0.75)\Delta H_{max} \qquad (2.85)$$

例如，由重6.9t钢锭轧成断面为130×440mm板坯时，在$\Delta H_{max}=97$mm（见第2.4节）时，平均压下量$\Delta H_{cp}=(0.70\sim 0.75)97=67.9\sim 72.75$mm，取$\Delta H_{cp}\approx 70$mm。此时，在$H_0\times B_0=745\times 655$mm时，按公式（2.29）确定钢锭长度中间横截面的道次数：

$$n_{np}=\frac{1.15[(H_0-H_k)+(B_3-B_k)]}{\Delta H_{cp}}$$

$$=\frac{1.15[(745-130)+(655-440)]}{70}=13.63$$

取$n_{np}=13$。十三道次的平均压下量按公式（2.30）确定为73.4mm。

用十三个道次轧成断面为130×440mm板坯时的压下制度列于表2.9。宽展计算是按A.Φ.戈洛温方法进行的。

对于所得到的压下制度，按2.7节介绍的算法计算轧制的速度制度和动力制度。此时，各道次间的间歇时间可取与轧制方坯

表 2·9　在1150初轧机上由重6.9 t 钢锭轧成断面为130×440mm板坯时的压下制度

道次号	$H\times B$,mm	ΔH,mm	ΔB,mm	B/H	表盘读数S,mm
0	770×680				
	(720×630)				
1	650×685	120(70)	5		530
2*	580×690	70	5	1.19	460
	(580×640)				
3	570×595	120(70)	15		450
4*	500×600	70	5	1.20	380
5	525×510	75	10		405
6	450×520	75	10		330
7	375×530	75	10		255
8*	300×540	75	10	1.80	180
9	470×310	70	10		255
10*	400×320	70	10	0.80	185
11	250×410	70	10		130
12	190×425	60	15		70
13	130×440	60	15		10

注：从第一道到第八道在第一孔型中轧制，第九道和第十道在第三孔型，第十一至第十三道在第一孔型。

* 表示该道次后进行翻钢。

时相同的值。但立轧道次之前的翻钢间歇时间除外，立轧道次的间歇时间建议平均取4.0s。

2.10　初轧机强化轧制的措施、双锭轧制

某些操作工采用特殊的轧制措施，以便能够强化初轧机的轧制制度。

这些措施是：

1．当压下装置尚在调整时，提前实现轧辊咬入轧件，这可保证缩短间歇时间0.2～0.4s。

2．对轧件后端进行附加压缩，这可减小它的厚度，并因而使轧件在下一道次中容易咬入。

3．在最后一道中，在轧件离开轧辊之前 的0.3～0.5s时 就

开始提升上辊，这就使得接受下一个钢锭的间隔时间缩短了0.3～0.5s。由此造成的轧件端部增厚部分反正要在剪切机上剪掉的。

4．轧辊抛出轧件的速度比按等式（2.58）所要求的大，然后用推床导板夹紧轧件以起到制动的作用。

依靠采用多锭轧制（一般是二个锭，有时是三个锭）来提高初轧机的生产率。

双锭轧制的实质在于钢锭是成对进行轧制的。双锭轧制的轧辊转速变化的典型示意图示于图2.18。双锭轧制咬入时的轧辊转速n_y与单锭轧制没有区别。如果咬入条件允许，则第二个钢锭咬入可在最大的轧辊转速n_n（见图2.18，a）条件下进行。如果轧

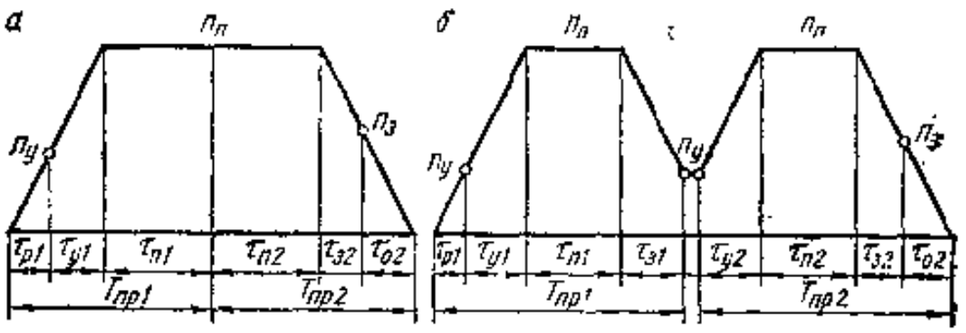


图 2.18 双锭轧制的轧辊转速变化典型示意图

辊转速n_y受咬入条件限制，那末，在第一个钢锭轧制终了时，轧辊转速降至n_y，并在这个转速下咬入第二个钢锭(见图2.18,б)。所以，双锭轧制的节时效果是靠消除轧制第一个钢锭时的电机制动时间τ_{01}和消除轧制第二个钢锭的加速时间τ_{p2}来达到的，即将轧制一个钢锭时的各道次间的间歇时间大约减少一半。

按第一类典型示意图（图2.18，a）轧制时．靠消除第一个钢锭的减速时间τ_3和第二个钢锭的加速时间τ_y使纯轧时间减少，即以较大的平均速度轧制钢锭。实际上，在双锭轧制时，两个钢锭之间的时间间隔为0.2～0.5s，有时1s，在计算轧制周期和轧制节奏时必须考虑这点。双锭轧制能使初轧机轧制某些断面时的生产率提高15～30%。

考虑到上述特点，双锭轧制时动力制度的计算方法与单锭轧制时的计算方法没有本质区别。

3 轧制简单断面型钢的轧辊孔型设计

3.1 简单断面型钢的品种

型钢按其横截面形状可分为简单断面、异型断面和周期断面型钢。简单断面型钢的横截面具有简单的几何形状，如方、圆、六角、矩形（图3.1）。属于这一类断面的有各种钢坯和一般用途的型钢，如圆钢、方钢、六角钢和扁钢等，此外还有焊管坯（сортовые штрипсы）和热轧带钢。简单断面型钢的形状和尺寸由有关品种的国家标准规定。表3.1中列出了苏联轧制的简单断面型钢品种的一般特征。表3.1中还标明了标准规定的断面精度要求。例如，方坯按国家标准ГОСТ4693—77极限偏差（公差）为±1.2mm（边长40—50mm的方坯）到±5.2mm（边长为210—250mm的方坯）。按国家标准ГОСТ2590—71和2591—71圆钢和方钢以一般精度、较高精度和高精度交货。例如，5—9mm圆钢和方钢一般精度时公差为$^{+0.3}_{-0.5}$mm，高精度时为$^{+0.1}_{-0.2}$mm。随着断面尺寸增大，公差也增大。直径为80—90mm的圆钢相应的公差为$^{+0.5}_{-1.3}$mm和$^{+0.3}_{-1.1}$mm。对六角钢和扁钢只规定了一般精度和高精度的公差。

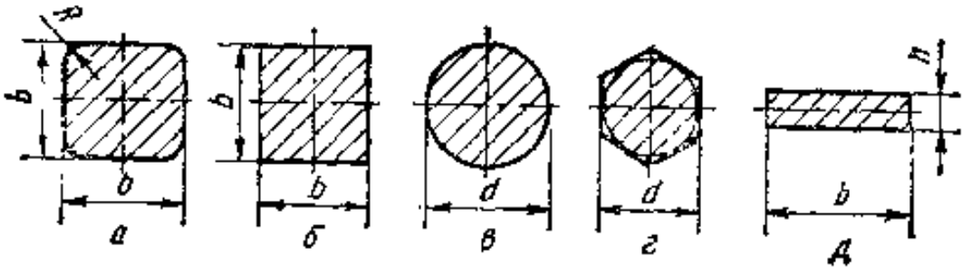


图 3.1 简单断面型钢

а，б—方钢；в—圆钢；г—六角钢；д—扁钢

表 3.1 简单断面型钢的品种特征

断面形状（见图3.1）	按国家标准ГОСТ或技术条件ТУ的钢材名称	国家标准ГОСТ或技术条件ТУ	特征尺寸(见图3.1),mm		断面数量
			最 小	最 大	
方钢(见图3.1,а)	方坯	ГОСТ4693—77	40	250	42
	轴坯	ГОСТ4728—79	180	350	12
圆钢（见图3.1,в)	管坯	ОСТ14-21—77	70	270	29
		ГОСТ2590—71			
	钢球毛坯	ТУ14-2-133—74	30	120	8
	圆钢	ГОСТ2590—71	5	250	93
	电讯用盘条	ГОСТ4231—70	5.5	7	4
	绳索用盘条	ОСТ14-2—71	5	10	7
方钢（图3.1,а,б)	方钢	ГОСТ2591—71	5	200	73
六角钢（图3.1,в)	六角钢	ГОСТ2879—69	8	100	44
扁钢（图3.1,д)	扁钢	ГОСТ103—76	11×4	200×60	743
	工具扁钢	ГОСТ4405—75	10×3	300×40	144
		ГОСТ5210—82	10×3	45×8	12
	焊管坯	ТУ14-2-68—73	63×2.5	415×8	66
		ТУ14-2-157—74			
		ТУ14-2-251—76			
		ТУ14-2-233—76			
	热轧钢带	ГОСТ6009—74	20×1.2	220×5	66

简单断面型钢可用碳钢、低合金钢、合金钢、工具钢、高速钢、轴承钢、弹簧钢和高合金钢轧制。

简单断面型钢构成了型钢品种中数量最多的一组，占型钢总数的48%，这些型钢在国民经济的各个领域中都有广泛的用途。

3.2 各孔型系统的特点

简单断面型钢可采用简单形状的孔型轧制，如箱形孔型、椭圆孔型、六角孔型、方孔型及其它孔型（见图1.4)。上面指出的孔型是以一定的组合形式使用的，这些组合可保证金属在轧机上变形的必要条件，即在粗轧道次中迅速减少坯料的断面，在精轧机座中轧成成品断面，从轧件上除去氧化铁皮，获得良好表面的轧材等等。一种或两种孔型交替配置的组合称为孔型系统。在孔

型系统中常常将非等轴孔型（例如椭孔）和等轴孔型（例如方孔）交替安排在一起。这样的孔型系统可保证金属从一个等轴断面到另一个等轴断面的变形。孔型系统的名称标明交替的孔型种类。最广泛使用的孔型系统有以下几种（图3.2和3.3）：矩形-箱形孔型（箱形孔型系），菱-方，菱-菱等等。

每一孔型系统都有自己的优缺点，这也决定了它们的使用范围。

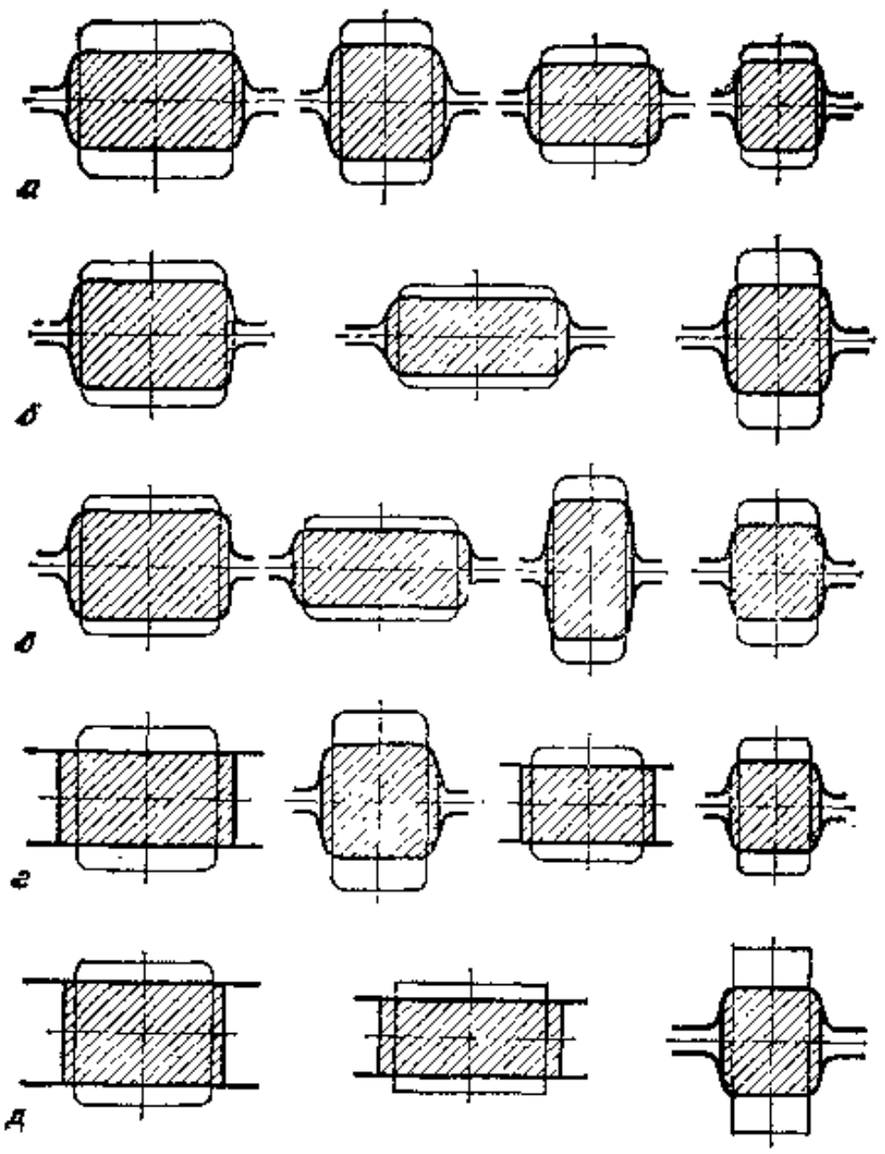


图 3.2 用箱形孔系或平辊的轧制方案

а—方-矩形-方；*б*—方-矩形-矩形-方；*в*—方-矩形-矩形-立-方；*г*—方-平辊-方；*д*—方-平辊-平辊-方

细线表示送入孔型的轧件轮廓

箱形孔型系统 包含着按一定顺序交替排列的非等轴(矩形)和等轴（方形）箱形孔型。方形孔型可隔一个矩形孔型（见图3.2，*а*）或隔两个矩形孔型（见图3.2，*б*）重复一次。在某些情况下（见图3.2，*в*）是从一个方孔型经过三道矩形箱形孔型然后过渡到另一方孔型，其中前两个是扁箱孔型，第三个是立箱孔型。最合理的是第一轧制方案（见图3.2，*а*），因为它在每道之后进行翻钢，这样可改善轧件的表面质量。

在箱形孔型中轧制有下列优点：沿断面宽度上金属变形均匀；氧化铁皮容易从轧件侧面去除；轧辊切槽不深（同面积相等的其它孔型相比）以及由此而带来的轧辊的强度削弱不大；可以用同一个孔型通过改变上辊的位置来获得不同厚度的断面；轧件在辊道上可以平稳地从一个孔型移送到另一个孔型。

箱形孔型系统的缺点有：由于孔型存在的侧壁斜度而不可能获得几何规整的方形；金属仅在两个互相垂直的方向上发生变形。由于上述特点，故箱形孔型系统多用于在钢坯轧机上轧制大断面坯料、在型钢轧机的开坯机座及粗轧机座上轧制边长为60～100mm的中间方，以及用于轧制扁钢。

按平辊-箱方方案（见图3.2，*г*，*д*）轧制的情况是箱形孔型系使用的一个变种，按这种方案可在轧辊的平辊身部分轧出矩形轧件，而方轧件在箱形孔型中轧出。采用平辊代替箱形孔型可获得一系列优点：轧辊强度增大，轧辊消耗降低，靠改变轧辊间距在平辊身上可轧制不同尺寸的矩形断面以及由此带来改换断面时换辊次数的减少。但在平辊身上轧制的最大允许咬入角和压下量要比在箱形孔型中轧制时小一些。因此，在其它条件相同情况下，平辊-箱方孔型系统与箱形孔型方案相比就显出变形较弱的特点。以轧辊的平辊身和箱形孔型相交替的孔型系统通常用于连续式和顺列式轧机。

菱-方系统 是由互相交替的菱形和按对角线切入轧辊的方形孔型构成（图3.3，*а*）。轧件也是按对角线送入孔型的，并且每道之后要翻钢90°。在立辊机座和水平辊机座相互交替的轧机

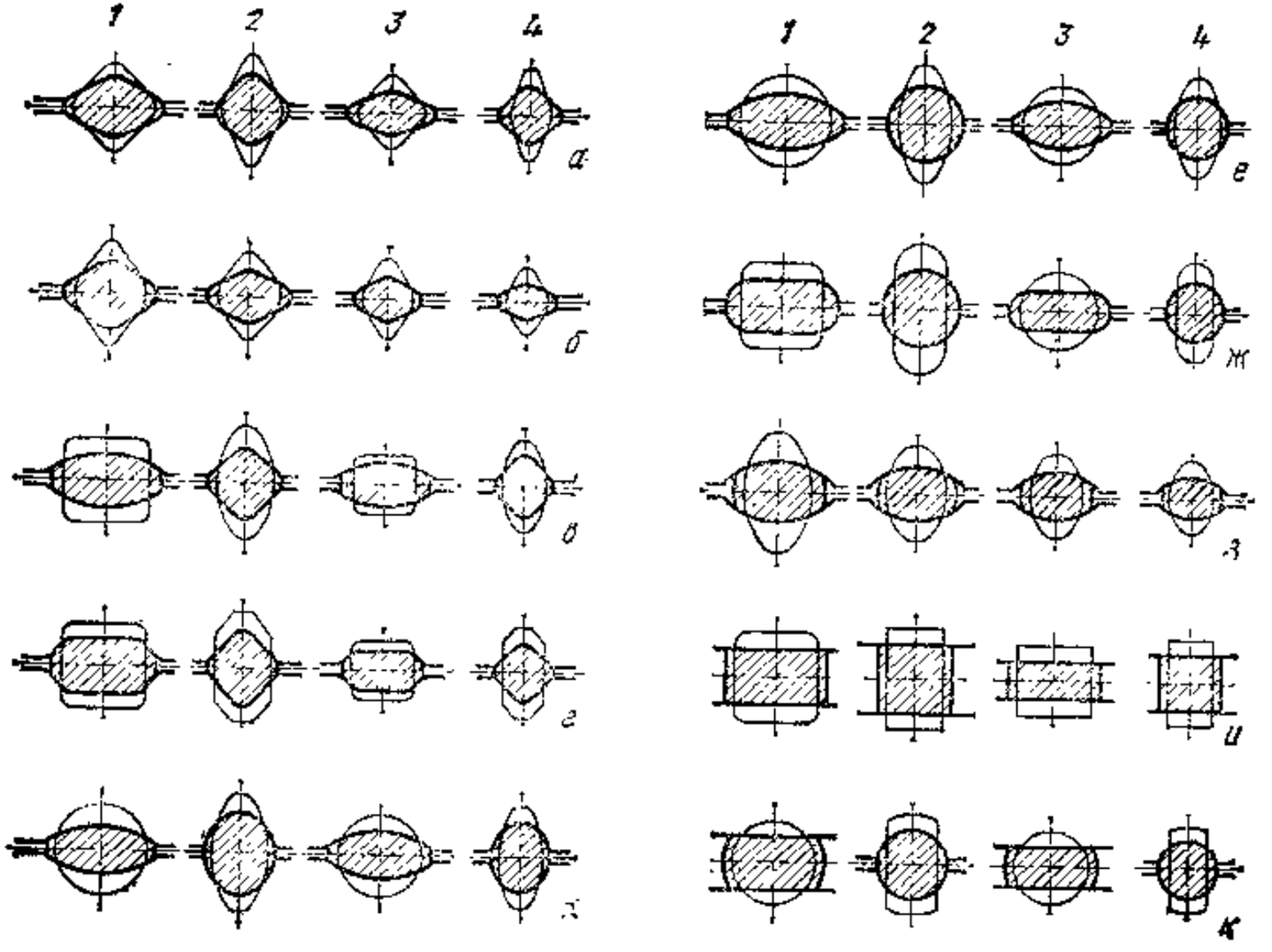


图 3.3 按各种孔型系统的轧制方案
а—菱-方；б—菱-菱；в—椭-方；г—六角-方；д—椭-立椭；е—椭-圆；ж—平椭-圆；з—椭-椭；и—矩形 平辊；к—圆-平辊

上，菱孔型配置在立辊上，而方孔型则配置在水平轧辊上，在这种情况下就无翻钢的必要性了。

这种孔型系统的主要优点是在成品孔型和每一中间方孔型中都可以得到几何规整的方断面。此外，还可以借助于调整轧辊的高度在同一个方孔型中获得几个相邻尺寸的方断面。菱-方孔型系统的特征是轧件在孔型中有足够好的稳定性，这就有可能获得很大的延伸系数。沿孔型宽度上压下率均匀也是这一系统的一个优点。

菱-方孔型系统也有一系列缺点。孔型的槽深是相同面积的箱形孔型的1.41倍，这显然削弱了轧辊强度。此外，因为沿轧槽宽度上轧辊工作直径的差别很大而引起轧制金属相对于轧辊表面的附加滑动，造成孔型磨损的加快。在轧制中金属只在两个互相垂直的方向受到压下，因此菱-方断面的角部不更新，并且角部比断面的主要部分冷却较快，所以沿轧件尖角的棱边可能会形成横向裂纹，特别是轧制低塑性钢和合金时更是如此。为了减少这些裂纹出现的几率，在孔型的角部和辊缝处车成专门的圆角。轧件送进轧辊时必需夹持也是菱-方系统的缺点，这在横列式轧机上特别明显，在有些横列式轧机上为此使用手工劳动。

菱-方孔型系统用于开坯轧机轧制边长为60～120mm的方坯和在型钢轧机的粗轧机座上作为延伸孔型，也用于精轧机组轧制方钢。

菱-菱孔型系统 是几何形状相似的菱形孔型系列（图3.3，*6*），在这些菱形孔型中，轧件在每道之后都要翻钢90°进行轧制。用菱-菱孔型系统在同一孔中轧制两道（中间翻钢）的方法也可得到方断面。这种方法有时用于从系统的任一孔型中获得中间方坯。

菱-菱孔型系统与菱-方系统很相似，但与此同时又有它自己的特点。在这两个系统中的菱孔轴比相同的情况下，轧件在菱-菱系统孔型中的稳定性不如在菱-方系统孔型中，这是因为孔型顶角与送入该孔的轧件棱角之差在按菱-菱系统轧制时比按菱-方

系统轧制时大。为了改善轧件稳定条件，菱-菱系统孔型的轴比做成比菱-方系统的菱孔轴比小一些。因此，在菱-菱系统轧制时的压下系数和延伸系数都小一些。

这一特点决定了菱-菱孔型系统可用在横列式轧机上轧制高合金钢，因为高合金钢塑性低，不允许大的压下和延伸。在现代高生产率连续式轧机上，几乎已不使用延伸系数较小的菱-菱孔型系统了。

椭-方孔型系统（见图3.3，*e*）是效率最高的延伸系统，同其它孔型系统相比，它可得到最大的延伸系数，并相应地可以减少轧制道次。在这一系统轧制时椭圆轧件翻钢90°，而方轧件翻钢45°。在这种变形方案中，金属在四个方向受压缩，而断面的棱角不断地更新，因此金属得到更好的加工，并得到轧件沿整个横截面均匀的冷却。上述优点对小断面轧件（边长50～70mm以下的方）特别重要。因此椭-方孔型系统用于中型、小型和线材轧机上，在这些轧机上要求保持轧件温度又要迅速减小坯料截面。

椭-方孔型系统的主要缺点是沿轧件宽度上有很大的变形不均匀性和在椭圆孔型和方孔型之间延伸系数分配的不均匀性。沿轧件宽度的不均匀压下既存在于椭圆孔型中，也存在于方孔型中，并引起轧辊磨损和轧制能耗的增加，由于在椭圆孔型中沿方轧件两边的压下量很大，在轧件侧面可能形成降低成品质量的皱纹。在椭圆孔型中延伸系数总是大于在方孔型中的延伸，由此造成轧机设备的受载不均和这些孔型的磨损不同，这就影响到轧件表面质量。上述缺点限制了椭-方孔型系统在轧制优质钢时的应用。

在孔型中倒钢的倾向性也是这一孔型系统的缺点，当椭圆孔型轴比小时，可能发生方轧件的倒钢，而当轴比大时可能发生椭圆轧件倒钢。

六角-方孔型系统（图3.3，*i*）是与椭-方孔型系统相似的系统，并且具有后者的一切优点。采用六角形孔型代替椭圆孔型消

除了椭-方孔型系统的大多数缺点，并还有以下优点：不论在六角孔型中，还是在方孔型中，沿轧件宽度上的压下均匀；延伸系数在这些孔型之间的分配也更均匀；六角形轧件在方孔型中稳定和导卫装置结构较为简单。

上述优点保证了六角-方孔型系统不仅在中型、小型和线材轧机上使用，而且也使它在大型和开坯轧机上的使用成为可能。这一系统常用于由箱形孔型向菱-方或椭-方孔型系统的过渡。

椭-立椭孔型系统 由互相交替的水平椭圆和立椭圆孔型构成（图3.3，*д*），而且水平椭圆的轴比比立椭圆大。用这一孔型系统轧制时，每道后轧件翻钢90°，在具有互相交替的水平辊和立辊机座的连续式轧机上，则无翻钢的必要。

椭-立椭孔型系统有以下优点：保证轧件横截面形状逐道缓和地变化，轧件上没有尖角，因此金属沿横截面的冷却均匀，轧件有良好的表面质量，轧件在孔型中有足够的稳定性。

这一系统的缺点是在立椭圆孔型中轧制时比在椭圆孔型中延伸系数小，这引起设备的负荷不均匀和这些孔型的磨损不同。此外，立椭圆孔型在轧辊上的切槽很深，降低了轧辊强度，增大了金属相对于轧辊的滑动，并由此而增加孔型磨损。

椭-立椭孔型系统用于中型、小型和线材轧机的粗轧和预轧机座，多半在轧制优质钢和高合金钢时使用。

椭-圆孔型系统 （图3.3*е*）是椭-立椭系统的特例，保持了几乎所有后者构成轧制优质钢时的优点。此外，这一系统保证了从中间孔型得到圆断面的可能性，这可减少轧辊存放场地和减少由一个断面过渡到另一个断面时的换辊次数。

但椭圆轧件在圆孔型中的稳定性远不如在立椭孔型，因此在椭-圆孔型系统中的椭圆轧件轴比应比在椭-立椭系统中取小些。因此按椭-圆系统轧制时的延伸系数较小，这限制这一系统在现代高生产率轧机上的使用。除此之外，由于椭圆轧件稳定性不好，故必需安装较紧的入口导卫，这有时成为轧件前端在进入孔型时卡钢的原因。在椭圆和圆孔型中轧制时，沿轧件宽度上压下

不均匀性也是椭-圆系统的缺点。

椭-圆系统的特点（断面的变形平缓，延伸系数小等）决定了它作为在中型、小型和线材轧机上轧制低塑性优质钢时的延伸系统使用。此外，这一孔型系统也可用于轧制各钢种圆钢的精轧机组。

平椭-圆系统 （图3.3，ж）是椭-圆孔型系统的变种。使用平椭孔型代替单半径椭圆可以消除或削弱椭-圆系统的缺点，即改善稳定性和在圆孔型中轧制时使椭圆轧件的夹持变易，由此简化了入口导卫的结构；在圆孔中轧件沿宽度上的压下更均匀；在圆孔型中轧制时沿高度位移金属体积的增加而增大了延伸系数。

圆轧件在平椭孔型中沿宽度上变形不均匀和圆孔型过充满的倾向性很大是平椭-圆孔型系统的一个缺点。而当这一孔型不充满时，则在圆轧件的侧面上得出垂直段（所谓“秃斑”Лыска），降低圆钢质量。

平椭-圆系统主要用于开坯轧机和大型轧机，以获得大直径圆断面（例如管坯）。有时这一系统也作为延伸系统在中型和小型轧机上轧制优质钢时使用。

椭-椭孔型系统 （图3.3，з）按其性质与椭-立椭和椭-圆系统相似，它保持了有利于低塑性高合金钢变形的优点。该系统的缺点是轧辊对轧件咬入不好以及轧件在孔型中稳定性差。

椭-椭系统用于中型和小型轧机上轧制优质钢，也用于线材轧机具有平辊、立辊交替的机组中，这可免去轧件翻钢90°。

矩形-平辊孔型系统 （图3.3и）与在孔型中轧制相比可得到一系列重要的优点。除了变形很均匀、可很好地去除氧化铁皮、轧辊磨损较少和能量消耗低之外，该系统还具有较高的共用性，即可以在同一对轧辊上通过调整其位置而获得不同尺寸的方形和矩形断面。由于这一优点可减少由一个断面过渡到另一个断面时的换辊次数，因此大大减少了轧辊存放场地，降低了轧辊消耗，并简化了导卫装置的结构和减少了导卫装置的消耗。这一孔型系统的缺点是它与在孔型中轧制相比金属变形不强烈。虽然如此，矩

形-平辊系统还是被用于开坯机和钢坯轧机以及型钢轧机的粗轧机座和用于轧制扁钢。

国外已研究出除成品机座外的其它各机座中都使用平辊轧制圆钢的方法。

圆-平辊系统（图3.3，*к*）是平椭-圆孔型系统（见图3.3，*ж*）的发展，并具有平椭-圆孔型系统的一系列的优点。此外，采用平辊身代替椭圆孔型能够改善去除轧件氧化铁皮的条件，并可以降低轧辊消耗和增加轧辊强度。金属宽展增大是圆-平辊系统的特点，因此它可以用来将圆轧成扁带。

圆-平辊有以下缺点使它的使用受到限制：圆轧件在平辊上的不均匀压下，延伸系数在平辊道次和在圆孔型道次之间的不均匀分布，圆轧件咬入条件不好，圆孔有较大的过充满倾向。这一系统有时用在开坯和大型轧机上轧制大直径圆断面，有时用在型钢轧机的粗轧机座上轧制扁钢。

3.3 孔型的几何关系

为了绘制简单断面的孔型必须确定以下尺寸(图3.4)：孔型高H_1和宽B_k；切槽深$H_{k\rho}$和宽$B_{k\rho}$；槽底圆角半径r和辊环圆角半径r_1。除此之外对箱形孔型还需知道槽底宽B_3，它根据坯料宽B_0取值。对椭圆孔型，还需要知道轧槽半径R（见图3.4*г*，*з*）。在计算轧辊孔型时，还要求确定孔型周边长度Π。上面指出的尺寸由表3.2中的几何关系联系在一起。

既然简单断面孔型一般对称于轧制线布置，则切槽深度按下式确定：

$$H_{k\rho}=(H_1-S)/2 \qquad (3.1)$$

式中辊缝S大小按表1.1取。对箱形孔型的切槽深度建议根据坯料轴比$a_0=H_0/B_0$取：当$a_0<1.2$时可取$H_{k\rho}=0$（平辊），或者如果必须防止轧件轴向移动或者保持断面角部圆角半径时，取$H_{k\rho}=(0.2\sim0.3)H_1$；当$a_0\geqslant1.2$并且必须在很大范围调整轧件高度时，取$H_{k\rho}=(0.35\sim0.45)H_{min}$，其中$H_{min}$——轧件最小厚度，

表 3.2 简单断面孔型的几何关系

孔　型	公 式 和 关 系 式
箱形孔（见图3.4,a）	$B_\partial=(0.95\sim1.00)B_\partial$；$B_{e.p}=B_\partial+(H_1-S)\mathrm{tg}\varphi$ $B_k=B_\partial+H_1\mathrm{tg}\varphi$；$\mathrm{tg}\varphi=(B_k-B_\partial)/H_1$ $=(B_{e.p}-B_\partial)/2H_{e.p}$；$r=(0.10\sim0.15)H_1$ $r_1=(0.8\sim1.0)r$；$a_k=B_k/H_1=0.5\div2.5$ $\delta_1=B_1/B_k=1-\mathrm{tg}\varphi(1-\delta_e)/a_k$ $\delta_e=(B_1-B_\partial)/(B_k-B_\partial)$；$\Pi\approx2(H_1+B_1)$
方孔（见图3.4,б）	$H_1=B_k=\sqrt{2}C_1$；$H'_1=\sqrt{2}C_1-0.83r$ $B_{e.p}=B_e-S$；$r=(0.1\sim0.2)C_1$ $r_1\approx(0.10\sim0.15)H_1$；$\Pi\approx2H_1\sqrt{2}$
菱孔（见图3.4,в）	$a_k=B_k/H_1=\mathrm{tg}\beta/2$；$C_1=B_k/2\sin\beta/2$ $H'_1=H_1-2r(\sqrt{1+1/a_k^2}-1)$ $B_{e.p}=B_k-Sa_k$；$r=(0.15\sim0.20)H_1$ $r_1=(0.10\sim0.15)H_1$；$\Pi=2\sqrt{H_1^2+B_1^2}$ $a_k=1.2\sim2.5$
椭圆孔（见图3.4,г）	$R=H_1(1+a_k^2)/4$ $B_{e.p}=(H_1-S)\sqrt{\frac{4R}{H_1-S}-1}$ $r_1=(0.10\sim0.40)H_1$；$a_k=B_k/H_1$ $\Pi\approx2\sqrt{B_1^2+\frac{4}{3}H_1^2}$；$a_k=1.5\sim4.5$ $B_k=H_1\sqrt{\frac{4R}{H_1}-1}$

续表 3.2

孔　型	公 式 和 关 系 式
圆孔（见图3.4,д）	$B_к = d/\cos\gamma$; $B_{\cdot p} = B_к - S\mathrm{tg}\gamma$ $r_1 = (0.08\sim0.10)d$; γ—孔型张开角* $\Pi = \pi d$
六角孔（见图3.4,е）	$B_д = B_к - H_1$; $B_{\cdot p} = B_к - S$; $a_к = B_к/H$ $r = r_1 = (0.15\sim0.40)H_1$; $a_к = 2.0\sim4.5$ $\Pi = 2(B_к + 0.414H_1)$
平椭孔（见图3.4,ж）	$B_д = B_к - H_1$; $B_{\cdot p} = B_д + S/\mathrm{tg}(\arcsin S/H_1)$ $r = 0.5H_1$; $r_1 = (0.2\sim0.4)H_1$; $a_к = 1.8\sim3.0$ $\Pi \approx \pi H_1 + 2(B_1 - H_1)$
立椭孔（见图3.4,з）	$R \approx \frac{B_к}{4}(1 + 1/a_к^2)$ $B_{\cdot p} = B_к - 2R\left(1 - \cos\arcsin\frac{S}{2R}\right)$ $r = r_1 = (0.10\sim0.15)B_к$; $a_к = 0.75\sim0.85$ $\Pi \approx 2\sqrt{H_1^2 + \frac{4}{3}B_1^2}$

*注：成品圆孔的γ角与其直径的关系

直径，mm	γ
105～56	11°20′
55～50	14°00′—16°40′
45～30	21°50′
30～10	26°35′

对于粗轧圆孔，γ角应该增大2～4°。

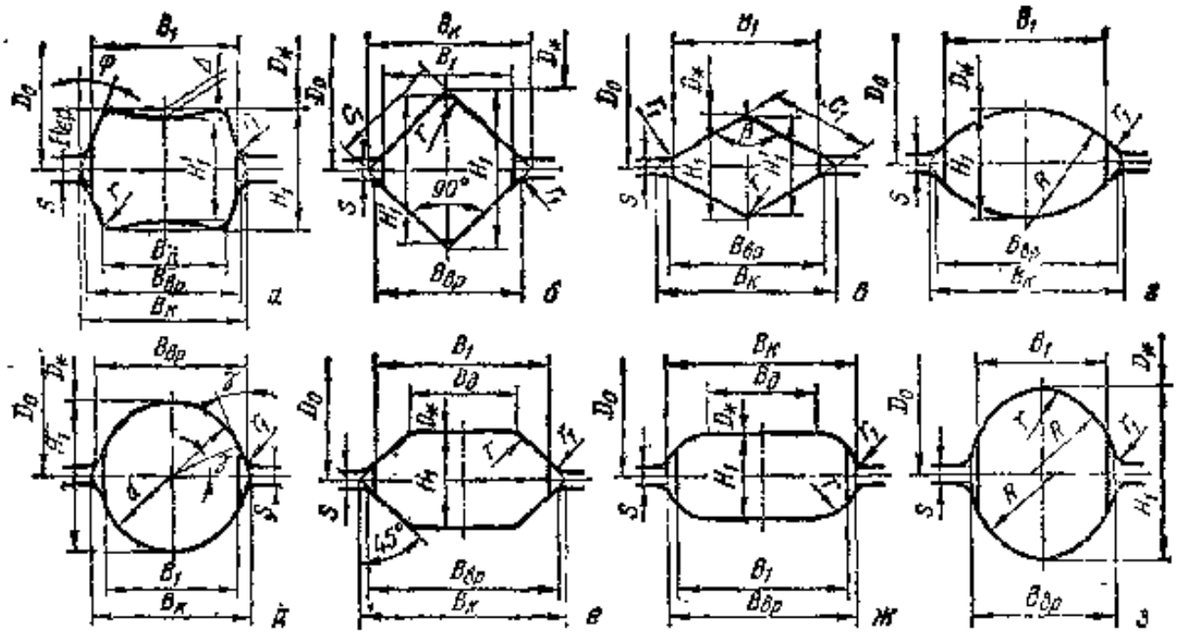


图 3.4 简单断面孔型

а—箱形孔型；б—方孔型；в—菱孔型；г—单半径椭孔型；д—圆孔型；е—六角孔型；ж—平椭孔型；з—立椭孔型

当$a_0 \geqslant 2.0$，并且不需要调整轧件高度时，H_p应按式(3.1)确定。

箱形孔型侧壁斜度tgφ根据孔型用途取：轧制大坯料时精轧孔型取0.08～0.15；开坯和粗轧孔型取0.20～0.35；小型和线材轧机中间孔型取0.4～0.5。根据轧辊直径和轧制的断面尺寸，箱形孔型槽底凸度Δ（见图3.4，а）取0.5～5.0mm。

比值$B_0/B_3=a_1$称作轧件在孔型中夹持程度。当$a_1 \geqslant 1$时，坯料进入轧辊时产生孔型侧壁对坯料的扶持和侧压（夹持），由此改善了咬入条件和轧件在孔型中的稳定性。一般取$a_1=1.0$～1.05，但在某些情况下$a_1=1.3$。

孔型轴比$a_k=B_k/H_1$，和在其中轧制的轧件轴比$a_1=B_1/H_1$是所有非等轴孔型的重要特征。其中B_1—孔型中轧件宽（见图3.4）。孔型的延伸能力在很大程度上与a_k有关。在其它相同条件下延伸系数随着a_k的增大而增大。但是，随着a_1的增大，轧件在随后的等轴孔型中轧制时的稳定条件变坏，这就限制了a_k值。因此，表3.2对每一种孔型都确定出了a_k值的变化范围。

轧件充满孔型的程度可由$\delta_1=B_1/B_k$表征。δ_1的极限值为

表 3.3 已知孔型充满程度δ_1，确定轧件槽截面积ω_1的公式

孔型	公式
箱形孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=a_\kappa\delta_1-\frac{\delta_e^2\operatorname{tg}\varphi}{2}-0.55\left(\frac{r}{H_1}\right)^2$ $\delta_e=1-\frac{a_\kappa}{\operatorname{tg}\varphi}(1-\delta_1)$
椭圆孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=0.6(2.07-\delta_1)(a_\kappa\delta_1+0.66\delta_1-0.43)$
方孔	$\frac{\omega_1}{C_1^2}=\delta_1(2-\delta_1)-0.43\left(\frac{r}{C_1}\right)^2$
六角孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=(a_\kappa-0.5)-0.5a_\kappa^2(1-\delta_1)^2-0.088\left(\frac{r}{H_1}\right)^2$
菱孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=0.5a_\kappa\delta_1(2-\delta_1)-0.43\left(\frac{r}{H_1}\right)^2$
圆孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=0.785-0.667(1-\delta_1)\sqrt{1-\delta_1^2}$
立椭孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=0.15a_\kappa^2\left[\left(1+\frac{1}{a_\kappa^2}\right)^2(2.07-\delta_1)\right.$ $\left.\times(1.66\delta_1-0.43)-0.833\left(\frac{1}{a_\kappa^2}-1\right)\left(1+\frac{1}{a_\kappa}\right)^2\right]$
平椭孔	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=(a_\kappa-0.215)-0.667(1-\delta_1)\sqrt{1-\delta_1^2}$
平辊，坯料为： 矩形	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=\frac{B_1}{H_1}=a_1$
圆形	$\frac{\omega_1}{H_1^2}=a_1\left[1-0.333\left(1-\sqrt{1-\frac{1}{a_1^2}}\right)\right]$

表 3.4　已知轧件横截面积ω_1，确定孔型充满程度的公式

孔　型	公　式
箱形孔	$1-\frac{\mathrm{tg}\varphi}{a_\kappa}\sqrt{1-\frac{2}{\mathrm{tg}\varphi}\left[\frac{\omega_1}{H_1^2}+0.55\left(\frac{r}{H_1}\right)^2-a_\kappa+\mathrm{tg}\varphi\right]}$
椭圆孔	$\left(\frac{2.07a_r+1.795}{2a_\kappa+1.32}\right)\times\left[1-\sqrt{1-\frac{0.89+\omega_1/0.6H_1^2}{a_r+0.66}\times\left(\frac{2a_\kappa+1.32}{2.07a_\kappa+1.795}\right)^2}\right]$
方　孔	$1-\sqrt{1-\left[\frac{\omega_1}{C_1^2}+0.43\left(\frac{r}{C_1}\right)^2\right]}$
六角孔	$1-\frac{1}{a_\kappa}\sqrt{2a_\kappa-\left[2\frac{\omega_1}{H_1^2}+1+0.088\left(\frac{r}{H_1}\right)^2\right]}$
菱　孔	$1-\sqrt{1-\frac{2}{a_\kappa}\left[\frac{\omega_1}{H_1^2}+0.43\left(\frac{r}{H_1}\right)^2\right]}$
圆　孔	$1.164-0.905\sqrt{1-\omega_1/0.816H_1^2}$
立椭孔	$1.164\left(1-\sqrt{1-\left\{0.395+\frac{0.37}{a_\kappa^2\left(1+\frac{1}{a_\kappa^2}\right)^2}\left[\frac{8\omega_1}{H_1^2}+(1-a_\kappa^2)\left(1+\frac{1}{a_\kappa}\right)^2\right]\right\}}\right)$
平椭孔	$1.164-0.905\sqrt{1-1.225\left[\frac{\omega_1}{H_1^2}-(a_\kappa-1)\right]}$

$\delta_1=1$，但对大多数孔型来说，过充满实际上开始于 $B_1>B_{r.p}$(对圆和立椭孔型，由于轧件侧表面的曲率，B_1可以等于B_r——见图3.4∂，з)。因此，在实际中允许的最大值 $\delta_{1max}=B_{r.p}/B_r<1$。孔型充满度的推荐值为：椭圆孔型、六角孔型、菱孔型和方孔型取0.8～0.9；圆孔型和立椭圆孔型取0.9～1.0；箱形孔型取0.85～

0.95。箱形孔型的充满有时用孔型侧壁充满程度 δ_c 来表示更方便，它在上述δ_1值时为0.35～0.80。δ_1和δ_c由表3.2列出的关系相联系。轧件轴比可由孔型轴比和孔型充满度δ_1确定：$a_1=B_1/H_1=B_k\delta_1/H_1=a_k\delta_1$。

轧件横截面面积w_1与孔型尺寸及孔型充满程度有关。确定w_1的公式是由几何关系得出的，并列于表3.3中。为了计算在已知w_1时孔型的充满程度，应解出表3.3中公式的δ_1，结果得出了列于表3.4中的公式。应注意，如果按这些公式计算得出根号下的表达式为负值，这意味着孔型处于过充满情况：$\delta_1>1$。

3.4 金属变形和轧制力能参数的计算方法特点

在孔型中轧制时金属变形和力能参数的计算方法可以分为三类：经验法；等效断面法；基于变形体力学定律的方法。

经验方法基于概括在设计轧辊孔型中积累起来的实际经验，从而得出确定按孔型系统轧制的延伸系数、宽展和力能参数的曲线图和经验公式。这样的方法主要是在有关孔型设计的科学发展初期使用过，它们由外国学者Л.热兹(Жез)、Е.基尔赫别尔格（Кирхберг)、Е.西贝尔（Зибель）、В.塔费尔、Х.霍弗(Хоффф)、Г.达利(Даль)、з.乌萨托夫斯基（Вусатовский)以及苏联学者M.B.弗拉茨基（Врацкий）、А.П.维诺格拉多夫、Л.С.格尔德尔曼（Гельдерман）等人研究的。

某些经验方法今天也还在使用。其中А.П.切克马廖夫、М.С.穆季耶夫、Р.А.马什科夫采夫（Машковцев）的轧辊孔型计算方法，使用作者自己建立的根据方的边长（或圆的直径）、延伸系数和轧辊直径来确定宽展的经验曲线图。Б.Б.季奥米多夫和Н.В.利托夫琴科提出了按等轴断面-非等轴断面-等轴断面（例如，方-菱-方）方案轧制时确定孔型尺寸的经验曲线图。

经验方法没考虑在孔型中轧制时决定金属应力－应变状态的全部因素。因此在与试验不同的条件下使用它们时，可能会引起很大误差。

等效断面法的实质是用平辊上轧制等效的矩形轧件的变形计算来代替在孔型中轧制异型轧件的变形计算。这样，利用已有很深研究的在平辊上轧制的金属流动规律，就可以按同一方法计算在各种孔型中轧制的金属变形。

有几种将异型轧件换算成等效的矩形轧件的方法。按折算宽度法，异型和等效断面的横截面面积相等$\omega=\omega_c$、并且宽度相等$B=B_c$（下标c是指等效断面）。

这样，等效断面高度按下式确定。

$$H_c=\frac{\omega}{B} \qquad (3.2)$$

按A.Ф.戈洛温法，异型和等效断面的横截面面积相等，并且轧件宽高比相等：

$$\omega=\omega_c \text{和} B/H=B_c/H_c \qquad (3.3)$$

从关系式（3.3）中得出确定等效断面高和宽的公式：

$$\text{和}\ B_c=H_c(B/H)$$

$$H_c=\sqrt{\omega(B/H)} \qquad (3.4)$$

轧辊孔型设计按顺轧向或逆轧向计算，按图（2.6）确定宽展指数$\Delta B/\Delta H$，然后利用式（3.3）和几何关系确定异型断面和孔型尺寸。

等效断面法由于其简单和通用性，至今仍在轧辊孔型设计的计算中使用，但这一方法没有考虑在孔型中轧制时金属流动的运动学，因此在计算变形，特别是在计算轧制力时，可能会有误差。

塑性理论的基本方程系原则上可以确定在孔型中轧制时金属的应力-应变状态。然而对三维塑性流动问题的精确解则导致很大的数学困难。因此，为了确定在孔型中轧制时的变形和变形力，可使用近似求解方法。它们包括联解简化平衡方程和塑性方程法，特征线法和变分法。

应用最广的是联解简化平衡方程和塑性方程法，此法可以确定平面问题和轴对称问题的力能参数。А.И.采利科夫，М.А.

扎伊科夫，B.C.斯米尔诺夫，A.П.切克马廖夫，A.A.金尼克（Динник）等利用这一方法得出了确定轧制压力的工程公式。在按这些公式计算压力时，将轧件的异型断面折算成等效矩形，而孔型形状由引入专门的修正系数考虑。

根据A.И.采利科夫，在平辊身上轧制矩形轧件时的接触压力按式（2.5）确定。在计算孔型中的轧制压力时，在此式中引入系数n_*作为乘子。

M.A.扎伊科夫在平衡微分方程中考虑孔型侧壁上的摩擦力的阻碍作用时得出：如果参数δ按公式$\delta=(2\mu/\alpha)(\Pi_*/2B_*)$确定，则式(2.5)和A.И.采利科夫曲线图（见图2.2）可用于在孔型中轧制的情况。上式中α——咬入角，Π_*和B_*——孔型的周边和宽度。为确定系数n_*，M.A.扎伊科夫提出了一个经验公式：

$$n_*=(l\Pi_*/2\omega_*)^{-a} \tag{3.5}$$

式中 ω_*——孔型面积；

a——考虑金属温度影响的系数，其值的变化范围为0.36～0.58。

在按M.A.扎伊科夫法计算压力时，等效断面尺寸建议按式（3.4）确定。

B.C.斯米尔诺夫在按一般公式（2.5）计算接触压力时，建议按下面的公式确定系数n_β，n_σ和n_*：

$$n_\beta=1+\mu/3\approx1.08$$

$$n_\sigma=1+(\delta/\varepsilon)(1-\sqrt{1-\varepsilon})^1$$

$$\delta=2\mu l/\Delta H,$$

$$n_*=2-\sqrt{l/H_{cp}} \tag{3.6}$$

其中 $e=\Delta H/H_0$——轧件压下率。在按这些公式计算时，等效断面尺寸按A.Ф.戈洛温法确定。

为了确定金属变形抗力σ现在应用最广的是热力系数法，据此，如同在第二章中指出的那样，σ按式（2.10）计算。

不管接触压力的计算方法如何，轧制力和力矩按下式计算：

$$P=pF,\quad M_{轧}=2Pl\psi_n \tag{3.7}$$

式中 F——接触面积；

ψ_n——轧制力力臂系数，取值0.45～0.65。

接触面积一般用等效断面法按下式确定：

$$F=0.5(B_{0c}+B_{1c})\sqrt{0.5(H_{0c}-H_{1c})D_p} \qquad (3.8)$$

式中 B_{0c}，B_{1c}和H_{0c}，H_{1c}——等效断面轧前和轧后的宽和高；

D_p——轧辊工作辊径。

在推导上述计算接触应力p的公式时，借助了一系列的简化将孔型中轧制的三维金属流动问题变成了平面问题，这是使用联解简化平衡方程和塑性方程方法或特征线法决定的。除此之外，在按这些公式计算时广泛使用等效断面法。所有这些都会在确定型钢轧制的力能参数时导致很大误差。在《纵轧理论》*和《简单断面孔型中的变形和力》**中指出，用上述公式计算力和力矩的误差有时达45—60%。解简化平衡微分方程法和特征线法的缺点还包括它们不能确定金属的变形参数。

塑性理论的变分法可以最准确地解关于确定在孔型中轧制的变形和力能参数的综合问题。用这些方法研究在孔型中的轧制过程的有Г.Я.古恩(Гун)和Г.А.斯米尔诺夫—阿利亚耶夫(Смирнов-Аляев)，И.Я.塔尔诺夫斯基、А.А.波兹杰耶夫(Поздеев)和Ю.С.济科夫(Зыков)，П.И.波卢欣、Г.Я.古恩和В.С.别尔科夫斯基，В.М.克利缅科和Д.И.巴隆(Балон)，М.Я.布罗夫曼(Бровман)和其他作者。但是，这些研究主要带有方法学特点，是在大量简化和近似情况下进行的，且研究的结果没达到便于在型钢轧制工艺制度的工程计算中实际应用的公式和曲线图的程度。В.К.斯米诺夫，В.И.希洛夫和К.И.利特维诺夫(Литвинов)用全功率极小化变分原理确定了简单断面孔型中轧制时的变形和力能参数问题的

---

* *Целиков А.И., Никитин Г. С., Рокотян С.Е.* Теория продольной и прокатки: Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1980. 320 с.

** *Смирнов В.К., Шилов В. А., Литвинов К.И.* Деформации и усилия в калибрах простой формы. М.: Металлургия, 1982. 144 с.

解。在这些解的基础上又研究出了后面将叙述的轧辊孔型设计计算系统。

3.5 以全功率极小化变分原理为基础的变形和力能参数计算方法

3.5.1 金属变形的计算

用各种孔型系统轧制时变形区的形状和尺寸可由以下独立参数单值地表征（见图3.4和附录1）：轧辊折算直径 $A=D_*/H_1$；孔型轴比 $a_*=B_*/H_1$；箱形孔型侧壁斜度 $\mathrm{tg}\varphi$；轧前轧件轴比 $a_0=H_c/B_0$；压下系数 $1/\eta=H_0/H_1$；顺轧向前一道孔型充满度 $\delta_0=H_0/H_0'$。式中 H_0 和 B_0——轧前轧件沿对称轴的高和宽，H_0'——在顺轧向前一道孔型理想充满情况下轧件最大可能的高。接触表面上的摩擦条件由摩擦指数 ψ 表征，各种轧制方案的 ψ 值列于表3.5。

表 3.5 在平辊上轧制碳素钢、低合金钢和中合金钢时各轧制方案的摩擦指数 Ψ 值*

轧制方案	轧件温度，℃				
	1200以上	1100～1200	1000～1100	900～1000	900以下
矩形-箱形孔，矩形-平辊，圆-平辊	0.5	0.6	0.7	0.8	1.0
方-菱，菱-方，菱-菱	0.5	0.5	0.6	0.7～0.8	1.0
方-椭圆，方-平椭，方-六角	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
圆-椭圆，立椭-椭圆，椭圆-方					
椭圆-圆，平椭-圆，六角-方					
椭圆-椭圆，椭圆-立椭					

* 在轧制高合金钢时和在粗糙（滚花）的或磨损的轧辊表面情况下，上述 ψ 值应增加0.1（只在计算变形时才进行这种修正）。

用各种孔型系统轧制时的金属宽展系数由统一的关系式描述：

$$\beta=1+c_0\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{c_1}A^{c_2}a_0^{c_3}a_*^{c_4}\delta_0^{c_5}\psi^{c_6}\operatorname{tg}\varphi^{c_7} \qquad (3.9)$$

式中 c_0，……c_7——常系数，根据轧制方案取值（表3.6）。除箱形孔型系统系数$c_7=0.362$外，其它所有孔型系统系数 $c_7=0$。

表 3.6 宽展公式（3.9）中的各系数

轧制方案	c_0	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5	c_6
矩形-箱形孔	0.0714	0.862	0.746	0.763	—	—	0.160
方-椭圆	0.377	0.507	0.316	—	−0.405	—	1.136
椭圆-方	2.242	1.151	0.352	−2.234	—	−1.647	1.137
方-六角	2.075	1.848	0.815	—	−3.453	—	0.659
六角-方	0.948	1.203	0.368	−0.852	—	−3.450	0.629
方-菱	3.090	2.070	0.500	—	−4.850	−4.865	1.543
菱-方	0.972	2.010	0.665	−2.458	—	−1.300	0.700
菱-菱	0.506	1.876	0.695	−2.220	−2.220	−2.730	0.587
圆-椭圆	0.227	1.563	0.591	—	−0.852	—	0.587
椭圆-匡	0.386	1.163	0.402	−2.171	—	−1.324	0.616
椭圆-椭圆	0.405	1.163	0.403	−2.171	−0.789	−1.324	0.616
立椭-椭圆	1.623	2.272	0.761	−0.582	−3.064	—	0.436
平椭-立椭	0.575	1.163	0.402	−2.171	−4.265	−1.324	0.616
方-平椭	0.134	0.717	0.474	—	−0.507	—	0.357
平椭-圆	0.693	1.286	0.368	−1.052	—	−2.231	0.629
矩形-平辊	0.0714	0.862	0.555	0.763	—	—	0.455
圆-平辊	0.179	1.357	0.291	—	—	—	0.511
六角-六角	0.300	1.203	0.368	−0.852	—	−3.450	0.629

计算宽展系数的公式使得可以解出关于计算金属变形的各种问题，最典型的是以下两个算法。

算法3.1 确定轧件宽、孔型充满度和延伸系数。已给定条件为孔型和坯料尺寸、金属温度、轧制钢号、轧辊表面状态。

计算按以下顺序完成

1．按已给定的孔型和坯料断面尺寸确定表征变形区形状的独立无量纲参数（见附录1）。

2．按表3.5选摩擦指数ψ。

3．按式3.9确定宽展系数β。

4．计算轧件轧后宽度$B_1=\beta\cdot B_0$。

5．确定孔型充满度$\delta_1=B_1/B_k$。

6．按表 3.3 中列出的公式计算轧件在孔型中横截 面 面积ω_1。

7．算出延伸系数$\lambda=\omega_0/\omega_1$。

例题： 计算尺寸为$H_0=B_0=36.0$mm，面积为 $\omega_0=1275.0$ mm²的方坯在尺寸为$H_1=19.0$mm，$R=76.3$mm，$D_0=373.5$ mm的椭圆孔型中（见图3.4，ι）轧制时的B_1、δ_1和λ。轧件材质为45钢，轧件温度$t=1000$℃，轧辊表面光洁，未磨损。

1．确定按方-椭方案轧制的无量纲参数（见附录1）：

$$\frac{1}{\eta}=\frac{H_0}{H_1}=\frac{36.0}{19.0}=1.895;\quad A=\frac{D_0-H_1}{H_1}$$

$$=\frac{373.5-19.0}{19.0}$$

$$=18.7$$

孔型的理论宽度（见表3.2）

$$B_k=H_1\sqrt{\frac{4R}{H_1}-1}=19.0\sqrt{\frac{4\times76.3}{19.0}-1}=73.7\text{mm}$$

孔型的轴比

$$a_k=\frac{B_k}{H_1}=\frac{73.7}{19.0}=3.88$$

2．按表3.5当$t=1000$℃和光洁的轧辊表面 时 取 $\psi=0.9$。

3．按式（3.9）以方—椭方案的系数c_i（见表3.6）计算宽展系数：

$$\beta=1+0.377\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{0.507}A^{0.316}a_k^{-0.405}\psi^{1.136}=1$$

$$+0.377(1.895-1)^{0.507}\times18.7^{0.316}\times3.88^{-0.405}$$

$$\times0.9^{1.136}=1.461$$

4．轧件宽$B_1=\beta B_0=1.461\times36.0=52.6\text{mm}$。

5．孔型充满度：

$$\delta_1=\frac{B_1}{B_*}=\frac{52.6}{73.7}=0.713$$

6．轧后轧件横截面面积（见表3.3）：

$$\omega_1/H_1^2=0.6(2.07-\delta_1)(a_*\cdot\delta_1+0.66\delta_1-0.43)$$
$$=0.6(2.07-0.713)(3.88\times0.713$$
$$+0.66\times0.713-0.43)=2.285;\text{ 由此得}\omega_1$$
$$=2.285\times19^2=824.9\text{mm}^2$$

7．延伸系数$\lambda=\omega_0/\omega_1=1275/824.9=1.546$。

算法3.2　按已知孔型尺寸和在其中轧制的轧件尺寸确定坯料尺寸。已给定轧制方案、孔型尺寸（H_1、B_*、r/H_1等）、轧件宽B_1、轧件横截面面积ω_1、轧辊直径D_*、金属温度t、钢号、轧辊表面状态。

计算用叠代法按以下顺序完成

1．参考由经验得出的a_{o*}和δ_0值（见第3.3节中表3.2），设定坯料轴比a_0和顺轧向前一孔型的充满度，由此也就设定了该孔的轴比$a_{o*}=a_0/\delta_0$。

2．设定与该方案轧制条件相容的宽展系数的初步值β_*，并计算坯料的初步值：$B_0=B_1/\beta_*$，$H_0=B_0a_0$。

3．计算表征该轧制方案的独立无量纲参数（见附录1）。

4．按表3.5取摩擦指数ψ值。

5．按式（3.9）确定该轧制方案宽展系数β的计算值（第一次逼近）。

6．将得到的β值与设定的β_*比较，按式$\overline{\Delta\beta}=|\beta-\beta_*|/(\beta-1)\leqslant0.03$判别这些系数的重合性。

如果$\overline{\Delta\beta}$大于0.03，则应重新设定$\beta_*=\beta$或$\beta_*=0.5(\beta_*+\beta)$❶

❶ 按等轴断面-非等轴断面方案计算时，建议取$\beta_*=\beta$，而按非等轴断面-等轴断面时，建议取$\beta_*=0.5(\beta_*+\beta)$。——作者注

并重复2～6项（第二次逼近），为了获得精确到3%的真正 β值，常常做2～3次逼近就足够了。

7．按最后一次逼近的结果确定坯料的最终尺寸和顺轧向前一孔型的尺寸，按表3.3中公式确定坯料横截面面积 ω_0（在这些公式中必须将ω_1换成ω_0，H_1换成H_0，δ_1换成δ_0）。

8．计算该孔型中的延伸系数$\lambda=\omega_0/\omega_1$。

9．按得出的变形方案验算金属咬入条件和轧件在孔型中的稳定性（见第3.6节）。

例题： 确定椭圆-方轧制方案的坯料和前一孔型尺寸以及延伸系数。已给定的条件为方孔型和在其中轧制的轧件尺寸（见图3.4，δ）：$H_1=30.0\text{mm}$，$B_1=30.0\text{mm}$，$\omega_1=580.0\text{mm}^2$，轧辊直径$D_*=342.2\text{mm}$；轧制温度 $t=1000℃$；轧件钢号 45钢；轧辊表面光洁，未磨损。

1．设定$a_0=2.8$，$\delta_0=0.85$，得出$a_{0*}=a_0/\delta_0=2.8/0.85=3.29$。椭圆孔型轴比$a_*=1.5\sim4.5$（见表3.2），因此对该轧制方案取$a_{0*}=3.29$是可能的。

2．设定初步值$\beta_*=1.45$，并计算$B_0=B_1/\beta_*=30/1.45=20.7\text{mm}$，$H_0=B_0a_0=20.7\times2.8=57.96\text{mm}$。

3．计算无量纲参数（见附录1）：$A=D_*/H_1=342.2/30.0=11.4$，$1/\eta=H_0/H_1=57.96/30.0=1.932$，$a_0=2.8$，$\delta_0=0.85$。

4．按表3.5在$t=1000℃$和光洁的轧辊表面选取 $\psi=0.9$。

5．按式（3.9）确定β计算值：

$$\beta=1+2.242\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.151}\frac{A^{0.352}\psi^{1.137}}{a_0^{2.234}\delta_0^{1.647}}=1+2.242(1.932-1)^{1.151}\frac{11.4^{0.352}0.9^{1.137}}{2.8^{2.234}0.85^{1.647}}=1.564$$

为进行宽展叠算，计算下面的因子并把它记住是方便的：

$$2.242\frac{A^{0.352}\psi^{1.137}}{a_0^{2.234}\delta_0^{1.647}}=2.242\frac{11.4^{0.352}\times0.9^{1.137}}{2.8^{2.234}\times0.85^{1.647}}=0.6137$$

于是，$\beta=1+0.6137(1/\eta-1)^{1.151}$。

6. 比较β和β_*，判别这些系数的重合性$\overline{\Delta\beta}=|\beta-\beta_*|/(\beta-1)=|1.564-1.45|/(1.564-1)=0.202$。

既然$\Delta-\beta>0.03$，则取新值$\beta_*=0.5(1.564+1.45)=1.507$，并重复2～6项的计算，此时，参数$A$，$\psi$，$a_0$，$\delta_0$不变：$B_0=30/1.507=19.9$mm；$H_0=19.9\times2.8=55.7$mm；$1/\eta=55.7/30.0=1.857$；$\beta=1+0.6137(1.857-1)^{1.151}=1.514$；$\overline{\Delta\beta}=|1.514-1.507|/(1.514-1)=0.0136$。

得到的值$\overline{\Delta\beta}<0.03$。因此叠算过程可以终止，最终取$\beta=1.514$。

7. 确定椭圆坯料的最终尺寸$B_0=30/1.514=19.8$mm，$H_0=19.8\times2.8=55.4$mm，轧件横截面面积按表3.3中公式计算，考虑轧件翻钢90°（即$H_1=B_0$，$\delta_1=\delta_0$）：$\omega_0/B_0^2=0.6(2.07-\delta_0)(a_{0*}\delta_0+0.66\delta_0-0.43)=0.6(2.07-0.85)(3.29\times0.85+0.66\times0.85-0.43)=2.143$；$\omega_0=2.143\times19.8^2=840.1$ mm^2。

顺轧向前一道椭圆孔型的高和宽为$H_1=B_0=19.8$mm，$B_*=H_0'=H_0/\delta_0=55.4/0.85=65.2$mm。

8. 延伸系数$\lambda=\omega_0/\omega_1=840.1/580.0=1.448$。

在某些情况下(例如在连续式轧机上轧制)不需要计算宽展只计算延伸系数和轧件横截面面积。计算延伸系数的近似公式列于表3.7。用这些公式可以按与算法3.1和3.2相类似的算法进行计算，差别只在于在确定了独立无量纲参数之后计算延伸系数，然后算出轧件横截面面积$\omega_1=\omega_0/\lambda$（在算法3.1中）或$\omega_0=\omega_1\lambda$（在算法3.2中）。

3.5.2 力能参数的计算

轧制接触压力借助于应力状态系数n_σ计算：

$$p=1.15\sigma n_\sigma \qquad (3.10)$$

计算n_σ的近似公式列于表3.8。应力状态系数n_σ考虑接触表面上摩擦和非接触区（前、后“刚端”和侧面非接触区）的影

表 3.7　按各种方案轧制时延伸系数λ的计算公式

轧制方案	公　　式
矩形 箱形孔	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)(0.966-0.136a_0)(1.20-0.0325A)\left(0.537+\frac{0.292}{\sqrt{tg\varphi+0.2}}\right)\times\left(0.74+\frac{0.338}{\psi+0.5}\right)$
方 椭圆	$1+\left\{\left[0.0427+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.226}\right]\left(0.489+\frac{0.779}{\sqrt{A}}\right)\left(0.482+\frac{2.063}{a_x}\right)+\left(\frac{0.194}{a_x^2}-0.00844\right)\right\}(1.137-0.171\psi)$
椭圆-方	$1+\left[0.0597+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.590}\right]\left(0.634+\frac{1.211}{\sqrt{A}}\right)\times\left(0.27+\frac{4.648}{a_0^2}\right)(2.023-1.137\delta_0)(1.28-0.35\psi)$
方-六角	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.140}\left[0.73+\frac{0.24a_x}{(a_x-1)^3}\right](1.08-0.016A)(1.05-0.14\psi)$
六角-方	$1+\left\{\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.140}\left(0.09+\frac{2.30}{a_0}\right)(1.22-0.1\sqrt{A})\left[1+10\left(\frac{1}{\delta_0}-1\right)^3\right]+0.8\left(\frac{1}{\delta_0}-1\right)\right\}\times(1.28-0.35\psi)$

续表 3.7

轧制方案	公式
方 菱	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.560}\left(0.60+\frac{1.70}{a_x^2+1}\right)\left(0.78+\frac{0.49}{\sqrt{A}}\right)(4.6-4\delta_0)(1.11-0.157\psi)$
菱-方	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.375}\left[0.39+\left(\frac{1}{a_0}-0.2\right)\left(0.74+\frac{2.60}{A}\right)\right]$ $\times\left[0.77+\frac{2(1-\delta_0)}{\delta_0}\right]\left(0.80+\frac{0.12}{\psi}\right)$
菱-菱	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.580}\left(0.60+\frac{1.70}{a_k^2-1}\right)\left(0.78+\frac{0.49}{\sqrt{A}}\right)\left(\frac{0.693}{\delta_0^2}-0.443\right)(1.11-0.157\psi)$
圆-椭圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.580}\left(\frac{1.23}{\sqrt{a_x-1}}-0.25\right)\left(0.31+\frac{2.69}{\sqrt{A+5}}\right)(1.425-0.792\psi+0.301\psi^2)$
椭圆-圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.375}\frac{1}{a_0}\left(0.59+\frac{2.18}{\sqrt{A}}\right)\left(0.616+\frac{0.312}{\delta_0}\right)\left(0.772+\frac{0.128}{\psi^2}\right)$
椭圆 椭圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.580}\left(\frac{1.23}{\sqrt{a_x-1}}-0.25\right)\left(0.31+\frac{2.69}{\sqrt{A+5}}\right)\left(0.056+\frac{0.944}{a_0^2}\right)$ $\times\left(0.616+\frac{0.312}{\delta_0}\right)\left(0.628+\frac{0.261}{\psi-0.1}\right)$

续表 3.7

轧制方案	公式
立椭-椭圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.58}\left(\frac{1.23}{\sqrt{a_x-1}}-0.25\right)\left(0.31+\frac{2.69}{\sqrt{A+5}}\right)$ $\times\left(0.07+\frac{0.93}{a_0}\right)(1.425-0.792\psi+0.301\psi^2)$
椭圆-立椭圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.375}\frac{1}{a_0}\left(0.59+\frac{2.18}{\sqrt{A}}\right)\left(0.3+\frac{0.70}{a_x}\right)\left(0.616+\frac{0.312}{\delta_0}\right)\left(0.772+\frac{0.128}{\psi^2}\right)$
方-平椭	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.19}\left[0.604+\frac{0.137a_x}{(a_x-1)^2}\right](1.4-0.125\sqrt{A})\left(0.76+\frac{0.192}{\psi+0.2}\right)$
平椭-圆	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^{1.375}\frac{1}{a_0}\left(0.59+\frac{2.18}{\sqrt{A}}\right)\left(\frac{1.40}{\delta_0}-0.1\right)\left(0.5+\frac{0.40}{\psi}\right)$
矩形-平辊	$1+0.65\left(\frac{1}{\eta}-1\right)(0.66-0.103a_0+e^{-C})\left(0.815+\frac{0.185}{\psi}\right)$
圆-平辊	其中$C=Ae^{-(1.907+0.562/a_0)}$
	$1+\left(\frac{1}{\eta}-1\right)(0.413-0.145\lg A)\left(0.75+\frac{0.3}{\psi+0.2}\right)$

表 3.8　按不同方案轧制时应力状态系数n_σ的计算公式

轧制方案	公式
矩形-箱形孔	$\left(m+\frac{37.0}{m+5}-5.55\right)\left(0.0488A+\frac{0.534A}{A-1}\right)\left(0.745+\frac{0.051}{\mathrm{tg}\varphi+0.1}\right)\times(1.108-0.102\sqrt{a_0})\left(1.225-\frac{0.18}{\psi}\right)$
方-椭圆	$\left(m+\frac{83.0}{m+8}-8.90\right)\left(0.8+\frac{0.8}{a_*}\right)(0.61+0.39\psi)$
椭圆-方	$\left(m+\frac{10}{m+2}-2.28\right)(0.138+0.902\delta_0)(0.8+0.25\psi)$
方-六角	$\left(m+\frac{42.8}{m+4}-7.76\right)(0.172+0.185\sqrt{A+10})\left(1.088-\frac{0.105}{a_*-1}\right)\left(2.42-\frac{2.56}{\psi+1}\right)$
六角-方 六角-六角	$\left[(m+1.86)-\left(3.52-\frac{2.4\delta_0}{a_0}\right)\left(\frac{m}{m+1}\right)\right](0.65+0.35\psi)$
方-菱	$\left(m+\frac{17.9}{m+2}-5.44\right)\left(\frac{A+2}{0.45A+4.75}\right)(1.1\delta_0-0.045)(0.829+0.285\psi)$
菱-方	$\left(m+\frac{39.2}{m+4}-6.92\right)\left(\frac{A+2}{0.693A+3.54}\right)(0.055+1.05\delta_0)(0.829+0.285\psi)$
菱-菱	$\left(m+\frac{16.8}{m+2}-4.96\right)(0.815+0.087A)(0.1+\delta_0)(0.885+0.192\psi)$

续表 3.8

轧制方案	公式
圆-椭圆	$0.9\left(m+\frac{40.5}{m+5}-6.14\right)\left(\frac{a_\kappa^2+1}{a_\kappa^2}\right)(0.63+0.37\psi)$
椭圆-圆	$\left(m+\frac{18.0}{m+3}-3.70\right)(1.15-0.075a_0)(0.88+0.16\psi)$
椭圆-椭圆	$0.92\left(m+\frac{40.5}{m+5}-6.14\right)\left(\frac{a_\kappa^2+1}{a_\kappa^2}\right)(0.60+0.4\psi)$
立椭-菱圆	$0.9\left(m+\frac{40.5}{m+5}-6.14\right)\left(\frac{a_\kappa^2+1}{a_\kappa^2}\right)(0.63+0.37\psi)$
椭圆-立椭	$\left(m+\frac{16.6}{m+3}-3.17\right)(1.15-0.075a_0)(0.88+0.16\psi)$
方-平椭	$\left(m+\frac{44.38}{m+4}-8.0\right)\left(1.747-\frac{22.27}{A+20}\right)\left(1.08-\frac{0.18}{a_\kappa}\right)\left(1.586-\frac{0.737}{\psi+0.5}\right)$
平椭-圆	$\left(2m+\frac{30.5}{m+2}-10.0\right)\left(1.322-\frac{1.80}{\sqrt{A+2}}\right)(0.875+0.0694a_0)(0.70+0.375\psi)$
矩形-平辊	$\left(m+\frac{18.55}{m+3}-4.23\right)(1.108-0.102\sqrt{a_0})(0.68+0.32\psi)$
圆-平辊	$\left(m+\frac{17.1}{m+2}-4.55\right)(0.64+0.36\psi)$

响。对n_σ影响最大的是变形区形状系数$m=l_c/H_{cp}$，它是按孔型垂直轴计算的：

$$m=2\sqrt{(A/2)(1/\eta-1)}/(1/\eta+1) \qquad (3.11)$$

表征轧件和孔型形状、侧面非接触区大小、夹持程度的参数a_0、a_1、δ_0、A．$\mathrm{tg}\varphi$对n_σ也有重大影响。

为确定接触表面积F推荐用下列公式：

按方-椭轧制方案

$$F=H_1^a\frac{1}{\eta^2}\,\xi\sqrt{\eta(A+1)-0.75} \qquad (3.12)$$

按椭-方轧制方案

$$F=H_1^a\xi\sqrt{A} \qquad (3.13)$$

按菱-菱，方-菱，菱-方轧制方案

$$F=H_1^a\xi\sqrt{A-0.25} \qquad (3.14)$$

按椭-椭，椭-圆，圆-椭，椭-立椭和立椭-椭轧制方案：

$$F=H_1^a\xi\sqrt{A\left(\frac{1}{\eta}-1\right)} \qquad (3.15)$$

式中系数ξ按表3.9中公式计算。

按矩形-箱形孔，方-六角，六角-方，方-平椭，平椭-圆和矩形-平辊方案轧制时，接触面积按下式确定：

$$F=H_1\frac{B_0+B_1}{2}\sqrt{\frac{A}{2}\,(1/\eta-1)} \qquad (3.16)$$

在平辊上轧制圆轧件时接触面积按下式计算：

$$F=0.556H_1B_1\sqrt{\frac{A}{2}\left(\frac{1}{\eta}-1\right)\left(\frac{1}{\eta^2}-1\right)\frac{1}{\eta}} \qquad (3.17)$$

考虑到上面列出的确定p和F的公式，可按式3.7计算轧制力P。

为了计算不同孔型系统轧制时的变形力矩得出如下公式：

$$M_{\sigma\sigma}=0.287\sigma H_1^3A^2n_{\sigma\sigma}, \qquad (3.18)$$

式中 $n_{\sigma\sigma}$——根据轧制方案按近似公式（表3.10）确定的变形力矩系数。

表 3.9 确定系数ξ的公式

轧制方案	公式
方-椭圆	$\frac{0.71\delta_1+0.29}{(1/\eta)^2}\left\{0.28\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^2+(0.375a_\kappa+0.845)\left(\frac{1}{\eta}-1\right)+0.09a_\kappa+0.213\right\}$
椭圆-方	$\left\{0.23+\left[1.86+\frac{6.7}{(a_{o\kappa}-0.2)^2}\right]\left(\sqrt{\frac{1}{\eta\delta_0}+0.4}-1.2\right)\right\}\left\{0.41-\right.$ $\left.-\frac{0.037}{(\delta_0-0.1)^2}\right\}(0.8\delta_1+0.36)$
菱-菱，菱-方 ($a_\kappa=1$)， 方-菱 ($a_{o\kappa}=1$)	$\frac{0.707a_\kappa}{(a_{o\kappa}a_\kappa-1)}\left\{\left(0.6\frac{1}{\eta\delta_0}+0.4-\frac{1}{\eta}\right)\sqrt{\frac{1}{\eta}-1}+\frac{2}{3}\sqrt{\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^3}\right\}$ $+\frac{0.283a_\kappa(\delta_1a_{o\kappa}a_\kappa-1)}{a_{o\kappa}a_\kappa-1}\sqrt{\frac{1}{\eta}-1}$
椭圆-椭圆，椭圆-圆 ($a_\kappa=1$)， 椭圆-立椭	$\frac{a_\kappa\delta_1}{\sqrt{2}}(1.62-\delta_0)(1-0.1a_\kappa)$
立椭-椭圆，圆-椭圆 ($a_{o\kappa}=1$)	$\frac{a_\kappa\delta_1}{\sqrt{2}}(1.62-\delta_0)\left(1+\frac{0.4}{a_\kappa\delta_1}\right)$

注：$a_{o\kappa}$—顺向轧前—孔型的轴比，$a_{o\kappa}=H_0'/B_0=a_0/\delta_0$

表 3.10 变形力矩系数n_{σ_z}的计算公式

轧制方案	公式
矩形-箱形孔	$\frac{1}{\eta}\left(\frac{1}{\eta}-1\right)\left\{0.25+\frac{0.0105-0.0012a_0^4}{\mathrm{tg}\varphi}-0.024a_0^2+\frac{0.254(1.02-0.2\mathrm{tg}\varphi)}{(a_0+0.1)^2}\right\}\left(0.315+\frac{3.425}{A-1}\right)\left(1.225-\frac{0.18}{\psi}\right)$
方-椭圆	$\lambda(\lambda-1)\left(\frac{9}{A+10}\right)\left(1.36-\frac{0.36}{\psi}\right)$
椭圆-方	$\lambda^2(\lambda-1)\left(0.01+\frac{2.30}{A+5}\right)\left(1.2-\frac{0.16}{\psi}\right)$
方-六角	$(\lambda^2-1)\left(0.152+\frac{1.36}{A}\right)\left(2.42-\frac{2.56}{\psi+1}\right)$
六角-方，六角-六角	$\lambda^2(\lambda-1)\left(0.045+\frac{1.28}{A+2}\right)\left(1.74-\frac{1.12}{\psi+0.5}\right)$
方-菱	$\frac{(\lambda-1)(1.6-0.36/\psi)}{1.6\delta_0-1.11+(0.674-0.540\delta_0)A}$
菱-方	$\frac{(\lambda-1)(1.08-0.58/\psi)}{0.93-12(0.9-\delta_0)^2+(0.648/\delta_0-0.56)A}$
菱-菱	$\frac{(\lambda-1)(1.65-0.39/\psi)}{\delta_0-0.4+(0.75-0.625\delta_0)A}$
圆-椭圆	$(\lambda^2-1)\left(0.094+\frac{3.66}{A+5}\right)\left(1.31-\frac{0.31}{\psi}\right)$
椭圆 圆	$\lambda(\lambda-1)\left(0.115+\frac{2.3}{A+2}\right)\left(1.36-\frac{0.27}{\psi}\right)$
椭圆-椭圆	$(\lambda^2-1)\left(0.1+\frac{2.7}{A+5}\right)\left(1.36-\frac{0.27}{\psi}\right)$
立椭-椭圆	$(\lambda^2-1)\left(0.013+\frac{4.4}{A+5}\right)\left(1.31-\frac{0.31}{\psi}\right)$
椭圆-立椭	$\lambda(\lambda-1)\left(0.09+\frac{1.84}{A+2}\right)\left(1.36-\frac{0.27}{\psi}\right)$
方-平椭	$\lambda(\lambda-1)\left(0.15+\frac{4.3}{A+2}\right)\left(1.46-\frac{0.69}{\psi+0.5}\right)$
平椭-圆	$\lambda(\lambda-1)\left(0.078+\frac{2.6}{A+2}\right)\left(1.36-\frac{0.27}{\psi}\right)$

续表 3.10

轧制方案	公　　式
矩形-平辊	$\times\frac{1}{\alpha_0}\left(0.05+\frac{4.8}{A}\right)\left\{\exp\left[0.68\left(\frac{1}{\eta}-1\right)\right]-1\right\}\times(0.68+0.32\psi)$
圆-平辊	$\left(\frac{1}{\eta}-1\right)^2\left[\frac{100}{A}-1-\left(\frac{1}{\eta}-1\right)\times\left(\frac{55}{A}-1.1\right)\right]\times(0.069+0.039\psi)$

在用公式 (3.10) 和 (3.18) 计算时，变形抗力σ建议按热力系数法用公式 (2.10) 确定，此时平均变形程度ε应按表3.11中的公式确定，而平均变形速度按下式计算

$$u=0.105n\sqrt{\varepsilon D_*/2H_0} \tag{3.19}$$

式中　n——轧辊转速，r/min。

金属温度按1.6节中介绍的方法计算

以上的公式使对不同孔型系统可以用统一的算法来确定轧制时的力能参数。

算法3.3　计算力能参数。给定或已算出的参数为孔型尺寸和在其中轧制的轧件轧前轧后尺寸、延伸系数λ、轧件温度t_0、钢号、轧辊转速n和轧件移动到下一孔型的时间τ。

计算按以下顺序进行

1．计算平均变形程度ε（见表3.11）和按公式 (3.19) 计算变形速度u。

2．按公式 (2.10) 确定变形抗力σ。

3．根据温度和轧制方案按表3.5取摩擦指数ψ。

4．计算独立无量纲轧制参数（见表，附录1）和按公式 (3.11) 计算变形区形状系数。

5．按表3.8中的公式计算应力状态系数n_σ。

6．按公式 (3.10) 确定接触压力p。

7．按公式 (3.12)～(3.17)计算接触面积。

8．按公式 (3.7)确定轧制力P。

表 3.11 按不同方案轧制时确定平均变形程度的公式

轧制方案	公式
矩形-箱形孔，六角-方，六角-六角，椭圆-方，平椭-圆，矩形-平辊	$\frac{H_0-H_1}{H_0}$
方-菱，菱-方，菱-菱，圆-椭圆，椭圆-圆，椭圆-椭圆，立椭-椭圆，椭圆-立椭，圆-平辊	$\frac{2}{3}\ \frac{H_0-H_1}{H_0}$
方-椭圆	$1-\frac{H_1}{H_0}(1.16-0.20\delta_1)$
方-平椭	$\frac{H_0-H_1}{H_0}\left\{1+\left[0.031\left(\frac{H_0/H_1}{\alpha_\kappa-1}-0.3\right)^2-0.01\right]\left(\frac{H_0}{H_1}\right)^2-0.027\left(\frac{H_0/H_1}{\alpha_\kappa-1}-0.5\right)^2\right\}$
方-六角	$1-\frac{H_1}{H_0}+0.5\left(1-\frac{\alpha_\kappa-1}{H_0/H_1}\right)^2$

9. 按表3.10中的公式计算系数n_{Base}。

10. 按公式 (3.18) 计算变形力矩。

11. 按表3.2和3.3中的公式计算轧件周边长和横截面面积。

12. 按公式 (1.10) 计算在该道中的温降和轧件在下一道中轧制时的温度$t=t_0-\Delta t$。

例题 计算方-六角轧制方案的力能参数。孔型及在其中轧制的轧件尺寸（见图3.4，e和附录1中轧制方案）为：$H_0=B_0=60.0$mm，$H_1=35.0$mm，$B_1=72.0$mm，$B_\kappa=87.5$mm，$D_\kappa=365$mm，r=0。延伸系数$\lambda=1.55$，轧制45钢，温度$t_0=1150$℃，轧辊转速$n=60r/min$，轧件冷却时间，包括轧制时间和轧件移动到下一孔型的时间为4s。

1. 计算平均变形程度和变形速度：按表3.11中方-六角系统的公式：

$$\dot{e}=1-H_1/H_0+0.5\left(1-\frac{a_x-1}{H_0/H_1}\right)^2=1-35/60$$

$$+0.5\left(1-\frac{87.5/35-1}{60/35}\right)^2=0.425$$

按公式(3.19) $u=0.105\times60\times\sqrt{0.425\frac{365}{2\times60}}=7.163\ 1/s$

2. 按热力系数法确定45钢的σ：基础变形抗力$\sigma_{cb}=86.3$MPa，热力系数$K_e=1.35$；$K_u=0.96$；$K_t=0.65$；按公式(2.10) $\sigma=86.3\times1.35\times0.96\times0.65=72.70$MPa。

3. 按表3.5，当$t_0=1150$℃时对方-六角轧制方案取$\psi=0.7$。

4. 计算独立无量纲参数（见附录1）：$A=D_*/H_1=365/35=10.43$；$1/\eta=H_0/H_1=60/35=1.714$；$a_x=87.5/35.0=2.5$。按公式(3.11)确定变形区形状系数$m$：

$$m=\frac{2\times\sqrt{(10.43/2)(1.714-1)}}{1.714+1}=1.422$$

5. 按表3.8中对方-六角方案的公式计算n_σ：

$$n_\sigma=\left(m+\frac{42.8}{m+4}-7.76\right)(0.172+0.185\sqrt{A+10})$$

$$\times\left(1.088-\frac{0.105}{a_x-1}\right)\left(2.42-\frac{2.56}{\psi+1}\right)=\left(1.422+\frac{42.8}{1.422+4}\right.$$

$$\left.-7.76\right)(0.172+0.185\sqrt{10.43+10})\left(1.088\right.$$

$$\left.-\frac{0.105}{2\times5-1}\right)\left(2.42-\frac{2.56}{0.7+1}\right)=1.460$$

6. 按公式(3.10)确定接触压力$p=1.15\times72.70\times1.460=122.06$MPa

7. 按公式(3.16)计算接触面积

$$F=35\frac{60+72}{2}\sqrt{\frac{10.43}{2}(1.714-1)}=4457.5\text{mm}^2$$

$$=4457.5\times10^{-6}\text{m}^2$$

8. 按 (3.7) 确定轧制力: $P=122.06\times4457.5\times10^{-6}=0.544082\text{MN}=544.08\text{kN}$。

9. 按表3.10中对方-六角方案的公式计算系数$n_{\sigma\alpha}$:

$$n_{\sigma\alpha}=(\lambda^2-1)(0.152+1.36/A)[2.42-2.56/(\psi+1)]=(1.55^2-1)(0.152+1.36/10.43)[2.42-2.56/(0.7+1)]=0.362$$

10. 按公式 (3.18) 计算变形力矩

$$M_{\sigma\alpha}=0.287\times72.70\times0.035^3\times10.43^2\times0.362=0.0352\text{MN}\cdot\text{m}=35.2\text{kN}\cdot\text{m}$$

11. 按表3.2和表3.3中对六角孔型的公式计算轧件周边长和横截面面积，当r=0时: $\Pi=2(B_0+0.414H_1)=2(87.5+0.414\times35)=203.98\approx204\text{mm}$; $\omega_1=H_1^2[(a_0-0.5)-0.5a_1^2(1-\delta_1)^2-0.088(r/H_1)^2]=35^2[(2.5-0.5)-0.5\times2.5^2(1-72.0/87.5)^2]=2329.9\text{mm}^2$。

12. 按公式 (1.10) 计算该道中温降。按公式 (1.11)温升为$\Delta t_a=0.183\times72.70\times\ln1.55=5.8℃$。

按公式 (1.10) 总温降:

$$\Delta t=1150-\frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{0.0255\cdot204}{2329.9}}4+\left(\frac{1000}{1150+5.8+273}\right)^3}+273=6.3℃$$

3.6 在孔型中轧制时的限制

型钢轧制制度的限制系统中包括许多因素，在设计合理的轧辊孔型时必须加以考虑。

3.6.1 轧辊对金属的咬入条件及轧件稳定性。

孔型在轧制时的咬入条件和轧件的稳定性条件可写成不等式

形式：

$$\alpha \leqslant [\alpha] \tag{3.20}$$

$$[\alpha]_{min} \leqslant a \leqslant [a]_{max} \tag{3.21}$$

式中　α和$[\alpha]$——按孔型垂直轴确定的实际咬入角和最大允许咬入角；

a、$[a]_{min}$和$[a]_{max}$——非等轴断面轧件实际轴比及最小和最大允许轴比。

a在不等式（3.21）中右端的限制是表征不等轴轧件在等轴孔型（方、圆）中轧制时的稳定条件，而左端的限制是表征方轧件在不等轴孔型（六角、平椭圆、箱、椭圆）中轧制时的稳定条件。

咬入角按轧件和孔型已知尺寸计算：

$$\alpha = 2\arcsin\sqrt{\Delta H/2D_*} = 2\arcsin\sqrt{(1/\eta - 1)/2A} \tag{3.22}$$

计算最大允许咬入角和轧件轴比的公式是通过对15个冶金厂的42个大型、中型、小型和线材轧机轧辊孔型设计资料进行统计研究得出的。用这些孔型设计的资料，对每一种轧制方案分别为两类轧机（连续式，横列式和顺列式）编制了咬入角和轧件轴比的统计选样。在选样中包括了α和a的实际值和与之相应的参数：圆周速度和轧辊表面状态、轧制的钢号、轧件温度t和表征孔型形状以及在其中轧制的轧件形状的参数。孔型槽底处轧辊圆周速度U_*是按下式确定的：

$$U_* = \pi D_* n/60 \tag{3.23}$$

按T.M.戈卢别夫(Голубев)和M.A.扎伊科夫的建议借助于系数μ和M来表征轧辊表面状态和轧制的钢号：铸铁轧辊$\mu=1.0$；不带刻痕的钢辊为1.25，带刻痕的为1.45；低碳钢和中碳钢$M=1.0$，合金钢和高碳钢（工具钢）为1.4。

孔型形状及在其中轧制的轧件形状借助于独立无量纲参数（见附录1）和以下附加几何参数（见图3.4）进行考虑：$a_1=B_0/B_*$——在箱形、六角和平椭圆孔型中轧制时轧件的夹持程

度；R/B_0——进入孔型的椭圆轧件侧表面的相对曲率；$\mathrm{tg}\varphi_0$——顺轧向前-箱形孔的侧壁斜度；r/H_1——孔型顶角的圆角折算半径；B_0/B_*——进入孔型的轧件的相对宽度；δ_{*0}——顺轧向前-箱形孔侧壁充满度（见表3.2）

$$\delta_{*0}=1-\frac{a_{0*}}{\mathrm{tg}\psi_0}(1-\delta_0)$$

参数a_*可用独立无量纲参数表示：对箱形孔$a_*=(1/\eta)/a_0(a_*-\mathrm{tg}\varphi)$，对六角孔和平椭圆孔$a_*=(1/\eta)/(a_*-1)$。

在电子计算机上对编制的统计选样按分散和相关回归程序进行处理的结果，以回归方程的形式得出确定统计平均允许咬入角$\overline{\alpha}$和统计平均允许轴比$\overline{a}$，以及表征统计平均值$\overline{\alpha}$和$\overline{a}$增大到最大允许值的系数K_α和K_a（表3.12和表3.13）。考虑到得出的系数，最大允许咬入角和轧件轴比按下式计算：

$$[\alpha]=K_\alpha\overline{\alpha},\quad [a]_{\max}=K_a\overline{a} \qquad (3.24)$$

由表3.12和表3.13可见，对所有轧制方案来说，影响允许咬入角的是参数U_*，μ，M，t及表征轧制的轧件形状的参数之一（a_*，δ_0或R/B_0）。对轧件稳定性产生影响的主要是几何参数δ_0，$1/\eta$，B_0/B_*，r/H_1，R/B_0，$\mathrm{tg}\varphi$以及轧辊圆周速度U_*。

得出的回归方程有足够高的复相关系数$r_{y,x_1,x_2,\ldots}=0.71\sim0.96$，它们的大小按菲舍尔(Фишер)准则进行了检验。

应注意，在表3.12和表3.13中列出的公式是苏联轧机轧辊孔型设计经验的统计概括，并适用于它们各自的轧制条件。因此，当轧制参数在图3.11和3.12的说明中指出的范围内变化时，可保证公式对实际计算有足够的精确性。

如果参数值超出指出的范围，则建议在确定$\overline{\alpha}$和$\overline{a}$的公式中代入参数的极限值。例如，当椭圆-圆孔型系统以50～60m/s速度在精轧机组中轧制盘条时，应在确定$\overline{\alpha}$的公式中代入极限值$U_*=20\mathrm{m/s}$。

为了确定在平辊身上轧制矩形和圆轧件时的允许咬入角，建

表 3.12 允许咬入角 $\overline{\alpha}$ 的计算公式

轧制方案	公式	K_α
	连续式轧机	
矩形-箱形孔	$\dfrac{100}{(5.99+0.266U_*^2-1.16\mu-1.9a_3+0.42M+0.39\times10^{-3}t)}$	1.20
方-椭圆	$\dfrac{100}{(19.1+0.00432U_*^2-0.128R/H_1-1.03\mu+2.67M-13.7\times10^{-3}t)}$	1.30
椭圆-方	$\dfrac{100}{(16.0+0.00303U_*^2-7.65\delta_0-0.377\mu+2.7M-6.76\times10^{-3}t)}$	1.25
方-六角	$\dfrac{100}{(10.3+0.00375U_*^2-0.653\mu-1.78a_3+0.071M-2.22\times10^{-3}t)}$	1.23
六角-方	$\dfrac{100}{(13.7+0.0092U_*^2-0.77\mu-5.1\delta_0+0.23M-3.56\times10^{-3}t)}$	1.17
菱-方，方 菱，菱-菱	$\dfrac{100}{(8.82+0.0274U_*^2-0.406\mu-1.65\delta_0+0.565M-3.23\times10^{-3}t)}$	1.30 1.20
椭圆-圆，椭圆-椭圆	$\dfrac{100}{(27.74+0.0023U_*^2-3.98\delta_0-0.44\mu+2.15M-19.8\times10^{-3}t)}$	1.25

续表 3.12

轧制方案	公式	K_a
椭圆-立椭	$\frac{100}{(5.56+0.00328U_*^2-0.155\delta_0+0.0265M-0.44\mu-0.759\times10^{-3}t)}$	1.12
立椭-椭圆，圆 椭圆	$\frac{100}{(23.54+0.00265U_*^2-5.22\delta_0+0.374M-0.44\mu-12.1\times10^{-3}t)}$	1.13
方-平椭	$\frac{100}{(7.4+0.0024U_*^2+0.18a_1-1.02\mu+0.49M-1.1\times10^{-3}t)}$	1.26
平椭-圆	$\frac{100}{(9.23+0.00284U_*^2-6.32\delta_0+0.644M-0.44\mu+0.429\times10^{-3}t)}$	1.15
顺列式和横列式轧机		
矩形-箱形孔	$\frac{100}{(6.87+0.117U_*^2-0.83\mu-1.47a_1+1.05M-1.62\times10^{-3}t)}$	1.12
方-椭圆	$\frac{100}{(29.1+0.0313U_*^2-8.57\mu-0.407R/H_1+0.048M-12.6\times10^{-3}t)}$	1.29
椭圆 方	$\frac{100}{(15.5+0.0218U_*^2-5.7\delta_0-0.828\mu+3.98M-8.59\times10^{-3}t)}$	1.25

续表 3.12

轧制方案	公　　式	K_a
方-六角	$\frac{100}{(10.3+0.004U_*^2-0.653\mu-1.78a_3+0.071M-2.22\times10^{-3}t)}$	1.14
六角-方	$\frac{100}{(13.7+0.0104U_*^2-0.77\mu-5.1\delta_0+0.23M-3.56\times10^{-3}t)}$	1.11
菱 方，方-菱，菱-菱	$\frac{100}{(19.0+0.0274U_*^2-0.0808\mu-3.61\delta_0+0.187M-10.3\times10^{-3}t)}$	1.15 1.11
椭圆 圆，椭圆 椭圆	$\frac{100}{(18.14+0.00647U_*^2-6.2\delta_0+0.24M-0.44\mu-6.43\times10^{-3}t)}$	1.25
椭圆-立椭	$\frac{100}{(13.14+0.0124U_*^2-2.72\delta_0+0.338M-0.44\mu-5.53\times10^{-3}t)}$	1.15
立椭-椭圆，圆-椭圆	$\frac{100}{(23.14+0.0163U_*^2-4.61\delta_0+0.183M-0.44\mu-11.8\times10^{-3}t)}$	1.22
方 平椭	$\frac{100}{(7.4+0.0024U_*^2+0.18a_3-1.02\mu+0.49M-1.1\times10^{-3}t)}$	1.17
平椭 圆	$\frac{100}{(14.94+0.0239U_*^2-6.10\delta_0+0.655M-0.44\mu-4.79\times10^{-3}t)}$	1.20

表 3.13　按稳定性条件α计算轧件最大允许轴比的公式

轧制方案	公　　式	K_α
	连　续　式　轧　机	
矩形-箱形孔	$2.0+\frac{0.022}{\delta_{\phi 0}^2}+0.13\alpha_1-0.01U_*-1.38\mathrm{tg}\varphi_1-0.21\mathrm{tg}\varphi$	1.18
椭圆-方	$4.23-2.071\frac{1}{\delta_0^2}-0.012U_*+0.0228\frac{R}{B_0}-2.42\frac{r}{H_1}+4.532\eta$	1.10
六角-方	$6.179-1.619\frac{1}{\delta_0^2}-0.0335U_*-2.993\frac{r}{H_1}-0.567\frac{B_0}{B_K}+0.65\eta$	1.20
菱-方	$1.3-0.338\frac{1}{\delta_0^2}-0.0107U_*-0.706\frac{r}{H_1}+1.134\frac{B_0}{B_K}+0.496\eta$	1.20
菱-菱	$1.25-0.338\frac{1}{\delta_0^2}-0.0107U_*-0.706\frac{r}{H_1}+1.134\frac{B_0}{B_K}+0.496\eta$	1.10
椭圆-圆，椭圆-椭圆	$1.8-0.618\frac{1}{\delta_0^2}-0.005U_*+0.449\eta+0.812\frac{R}{B_0}$	1.19
椭圆-立椭	$3.448-0.725\frac{1}{\delta_0^2}-0.00282U_*+0.108\frac{R}{B_0}+0.0588\eta$	1.15
平椭-圆	$2.38-0.972\frac{1}{\delta_0^2}-0.00201U_*+1.819\eta$	1.12

续表 3.13

轧制方案	公　　式	K_σ
	顺　列　式　和　横　列　式　轧　机	
矩形-钻形孔	$1.4+0.026\frac{1}{\delta_{BO}^2}+0.45a_\sigma-0.01U_*-1.38\mathrm{tg}\Psi_0-0.21\mathrm{tg}\Psi$	1.20
椭圆-方	$7.88-2.677\frac{1}{\delta_0^2}-0.143U_*+0.0233\frac{R}{B_0}-0.88\frac{r}{H_1'}+0.151\eta$	1.07
六角-方	$6.0-1.600\frac{1}{\delta_0^2}-0.0335U_*-2.993\frac{r}{H_1'}-0.567\frac{B_0}{B_*}+0.65\eta$	1.20
菱-方	$1.2-0.338\frac{1}{\delta_0^2}-0.0107U_*-0.706\frac{r}{H_1'}+1.134\frac{B_0}{B_*}+0.496\eta$	1.15
菱-菱	$1.15-0.338\frac{1}{\delta_0^2}-0.0107U_*-0.706\frac{r}{H_1'}+1.134\frac{B_0}{B_*}+0.496\eta$	1.10
椭圆-圆，椭圆-椭圆	$2.2-0.916\frac{1}{\delta_0^2}-0.01U_*+1.085\eta+0.362\frac{R}{B_0}$	1.20
椭圆-立椭	$1.1-0.616\frac{1}{\delta_0^2}-0.00387U_*+0.246\frac{R}{B_0}+2.175\eta$	1.21
平椭-圆	$0.71-0.532\frac{1}{\delta_0^2}-0.005U_*+2.833\eta$	1.22

议用下式计算：

$$[\alpha]=\operatorname{arc\,tg}[k_1k_2k_3(1.05-0.0005t)] \qquad (3.25)$$

其中 k_1，k_2和k_3——分别为考虑轧辊材质、轧制的钢号和轧制速度的系数。

对铸铁辊$k_1=0.8$，对不带刻痕的钢辊$k_1=1.0$，对带刻痕的钢辊$k_1=1.2$。对碳钢$k_2=1.0$，对高碳钢（工具钢）和合金钢$k_2=0.8\sim0.9$。对轧制速度$U\leqslant2$m/s取$k_3=1.0$；当$U>2$m/s时，k_3值按公式$k_3=0.4+0.6e^{-0.2(U-2)}$确定。

在平辊身上轧制的矩形轧件最大允许轴比可取2.0～2.2。

按稳定性条件计算轧件最小允许轴比的公式是分析非等轴孔型轧制方轧件时咬入瞬间的几何关系而得出的。如果方断面轧件的咬入仅靠在二点处与侧壁的接触（它们在轧辊上的位置与轧件的夹持程度$a_0=B_0/B_0$有关），那么轧件在六角孔、平椭圆孔和箱孔中的位置是不稳定的（图3.5a）。a_0值越大，则坯料与轧槽斜壁接触点离孔型槽底就越远，方轧件倒钢的可能性也就越大。如果咬入轧件是同时靠孔型的槽底和侧壁发生（见图3.5b），则倒钢的可能性就消除了。这一条件可以靠选择轧件的圆角半径r来达到，并由从几何关系得出的下述表达式描述：

对侧壁斜度为45°的六角孔型

$$[a_0]=1/(1-1.6575r/H_0') \qquad (3.26)$$

对平椭孔型

$$[a_0]=1/(1-2.833r/H_0') \qquad (3.27)$$

对箱形孔型

$$[a_0]=1\Big/\left(1-2\frac{r}{H_0}\cdot\frac{1-\operatorname{tg}\varphi/2}{1+\operatorname{tg}\varphi/2}\right) \qquad (3.28)$$

式中 $[a_0]$——轧件在孔型中不倒钢的允许夹持程度。

在椭圆孔型中轧制时，咬入瞬间方轧件同孔型的接触点的位置与比值B_0/B_0和方轧件的圆角半径r有关。轧件的稳定位置靠选择r保证，这时允许比值$[B_0/B_0]$按下式确定：

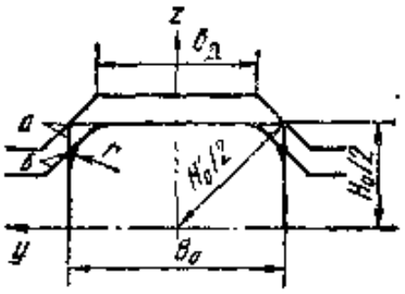


图 3.5　方轧件进入六角孔型时的示意图

a—在圆角$r=0$时轧件的不稳定状态

б—靠选择半径r而达到轧件的稳定状态

$$\left[\frac{B_0}{B_*}\right]=0.135-0.15\delta_1+\left[0.28+\frac{2.2}{A+10}+(1.862+0.0045A)\frac{r}{H_0'}\right]\left[1.114-\frac{0.041}{(\delta_1-0.3)^2}\right] \tag{3.29}$$

参数a_*和B_0/B_*由几何关系与轧后轧件的比值a_1相联系：

对六角和平椭孔型：

$$a_*=\frac{1}{\eta}\Big/(a_1/\delta_1-1) \tag{3.30}$$

对箱形孔型

$$a_*=\frac{1}{\eta}\Big/(a_1/\delta_1-\operatorname{tg}\varphi) \tag{3.31}$$

对椭圆孔型

$$\frac{B_0}{B_*}=\delta_1\frac{1}{\eta}\Big/a_1 \tag{3.32}$$

对a_1解公式(3.30)～(3.32)中每一个方程，并考虑相应孔型的轧件稳定条件(3.26)～(3.29)，我们得出确定轧件最小允许轴比的公式：

对六角和平椭圆孔型

$$[\alpha]_{min}=\left(1+\left(\frac{1}{\eta}\right)\Big/[\alpha,]\right)\delta_1 \tag{3.33}$$

对箱形孔型

$$[\alpha]_{min}=\left(\operatorname{tg}\varphi+\frac{1}{\eta}\Big/[\alpha,]\right)\delta_1 \tag{3.34}$$

对椭圆孔型

$$[\alpha]_{min}=\frac{1}{\eta}\delta_1\Big/\left[\frac{B_0}{B_*}\right] \tag{3.35}$$

咬入条件和稳定性条件的检验是在已知轧件和孔型尺寸时进行的。此外，还应给定：轧辊转速n，轧辊材质和表面状态，轧制的钢号和轧制的温度。开始先按公式（3.22）计算实际咬入角α，当按非等轴断面-等轴断面方案轧制时，计算轧件轴比$a_0=H_0/B_0$，或者当方轧件在非等轴孔型中轧制时计算$a_1=B_1/H_1$。然后确定计算允许咬入角和轧件允许轴比所必须的参数，随后根据轧制方案并考虑表3.12和表3.13按公式(3.24)计算$[\alpha]$，$[\alpha]_{max}$或者按公式(3.33)－(3.35)计算$[\alpha]_{min}$。然后根据条件(3.20)和(3.21)进行检验。

3.6.2 轧制速度制度

在连续式轧机和顺列式轧机上每一架的轧制速度可在以下范围内变化：

$$U_{mini}=\frac{\pi D_{ri}n_{min}i(1+k)}{60}$$

$$U_{maxi}=\frac{\pi D_{ri}n_{max}i(1-k)}{60} \tag{3.36}$$

式中 D_{ri}——第i架轧辊工作直径，m；k——考虑轧辊重车和轧机调整的轧制速度调整安全系数，$k=0.05\sim0.12$；i——轧机机座号（$i=1$，2，3……）。

这样一来，在连续式轧机和顺列式轧机上各架轧机的轧制速度制度方面的限制可以写为不等式形式：

$$U_{mini}\leqslant U_i\leqslant U_{maxi} \tag{3.37}$$

连续式轧机各架的轧制速度U_i由秒体积不变条件互相联系，由此得出：

$$U_i = U_{i-1}\lambda_i \quad 或 \quad \lambda_i = U_i / U_{i-1} \tag{3.38}$$

既然轧制速度U_i和U_{i-1}有限制（3.37），那么金属的变形制度也受轧辊转速限制。在顺列式轧机上轧制时，秒体积不变条件（3.38）近似满足即可，因为没有由轧件带来的各机架之间的固定联系。在有共同传动的连续式和顺列式机组中，条件(3.38)保证得到一个机组各架上严格固定的延伸系数，并由此而得到机组各架上轧件严格固定的横截面面积。

在横列式轧机上轧制时，一列中各架轧辊转速相同，并且对金属变形制度没有直接影响。间接的影响表现在轧辊咬入轧件的条件和轧件在孔型中的稳定性上。

3.6.3 轧机主设备强度

在孔型设计计算时必须考虑工作机座的允许轧制力和由主机列的薄弱环节（减速机、齿轮座、联接轴。联轴节）决定的允许轧制力矩方面的限制。由此可见，应满足不等式：

$$\left.\begin{aligned} & R_{max} \leqslant P_{don};\ M_{np} \leqslant M_{don} \\ 或者 \quad & k_p = \frac{R_{max}}{P_{don}} \leqslant 1;\ k_M = \frac{M_{np}}{M_{don}} \leqslant 1 \end{aligned}\right\} \tag{3.39}$$

其中 R_{max}——由轧制力P产生的对轧辊辊颈的最大反作用力；

P_{don}——对轧辊辊颈（对压下螺丝）的最大允许作用力；

M_{np}——工作机座轧辊上的轧制力矩；

k_p和k_M——分别按轧制力和轧制力矩的设备负荷系数。

P_{don}和M_{don}一般在轧机设备说明中标明或可由允许应力计算出。考虑到在机座中同时轧制的轧件根数，轧制金属时产生的反作用力R_{max}和轧制力矩M_{np}（图3.6）按下面公式计算：

$$\left.\begin{aligned} & R_1 = \frac{P_1 x_1 + P_2 x + \cdots\cdots + P_j x_j}{a} = \frac{\sum_{j=1}^{n_n} P_j x_j}{a} \\ & R_2 = \sum_{j=1}^{n_n} P_j - R_1,\quad R_{max} = \max(R_1,\ R_2) \end{aligned}\right\} \tag{3.40}$$

$$\left.\begin{aligned} M_{zp} &= \sum_{j=1}^{n_z} M_{zaj} + M_{Tp} \\ M_{Tp} &= \sum_{j=1}^{n_z} P_j f_z d_w \end{aligned}\right\} \tag{3.41}$$

式中 j——机座中同时轧制的轧件顺序号，$j=1,2,3\cdots\cdots n_z$；

n_z——机座中同时轧制的轧件根数；

M_{Tp}——工作辊辊颈（轴承）的摩擦力矩；

d_w——轧辊辊颈直径；

f_z——轧辊轴承的摩擦系数；

x_j——由轧辊辊颈到该孔型中心的距离；

a——轧辊辊颈之间的距离。

条件（3.39）的检验在计算变形和力能参数之后进行。

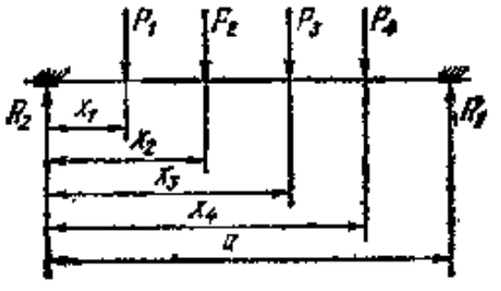


图 3.6 确定轧辊辊颈反作用力的示意图

3.6.4 工作机座传动电机的能力

在现代连续式和顺列式轧机上一般采用直流电机单独传动，电机常常在高于额定转速（$n_{de}>n_n$）下工作。作为轧制制度在电机负荷方面的限制可取条件为：

$$\left.\begin{aligned} &\text{当} n_{de}>n_n,\ M_i \leqslant M_{de} \\ &\text{当} n_{de}\leqslant n_n,\ M_i \leqslant M_n \end{aligned}\right\} \tag{3.42}$$

式中 M_i——换算到电机轴上的轧制力矩；

M_{de}——当$n_{de}>n_n$时电机给出的扭矩；

M_n——当$n_{de}\leqslant n_n$时电机的额定扭矩。

换算到电机轴上的轧制力矩按下式计算：

$$M_i = M_{zp}/i_p\eta_z \tag{3.43}$$

式中 i_p——轧机主机列中减速机速比；

$\eta_{.j}$——轧机主机列的效率，它由齿轮机座效率$\eta_{w.}$、联接轴效率η_{wn}、联轴节效率η_x、主轴轴承效率η_n、减速机效率η_p和轧机主机列其它部件效率的乘积来确定，即$\eta_{.j}=\eta_{w.}\cdot\eta_{wn}\cdot\eta_x\cdot\eta_n\cdot\eta_p$。

扭矩$M_{\partial.}$(kN·m) 按下式计算：

$$M_{\partial.}=9.562N_{.}/\eta_{\partial.} \tag{3.44}$$

式中 $N_{.}$——电机的额定功率，kW；

$n_{\partial.}$——轧制该断面时电机轴转速，r/min。

额定扭矩$M_{.}$一般在电机说明书中标明或者可在$n_{\partial.}=n_{.}$时按公式(3.44) 算出。

为了评价电机负荷程度，计算出按扭矩的负荷系数是方便的，

$$k_{\partial.}=M_i/M_{\partial.}\leqslant 1\text{或者}k_{\partial.}=M_i/M_{.}\leqslant 1 \tag{3.45}$$

在工作机座由直流电机成组传动的情况下，也应考虑限制(3.42)，此时应以其工作辊由同一个电机传动的所有机座的总换算力矩$M_{\Sigma i}$来代替M_i：

$$M_{\Sigma i}=\sum_{j=1}^{k}M_{ij} \tag{3.46}$$

式中 j——由同一个电机传动的机座序号，$j=1,2,\cdots\cdots,k$。

在横列式轧机上轧制时，为了检验轧制制度在传动能力方面的限制必须建立$M_i=f(\tau)$载荷图，并计算均方力矩$M_{.}$，为了避免电机发热和过载，必须满足下面的条件：

$$M_{.}\leqslant M_{.},\quad M_{max}/M_{.}\leqslant k_n \tag{3.47}$$

式中 M_{max}——载荷图上最大力矩；

k_n——电机允许过载系数(在电机说明书中标明)，一般$k_n=2.0\sim2.5$。

对电机能力（扭矩）方面的限制(3.42)，(3.45)，(3.47)的检验应在计算变形和力能参数之后进行。当不满足这些条件时，必须修正算出的压下制度。

在设计轧辊孔型的过程中，还必须考虑与获得整个产品方

案、轧材表面质量、断面精度、轧辊磨损、机前机后长度等等相联系的其它限制。

在各种类型轧机条件下检验限制的具体特点和例子列于第3.8和3.9节。

3.7 合理轧辊孔型设计的计算方法

当设计合理的轧辊孔型时，必须计算按各种方案轧制时金属的变形和孔型尺寸，按延伸能力和轧制能耗比较孔型系统，选择轧制方案，确定轧辊孔型设计合理性的判据等等。上述问题应在第3.5和3.6节中描述的数学模型的基础上解决。

3.7.1 按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时的金属变形计算

上面所列出的公式（见表3.6和3.7）可以用于在等轴和非等轴孔型中轧制一道时计算金属的变形(见算法3.1和3.2)。但在轧辊孔型设计方案中，一般等轴和非等轴孔型是交替排列的，例如：方-矩形-方-椭圆-方-菱-方-椭圆-圆（见图1.2，3.2a，3.3)。因此在进行轧辊孔型设计时有计算按等轴断面-非等轴断面-等轴断面轧制两道（在两个相邻孔型中）时的金属变形的必要。这种计算的方法是以下列原则为基础的。

在逆轧向孔型1和2（图3.7）中的延伸系数λ_1和λ_2以及两道总延伸系数λ_Σ可以通过坯料面积ω_0、中间断面面积ω和最终断面面积ω_1表示：

$$\lambda_1=\omega/\omega_1,\quad \lambda_2=\omega_0/\omega,\quad \lambda_\Sigma=\omega_0/\omega_1 \qquad (3.48)$$

计算按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时的变形可以在孔型充满度δ_1、孔型侧壁斜度$\mathrm{tg}\,\varphi$和孔型折算圆角半径r/H_1的固定值下进行。这时各种孔型中轧件横截面面积的计算用表3.14中的公式。以表3.14中相应公式代入表达式（3.48）中各种孔型系统的ω_0、ω和ω_1，得出确定单道次延伸系数和总延伸系数的以下函数形式的关系：

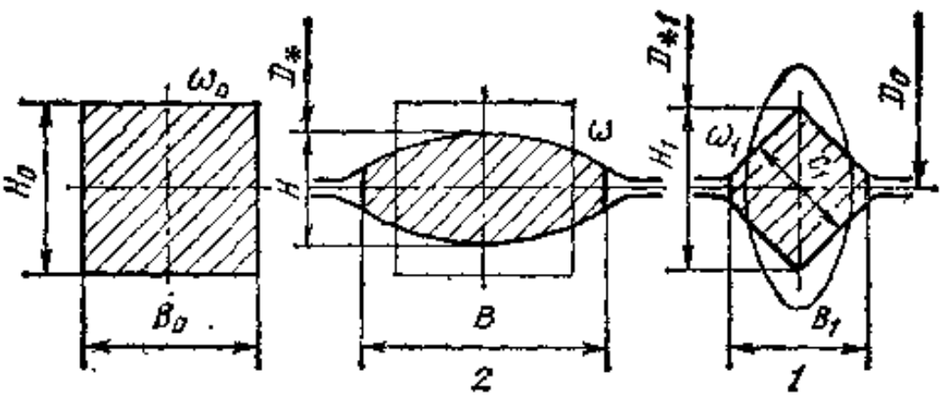


图 3.7　按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案（例如椭-方孔型系统）的轧辊孔型设计

$$\lambda_1 = k_1 \frac{1}{\eta_1^{s}} f(a) \tag{3.49}$$

$$\lambda_2 = k_2 \frac{1}{\eta_2^{s}} \varphi(a) \tag{3.50}$$

$$\lambda_\Sigma = \lambda_1 \lambda_2 = k_\Sigma \left(\frac{1}{\eta_1} \frac{1}{\eta_2} \frac{1}{a} \right)^2 \tag{3.51}$$

式中　$1/\eta_1 = B/H_1$；$1/\eta_2 = H_0/H$——在逆轧向第一孔型和第二孔型中的压下系数；

$f(a)$和$\varphi(a)$——中间非等轴断面轴比$a = B/H$的函数，它对每一孔型系统有自己的表达式；

k_1，k_2和$k_\Sigma = k_1 k_2$——对每种轧制方案有一定值的系数。

对各种孔型系统公式（3.49）和（3.50）的具体形式列于表3.15。表达式（3.49）～（3.51）考虑孔型中的几何关系。与在孔型中金属流动规律相对应，延伸系数按表3.7中列出的公式确定。这些公式表示以下形式的函数关系：

对等轴孔型　　$\lambda_1 = 1 + f(1/\eta_1,\ A_1,\ a_0,\ \delta_0,\ \psi_1)$　　(3.52)

对非等轴孔型　　$\lambda_2 = 1 + \varphi(1/\eta_2,\ A_2,\ a_*,\ \psi_2)$　　(3.53)

这样一来，关于确定按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案

*表 3.14 在δ_1、r/H_1、$\mathrm{tg}\varphi$参数值固定时计算轧件横截面面积公式

孔型	参数值	公式*
箱形孔	$\delta_1=0.94$; $r/H_1=0.17$ $\mathrm{tg}\varphi=0.2$	$\omega_1/H_1^2=a_1-0.1\delta_*^2-0.0158$ $\delta_*=1-0.319a_1$
椭圆孔	$\delta_1=0.9$（在椭圆-方和椭圆—平椭孔型系中）	$\omega_1/H_1^2=0.702(a_1+0.164)$
	$\delta_1=0.8$（在椭圆-圆孔型系中）	$\omega_1/H_1^2=0.762(a_1+0.098)$
方孔	$\delta_1=0.9$; $r/H_1=0$	$\omega_1/C_1^2=0.99$
		$\omega_1/B_1^2=0.611$
		$\omega_1/H_1^2=0.495$
六角孔	$\delta_1=0.9$; $r/H_1=0$	$\omega_1/H_1^2=1$,
		$1a_1-0.0061a_1^2-0.5$
菱孔	$\delta_1=0.9$; $r/H_1=0$	$\omega_1/H_1^2=0.55a_1$
圆孔	$\delta_1=1.0$	$\omega_1/H_1^2=0.785$
立椭孔	$\delta_1=1.0$; $a_*=0.8$	$\omega_1/H_1^2=0.602$
平椭孔	$\delta_1=0.95$	$\omega_1/H_1^2=1.0526(a_1-0.215)$

* 这些公式是将此表中第二列的参数值代入确定ω_1的公式（见表3.3）而得出的

轧制时金属变形的任务就变为在给定的轧件轴比$a=B/H$或者孔型轴比$a_*=a/\delta_1$和轧辊直径A_1和A_2的情况下，对压下系数$1/\eta_1$和$1/\eta_2$联解方程(3.49)、(3.52)和(3.50)、(3.53)。在表3.14中给出的δ_1值下使表达式(3.49)和(3.52)以及(3.50)和(3.53)右端相等，得到方程：

$$k_1(1/\eta_1^2)f(a)=1+f(1/\eta_1,\ A_1,\ a_1,\ \psi_1) \qquad (3.54)$$

表 3.15　按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时延伸系数λ和压下系数$1/\eta$计算公式

轧制方案	道次	计　　算　　公　　式
箱	方→矩形	$\lambda_2=\dfrac{0.938(1.0638a-0.0102a^2-0.1157)^{-1}}{\eta_2^2}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(a-1.025)(1.05-0.0266A_1)$
（图 Π.1，Π.2）	矩形→方	$\lambda_1=\dfrac{1.066}{\eta_1^2}\cdot\dfrac{1.0638a-0.0102a^2-0.1157}{a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+(\sqrt{a}-1.015)\times(1.884-0.0362A_1)$
方-椭-方	方→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.41}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(a-1)\left(0.437+\dfrac{0.733}{A_1}\right)$
（图Π.3，Π.4）	椭→方	$\lambda_1=\dfrac{1.42}{\eta_1^2}\cdot\dfrac{a+0.164}{a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+(a-1.4)\left(0.391+\dfrac{0.979}{A_1-1}\right)$
立椭-椭-方	立椭→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.340}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt{a}-1.125)\left(1.059+\dfrac{4.415}{A_1+3}\right)$
（图Π.5，Π.4）	椭→方	$\lambda_1=\dfrac{1.42}{\eta_1^2}\cdot\dfrac{a+0.164}{a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+(a-1.4)\left(0.391+\dfrac{0.979}{A_1-1}\right)$
圆-椭-方	圆→椭	$\lambda_2=\dfrac{118}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt{a}-1.0)\left(1.141+\dfrac{4.906}{A_1+3}\right)$

轧制方案	道　次	计　　算　　公　　式
(图Ⅱ.6，Ⅱ.4)	椭→方	$\lambda_1=\frac{1.42}{\eta_1^2}\cdot\frac{a+0.164}{a^2}$；$\frac{1}{\eta_1}=1+(a-1.4)\left(0.391+\frac{0.979}{A_1-1}\right)$
方-六角-方	方→六角	$\lambda_2=\frac{0.90}{\eta_2^2(a-0.45-0.09555a^2)}$；$\frac{1}{\eta_2}=1+(a-1.14)(0.934-0.0971\sqrt{A_1})$
(图Ⅱ.7，Ⅱ.8)	六角→方	$\lambda_1=\frac{2.22(a-0.45-0.09555a^2)}{\eta_1^2a^2}$；$\frac{1}{\eta_1}=1+(a-1.3)(0.411-0.0255\sqrt{A_1}-2)$
方-菱-方	方→菱	$\lambda_2=\frac{1.111}{\eta_2^2a}$；$\frac{1}{\eta_2}=1+(a-1.13)\left(0.609+\frac{0.531}{A_1}\right)$
(图Ⅱ.9，Ⅱ.10)	菱→方	$\lambda_1=\frac{1.111}{\eta_1^2a}$；$\frac{1}{\eta_1}=1+[0.56(a-1)-0.06]\left(0.94+\frac{0.6}{A_1}\right)$
圆-椭-圆	圆→椭	$\lambda_2=\frac{1.03}{\eta_2^2(a+0.098)}$；$\frac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt{a}-1)\left(1.314+\frac{2.8}{A_1}\right)$
(图Ⅱ.11，Ⅱ.12)	椭→圆	$\lambda_1=\frac{0.971(a+0.0098)}{\eta_1^2a^2}$；$\frac{1}{\eta_1}=1+[3.16(\sqrt{a}-1)-0.1]\left(0.4+\frac{1}{A_1}\right)$

续表 3.15

轧制方案	道　次	计　算　公　式
方-椭-圆	方→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.30}{\eta_2^2(a+0.098)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt[3]{a^2}-1.04)\left(0.864+\dfrac{2.254}{A_1+2}\right)$
（图Ⅱ.13，Ⅱ.12）	椭→圆	$\lambda_1=\dfrac{0.971(a+0.0098)}{\eta_1^2a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+[3.16(\sqrt{a}-1)-0.1]\left(0.4+\dfrac{1}{A_1}\right)$
立椭-椭-圆	立椭→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.234}{\eta_2^2(a+0.098)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(a-1.20)\left(0.338+\dfrac{0.66}{\sqrt{A_1}}\right)$
（图Ⅱ.14，Ⅱ.12）	椭→圆	$\lambda_1=\dfrac{0.971(a+0.0098)}{\eta_1^2a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+[3.16(\sqrt{a}-1)-0.1]\left(0.4+\dfrac{1}{A_1}\right)$
立椭-椭-立椭	立椭→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.340}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(a-1.25)\left(0.397+\dfrac{1.389}{A_1+2}\right)$
（图Ⅱ.15，Ⅱ.16）	椭→立椭	$\lambda_1=\dfrac{1.166(a+0.164)}{\eta_1^2a^2}$，$\dfrac{1}{\eta_1}=1+[0.51(a-1)-0.13]\left(0.65+\dfrac{1.1}{\sqrt{A_1}}\right)$
方-椭-立椭	方→椭	$\lambda_2=\dfrac{1.410}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\dfrac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt[3]{a^2}-1.03)\left(0.801+\dfrac{1.941}{A_1+1}\right)$

续表 3.15

轧制方案	道　次	计　算　公　式
(图Ⅱ.17，Ⅱ.16)	椭→立椭	$\lambda_1=\frac{1.166(a+0.164)}{\eta_1^2a^2}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+[0.51(a-1)-0.13]\left(0.65+\frac{1.1}{\sqrt{A_1}}\right)$
圆-椭-立椭	圆→椭	$\lambda_2=\frac{1.118}{\eta_2^2(a+0.164)}$，$\frac{1}{\eta_2}=1+\left(3.694-\frac{5.225}{\sqrt{a+1}}\right)\left(0.67+\frac{5.25}{A_1+6}\right)$
(图Ⅱ.18，Ⅱ.16)	椭→立椭	$\lambda_1=\frac{1.166(a+0.164)}{\eta_1^2a^2}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+[0.51(a-1)-0.13]\left(0.65+\frac{1.1}{\sqrt{A_1}}\right)$
方-平椭-圆	方→平椭	$\lambda_2=\frac{0.94}{\eta_2^2(a-0.214)}$，$\frac{1}{\eta_2}=1+(a-1)\left(0.36+\frac{4.0}{A_1+5}\right)$
(图Ⅱ.19，Ⅱ.20)	平椭→圆	$\lambda_1=\frac{1.34(a-0.214)}{\eta_1^2a^2}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+(a-1.06)\left(0.433+\frac{1.033}{A_1}\right)$
方-平辊-方	方→矩形	$\lambda_2=\frac{1}{\eta_2^2a}$，$\frac{1}{\eta_2}=1+\frac{a-1}{1.103+0.0195A_1+(0.0475+0.0055A_1)(a-1)}$

续表 3.15

轧制方案	道　次	计　　算　　公　　式
(图Ⅱ.21，Ⅱ.22)	矩形→方	$\lambda_1=\frac{1}{\eta_1^2 a}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+\frac{a-1}{1.19+0.0142A_1+\left(\frac{A_1}{50+1.1A_1}\right)(a-1)}$
方-平辊-箱方	方→矩形	$\lambda_2=\frac{1}{\eta_2^2 a}$；$\frac{1}{\eta_2}=1+(a-1)\left(0.289+\frac{1.351}{\sqrt{A_1+3}}\right)$
(图Ⅱ.23，Ⅱ.24)	矩形→箱方	$\lambda_1=\frac{1.066}{\eta_1^2 a}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+(a-1.03)(0.759-0.0143A_1)$
圆-平辊-圆	圆→平辊	$\lambda_2=\frac{0.785}{\eta_2^2 a[1-0.333(1-\sqrt{1-1/a^2})]}$，$\frac{1}{\eta_2}=1+(\sqrt[3]{a}-1)\left(2.432+\frac{3.08}{A_1+5}\right)$
(图Ⅱ.25，Ⅱ.26)	扁→圆	$\lambda_1=\frac{1.274[1-0.333(1-\sqrt{1-1/a^2})]}{\eta_1^2 a}$，$\frac{1}{\eta_1}=1+(a-1.05)\left(0.372-\frac{0.93}{A_1}\right)$
(图Ⅱ.1-Ⅱ.26见附录)		

$$k_2(1/\eta_2^*)\varphi(a)=1+\varphi(1/\eta_2,\ A_2,\ a_2,\ \psi_2)。\quad (3.55)$$

在轧辊原始直径相等情况下，第一孔型和第二孔型的折算辊径有以下关系：

$$A_2=\frac{(A_1+1)\cdot a}{1/\eta_1}-1 \qquad (3.56)$$

方程（3.54）和（3.55）在考虑公式（3.56）的条件下，用数值法在计算机上对每一孔型系统求解，求解时取$\psi=0.8$的固定值，这相应于金属平均温度1000～1100℃的轧制条件。对结果进行近似处理，得出确定压下系数$1/\eta_1$和$1/\eta_2$的公式(见表3.15)。对所有孔型系统总延伸系数按公式（3.51）计算。

根据表3.15中公式并考虑公式(3.51)，建立了$\lambda_2=f(A_1,a)$和$\lambda_1=f(1/\eta_1,\ a,\ A_1)$曲线图（图$\Pi$.1～$\Pi$.26)。所有孔型系统曲线图具有相同的结构。在$\lambda_\Sigma=f(A_1,\ a)$曲线图上标上了相应于第一孔型中咬入角$\alpha_1$或第二孔型中咬入角$\alpha_2$中较大的那个咬入角的曲线。对有些孔型系统（见图$\Pi$.3，$\Pi$.7等）在曲线图上用虚线分成两个区域，其中在一个区域中α_1是较大的，而在另一区域中α_2是较大的。

上面列出的公式和曲线图主要按两个算法计算金属变形和孔型尺寸。

算法3.4 确定位于两个等轴断面之间的不等轴断面轧件尺寸。已给定的条件为大等轴断面尺寸和面积（H_0，B_0，C_0，ω_0)、小等轴断面尺寸和面积（H_1，B_1，C_1，ω_1)、轧辊原始直径D_0、轧辊转速n、钢号、轧件温度和轧辊材质。

计算按以下顺序进行

1．确定逆轧向第一孔型轧辊的折算直径和总延伸系数：

$$A_1=(D_0-H_1)/H_1,\ \lambda_\Sigma=\omega_0/\omega_1 \qquad (3.57)$$

2．按$\lambda_\Sigma=f_1(A_1,\ a,\ \alpha)$曲线图（见图$\Pi$.1等）找出非等轴断面轧件轴比$a$和在该孔型系统中限制压下制度的咬入角（角$\alpha_1$或$\alpha_2$)。为此从座标轴上按求出的$\lambda_\Sigma$和$A_1$值的对应点引垂线（见图$\Pi$.1上带箭头的虚线)，在交点$M$处找到$a$和$\alpha$值。

3. 按$\lambda_1=f(1/\eta_1,\ a,\ A_1)$曲线图(见图$\Pi$.2等)确定在逆轧向第一孔型中的压下系数$1/\eta_1$和延伸系数$\lambda_1$。为此在曲线图上找出相应于得到的$a$和$A_1$值的曲线的交点$F$，然后如在图$\Pi$.2上带箭头的虚线表示的那样确定该点的坐标$\lambda_1$和$1/\eta_1$。

4. 在表3.14中指明的孔型充满度δ_1下计算中间非等轴断面轧件尺寸和孔型尺寸：

$$\left.\begin{aligned}&\text{轧件宽}\quad B=H_1(1/\eta_1)\\&\text{轧件和孔型的高}\quad H=B/a\\&\text{孔型宽}\quad B_k=B/\delta_1\end{aligned}\right\}\qquad(3.58)$$

5. 确定第二个孔型的延伸系数和压下系数：

$$\lambda_2=\lambda_\Sigma/\lambda_1,\ 1/\eta_2=H_0/H$$

6. 按表3.12中公式考虑公式(3.24)计算限制该孔型系统中压下的最大允许咬入角$[\alpha_1]$或$[\alpha_2]$。按表3.13中公式考虑公式(3.24)，按稳定性条件计算轧件的最大允许轴比$[a]_{max}$，按公式(3.33)～(3.35)计算轧件最小允许轴比$[a]_{min}$。

7. 检验咬入条件(3.20)和轧件稳定性条件(3.21)。当这些条件不满足时，必须改变给定的等轴断面的一个尺寸。

例题： 确定在连续式开坯轧机上按方-菱-方方案轧制时的菱形轧件尺寸和孔型的尺寸。方尺寸和面积已给定(见图3.4，6和附录1)：

$C_0=100$mm，$H_0=127.3$mm(考虑圆角半径)，$C_1=80$mm，$H_1=113.1$mm，$B_1=101.8$mm($\delta_1=0.9$)，$\omega_0=9900$mm^2，$\omega_1=6336$mm^2，轧辊原始直径$D_0=550$mm，轧辊材质为钢，轧辊转速$n=260$r/min，轧制的钢为5钢，轧件温度$t=1100$℃。

1. 按公式(3.57)确定A_1和λ_Σ值：

$$A_1=\frac{550-113.1}{113.1}=3.86;\ \lambda_\Sigma=\frac{9900}{6336}=1.563$$

2. 按图Π.9中曲线图在$A_1=3.86$和$\lambda_\Sigma=1.563$时求出$a=1.65$，$\alpha_1=24°$。

3. 按图Π.10中曲线图，在$a=1.65$和$A_1=3.86$时确定1/

$\eta_1=1.33$和$\lambda_1=1.20$。

4．按公式（3.58）在充满度$\delta_1=0.9$（见表3.14）时，计算中间菱形轧件尺寸和孔型尺寸：$B=113.1\times1.33=150.4$mm；$H=150.4/1.65=91.2$mm；$B_k=150.4/0.9=167.1$mm。

5．确定第二孔型的延伸系数和压下系数：$\lambda_2=1.563/1.20=1.302$；$1/\eta_2=127.3/91.2=1.396$。

6．按表3.12中公式计算第一孔型的统计平均允许咬入角$\overline{\alpha}$，因为这个孔型的咬入条件限制变形制度(见第2项及图Ⅱ.9)。预先确定为计算$\overline{\alpha}$所必需的参数：

$$U_*=\frac{\pi D_*n}{60}=\frac{\pi(0.550-0.1131)260}{60}=5.95\text{m/s}$$

因为轧辊是钢辊，$\mu=1.25$；因为轧制碳钢，$M=1.0$；$t=1100$℃，$\delta_0=0.9$，因此：

$$\overline{\alpha_1}=\frac{100}{8.82+0.0274U_*^2-0.406\mu-1.65\delta_0+0.565M-3.23\times10^{-3}t}$$

$$=100/(8.82+0.027\times5.95^2-0.406\times1.25-1.65\times0.9+0.565\times1.0-3.23\times10^{-3}\times1100)=20.79°$$

由表3.12找到$k_\alpha=1.3$，那么最大允许咬入角$[\alpha]=1.3\times20.79=27.0°$。

按稳定性条件计算菱形轧件的最大允许轴比所必需的参数（见表3.13）：$U_*=5.95$m/s；$\delta_0=0.9$；$r/H_1=0.12$；$B_0/B_k=91.2/113.1=0.806$；$1/\eta=1.33$。由此轧件统计平均允许轴比为：$\overline{a}=1.3-0.338(1/\delta_0^2)-0.0107U_*-0.706(r/H_1)+1.34\times(B_0/B_k)+0.496\eta=1.3-0.338/0.9^2-0.0107\times5.95-0.706\times0.12+1.134\times0.806+0.496/1.33=2.021$。由表3.13找到$k_a=1.2$。轧件最大允许轴比$[a]_{max}=1.2\times2.021=2.425$。

7．检验条件(3.20)和(3.21)：$\alpha_1=24°<[\alpha]=27.0°$；$a=1.65<[a]_{max}=2.425$，这样，咬入和轧件稳定性条件得到满足。

算法3.5 计算大等轴断面轧件尺寸。已给定的条件为小等轴断面轧件尺寸和横截面面积（H_1，B_1和ω_1）、轧辊原始直径D_0、轧辊转速n、钢号、轧件温度及轧辊材质。

用本算法按以下顺序确定大等轴断面轧件最大可能尺寸：

1．按公式（3.57）计算轧辊折算直径A_1。

2．按表3.12和3.13中公式，并考虑公式(3.24)，计算两个孔型的最大允许咬入角的近似值$[\alpha_1]$和$[\alpha_2]$及中间非等轴断面的最大允许轴比的近似值$[a]_{max}$。此时初步取定为计算$[\alpha_1]$，$[\alpha_2]$和$[a]_{max}$必需的附加参数，例如，第二孔型的轧辊转速可取与第一孔型相等，而在第一孔型中的压下系数可在$\alpha=[\alpha_1]$时按下式计算：

$$1/\eta=1+2A\sin^2(\alpha/2) \qquad (3.59)$$

3．按$\lambda_\Sigma=f(A_1,\ a,\ \alpha)$曲线计算图（见图$\Pi$.1，$\Pi$.3等）确定总延伸系数的允许值。为此由横坐标上$A_1$值作垂线与已得出的相应的$[a]_{max}$、$[\alpha_1]$、$[\alpha_2]$曲线相交，在纵坐标上相应地找到三个延伸系数值$\lambda_{\Sigma a}$，$\lambda_{\Sigma\alpha_1}$和$\lambda_{\Sigma\alpha_2}$（见图$\Pi$.3上带箭头的虚线）。三个总延伸系数值中最小的一个是允许值：$\lambda_{\Sigma max}=\min(\lambda_{\Sigma a},\ \lambda_{\Sigma\alpha_1},\ \lambda_{\Sigma\alpha_2})$。对于其中压下仅受咬入角$\alpha_1$或$\alpha_2$限制的孔型系统，允许总延伸系数选二个值中的小者：$\lambda_{\Sigma a}$或$\lambda_{\Sigma\alpha_2}$（见图$\Pi$.1）；$\lambda_{\Sigma a}$或$\lambda_{\Sigma\alpha_1}$（见图$\Pi$.9）。

4．利用公式（3.57）求出原始等轴断面轧件横截面面积：

$$\omega_0=\omega_1\cdot\lambda_\Sigma。$$

5．按表3.14中的公式计算大等轴断面轧件尺寸$H_0=B_0=f(\omega_0)$。为此必须预先把公式中H_1换成H_0，ω_1换成ω_0等等。

6．按算法3.4中叙述的方法（见2～6项）确定中间非等轴断面轧件变形系数和尺寸。

7．在计算$[a]_{max}$，$[\alpha_1]$或$[\alpha_2]$的修正值之后，检验咬入条件（3.20）和轧件稳定性条件(3.21)。当这些条件不满足时，用修正的$[a]_{max}$和$[\alpha]$值按本算法3～6项重新进行计算。

8．按在δ_1，r/H_1，$\mathrm{tg}\varphi$等固定值下表达孔型中几何关系

的公式（见表3.14和3.2），确定大等轴孔型尺寸。

轧制二道时金属变形的修正计算 在固定的δ_1、r/H、$\mathrm{tg}\varphi$参数值（见表3.14）和$\psi=0.8$时，按算法3.4和3.5计算金属变形可以足够准确地确定轧件尺寸和孔型尺寸。如果这些参数有另外的值，则计算为近似的。在这些条件下，应在按3.4和3.5算法初步确定轧件尺寸和孔型尺寸后，用确定宽展的公式或曲线图再进行变形的修正计算。

算法 3.6 中间非等轴断面轧件尺寸和孔型尺寸的修正计算。已给定的条件为大等轴断面尺寸和面积（C_0，H_0，B_0，H_0'，ω_0）及小等轴断面尺寸和面积（C_1，H_1，B_1，H_1'，ω_1），（见图3.4）、轧辊原始直径D_0、轧辊转速n、轧辊材质、轧制的钢号及金属温度。非等轴断面轧件的初步尺寸（H，B，a）按算法3.4或3.5确定。非等轴孔型的充满度$\delta=B/B_k$可给定或计算时取定。

计算用叠代法按以下顺序完成。

1．按公式（3.9）在轧件原始高度初步值$H_{0_1}=B$和轧件轴比初步值$a_{0_1}=a$的情况下，确定按逆轧向第一道中的宽展系数β_1。然后计算轧前轧件宽（非等轴孔型的高H_y）的修正值：$B_{0_1}=H_y=B_1/\beta_1$。

2．按算法3.1计算第二道中宽展系数β_2和非等轴孔型中轧件的修正宽度$B_y=B_0\beta_2$。此时非等轴孔型的轴比初步取$a_k=a_{0_1}/\delta=B/H_y\delta$。然后确定非等轴轧件的修正轴比$a_y=B_y/H_y$（第一次逼近）。

3．按下式确定修正的B_y和非等轴轧件宽度的初步值B的重合性：

$$\delta B=\left|\frac{B_y-B}{B_y}\right|\leqslant 0.005\sim 0.01, \qquad (3.60)$$

其中 0.005 用于计算大断面变形，而 0.01用于计算中、小断面。

4．如条件（3.60）不能满足，则按第一次逼近（H_y，B_y和

a_y）取新值H'，B'和a'，并重复1-3项计算。通常二次逼近就足够以0.5～1%的精度确定中间非等轴断面的轧件尺寸了。

5．对求得的非等轴轧件尺寸确定孔型尺寸B_k，a_k，H_1，$B_{k\rho}$等等（见图3.4和表3.2），并按表3.3中公式确定轧件横截面面积ω。

6．按公式（3.48）计算延伸系数λ_1和λ_2。

按计算结果绘制孔型图，并在孔型图上画出送入各孔型的轧件的轮廓。

例题：对算法3.4例题中的条件按方-菱-方方案轧制时的变形进行修正计算。与上述条件不同之处是方坯的尺寸是按国家标准ГОСТ4693—77给定的（见图3.4，δ）：$C_0=100.0$mm；$B_0'=H_0'=141.4$mm（未考虑圆角半径），$r_1=15$mm，$H_0=B_0=128.9$ mm，$\omega_0=9806$ mm²；$C_1=80.0$ mm；$H_1=113.1$ mm；$r=12$mm；$B_1=H_1'=103.1$mm；$\omega_1=6276$mm²。由此可见，方孔型充满度为$\delta_0=H_0/H_0'=128.9/141.4=0.912$和$\delta_1=B_1/B_k=103.1/113.1=0.912$。此外，在$t=1000$℃时摩擦指数$\psi=0.6$（见表3.5）。这样，$r/H$，$\delta$和$\psi$值不同于在算法3.4中的取值（$r/H=0$，$\delta=0.9$，$\psi=0.8$），这就决定了修正计算的必要性。

按算法3.4计算结果，得出菱形轧件初步尺寸：$H=91.2$mm，$B=150.4$mm，$a=1.65$。

按算法3.6的修正计算是在菱形孔型充满度$\delta=0.9$下完成的。

1．初步取$H_{0_1}=B=150.4$mm，$a_{0_1}=a=1.65$，和$\delta_{0_1}=\delta=0.9$，确定第一道中宽展系数β_1。轧辊折算直径和压下系数按以下公式（见附录1，菱-方方案）：

$$A=(D_0-H_1)/H_1=(550-113.1)/113.1=3.862$$

$$1/\eta=H_{0_1}/H_1=150.4/113.1=1.330$$

用菱-方方案的系数C_i（见表3.6）按公式(3.9)得到：

$$\beta_1 = 1 + 0.972(1/\eta - 1)^{2.01} \times A^{0.665} \times a^{-2.458} \cdot \delta_0^{-1.3}$$
$$\times \psi^{0.7} = 1 + 0.972(1.33-1)^{2.01} 3.862^{0.665}$$
$$\times \frac{0.6^{0.7}}{1.65^{2.058} \times 0.9^{1.3}} = 1.060$$

按算出的宽展系数β_1计算菱孔宽度修正值(菱孔型高)$B_{0_1} = H_y = B_1/\beta_1 = 103.1/1.060 = 97.3$mm。

2. 按算法3.1计算边长$C_0 = 100$毫米的方坯在高度修正为$H_y = 97.3$mm和初步轴比为$a_x = B/H_y \cdot \delta = 150.4/97.3 \times 0.9 = 1.717$的菱形孔中轧制时的宽展系数$\beta_2$和轧件宽$B_y$。按公式(见附录1）确定为此所必须的无量纲参数：

$$A = D_*/H_y = (D_y - H_y)/H_y$$
$$= (550-97.3)/97.3 = 4.653$$
$$1/\eta = H_0/H_x = 128.9/97.3 = 1.325$$

参数$\delta_0 = 0.912$，$a_x = 1.717$和$\psi = 0.6$已在前面求出。

用方-菱方案的系数C_i（见表3.6)按公式（3.9）得到：

$\beta_2 = 1 + 3.09(1/\eta - 1)^{2.07} \times A^{0.5} \times a_x^{-4.85} \times \delta_0^{-4.865} \times \psi^{1.543} = 1 + 3.09(1.325-1)^{2.07} \times 4.653^{0.5} \times 1.717^{-4.85} \times 0.912^{-4.865} \times 0.6^{1.543} = 1.034$。菱形孔型中轧件宽度修正值为$B_y = \beta_2 \times B_0' = 1.034 \times 141.4 = 146.2$mm，而轧件轴比修正值为$a_y = 146.2/97.3 = 1.503$（第一次逼近）。

3. 比较菱形轧件宽度的修正值B_y和初步值B，按公式(3.60）确定它们的重合性：

$$\delta_B = \left|\frac{146.2-150.4}{146.2}\right| = 0.029$$

4. 既然$\delta B > 0.005$，那么按第一次逼近取H、B和a的新值，即$H' = H_y = 97.3$mm；$B' = B_y = 146.2$mm，$a' = a_y = 1.503$，并按1～3项重复计算。

4.a在新值$a_0 = 1.503$和$1/\eta = B'/H_1 = 146.2/113.1 = 1.293$（其它参数不变）时计算$\beta_1$：

$$\beta_1 = 1 + 0.972 \times 0.293^{2.01} \times 3.862^{0.665} \times \frac{0.6^{0.1}}{1.503^{2.458} \times 0.9^{1.3}}$$

$$= 1.060$$

$B_0' = H_y' = 103.1/1.06 = 97.3\text{mm}$

4.6 在新值$a_x = B'/H_y'$，$\delta = 146.2/97.3 \times 0.9 = 1.670$时(其它参数不变，因为得出了$H_y' = H' = 97.3\text{mm}$)，计算$\beta_2$：

$$\beta_2 = 1 + 3.09(1.325-1)^{2.07} \times 4.653^{0.5} \times 1.67^{-4.85} \times 0.912^{-4.865} \times 0.6^{1.543} = 1.038$$

$B_y' = 1.038 \times 141.4 = 146.7\text{mm}$；$a_y' = 146.7/97.3 = 1.507$（第二次逼近）

4.6 按公式（3.60)比较B_y'和B'：

$$\delta B = \left|\frac{146.7-146.2}{146.7}\right| = 0.0034 < 0.005$$

4.7 既然$\delta B < 0.005$，则取菱形轧件最终尺寸$H = 97.3\text{mm}$，$B = 146.7\text{mm}$（图3.8），计算的叠代过程可以结束。

5. 利用几何关系（见第3.3节，图3.4，B，表3.2），确定菱形孔型尺寸：宽度$B_x = B/\delta = 146.7/0.9 = 163.0\text{mm}$；轴比$a_x = B_x/H = 163/97.3 = 1.675$；考虑到顶角圆角半径$r = 0.15H = 0.15 \times 97.3 \approx 15\text{mm}$，孔型高：

$$H' = H - 2r(\sqrt{1+1/a_x^2} - 1) = 97.3 - 2.15$$

$$(\sqrt{1+1/1.675^2} - 1) = 92.4\text{mm}$$

辊缝 $S = (0.008 \sim 0.012)D_0 = (0.008 \sim 0.012)550 = 4.4 \sim 6.6\text{mm}$，取$S = 6\text{mm}$；切槽宽$B_{x_p} = B_x - Sa_x = 163 - 6 \times 1.675 = 153.0\text{mm}$；辊环圆角半径$r_1 = 0.1H = 0.1 \times 97.3 = 10\text{mm}$。按表3.3中公式，菱形轧件横截面面积：

$$\omega = H^2[0.5a_x\delta(2-\delta) - 0.43(r/H)^2] = 97.3^2[0.5 \times 1.675 \times 0.9 \times (2-0.9) - 0.43 \times 0.15^2] = 7758.0\text{mm}^2$$

6. 计算第一道和第二道的延伸系数：$\lambda_1 = \omega/\omega_1 = 7758/6276 = 1.236$；$\lambda_2 = \omega_0/\omega = 9806/7758 = 1.264$

按计算结果画出的孔型示于图3.8。

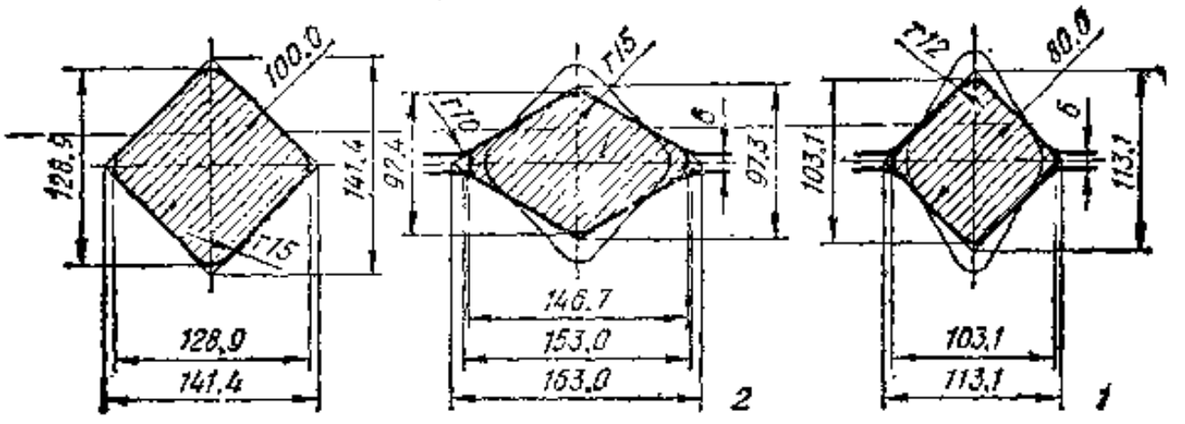


图 3.8　轧制尺寸为80×80mm方坯的轧辊孔型设计
（按算法3.6中例子的计算结果）
1和2—孔型号

三道轧制时的变形计算　在轧辊孔型设计中，特别是用奇数道次时，常常按等轴断面-非等轴断面-非等轴断面-等轴断面并在第二道后轧件翻钢90°的方案轧制，（例如，图3.2，*б*，*д*；图3.9）。按这种方案轧制时金属变形可按下面介绍的算法3.7计算。这种算法是基于使用确定宽展系数的公式。

算法 3.7　按等轴断面-非等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时，非等轴轧件尺寸和孔型尺寸的计算。已给定的条件为大等轴断面轧件的尺寸和面积（H_3，B_0，ω_0等）和小等轴断面轧件的尺寸和面积（H_1，B_1，ω_1等），小等轴孔型尺寸（B_k，B_3等），轧辊原始直径D_0，逆轧向第一孔型的轧辊转数速n_1，钢号，各道轧件温度和轧辊材质。

计算按以下顺序用叠代法完成（见图3.9）：

1．按算法3.2确定为获得在逆轧向第一孔型中给定的小等轴断面所必须的轧件尺寸$H_{0_1}\times B_{0_1}$。显而易见，在第二道中轧件尺寸$B_2=H_{0_1}$和$H_2=B_{0_1}$。此时必须注意，在箱形孔型中轧制时（见图3.9，*а*），送入的轧件宽B_{0_1}由槽底宽B_{3_1}和夹持程度$a_{3_1}=0.98\sim1.10$限制。因此可取$B_{0_1}=B_{3_1}\cdot a_{3_1}$，并在给定的宽展系数$\beta_{1_1}=B_1/B_{0_1}$下按（3.9）用逐步逼近法确定轧件轴比$a_0$，

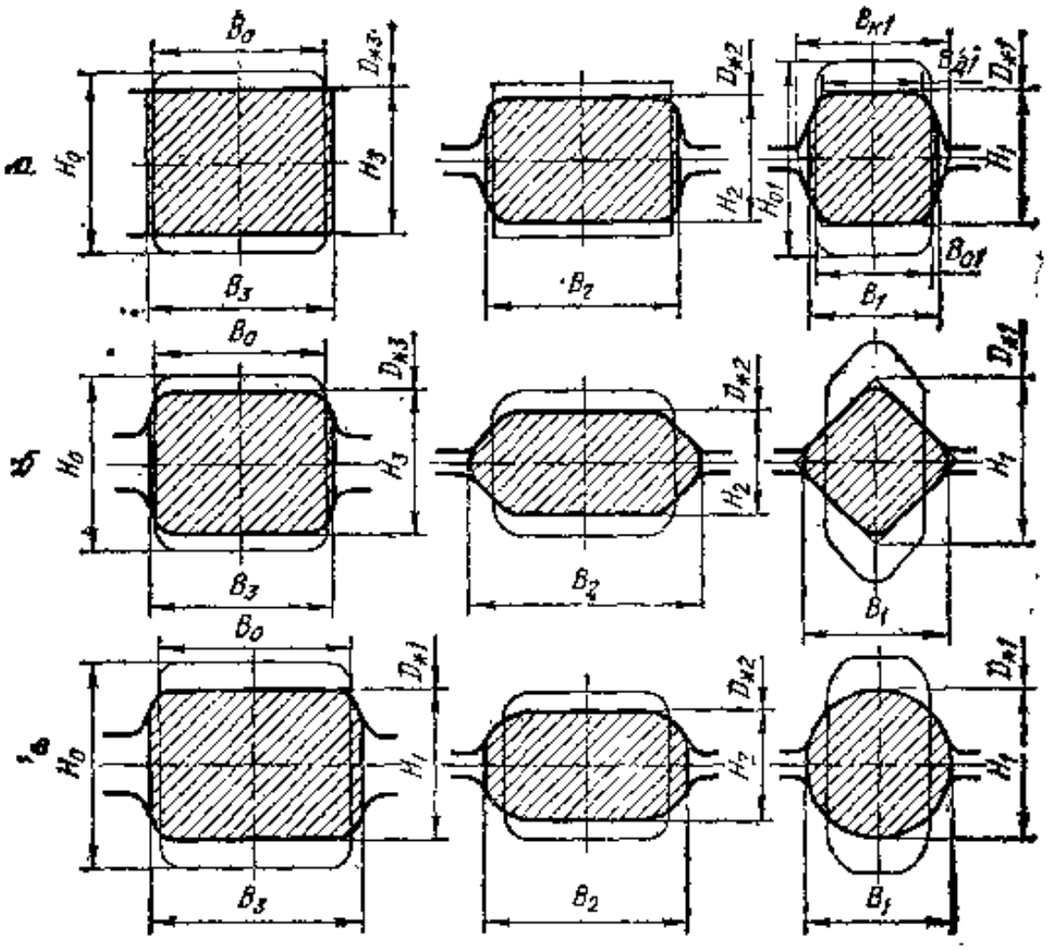


图 3.9　按等轴断面-非等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧辊孔型设计举例

а—方-矩形-矩形 箱方；

б—方-矩形-六角-方；

в—方-矩形-平椭-圆

和轧件高度$H_{0_1}=B_2$。

2．求出在第二孔型和第三孔型中总压下系数$1/\eta_\Sigma=H_0/H_2$，然后将$1/\eta_\Sigma$在二个孔型中进行分配，此时取在第三个孔型中的压下系数$1/\eta_3=1.15\sim1.25$，并考虑$1/\eta_\Sigma=(1/\eta_2)\times(1/\eta_3)$。然后计算在第三孔型中轧件高度$H_3=H_2(1/\eta_2)$。

3．按公式（3.9）确定在第二孔型中和第三孔型中的宽展

系数β_3和β_2，并计算各个孔中的轧件宽度$B_3'=B_0\times\beta_3$，$B_2'=B_3'\cdot\beta_2$（第一次逼近），此时先初步取独立参数tgφ（对箱形孔型）和a_x（对六角和椭圆孔型）的值。

4．将顺轧向计算出的第二孔型中轧件的宽度值B_2'和逆轧向算出的值B_2（见第1项）进行比较，并按公式（3.60）确定这些量的重合性δB。

5．如果条件$\delta B<0.005\sim0.01$不满足，则重新分配总压下系数$1/\eta_x$。这时建议：如果$B_2'<B_2$，则减小压下系数$1/\eta_3$，如果$B_2'>B_2$，则增大$1/\eta_3$。然后确定新的$H_3=H_2(1/\eta_2)$值，并按3～5项进行计算。这样一来，靠在第二孔型和第三孔型之间重新分配压下系数$1/\eta_x$，达到B_2'和B_2的重合。如果用这种方法得不到在第二孔型中需要的轧件宽度，则需相应的改变第二孔型和第三孔型中的tgφ或a_x，宽展随着这些参数的增大而增加。然后按3～5项重复计算。

对箱形孔型轧件宽度值B_2'和B_2也可以靠改变轧件夹持程度a_{3_1}来达到（见第1项）：随着a_{3_1}的增加，第二孔型中轧件的H_2增大、B_2减小。

通常为达到B_2'和B_2值的重合（精度到0.5～1.0%），完成2～4次逼近计算就足够了。

6．利用表3.2和3.3中的几何关系计算孔型尺寸和轧件横截面面积。

7．确定各孔型中延伸系数：

$$\lambda_1=\omega_2/\omega_1,\quad \lambda_2=\omega_3/\omega_2,\quad \lambda_3=\omega_0/\omega_3 \qquad (3.61)$$

算法3.7也可用于计算在每道之后翻钢的三道轧制时的金属变形(例如在按方-菱-菱-方方案或按方-椭-椭-圆方案轧制时)。在这种情况下，该算法的第2项中不确定总压下系数$1/\eta_2$，而在第三孔型中的压下系数取为$1/\eta_3=1.10\sim1.15$。

例题： 确定在箱形孔型中按方-矩形-矩形-方方案轧制时的非等轴轧件尺寸和孔型尺寸（见图3.2，6）。已给定大方断面尺寸和面积$H_0=B_0=81.1$mm，$\omega_0=6453.4$mm^{2}和小方断面的尺

寸和面积$H_1=B_1=56.6$mm，$\omega_1=3004.2$mm^2，小等轴箱形孔型的尺寸（见图3.4，a）$B_{k_1}=60.2$mm，$B_{\delta_1}=48.9$mm，$r=8.0$mm等，各道轧辊原始直径$D_0=430.0$mm，轧辊转速$n_1=38.2r/\min$，轧制钢号12XH3A，轧件温度$t=1100\sim1200$℃，轧辊材质为铸铁。

1. 确定在已给定尺寸的箱形孔型中得到小方断面56.6×56.6mm所必须的轧件尺寸$H_{01}\times B_{01}$。

为此取$a_{s1}=1.0$，轧件宽$B_{01}=B_{\delta_1}a_{s_1}=48.9\times1.0=48.9$mm。由此可见，给定的宽展系数为$\beta_{s_1}=B_1/B_{01}=56.6/48.9=1.157$。在这一$\beta_{s_1}$值下用逐步逼近法按公式（3.9）确定轧件轴比$a_{01}$和高度$H_{01}$（见算法3.2第3～7和第9项）：

初步取$a_{01}=1.9$，那么$H_{01}=B_{01}\times a_{01}=48.9\times1.9=92.9$mm继而确定计算所必须的无量纲参数（见附录1）：$1/\eta_1=H_{01}/H_1=92.9/56.6=1.641$，$A=(D_0-H_1)/H_1=(430.0-56.6)/56.6=6.60$；$\operatorname{tg}\varphi_1=(B_{k_1}-B_{\delta_1})/H_1=(60.2-48.9)/56.6=0.20$；因为$t_1=1100\sim1200$℃（见表3.5），所以$\psi=0.6$。

按公式(3.9)确定计算值$\beta_1=1.170$，将其与给定值β_{s_1}比较，按公式$\Delta\overline{\beta}=|\beta_1-\beta_{s_1}|/(\beta_{s_1}-1)=|1.170-1.157|/(1.157-1)=0.083$评价这些值的重合程度；

因为$\Delta\overline{\beta}>0.03$，则取新值$a_{01}=1.85$（向$\beta_1$减少的方向），并重复计算宽展系数：$H_{01}=48.9\times1.85=90.5$mm；$1/\eta_1=90.5/56.6=1.599$；其它参数不变；按公式（3.9）计算$\beta_1=1.155$，这时宽展系数的计算值与给定值的重合性为$\Delta\overline{\beta}=|1.155-1.157|/(1.157-1)=0.0127$小于0.03；由此可见，最终取$a_{01}=1.85$，$H_{01}=B_0=90.5$mm，$B_{01}=H_2=48.9$mm，叠算过程可以结束。

类似于在算法3.4的例子中做过的那样，对得出的轧件检验咬入条件（3.20）和稳定性条件(3.21)，结果得到：实际咬入角$\alpha=24.6°$，最大允许咬入角$[\alpha]=29.3°$，轧件最大允许轴比

$[\alpha]_{max}=2.04$。可见，轧件咬入条件和稳定性条件满足：$\alpha<[\alpha]$和$\alpha_0<[\alpha]_{max}$。

2．确定在第二孔型和第三孔型中总压下系数$1/\eta_\Sigma=H_0/H_2=81.1/48.9=1.658$。将其按孔型分配，取$1/\eta_3=1.15$，则$1/\eta_2=(1/\eta_\Sigma)/(1/\eta_3)=1.658/1.15=1.442$。第三孔型中轧件高$H_3=H_2(1/\eta_2)=48.9\times1.442=70.5$mm。

3．用箱形孔型的系数C_i（见表3.6）按公式（3.9）计算在第三孔型和第二孔型中的宽展系数。这时两个箱形孔型的侧壁斜度取为相等：$\operatorname{tg}\varphi_3=\operatorname{tg}\varphi_2=0.3$。

第三孔中独立无量纲参数：$A_3=(D_0-H_3)/H_3=(430-70.5)/70.5=5.1$；$1/\eta_3=1.15$；$a_{03}=1.0$；$\psi_3=0.6$（见表3.5）。

第三孔型中的宽展系数：

$$\beta_3=1+0.0714(1/\eta_3-1)^{0.862}\times A_3^{0.746}\times a_{03}^{0.763}\times \operatorname{tg}\varphi_3^{0.362}\times\psi^{0.16}$$
$$=1+0.0714(1.15-1)^{0.862}\times5.1^{0.746}\times1.0^{0.763}\times0.3^{0.362}\times0.6^{0.16}=1.028。$$

第三孔型中轧件宽$B_3'=B_0\beta_3=81.1\times1.028=83.4$mm。

第二孔型中独立无量纲参数：$A_2=(D_0-H_2)/H_2=(430-48.9)/48.9=7.75$；$1/\eta_2=1.442$；$a_{02}=H_{02}/B_{02}=70.5/83.4=0.845$；$\psi_2=0.6$。

第二孔型中的宽展系数$\beta_2=1+0.0714(1.442-1)^{0.862}\times7.79^{0.746}\times0.845^{0.763}\times0.3^{0.362}\times0.6^{0.16}=1.086$。

第二孔型中宽度$B_2'=B_3'\beta_2=83.4\times1.086=90.6$mm。

4．将得到的轧件宽度值B_2'与在第1项中求出的B_2比较，并按公式（3.60）评价这些值的重合性：

$$\delta B=|B_2'-B_2|/B_2=|90.6-90.5|/90.5=0.001。$$

5．既然$\delta B=0.001<0.005$，则不要求重新分配系数$1/\eta_x$和重复计算。最终取第三孔型中轧件尺寸$H_3=70.5$mm，$B_3=83.4$mm和第二孔型中轧件尺寸$H_2=48.9$mm，$B_2=90.5$mm

(图3.10)。

6. 利用表3.2中的公式和几何关系计算第二孔型和第三孔型的尺寸（见图3.4,*a*)。孔型槽底宽 $B_{\partial 3}=0.98\times B_0=0.98\times 81.1=79.5$mm，$B_{\partial 2}=0.98B_3=0.98\times 83.4=81.7$mm。孔型理论宽度：$B_{w3}=B_{\partial 3}+H_3\operatorname{tg}\varphi_3=79.5+70.5\times 0.3=100.6$mm，$B_{w2}=B_{\partial 2}+H_2\operatorname{tg}\varphi_2=81.7+48.9\times 0.3=96.4$mm。第二孔型的辊缝$S_2=0.2H_2=0.2\times 48.9\approx 10$mm。第三孔型的辊缝由公式(3.1)、并考虑关于箱形孔型切槽深度的建议(见第3.3节)确定：因为孔型中轧件轴比$a_3=83.4/70.5=1.183<1.2$，则取$H_{sp.3}=0.3\times H_3$。由此，$S_3=H_3-2H_{sp.3}=H_3-0.6H_3=0.4H_3=0.4\times 70.5\approx 28$mm。

孔型槽口宽：$B_{sp.3}=B_{\partial 3}+(H_3-S_3)\operatorname{tg}\varphi_3=79.5+(70.5-28)\times 0.3=92.3$mm，$B_{sp.2}=B_{\partial 2}+(H_2-S_2)\operatorname{tg}\varphi_2=817+(48.9-10)\times 0.3=93.4$mm。

圆角半径 r：$r_3=0.15\times H_3=0.15\times 70.5\approx 10.0$mm，$r_2=0.15\times 48.9\approx 7$mm。

孔型轴比：$a_{w3}=B_{w3}/H_3=100.6/70.5=1.427$，$a_{w2}=B_{w2}/H_2=96.4/48.9=1.971$。

孔型侧壁充满度：$\delta_{B3}=(B_3-B_{\partial 3})/(B_{w3}-B_{\partial 3})=(83.4-79.5)/(100.6-79.5)=0.185$；$\delta_{B2}=(90.6-81.7)/(96.4-81.7)=0.605$。

孔型充满度：$\delta_{13}=B_3/B_{w3}=83.4/100.6=0.829$，$\delta_{12}=B_2/B_{w2}=90.6/96.4=0.940$。

第三孔型和第二孔型中轧件横截面面积按表3.3中公式确定：

$$\omega=H^2[a_w\delta_1-\delta_B^2\operatorname{tg}\varphi/2-0.55(r/H)^2]$$

$$\omega_3=70.5^2[1.427\times 0.829-0.185^2\times 0.3/2-0.55\times(10/70.5)^2]=5799.2\text{mm}^2$$

$$\omega_2=48.9^2[1.971\times 0.940-0.605^2\times 0.3/2-0.55\times(7/48.9)^2]=4272.0\text{mm}^2$$

7. 按公式（3.61）确定三个孔型中每一个孔型的延伸系数：$\lambda_3=6453.4/5799.2=1.113$，$\lambda_2=5799.2/4272.0=1.357$，$\lambda_1=4272.0/3004.2=1.422$。

按计算结果画出的孔型示于图3.10。

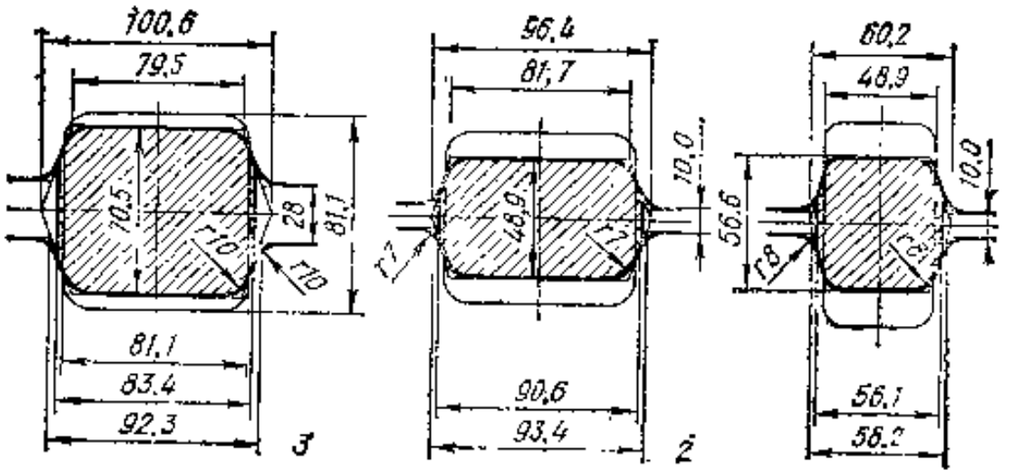


图 3.10 按算法3.7的变形计算结果绘制的箱形孔型。

1、2和3—孔型号

3.7.2 孔型系统按延伸能力的比较

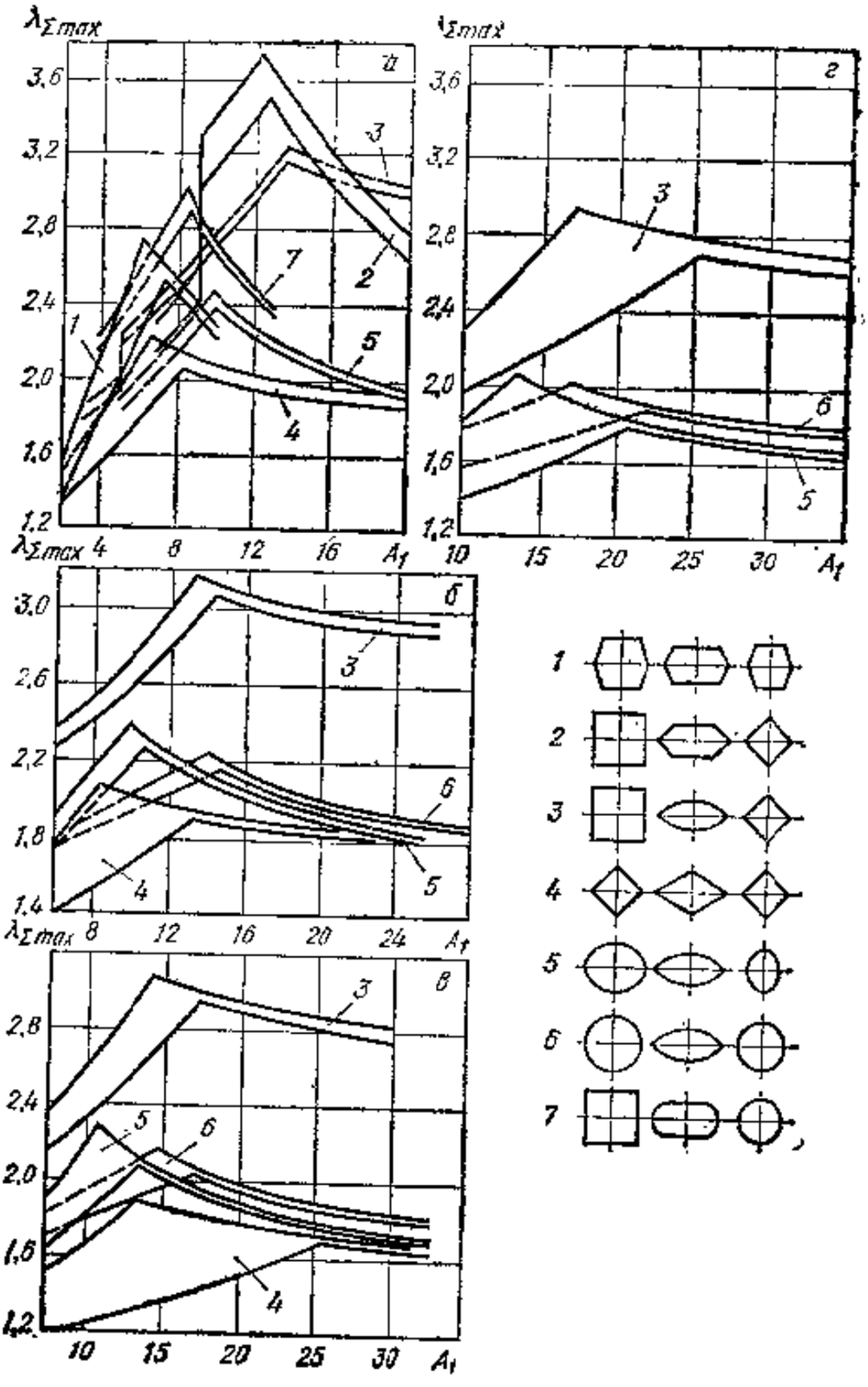
各种孔型系统的延伸能力按两个相邻孔型的最大可能总延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$来评价，这个总延伸系数是在最大允许咬入角$[\alpha]$和非等轴轧件的最大允许轴比$[a]_{max}$时由$\lambda_\Sigma=f(A_1,a,\alpha)$曲线图（见图П.1—П.26）确定的。为此必须在每一孔型系统的$\lambda_\Sigma=f(A_1,a,\alpha)$曲线图上分出对应于$\alpha=[\alpha]$和$a=[a]_{max}$值的曲线。这些曲线是分别为连续式轧机和横列式轧机按机组（粗轧、预轧、精轧前和精轧）绘制的，因为对每一种机组都有自己的轧制速度和影响$[\alpha]$和$[a]_{max}$值的其它参数。得到的$\lambda_{\Sigma max}=f(A_1)$曲线示于图3.11和3.12。这些曲线表征依赖于轧辊折算直径A_1的孔型系统的延伸能力。

在图3.11和3.12上对每一孔型系统都标出了$\lambda_{\Sigma max}$变化范围，这个范围对应于各机组中最小和最大的轧辊圆周速度。例如，在连续式轧机粗轧机组中按菱-方孔型系统轧制时（见图3.11，a—

曲线4)，$\lambda_{\Sigma max}$变化的下限对应于$U_*=6.0$m/s，而上限为0.5m/s。与$[\alpha]$，$[\alpha]_{max}$和$\lambda_{\Sigma max}$有关的其它参数取为常值：$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1000$℃；$\delta_0=0.9$；$B_0/B_*=0.75$；$r/H=0.10$。在这些参数值时对下面的曲线得出了$[\alpha]=23.3°$和$[\alpha]_{max}=2.28$，而对上面的曲线为$[\alpha]=28.5°$和$[\alpha]_{max}=2.35$。

由图3.11和3.12可见，所有的$\lambda_{\Sigma max}=f(A_1)$曲线都在轧辊折算直径$A_1$的一定值处有极大值。在曲线的上升部分延伸系数受最大允许咬入角限制，而在下降部分延伸系数受轧件最大允许轴比限制。六角-方孔型系统的曲线上升部分（图3.11，a和图3.12，a，$б$上曲线2)在$A_1=9\sim10$时出现不连续，这由限制压下制度的咬入角发生改变来解释：在$A_1<9\sim10$时延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$受咬入角$[\alpha_2]$限制，而当$A_1>9\sim10$时延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$受咬入角$[\alpha_1]$限制。

图3.11和图3.12上的曲线可用以定量的比较各种孔型系统的延伸能力，例如，对所有机组按六角-方和椭圆-方孔型系统轧制时一对孔型的延伸系数最大（$\lambda_{\Sigma max}=3.0\sim3.6$），而按菱-方和椭圆-圆孔型系统轧制时$\lambda_{\Sigma max}$最小，并且不超过1.7～2.2。但这还不意味着六角-方和椭圆-方孔型系统在各种轧制情况下都具有最大的延伸能力。当在连续式轧机上$A_1<9$和在横列式轧机上$A_1<7\sim8$时，这些孔型系统的$\lambda_{\Sigma max}$值比箱形孔型系统或方-平椭-圆孔型系统的小（见图3.11，a和3.12，a上曲线1、7和2、3)。因此在前几架轧机中，当$A_1<7\sim9$时，必须用箱形孔型，而在随后的机座中在较大的A_1值时，用六角-方或椭圆－方孔型系统是合理的。比较这两种孔型系统时（见图3.11，a及3.12，a上曲线2和3）应指出：当$A_1<9\sim10$时它们的延伸能力相同，当$A_1=10\sim16$时六角-方孔型系统具有更大的延伸能力，而当$A_1>16\sim17$时椭圆-方孔型系统具有更大的延伸能力。这样一来，当$A_1<16$时作为延伸孔型系统用六角-方孔型系统最有效。由以上所述应看出，比如在连续式线材轧机和连续式小型轧机上，为了得到最大可能的延伸系数，在前几架中（当$A_1=4\sim8$


λΣmax
а
б
в
г
A1
1
2
3
4
5
6
7

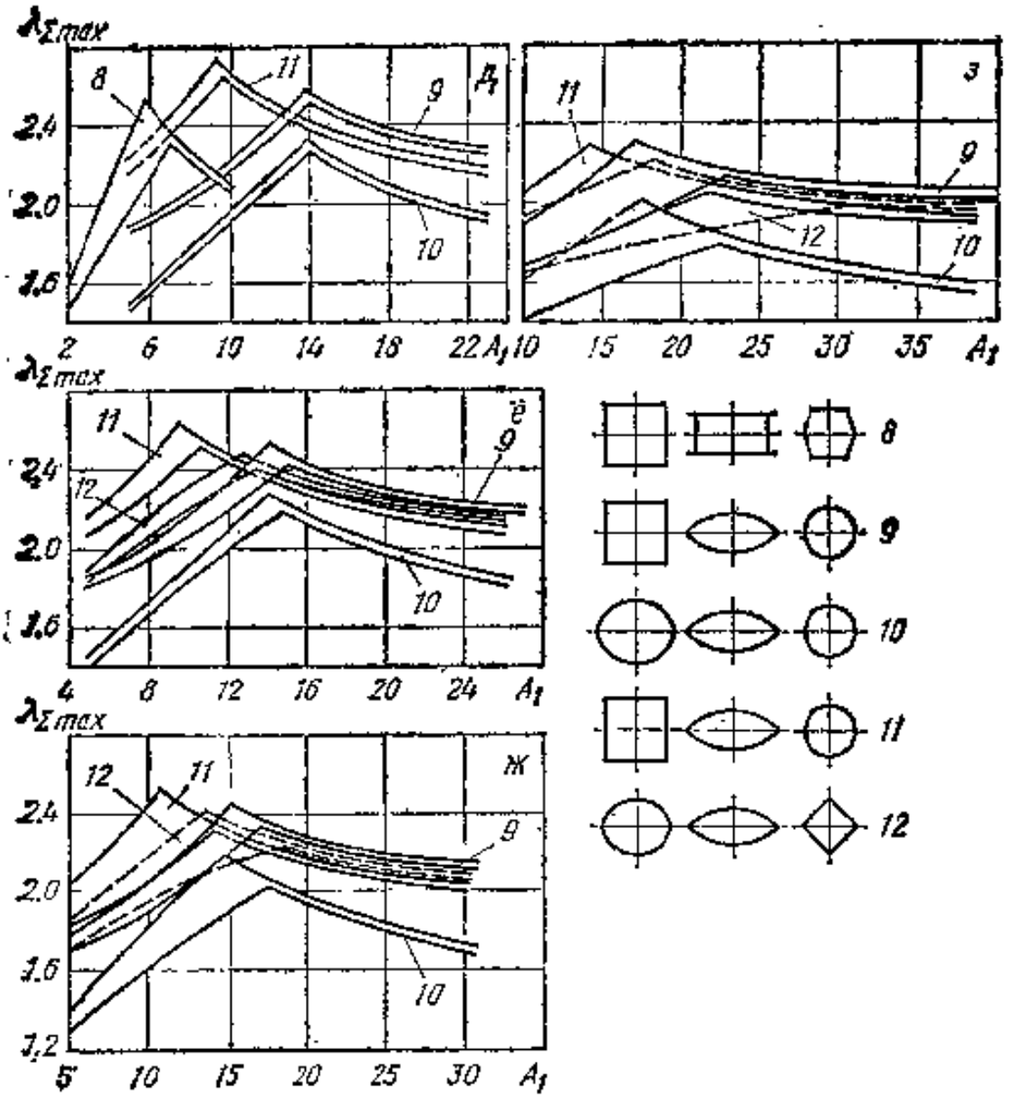


图 3.11　在连续轧机上轧制时各种孔型系统的延伸能力曲线

а—粗轧机组（$U_*=0.5\sim6.0$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$℃；$\mathrm{tg}\varphi=0.2$；$\alpha_3=1.0$；对箱孔型$U_*=0.2\sim1.5$m/s；$\mu=1.25$）；

б—预轧机组（$U_*=6\sim12$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$℃）；

в—精轧前和精轧机组（$U_*=12\sim20$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$℃）；

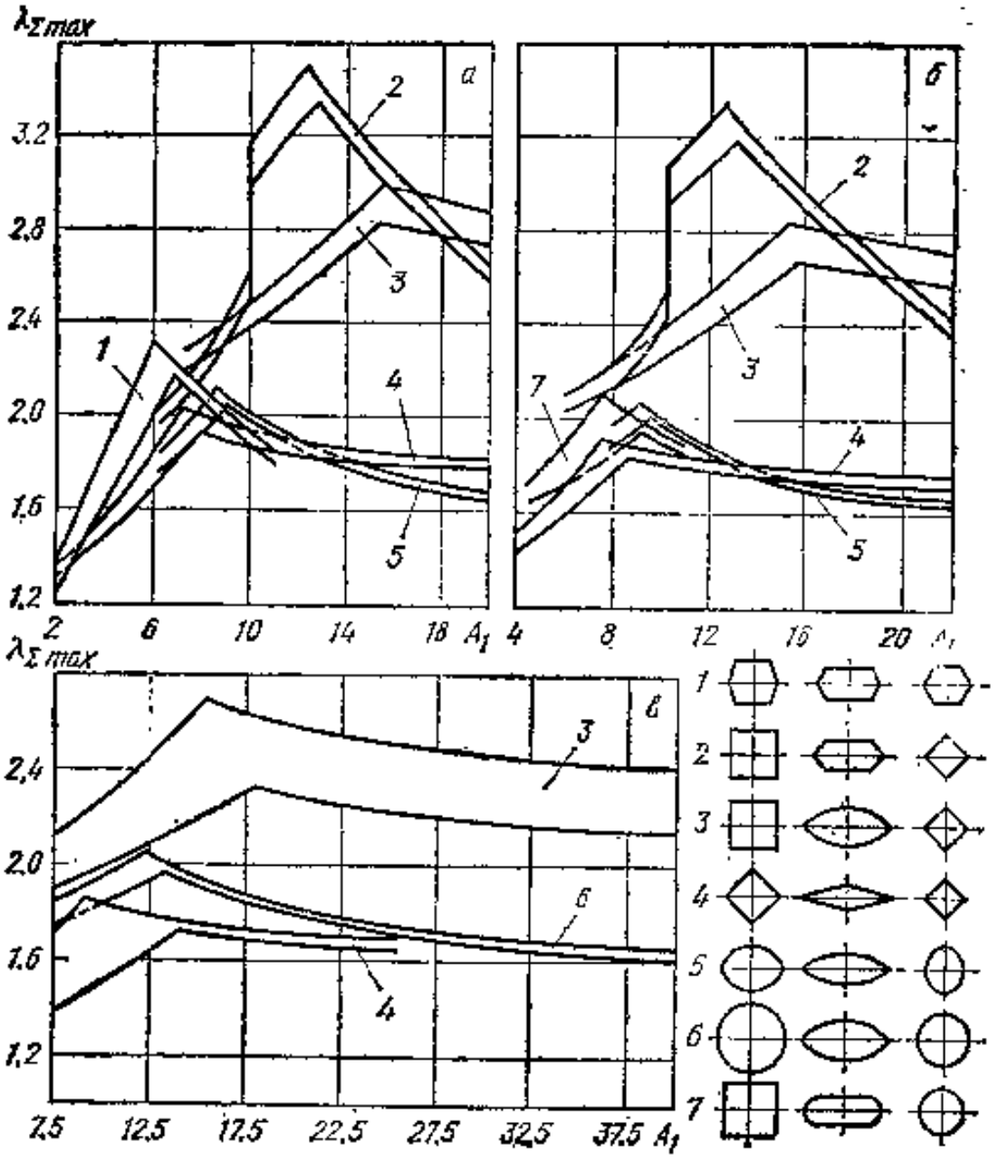
г—精轧前和精轧机组（$U_*=20\sim30$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$℃）；

д—粗轧机组（$U_*=0.5\sim6.0$m/s）；

е—预轧机组（$U_*=6\sim12$m/s）；

ж—精轧前和精轧机组（$U_*=12\sim20$m/s）；

з—精轧前和精轧机组（$U_*=20\sim30$m/s；$M=1.4$；$\mu=1.0$；$t=1100$℃）


$\lambda_{\Sigma max}$
а
б
в
1
2
3
4
5
6
7
3,2
2,8
2,4
2,0
1,6
1,2
2
6
10
14
18
A_1
4
8
12
16
20
2,4
2,0
1,6
1,2
7,5
12,5
17,5
22,5
27,5
32,5
37,5

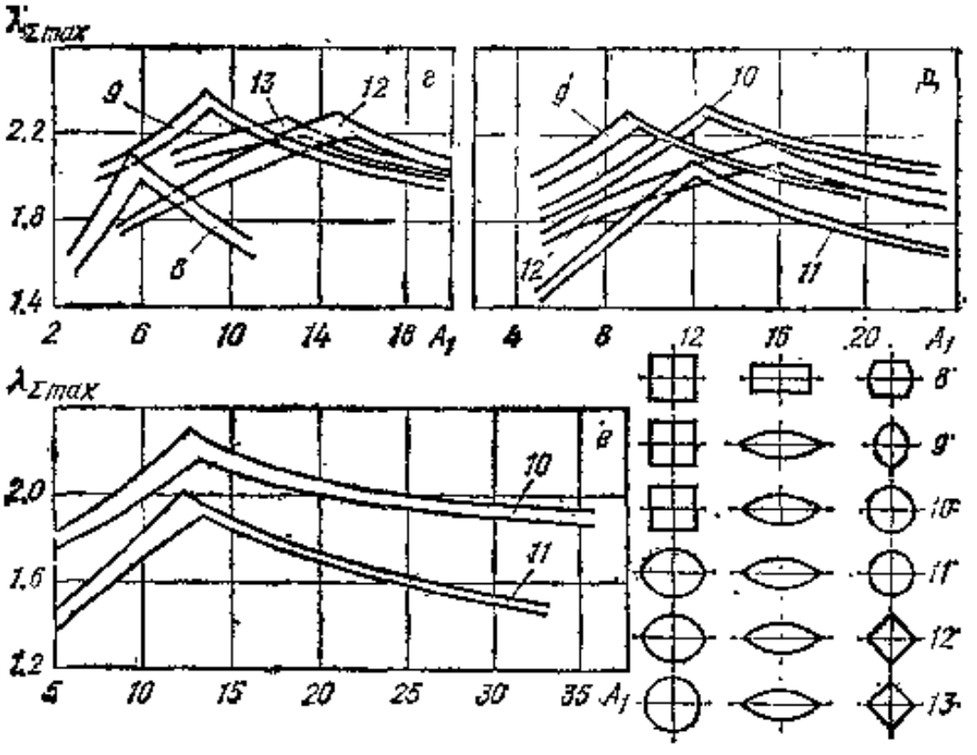


图 3.12　在横列式轧机和顺列式轧机上轧制时各种孔型系统的延伸能力曲线

а—粗轧机组（$U_*=1.5\sim4$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$°C；$a_3=1.0$；$\mathrm{tg}\varphi=0.2$；对箱孔型$\mu=1.25$）；

б—预轧机组（$U_*=4\sim6$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$°C）；

в—精轧前和精轧机组（$U_*=6\sim10$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$°C）

г—粗轧机组（$U_*=1.5\sim4$m/s；对箱孔型$U_*=1.5\sim2.5$m/s）；

д—预轧机组（$U_*=4\sim6$m/s）；

е—精轧前和精轧机组（$U_*=6\sim10$m/s；$\mu=1.0$；$M=1.4$；$t=1100$°C）

时）用箱形孔型，然后用六角-方（当A_1=9～15时）和椭圆-方（当A_1>15～16时）是合理的。

在A_1>9时椭-立椭孔型系统具有很大的延伸能力，按这一孔型系统轧制时，$\lambda_{\Sigma max}$最大值可达2.2～2.5（见图3.11，a-e及图3.12，a上曲线5）。在粗轧机座中，当A_1<9～10时，箱形孔型和方-平椭-圆孔型系统比椭-立椭的延伸能力大，因此，在箱形孔型和平椭孔型之后采用椭-立椭孔型系统是合理的。

在A_1<14～15时，椭-圆孔型系统比椭-立椭孔型系统的延伸能力小，在较大的A_1值时，椭-圆孔型系统的延伸系数稍大于椭-立椭孔型系统的延伸系数（见图3.11，б-г）。上面指出的各种孔型系统延伸能力的规律在轧辊孔型设计时应予以考虑。

$\lambda_{\Sigma max}=f(A_1)$曲线可以用来确定就延伸能力而言的优化的工作机座轧辊直径，轧辊在此直径时可以实现最大的延伸系数。当确定优化的轧辊直径时，需在图3.11和3.12上找出该孔型系统对应$\lambda_{\Sigma max}=f(A_1)$曲线最大值的$A_1$值，然后应根据逆轧向第一孔型中轧件的已知高度$H_1$计算轧辊工作直径（$D_*$）和原始直径（$D_0$）：$D_*=A_1\cdot H_1$，$D_0=D_*+H_1$。

按照各种孔型系统的延伸能力曲线可以找出延伸系数依赖于轧辊折算直径A_1和轧制速度U_*的按道次分配规律。在型钢轧机上轧制时，轧辊折算直径由前几架的2～5增加到后几架的10～40，而轧制速度相应地由0.3～0.7m/s增加到10～35m/s。与此相应，如图3.11和3.12所示，在相邻各对孔型中的总延伸系数应先增加，而后减小。此时$\lambda_{\Sigma max}$的逐道变化应按$\lambda_{\Sigma max}=f(A_1)$曲线，并考虑留有孔型延伸能力的一定潜力来确定。

如此说来，在型钢轧制时延伸系数按道次分配的一般规律应是：相应于轧辊折算直径和轧辊圆周速度的改变，在粗轧机座中延伸系数顺轧向逐道增加$\lambda_{\Sigma max}$，在预轧及精轧机座中则逐道减小。个别的轧制情况下，在A_1和U_*值逐道变化的狭窄区间内，相邻一对孔型中的延伸系数可能单调增加或减小。例如，在连续式开坯轧机和横列式大型轧机上用箱形孔型和方-平椭-圆孔型系

统轧制直径为100～140mm圆钢时，λ_{max}只可能顺轧向增加，因为在这种情况下$A_1=3\sim6$，而轧制速度U_*相应为0.5～2.0m/s和3～4m/s（见图3.11，a）。

在确定各种孔型系统的延伸能力时，只考虑了轧辊对金属的咬入条件和轧件在孔型中稳定性的限制。而实际上选择延伸系数时还考虑轧制速度制度、主机列设备强度、轧制精度、轧制的品种等。因此，在轧辊孔型设计时不总能最大限度地利用孔型的延伸能力。因此引入孔型延伸能力利用程度和孔型延伸能力潜力的概念是必要的。

按最严的限制条件所允许的一对相邻孔型中的延伸系数λ_Σ与按图3.11和3.12或按$\alpha=[\alpha]$和$a=[a]_{max}$时$\lambda_\Sigma=f(A_1,\ a)$曲线图所确定的这两个孔型的最大可能延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$之比值，称为孔型系统延伸能力的利用程度$C_*$：

$$C_*=\lambda_\Sigma/\lambda_{\Sigma max} \tag{3.62}$$

$\lambda_{\Sigma max}$富余的份额为孔型系统延伸能力的潜力：

$$З_*=1-\lambda_\Sigma/\lambda_{\Sigma max} \tag{3.63}$$

3.7.3 孔型系统按力能参数的比较

各种孔型系统按力能参数的比较将根据等轴断面－非等轴断面－等轴断面方案在各孔型系统总延伸系数λ_Σ、小等轴断面面积ω_1和轧辊原始直径D_0相同的轧制条件下所产生的力矩进行。为此目的确定了各孔型系统总变形力矩$M_{*\Sigma}=M_{*1}+M_{*2}$以及在逆轧向第二孔型和第一孔型中力矩的比值$M_{*2}/M_{*1}$。

力矩M_{*1}，M_{*2}按第3.5.2节中介绍的方法计算。为此必需的道次变形系数$1/\eta_1$，$1/\eta_2$，λ_1和λ_2按表3.15中的公式确定，而非等轴断面的轴比a在给定的λ_Σ和A_1值下按曲线图（图Ⅱ.1-Ⅱ.26）确定。我们在不同的D_0和ω_1值下对所有的孔型系统确定了轧辊折算直径。

为了消除变形抗力和轧件横截面尺寸的影响，变形力矩以无量纲形式表示：

$$\widetilde{M}_{*\Sigma}=\frac{M_{*1}+M_{*2}}{0.287\sigma\omega_1\sqrt{\omega_1}}$$

$$= \frac{1}{C_i\sqrt{C_i}}\left\{A_1^2 n_{e\alpha 1} + [(A_1+1)a\eta_1 - 1]^2 n_{e\alpha 2} \times \left(\frac{1}{\eta_1 a}\right)^3\right\} \tag{3.64}$$

$$M_{e\alpha 2}/M_{e\alpha 1} = [(A_1+1)a\eta_1 - 1]^2 n_{e\alpha 2}\left(\frac{1}{\eta_1 a}\right)^3 / A_1^2 n_{e\alpha 1} \tag{3.65}$$

式中 $n_{e\alpha 1}$和$n_{e\alpha 2}$——分别为在逆轧向第一孔型和第二孔型中变形力矩系数。

按公式（3.64）和（3.65)的计算是在λ_Σ由1.2变化到3.0、而A_1由2.0到40.0的情况下用电子计算机进行的。在这种情况下为了比较各孔型系统在轧制面积相等时的能耗而求出比值：

$$\theta_M = M_{e\alpha\Sigma i}/M_{e\alpha\Sigma 2}$$

式中 $M_{e\alpha\Sigma i}$—— 按所研究的孔型系统轧制时的总变形力矩；

$M_{e\alpha\Sigma 2}$——按椭-方孔型系统轧制时总变形力矩。

对每一个所研究的孔型系统都确定了力矩比值的统计平均值$m(\theta_M)$和均方根偏差$\sigma(\theta_M)$。比较结果列于表3.16中，其中孔型系统按θ_M大小的增加顺序排列。

由表3.16可见，在平辊上按方-矩形-方轧制时得出总变形力矩的最低值、以及由此而来的能量消耗最低值：$m(\theta_M)=0.834$。在孔型中轧制时，其它条件都相同，能量消耗总要比在平辊上轧制面积大小相同的方断面时大。这是由于在孔型中轧制时附加接触摩擦力对变形力矩的影响及在变形区中存在非接触区的缘故，这些非接触区的变形需消耗由轧辊输入到接触面上的能量。从能量消耗的角度看，椭-方孔型系统和椭-立椭孔型系统最省能量：$m(\theta_M)=1.0$。能量消耗稍大些（1.080～1.195倍）的是按方-平椭-圆孔型系统、六角-方孔型系统和箱形孔型按矩形-方轧制。按这些孔型系统轧制时，变形力矩的增加可由接触面上摩擦功率增加、轧件的宽展阻力增加和在非等轴孔型中轧制方坯料时变形区前端存在中部非接触区来解释。

按菱-方孔型系统、椭-圆孔型系统和圆-平辊身孔型系统轧制时总变形力矩的进一步增加（见表3.16）由侧面非接触区的决定性影响解释。侧面非接触区的相对体积从菱-方孔型系统到圆-平辊身孔型系统依次增加。能量消耗最大的是按圆-平辊身-圆方案轧制。在这种情况下，$M_{\sigma\alpha 2}$是按椭-方孔型系统轧制时的1.58倍。

总变形力矩在等轴和非等轴孔型之间的分配是不均匀的。由计算表明，对大多数孔型系统$M_{\sigma\alpha 2}/M_{\sigma\alpha 1}>1$，即在非等轴孔型中轧制时的力矩大于在等轴孔型中轧制的力矩。但按某些孔型系统轧制时，例如按菱-方、六角-方、椭-立椭在轧辊折算直径很大时，$M_{\sigma\alpha 2}/M_{\sigma\alpha 1}<1$。

变形力矩分配的不均匀性与使用的孔型系统有关。按菱-方孔型系统轧制时力矩分配较均匀，此时$M_{\sigma\alpha 2}/M_{\sigma\alpha 1}=0.8\sim 1.3$。

表 3.16　按变形力矩比较孔型系统

孔型系统或孔型设计方案	$m(\theta_M)$	$\sigma(\theta_M)$
孔型系统		
矩形-平辊方	0.834	0.079
椭圆-方	1.000	—
椭圆-立椭	1.000	0.048
方-平椭-圆	1.082	0.092
六角-方	1.117	0.092
矩形-箱形孔方	1.195	0.125
菱-方	1.212	0.073
椭圆-圆	1.222	0.114
圆-平辊-圆	1.581	0.146
顺轧向孔型设计方案		
立椭-椭圆-方	0.976	0.009
立椭-椭圆-圆	0.993	0.091
方-椭圆-立椭	0.998	0.087
方-椭圆-圆	1.000	0.031
方-平辊-箱形方	1.006	0.173
圆-椭圆-立椭	1.215	0.109
圆-椭圆-方	1.237	0.125

按椭-方孔型系统（1.4～3.0）、六角-方孔型系统和方-平椭-圆孔型系统（0.6～2.4）轧制时$M_{.z}$分配最不均匀。

在设计轧辊孔型时考虑力矩变化规律可以从能量消耗的角度选择最经济的孔型系统。

3.7.4 合理轧辊孔型设计的准则

轧辊孔型设计是复杂的等级系统(иерархическая система)，人们对这个系统提出了各方面的要求。因此，为了评价它的合理性或者最优化必须采用几个标准。在考虑限制系统的情况下，可以用如下的工艺过程特性作为这些标准：

轧机生产率

$$\Pi = \frac{3600}{T_m} G k_u \longrightarrow \max \tag{3.66}$$

钢坯断面

$$\omega_0 = \omega_n \lambda_{\Sigma cm} \longrightarrow \max \tag{3.67}$$

轧制给定断面的道次数

$$n_{np} = \lg \lambda_{\Sigma cm} / \lg \lambda_{cp} \longrightarrow \min \tag{3.68}$$

轧制电能消耗

$$Q = \sum_{i=1}^{n_{np}} 2M_{npi} U_{*i} \tau_i / D_{xi} \longrightarrow \min \tag{3.69}$$

轧辊消耗（磨损）

$$B = \sum_{i=1}^{n_{np}} b_i \longrightarrow \min \tag{3.70}$$

所用孔型的延伸能力

$$C_. \longrightarrow \max \tag{3.71}$$

式中 T_m——轧制节奏；

G——轧件重量；

k_u——轧机利用系数；

ω_n——成品横截面面积；

$\lambda_{\Sigma cm}$——轧机总延伸系数；

λ_{cp}——按孔型设计的平均延伸系数；

τ_i——第 i 道纯轧时间 ($i=1, 2, \cdots\cdots n_{np}$);

D_{wi}——第 i 个孔型中的工作辊径;

b_i——第 i 架轧机的单位轧辊消耗。

此外，许多标准目前还无法用数学描述，例如轧材质量，孔型在轧辊上配置的方便性等。

在进行轧辊孔型设计时无法达到在同等程度上满足上述每一个标准。因此，在用数学方法（运筹学）和电子计算机优化孔型设计时，通常列出某一个标准，而其它标准附加地列入限制系统，或者由上面列出的标准 (3.66)～(3.71) 组成综合标准。

与此同时，利用上面描述的金属变形规律和力的相互作用规律，可以用手计算在合理的水平上满足 (3.66)～(3.71) 中大多数标准的轧辊孔型设计。我们将把这样的轧辊孔型设计称为合理轧辊孔型设计，即它能在最小电能消耗 (3.69) 和最大利用孔型延伸能力、并考虑咬入条件限制 (3.20) 和轧件稳定性条件限制 (3.21)、轧制速度制度限制 (3.37)、主设备强度限制 (3.39) 和工作机座传动电机功率限制 (3.42)、(3.47) 下，最大限度地保证轧机生产率 (3.66)。在轧辊孔型设计计算时，这些要求的满足可用如下方式保证。

轧机生产率在很大程度上决定于轧制速度。连续式轧机和顺列式轧机的公式 (3.66) 可以改写成如下形式：

$$\Pi = 3600 U_n \cdot q_n \cdot k_u$$

式中 U_n——终轧速度;

q_n——成品每米重量。

由此可见，标准(3.66)的满足可以靠在限制的范围内采用最大终轧速度 ($U_n \longrightarrow \max$) 达到。

最小轧制电能消耗 (3.69) 的要求可以部分地靠采用在力能消耗方面最经济的孔型系统来保证。因此，编制孔型设计方案时应选择给定断面所允许的、具有最小 $m(\theta_n)$ 量 (见表 3.16) 的孔型系统。

为了从延伸能力的角度评价轧辊孔型设计的合理性，我们引

入合理孔型系统的概念。在所研究机组的所有可用的孔型系统中，在考虑到10%～17%的允许潜力（即〔3.〕=0.10～0.17）情况下，能保证延伸能力利用程度最大的孔型系统是合理孔型系统。由此可见，按标准（3.71）选择合理孔型系统的条件可写成如下形式：

$$C_{\cdot,pay}=max(C_{\cdot j})\leqslant(1-[3.]) \qquad (3.72)$$

式中 $j=1, 2, 3, \cdots\cdots$——比较的各孔型系统的序号。

条件（3.72）意味着不是在所有条件下都采用延伸能力大的孔型系统。有时采用延伸能力虽小，但能达到足够大的延伸能力利用程度的孔型系统更为合理。大家知道，延伸能力小的孔型系统（椭-圆、椭-立椭、平椭-圆、菱-方）比延伸能力大的孔型系统（椭-方、六角-方）能保证更高的轧制精度、较小的轧辊磨损和较好的轧材表面质量（从表面缺陷的角度看）。例如，采用椭-方孔型系统，但由轧机限制条件决定此时延伸能力利用系数 $C_{\cdot}=0.5\sim0.6$时，则是不合理的，因为在这种情况下这一系统的主要优点——大的延伸能力没有被利用，而在方的角部有形成皱纹和在孔型宽度上产生不均匀磨损的危险。当椭圆孔型轴比小时（这在延伸系数小时出现）这些现象更严重。在这些条件下，采用椭-立椭孔型系统才更合理，它可在更高的孔型延伸能力利用程度下保证考虑到限制条件时需要的延伸系数。而椭-方孔型系统在条件（3.72）下当要求得到大的延伸系数时，例如，按〈坯料最大可能断面〉（3.67）进行轧辊孔型设计时是合理的。

金属变形制度的各项限制条件确定孔型设计满足标准(3.66)～(3.71)的程度。如果力、力矩以及轧机传动电机的负荷接近于最大允许值，则这证明进一步减少道次数n_{np}或增加坯料断面ω_0是不可能的。显然，力求最大限度地利用轧机强度和力能的可能性时，可以得到最少可能道次数—标准（3.68）和坯料最大允许断面—标准（3.67）。

这样一来，在限制的范围内取最大轧制速度、选择在延伸能力和力能消耗方面合理的孔型系统、以及最大限度地利用轧机的

强度和力能可能性，就能计算满足标准（3.66)～(3.71）中大多数的合理轧辊孔型设计。

3.7.5 轧辊孔型设计方案及其应用条件

在编制轧辊孔型设计方案时，必须考虑按各种孔型系统轧制时金属变形的特点（见第3.2节)、最终断面形状和尺寸、轧机用途和结构、轧制的钢号和其它因素。为了考虑这些因素来选择孔型系统而列出了表3.17和3.18，它们总结了苏联轧钢机孔型设计的经验。在这些表中根据成品的形状和尺寸、轧机用途、机座布置形式、中间断面种类、轧制的钢号等等列出了在精轧机组和粗轧机组中不同孔型系统的组合及其应用条件。用这些表建立了选择孔型系统和制订轧机精轧和粗轧机组孔型设计方案的算法。

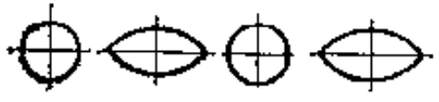
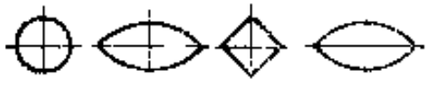
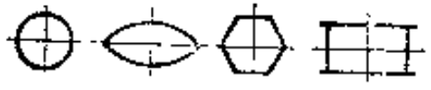
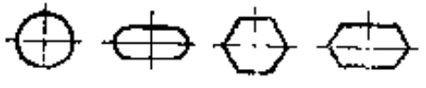
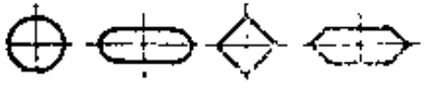
算法 3.8 选择精轧机组孔型系统和制订孔型设计方案。已给定的条件为最终以及中间（在必要时）断面形状和尺寸、轧机用途及工作机座布置形式、精轧机组机座数目及形式（水平辊、立辊)、轧制的钢号、对轧辊磨损及轧制的断面精度的要求。在两个相邻道次中总延伸系数λ_Σ的初步值也是已知的，它是根据轧制速度制度条件或者根据获得的中间断面预先求出的。由此可见，等轴断面面积也是已知的。

算法的基础是在最少可能能耗和合理的孔型延伸能力利用程度下获得给定断面。孔型设计方案按以下顺序制订：

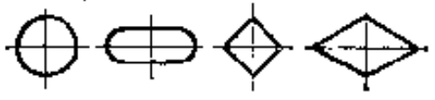
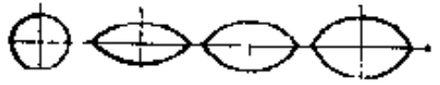
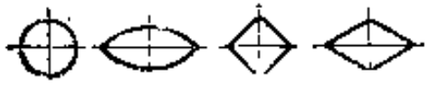
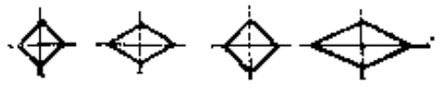
1．根据在原始信息中给定的参数按表3.17同时为精轧机组所有机座（4或6道）选择合适的轧制方案。此时建议按在纵行中标出的每一个参数看一下表的所有横行，如果对给定条件可用数个方案，则需依据表3.16的数据从中选择就$m(\theta_M)$量来说最经济的方案。

2．对选择的孔型设计方案逆轧向评价每一对相邻孔型的延伸能力利用程度。为此按图3.11或图3.12的相应曲线确定最大允许总延伸系数，然后按（3.62)，(3.63）计算孔型的延伸能力利用程度C_*和潜力β_*，然后取允许潜力$[\beta_*]=0.18\sim0.20$（考虑获得优质成品的要求）检验条件（3.72)。在满足条件（3.72)

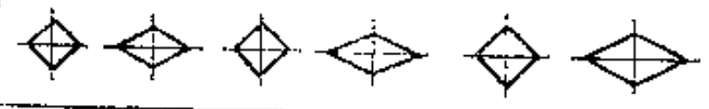
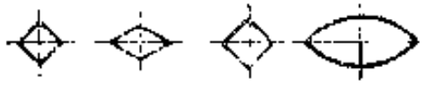
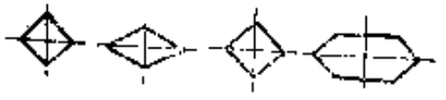
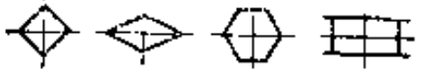
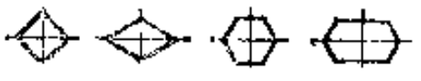
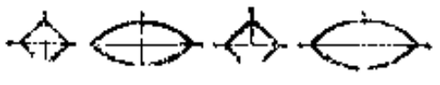
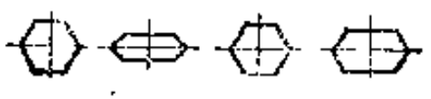
表 3.17 精轧机组的轧辊孔型设计方案及其应用条件

孔型设计方案序号	逆轧制方向孔型设计方案	坯料断面形状	轧机形式		水平与机座交替*	精轧断面的直径或边长	中间断面**	钢号	轧辊磨损程度	轧制断面精度
			用途	机座布置形式						
1		方 圆 立椭	ПР МС СС	Н П	+ –	5～70	—	У НЛ ВЛ	最小	较高
2		方 圆 立椭	ПР МС СС	П П Л	+ –	5～70	+	У НЛ ВЛ	中等	较高
3		方	МС СС	П Л	– +	10～50	–	У НЛ	较大	一般
4		方	СС КС НЗС	Н П Л	+ –	30～200	–	У НЛ	中等	一般
5		方	КС НЗС	Н П Л	+ –	60～200	–	У НЛ ВЛ	最小	一般
6		方	СС КС	П Л	+ –	40～100	–	НЛ ВЛ У	中等	较高

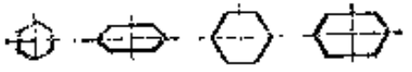
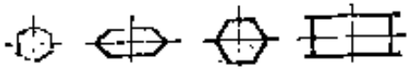
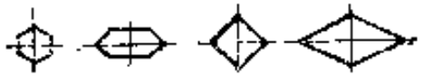
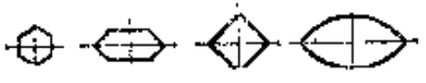
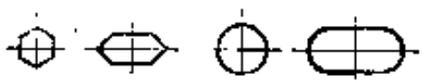
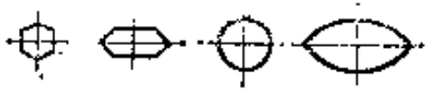
续表 3.17

孔型设计方案序号	逆轧制方向孔型设计方案	坯料断面形状	轧机形式		水平与机座垂直交替*	精轧断面的直径或边长	中间断面**	钢号	轧辊磨损程度	轧制断面精度
			用途	机座布置形式						
7		方	СС КС	П Л	+ –	30～100	–	У НЛ ВЛ	最小	较高
8		方，圆	ПР МС СС	Н П Л	+ – –	5～70	–	ВЛ	较大	一般
9		方	СС МС	П Л	–	20～50	–	У НЛ ВЛ	中等	较高
10		立椭，圆，方	МС	Н	+	10～20	—	НЛ ВЛ	最小	较高
11		圆，立椭，方	МС	Н П	+ –	10～30	+	НЛ ВЛ	中等	较高
12		方	МС СС КС НЗС	Н П	+	10～100	+	У НЛ	中等	较高

续表 3.17

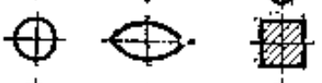
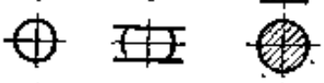
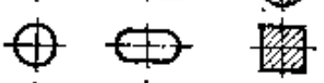
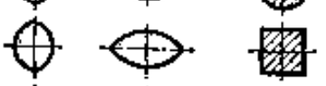
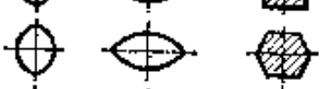
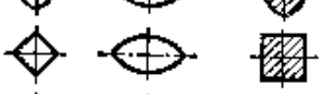
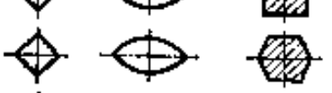
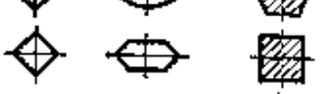
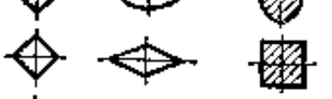
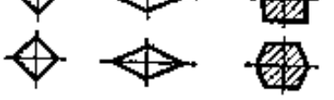
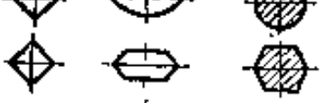
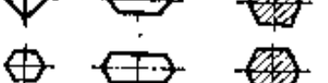
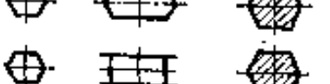
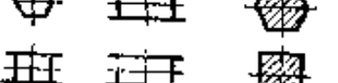
孔型设计方案序号	逆轧制方向孔型设计方案	坯料断面形状	轧机形式		水平与垂直机座交替*	精轧断面的直径或边长	中间断面**	钢号	轧辊磨损程度	轧制断面精度
			用途	机座布置形式						
13		方	МС СС КС НЗС	Н П Л	+ — —	5～100	+	ВЛ У НЛ БЛ	中等	较高
14		方	МС СС КС	П Л	—	10～100	—	У НЛ ВЛ	中等	较高
15		方	СС КС НЗС	Н П	+ —	40～125	—	У НЛ	中等	较高
16		方	СС КС	П Л	+ —	40～125	—	У НЛ ВЛ	最小	一般
17		方	СС КС	П	+ —	50～125	—	У НЛ ВЛ	最小	一般
18		方	СС МС	П	—	30～50	—	У НЛ ВЛ	较大	一般
19		方	КС НЗС	Н П Л	+ —	80～200	+ —	У НЛ	最小	一般

续表 3.17

孔型设计方案序号	逆轧制方向孔型设计方案	坯料断面形状	轧机形式		水平与机座交替*	精轧断面的直径或边长	中间断面**	钢号	轧辊磨损程度	轧制断面精度
			用途	机座布置形式						
20		方	CC KC	H П	+ −	80～100	−	У НЛ	中等	一般
21		方	CC KC	H П	+ −	80～100	−	У	中等	一般
22		方	MC CC KC	П	+ −	8～100	−	У НЛ	较大	一般
23		方	MC CC KC	П	+ −	8～100	−	У НЛ	较大	一般
24		方	MC CC KC	H П	+ −	8～100	—	У НЛ ВЛ	最小	较高
25		方	MC CC KC	H П	+ −	8～100	—	У НЛ ВЛ	最小	较高

注：轧机形式：ПР——线材轧机，MC——小型轧机，CC——中型轧机，KC——大型轧机，НЗС——连续式钢坯轧机，
钢号：У——碳钢，НЛ——低合金和中合金钢，ВЛ——高合金钢，
机座布置形式：H——连续式，П——顺列式，Л——横列式
*(+)——机座交替布置，(−)——机座非交替布置。
**(+)——出中间断面产品，(−)——不出中间断面产品。

表 3.18 在粗轧和预轧机组中使用的孔型设计方案

孔型设计方案序号	逆轧制方向孔型设计方案	轧机类型（按用途分）	立辊与平辊机座的交替	钢号
1		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
2		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
3		ПР, МС, СС	—	У, НЛ, ВЛ
4		СС, КС	+, —	У, НЛ, ВЛ
5		СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ, ВЛ
6		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
7		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
8		ПР, МС, СС	—	У, НЛ
9		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
10		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
11		ПР, МС, СС	—	У, НЛ
12		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
13		ПР, МС, СС	—	У, НЛ, ВЛ
14		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
15		МС, СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ, ВЛ
16		СС, КС	—	У, НЛ
17		ПР, МС, СС	+, —	У, НЛ, ВЛ
18		ПР, МС, СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ, ВЛ
19		СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ, ВЛ
20		СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ
21		МС, СС, КС, НЗС	+, —	У, НЛ

注：见表3.17的注。

的情况下，最终选定轧制方案。否则必须在该孔型设计方案下重新分配总延伸系数，或者如第1项所指出的那样按表3.17选择新的方案。

8．为选定的孔型设计方案，利用表3.14中公式和关系，在每一对相邻道次中确定大等轴断面尺寸 $H_0=B_0=f(\omega_0)$ 或 $C_0=f(\omega_0)$。

对于粗轧和预轧机组，孔型设计方案是逆轧向从一个等轴断面到另一个等轴断面按一对相邻孔型制订。此时根据原始资料组成的不同，可能有二种选择孔型系统的算法。

算法 3.9 在已知轧机的总延伸系数 $\lambda_{\Sigma c}$ 时，编制粗轧机座和预轧机座的孔型设计方案。已给定的条件为进精轧机组的中间坯料断面形状和尺寸、轧机形式（按用途分）、水平辊和立辊机座的架数、技术特性和布置（交替）、以及轧制的钢号。从轧机速度制度条件（或者按其它的限制）预先确定出了每对相邻孔型的总延伸系数 λ_Σ 的初步值。

这一算法可以选择在能耗方面经济、并在延伸能力方面合理的孔型系统。从逆轧向第一对道次开始按以下顺序编制孔型设计方案：

1．按表3.18为当前这二个道次选择数个可能的孔型设计方案。

2．对选出的每个孔型设计方案从能耗的角度按相对量 $m(\theta_M)$（见表3.16）进行评价，最后留下二至三个最经济的孔型系统。

3．按图3.11或图3.12中曲线确定最大允许延伸系数 $\lambda_{\Sigma max}$，继而按（3.62）计算留下的每个孔型设计方案的延伸能力利用程度 $C_.$，然后用条件（3.72）并考虑允许潜力 $[3_.]=0.10\sim0.17$ 选择最合理的孔型设计方案。

4．计算该对孔型中大等轴断面轧件的横截面面积 $\omega_0=\lambda_\Sigma\omega_1$，并用表3.14中公式和关系确定它的主要尺寸 H_0，C_0 或 $C_0=f(\omega_0)$。

5. 按1-4项顺序地算到轧机前面第二至第三架。在这些机架中，一般用箱形孔型或用轧辊平辊身，并且在奇数道次时，选择用三道轧制的孔型设计方案之一（见图3.2，*б*，*д*；3.9，*а*）。

算法 3.10 在未知轧机的总延伸系数$\lambda_{\Sigma cm}$时，编制粗轧机座和预轧机座孔型设计方案。在原始信息中已给定了与算法3.9中相同的参数，但在相邻一对孔型中的延伸系数初步值是未知的。

这一算法可以选择合理的孔型系统，按道次分配延伸系数，并确定坯料的最大可能尺寸。这一算法可用于按标准（3.67）计算合理的孔型设计，特别是为新设计中的轧机。

孔型系统的选择和每对相邻道次中总延伸系数的确定按如下顺序进行：

1. 按小等轴断面的已知形状和给定的轧制条件，从表3.18中选择合适的孔型设计方案。

2. 从选出的孔型设计方案中确定能保证最大延伸能力的方案。为此，计算轧辊折算直径$A_1=D_{*1}/H_1$和小等轴孔型的轧制速度初步值，然后按图3.11或图3.12上的曲线对每一个孔型设计方案找出最大可能延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$。最终取具有最大$\lambda_{\Sigma max}$值的孔型设计方案。

3. 由公式（3.63）确定按选取的方案轧制时两道的λ_Σ计算值，考虑$[\beta]=0.13\sim0.17$，即$\lambda_\Sigma=(0.83\sim0.87)\lambda_{\Sigma max}$。

4. 计算大等轴断面面积$\omega_0=\omega_1\lambda_\Sigma$及这个断面的主要尺寸$H_0$、$C_0$或$d_0$。

5. 按1-4项顺序地算到轧机前面第二至第三架，在这些架中一般用箱形孔型或平辊身，如同在算法3.9中第5项指出的。

3.7.6 方钢、圆钢、六角钢和扁钢孔型设计的特点

任何断面的轧制过程都可分为二个阶段：在粗轧机座和预轧机座中将钢坯轧成中间坯料和在精轧机组中获得要求的断面。因此进行合理轧辊孔型设计应能使在轧制方钢、圆钢、六角钢和窄带钢时尽可能利用同一套粗轧孔型和预轧孔型来获得中间坯料

(图3.13)。获得上述断面的特点一般在设计精轧机组孔型设计时考虑。这些特点在于使用能保证获得要求的断面的孔型设计方案、精轧前和精轧孔型的结构、以及确定变形系数和孔型充满度。下面我们来研究上述各种断面孔型设计的特点。

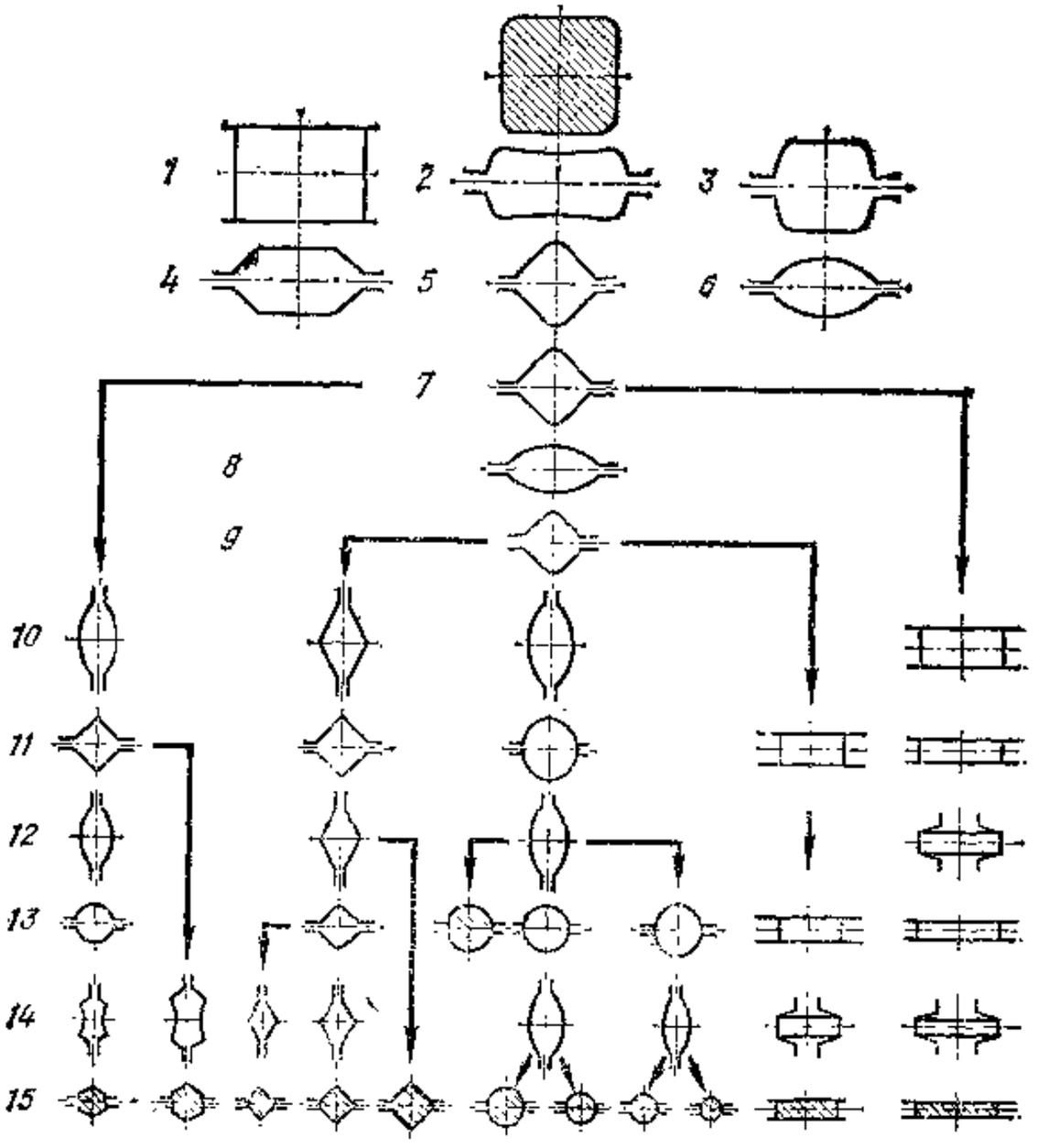


图 3.13 连续式小型轧机轧辊孔型的基本方案：
1-9—公用的粗轧和预轧孔型；10-15—轧制圆钢、方钢、扁钢和六角钢的精轧前和精轧孔型

方钢

按国家标准ГОСТ2591—71生产边长$c=5\sim200$毫米的方断

面，其中$C<100$mm的方断面可生产成带尖角的和带圆角的，而$C>100$mm的仅生产成带圆角(圆角半径$r=0.15C$)的。为了生产$C<100\sim120$mm的方钢通常用菱-方孔型系统，而且根据方钢尺寸、轧制类型和对断面质量的要求采用一对到三对相邻的菱和方孔型（见表3.17，方案12-18)。但是应注意，一对相邻的（菱-方）孔型常常不能保证必需的角部质量，特别是在轧制小断面方钢时如此。在某些情况下，在轧制中等尺寸的方断面（$C=40\sim50$mm）时，在孔型设计方案中作为精轧前孔型加入椭-方或六角-方系统（见表3.17方案14.15)。为了获得大方断面($C=100\sim200$mm)，通常使用箱形孔型（见表3.17，方案19)。轧制方钢时，一般使用在箱形孔型或方孔型中轧出的方断面作为精轧机组的中间坯料。

轧制带圆角的方钢时，精轧机组所有孔型应在孔型顶角有半径为r的圆角（见图3.4，б，в和表3.2)。为了获得带尖角的方断面，顺轧向最后四个孔型必须车成不带圆角的顶角。此外，为了使断面在成品孔辊缝处形成正确的直角，精轧前菱孔顶角做成90°，如图3.14 а所示。这时附加切入深度δh的宽度δb按下式确定：

$$\delta h=(0.10\sim0.15)(B_к-H_1);\quad \delta b=(0.2\sim0.3)B_к$$

为获得成品尖锐的棱边，重要的是送入精轧机组的方要以最少的圆角轧成。

精轧方孔没有重大特点，它的边长C_1通常考虑热膨胀和负公

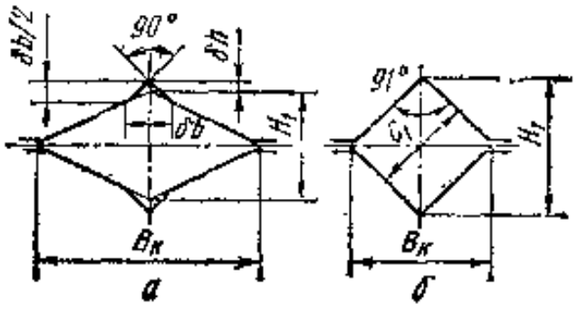


图 3.14 轧制尖角方钢的精轧前菱孔型（а）和精轧方孔型（б）的结构

差按式(1.1)确定。为了补偿孔型的不均匀磨损和精轧前菱轧件温度沿断面的不均匀性，建议顶角做成91°（见图3.14，*б*）。此时孔型高和宽应按以下公式确定：

$$H_1=1.40C_1,\quad B_*=1.43C_1。$$

在精轧机组轧制时变形和力能参数的计算没有特殊性。成品前菱轧件高度增大的δh在计算中可不考虑，在轧制方钢时通常菱轧件轴比为$\alpha=1.2\sim1.4$，菱孔型充满度取0.9，而方孔型充满度取1.0（顶角无圆角时）或者0.9（有圆角时）。

圆钢

按国家标准ГОСТ2590—71轧制直径5mm到250mm的圆钢。根据断面尺寸、钢的质量、轧机类型和其它条件采用圆钢的不同轧制方法（见表3.17，方案1-11）。采用椭-圆或平椭-圆精轧孔型是所有方法的特点。为了获得精轧前断面采用椭-立椭、椭-圆、椭-方等孔型系统。采用椭-立椭和椭-圆系统的孔型设计方案1和2（表3.17）可以得到最缓和的断面变形、良好的表面质量、高的断面精度，甚至在轧制低塑性钢时也不产生缺陷。因此这样的方案广泛用于现代线材、小型和中型轧机上，特别是有交替的立辊和水平辊机座的轧机上。

采用椭-圆孔型系统轧制方法（见表3.17中方案2和11)的优点是能从精轧前中间孔型获得成品圆断面。例如，在线材轧机上轧制时，在精轧机组中可以从最后一架中得到直径为5 mm的圆，而从逆轧向第三和第五架中则可得到直径分别为6.3 mm和8.0mm的圆。但是在表3.17中孔型设计方案1和2在利用公用的精轧前各孔型以获得大量相邻尺寸圆断面方面是不够万能的。在这方面表3.17中采用精轧前椭-方或平辊身-箱方孔型系统的方案3和4更灵活。

靠调整精轧前方和椭孔型的高度可以获得几个相邻断面规格的圆钢（图3.15和3.16)。但由于在轧辊间距增大时断面歪曲，这使按椭-方系统轧制时成品前方断面尺寸变化的可能性受到限制。因而，为了获得三、四种尺寸的圆钢，不得不采用两个方孔型。

因此当必须获得规格多的圆钢时，采用表3.17中方案4更合理。注意，精轧前箱形孔型侧壁斜度越大，就能得到越多的圆钢断面尺寸，为了得到三至五个相邻尺寸的圆钢，箱形孔型的侧壁斜度应为30～60%。

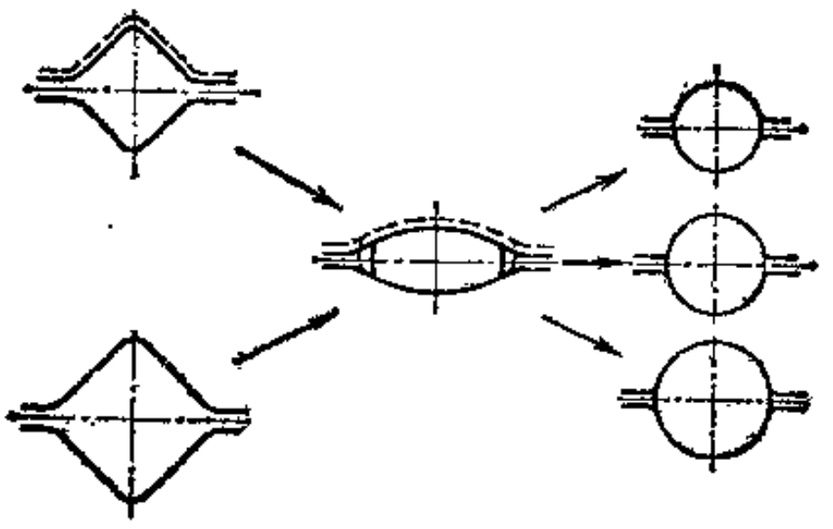


图 3.15 采用方-椭-圆方案轧制几个相邻规格圆钢

为了提高椭圆孔型中变形的均匀性，箱形孔型的槽底和侧壁做成圆弧形（图3.17）。这样的孔型称作立轧孔型。为了绘制这样的孔型，推荐如下几何关系：$R=0.6C$，$R'=C$，$r=0.2C$，$B_x=C$，$B_0=0.6C$。在孔型理想充满的情况下（$\delta_1=1$），轧件横截面面积 $\omega=0.83C^2$。立轧孔型由获得最小尺寸的成品圆的条件计算。当轧制大直径圆断面时，增大立轧轧件高度H，而其宽度不变，即$B=C$。这时轧件横截面面积增加$B\Delta S$，此处ΔS——辊缝的变化，即$\omega=0.83C^2+B\Delta S$。

为了获得规格多的圆钢，有时采用所谓“万能”孔型设计方案，它包括二个精轧前椭圆孔型（图3.18）。顺轧向第一个椭圆孔型起着成品前立轧孔型作用。并允许在很宽范围内改变精轧前断面面积。往这样的孔型中送入矩形、方或圆轧件。在成品前道中变形均匀程度高是“万能”孔型设计方案的优点。但是，在带有很大辊缝的第一个椭圆孔型中轧制时，在自由侧表面上可能出现皱纹和裂纹形式的缺陷，特别是轧制低塑性金属时。

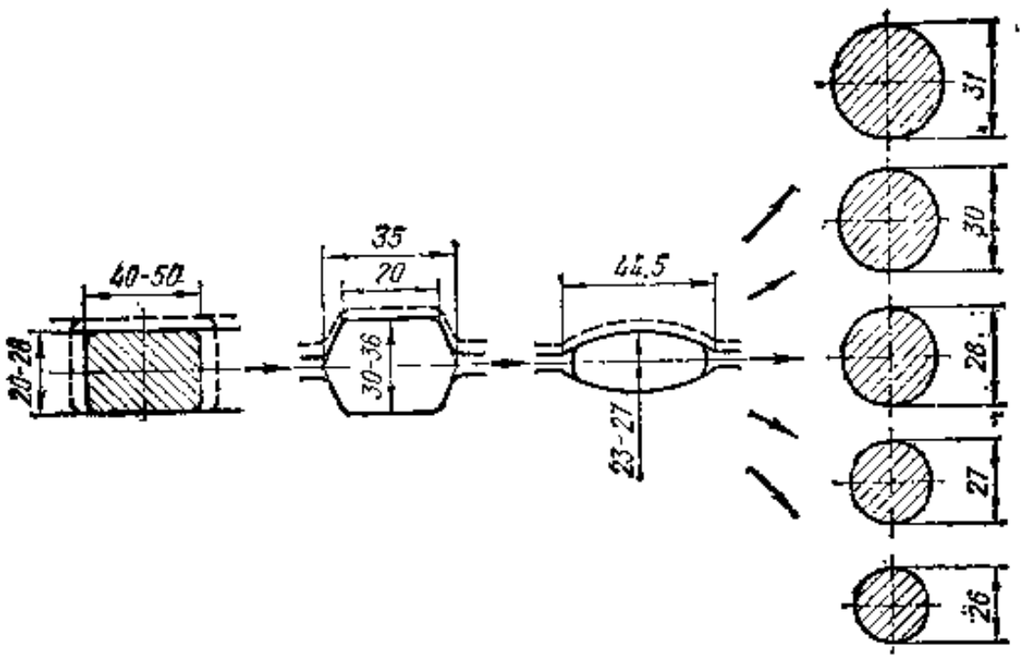


图 3.16　用公用箱形（立箱）孔型轧制五个相邻规格圆钢的方案

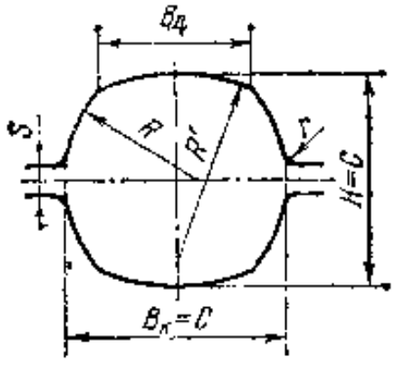


图 3.17　按表3.18方案 4 轧制相邻规格圆钢的立箱孔型

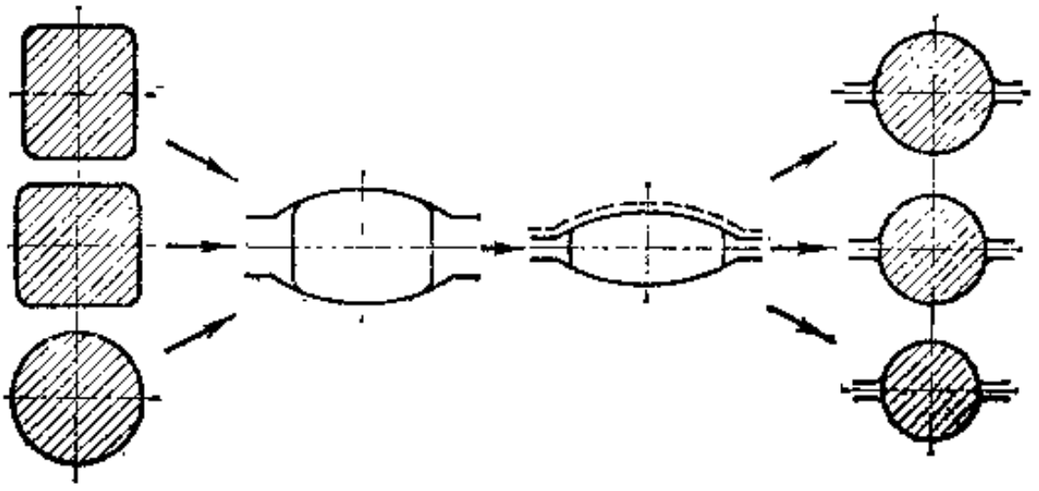


图 3.18　轧制多规格圆钢的“万能”孔型设计方案

每道后翻钢的椭-椭轧制方案（见表3.7，方案8）有时用于在精轧机组中轧制盘条以及用于生产优质钢。

用平椭孔型作为精轧前孔型的轧制方法（见表3.17，方案5～7）多用于轧制大直径圆钢和管坯。由于采用平椭孔型可使轧件在圆孔型中稳定性好、改善轧辊对金属的咬入条件、精轧孔型磨损更均匀。但平椭孔型要求轧机有更精确的调整，因为甚至金属稍有多余就会产生圆孔型的过充满，而金属短缺则由于成品孔未充满而导致在圆断面侧面上得到平区段。

在所有轧制圆钢的方法中，精轧孔通常设计成在孔型开口附近γ角处展开(斜度)(见图3.4，∂和表3.2)。这是在由于轧制工艺条件变化（温度降低，轧辊磨损等等）可能导致金属宽展发生波动时，为防止孔型过充满和获得规整的圆断面所必需的。γ角的大小根据圆断面的直径在11～27°范围内取值（见表3.2的注)，这相当于20～50%的斜度。

也有其它用得较少的精轧圆孔型的构成方法：在孔型开口处倒棱或做圆角而不展开，用二个半径从不同圆心画出孔型等等。

作为轧制圆钢的精轧前孔型用的最广的是单半径椭圆孔型，轴比$a_1=1.5\sim2.5$，充满度$\delta_1=0.8$。不推荐用大的δ_1值，因为这导致椭圆轧件在圆孔型中的稳定性变坏和精轧孔型磨损加剧。有时轧制直径大于60～80mm的圆钢时，采用二个半径或三个半径的椭圆孔型，它们的形状接近椭圆，并能保证在圆孔型中沿轧件宽度上的变形更均匀。精轧前平椭孔型的构成与粗轧的无区别（见图3.4，$\varkappa$和表3.2)。这种孔型的充满度建议取0.90～0.95。

六角钢

内切圆直径d是六角钢的主要尺寸（见图3.1，ε)，按照国家标准ГОСТ2879—69它可在8mm～100mm范围内变化。

轧制六角钢应用最广的方法（见表3.17，方案20-25）基于使用精轧前六角孔型和精轧六边形孔型。后者是以孔型的开口通过六边形侧边中心的位置车入轧辊的。精轧孔型的这种布置形式可保证断面角部很好充满和降低在轧制过程中宽展波动时六边形

形状和尺寸偏差的可能性。往六角孔型中送入矩形断面、方断面或圆断面，它们是按矩形-箱形孔型（见表3.17中方案20和21），菱-方或椭-方（见方案22和23）、椭-圆或平椭-圆（见方案24和25）系统轧制的。

精轧六边形孔型的构成示于图3.19*a*。首先对给定的六角形断面考虑热膨胀和负公差按公式（1.1）确定内切圆直径d。然后，利用几何关系计算六边形孔型的所有尺寸：孔型高度（外接圆直径）$H_1=1.155d$；六边形边长$C=H_1/2=0.577d$；孔型理论宽度$B_{*1}=d+C\,\mathrm{tg}\varphi$。孔型侧壁斜度取$\mathrm{tg}\varphi=0.01\sim0.03$，六角轧件面积$\omega=0.866d^2$。

精轧前六角孔型尺寸（图3.19,*б*）按算法3.2计算，取它的充满度$\delta_0=0.9$。这时金属宽展用表3.6中依赖于无量纲参数$A_1=D_*/H_1$、$1/\eta=B/H_1$、$a_0=B/H$、$\delta_0=B/B_*$的系数C_i按公式(3.9)确定。

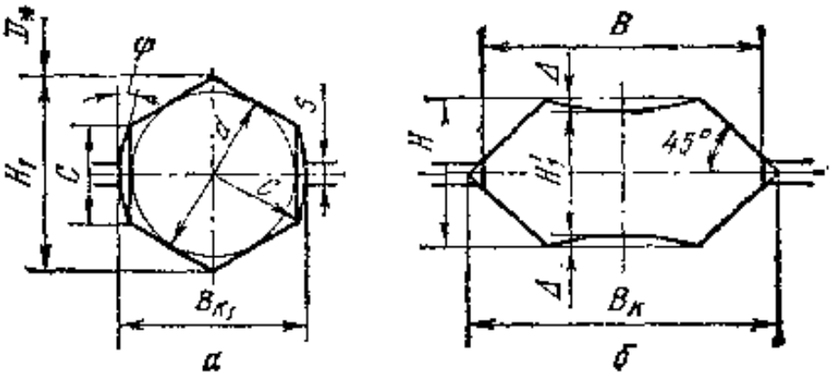


图 3.19　轧制六角钢的精轧（*а*）和精轧前（*б*）孔型

精轧前孔型按计算结果类似于一般六角孔型（见图3.4，*е*和表3.2）构造，特殊之处在于孔型底部做成凸的，以便补偿宽展和防止精轧断面侧壁凸度。根据六边形断面尺寸，凸度Δ大小取0.25～1.5mm。

评价轧制六角钢的孔型的延伸能力时（见表3.7，方案20～25），精轧孔型建议用高为$H_1=1.316d$的同样大小的方孔型代

替，并按相应轧制方案的λ_{max}曲线（见图3.11和3.12）确定在相邻的一对孔型中最大可能的延伸系数。

扁钢

带有尖棱边的矩形断面称为扁钢。焊管坯、带钢、螺母扁钢（гаечная поласа）、弹簧扁钢、打包钢带和轮胎铁（шинное железо）以及薄板坯是扁钢的变种。

轧制扁钢有几种方法：在三辊老式横列式轧机上采用过去在闭口矩形孔型中带限制宽展的轧制。这个方法有一系列缺点：孔型侧壁强烈的磨损、在棱边处出现耳子的倾向性、在换轧另一宽度的断面时必须换辊、因而就要求有大的轧辊存放地。当前这种轧制方法已几乎不使用了。

为了在横列式小型和中型轧机上获得品种很广的扁钢，采用在阶梯辊上进行轧制的方法（图3.20）。按这一方法，坯料顺序地在具有变直径的辊身上压缩，而在精轧道次之前轧件在立轧孔型中

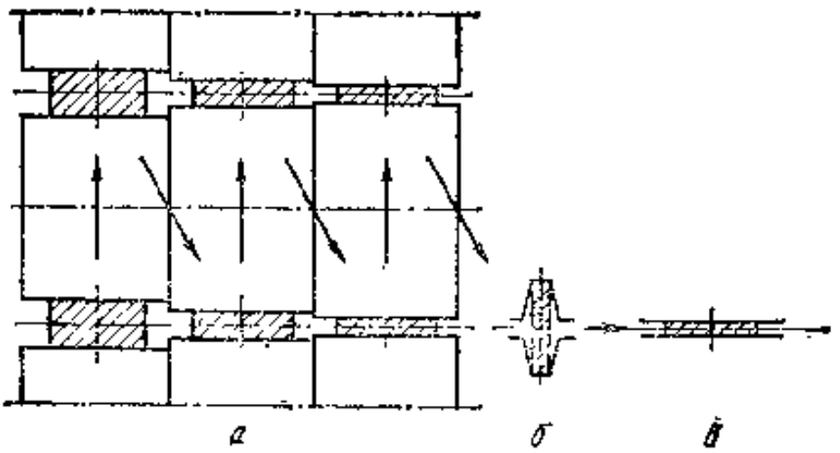


图 3.20 在阶梯辊上轧制扁钢的方案

а—粗轧道次；б—精轧前道次（立轧孔型）；в—精轧道次

轧制，这可得到要求的断面宽度和尖锐的棱边。

在现代连续式和顺列式轧机上，扁钢在轧辊的平辊身上轧制，并在立轧孔型中沿宽度上被压缩（图3.21）。在平辊身上和在立轧孔型中的道次交替顺序与轧机中机座排列和断面尺寸有

关，通常采用不少于二个立轧孔型，其一个立轧孔型置在平辊身上的成品道次之前，而另一个配置在逆轧向的二、三道之前（图3.21，*а*和*б*）。轧制相对较宽和较薄扁钢时，立轧孔型中的压缩有时放在平辊身上的最后二道之前（图3.21，*в*），以避免薄轧件立压时失去稳定性。也有这样的情况，对这样的扁钢接连采用二个精轧前的立轧孔型，以便减少立轧压下量、并由此而增加薄轧件的纵向稳定性。在精轧道次前接连采用二个立轧孔型可保证扁断面高质量的尖锐棱边。立轧道次数也与沿轧件宽度上的总压下量有关。当立轧压下量很大时，可以用三个或四个立轧孔型。在现代连续式轧机上，立轧孔型配置在立辊机座上。如果轧机未装备这种机座，则立轧孔型车在水平辊机座的轧辊上，而轧件

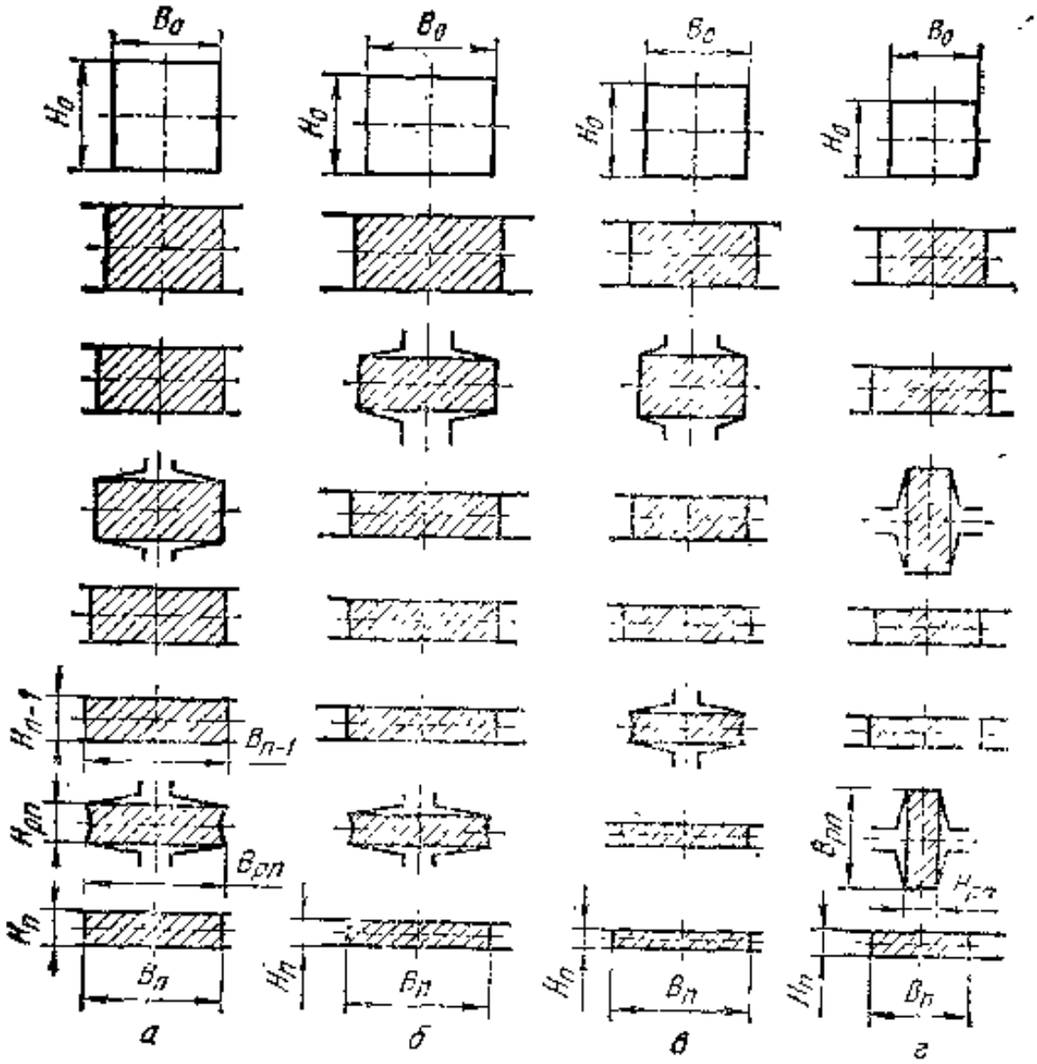


图 3.21　在连续式和顺列式轧机上轧制扁钢的典型方案

在立轧道次前翻钢90°（图3.21,*i*）。

立轧孔型的设计主要按箱形孔型的那些关系（见表3.2，图3.4,*a*）完成。孔型槽底宽按送进的轧件厚度取$B_0=(0.98\sim1.05)H_{0p}$（图3.22）。孔型侧壁斜度tgφ在0.05～0.15范围内取。在槽底考虑了凸度$\Delta=0.2\sim1.0$mm，以便防止在轧件侧表面上形成鼓形。Δ的大小根据在后面的水平道次中的压下量取。槽底角部不做成圆角。切槽深度$H_{.p}$根据获得辊缝$S=(0.02\sim0.05)D_0$的计算确定：

$$H_{.p}=(B_p-S)/2$$

辊环圆角半径$r_1=(0.01\sim0.15)B_p$。

为了在型钢轧机上轧制扁钢，使用从粗轧机组得到的方断面或矩形断面的中间坯料。这时为轧制不同宽度的扁钢，选择从轧机的已有延伸孔型中轧出的尺寸合适的方断面是合理的。在专门化的（焊管坯）轧机上通常采用矩形坯，将它在平辊身上轧制，经过二至四道后在垂直的立轧孔型中沿宽度压缩。

轧制扁钢时用压下系数计算金属变形比较方便。为此必须确定总压下系数$1/\eta_\Sigma$和在水平辊轧机平辊上的道次数$n_.$、这些道次中每道的压下系数$1/\eta_i$（$i=1,2,\cdots n_.$）、计算宽展系数$\beta_.$和确定立轧道次中的压下系数$1/\eta_p$。如果在原始信息中已给定坯料断面尺寸$H_0\times B_0$，则：

$$1/\eta_\Sigma=H_0/H_n \qquad (3.73)$$

式中 H_n——扁钢最终厚度。当坯料尺寸未知时，总压下系数建议按现在使用的轧辊孔型设计的统计分析结果得出公式确定：

$$1/\eta_\Sigma=0.445+0.787a_n \qquad (3.74)$$

式中 $a_n=B_n/H_n$——成品扁钢边长比。这样，考虑到公式(3.73)，原始断面高为$H_0=H_n(1/\eta_\Sigma)$。

扁钢轧制制度的分析表明，在轧辊平辊身上的道次数与a_n大小有关，并可按下式确定：

$$n_.=2.319a_n^{0.413} \qquad (3.75)$$

按求得的$1/\eta_\Sigma$和n，可以计算在平辊身上的平均压下系数

$$1/\eta_c=(1/\eta_\Sigma)^{\frac{1}{n}} \tag{3.76}$$

为了按道次分配总压下系数，建立了概括型钢轧机上轧制扁钢的孔型设计经验的曲线图（图3.23）。在这个曲线图上指出了各道变形系数的变化区间，它的上界和下界由下式近似计算：

$$1/\eta_{min}=1+0.161N_{np}^{0.385},\quad 1/\eta_{max}=1+0.658N_{np}^{0.344} \tag{3.77}$$

式中 N_{np}——逆轧向道次序号，$N_{np}=n_1+1-i(i=1,2,3,\cdots n_1)$。

压下系数沿逆轧向逐道增加是压下系数变化的一般规律。这时在精轧道次和精轧前道次中压下系数$1/\eta_i$的最小值限制在1.15～1.20，以避免由于可能的不均匀变形而产生轧件镰刀弯和扭转。压下系数最大允许值受轧辊对轧件的咬入条件限制，它可根据按公式（3.25）计算的最大允许咬入角〔α〕用式（3.59）确定。在用曲线图（见图3.23）或公式（3.77）分配变形系数时，必须检验下面等式是否满足：

$$\frac{1}{\eta_\Sigma}=\frac{1}{\eta_1}\cdot\frac{1}{\eta_2}\cdots\cdots\frac{1}{\eta_n}=\prod_{i=1}^{n_1}\frac{1}{\eta_i} \tag{3.78}$$

表达式（3.78）左右两端之间的可能误差要分配到各道压下

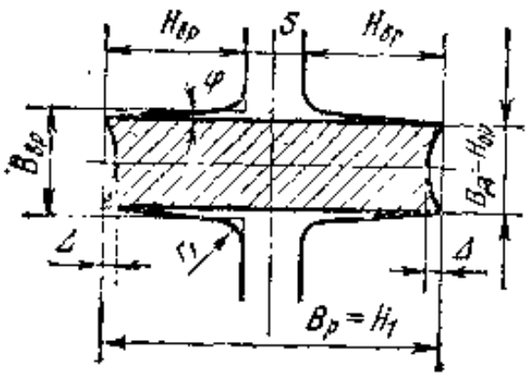


图 3.22 轧制扁钢的立轧孔型结构

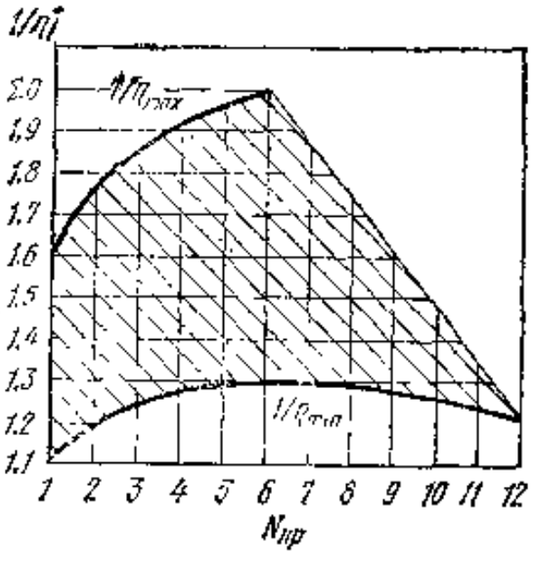


图 3.23 在平辊身上轧制扁钢时各道次压缩系数的变化

系数之间。

在轧辊平辊身上轧制时，金属的宽展用表3.6中系数C_i按公式（3.9）计算。这时如果已知原始坯料的尺寸，则顺轧向进行计算（见算法3.1）。如果原始坯料尺寸未知，则逆轧向按算法3.2计算宽展。

立轧道次中的压下系数与轧件断面轴比$a_p=B_{pn}/H_{pn}$有关（见图3.21，a，t），且通常变化于1.03～1.20范围内。比值a_p越大，在立轧道中的压下应越小，以避免断面纵向弯曲（失稳）。Б.Б.季奥米多夫和H.B.利托夫琴科在分析扁钢实际变形制度的基础上，确定了立轧道中的压下量：

$$\Delta h_p=k\cdot\Delta h_e$$

式中 Δh_e——在轧辊平辊身上的平均压下量，k——系数，它在0.3～1.0范围内变化。利用这一条件及立轧孔型中的几何关系和顺轧向前一道平辊身上的几何关系，得出了确定立轧孔型中压下系数的公式：

$$1/\eta_p=1+k\frac{(1/\eta_t)-1}{a_p} \tag{3.79}$$

式中 $1/\eta_t$——顺轧向前一道在平辊身上的压下系数。公式（3.79）中的系数k对精轧前立轧孔型取0.5～0.75，而对所有其它立轧孔型取1.0。

在立轧孔型中的总压下系数可以按以下公式确定：

$$1/\eta_{p\Sigma}=B_0\beta_\Sigma/B_n \tag{3.80}$$

式中 β_Σ——在轧辊平辊身上各道总宽展系数，$\beta_\Sigma=\prod_{i=1}^{n_t}\beta_i$。这样，立轧道次数为：

$$n_p=\ln(1/\eta_{p\Sigma})/\ln(1/\eta_{pc}) \tag{3.81}$$

式中 $1/\eta_{pc}$——立轧孔型中平均压下系数，它是用轧辊平辊身上的平均压下系数$1/\eta_e$和轧件平均轴比a_{pc}按公式（3.79）计算的。金属在立轧孔型中的宽展不大，且集中在轧件与轧辊的接触面处，因此一般可忽略，而认为在立轧孔型中轧制时轧件厚度不

变。

借助于上述关系，可以近似确定轧制扁钢的坯料宽度。既然最终宽度$B_n = B_0\beta_\Sigma - \Delta h_{p\Sigma}$，则：

$$B_0 = (B_n + \Delta h_{p\Sigma})/\beta_\Sigma \tag{3.82}$$

式中 $\Delta h_{p\Sigma}$——立轧孔型中总的绝对压下量，它可用立轧孔型中的平均压下量Δh_{pc}表示：$\Delta h_{p\Sigma} = n_p \Delta h_{pc}$。考虑公式(3.79)，将$\Delta h_{pc}$通过平均压下系数$1/\eta_c$表示，得出$\Delta h_{p\Sigma} \approx n_p B_n k(1/\eta_c - 1)/a_n$。将此表达式代入(3.82)，得出：

$$B_0 = B_n \frac{1 + kn_p(1/\eta_c - 1)/a_n}{\beta_\Sigma} \tag{3.83}$$

在按公式(3.83)计算时，建议取$k=1.0$，而β_Σ通过在$1/\eta = 1/\eta_c$、$a_0 = 1/a_n$和精轧道次中的轧辊折算直径A_1下按公式(3.9)算出的平均宽展系数β_c初步确定：

$$\beta_\Sigma = \beta_c^n \tag{3.84}$$

对轧制来说在这样条件下，按公式(3.83)确定坯料宽度已足够精确。

在上面研究的关系的基础上，建立了计算扁钢孔型设计的算法。

算法3.11 计算轧制扁钢时金属变形。已给定条件为坯料断面尺寸$H_t \times B_0$（见图3.21）和成品断面尺寸$H_n \times B_n$、轧机类型和技术特性(轧辊原始辊径D_0，轧辊材质和轧辊转速，工作机座的传动电机功率等等)、轧制的钢号、大概的轧制温度。

各道轧件尺寸的计算按如下顺序进行

1. 按公式(3.73)确定总压下系数和成品断面轴比$a_n = B_n/H_n$。

2. 分别按公式(3.75)和(3.76)计算在轧辊平辊身上的道次数n_c和平均压下系数$1/\eta_c$。这时计算值n_c按最近的整数取整。

3. 按图3.23的曲线或按公式(3.77)分配各道压下系数$1/\eta_i$，使之满足关系式(3.78)。

4. 计算平辊上各道轧件高度$H_i = H_{i-1}/(1/\eta_i)$。

5. 利用算法3.1（1-4项）按公式（3.9）计算在轧辊平辊身上各道的宽展系数β_i，然后确定在平辊上所有道次的总宽展系数$\beta_\Sigma=\prod_{i=1}^{n_1}\beta_i$。

6. 按公式（3.80）计算立轧道次中的总压下系数$1/\eta_{p\Sigma}$。

7. 在$1/\eta_v=1/\eta_c$、$a_p=a_{pc}=(a_0+a_1)/2$和$k=1$情况下，按公式（3.79）计算立轧孔型中的平均压下系数$1/\eta_{pc}$。然后按公式（3.81）确定立轧孔型个数。

8. 编制孔型设计方案（见图3.11）。然后考虑关系$1/\eta_{p\Sigma}=\prod_{i=1}^{n_p}1/\eta_{pi}$按公式（3.79）计算每个立轧孔型中的变形系数$1/\eta_{pi}$（$i=1,2,\cdots\cdots,n_p$）。

9. 考虑已求出的$1/\eta_{pi}$和β_i值，从精轧道次开始，逆轧向确定每一道次中轧件的最终宽度，例如（见图3.21,*a*）：

——对精轧前立轧孔型$B_{pn}=B_n/\beta_n$；

——对逆轧向下一道平辊身$B_{n-1}=B_{pn}(1/\eta_{pn})$。

立轧孔型中轧件高度取与逆轧向下一道平辊身上的轧件高相等，例如$H_{pn}=H_{n-1}$（见图3.21,*a*）。

10. 计算轧件横截面面积$\omega_i=H_iB_i$和延伸系数$\lambda_i=\omega_{i-1}/\omega_i$。

11. 按制定出的变形制度检验轧辊对金属的咬入条件、轧制速度制度、设备的力能负荷及其它限制（见3.6节）。当某个限制不满足时，相应地修正轧件尺寸。

算法3.12 确定轧制扁钢时的坯料断面尺寸$H_0\times B_0$和计算金属变形。已给定成品断面尺寸$H_n\times B_n$、轧制的钢号、轧机技术特性以及大概的轧制温度。

计算按以下顺序完成

1. 按公式（3.74）计算在轧辊平辊身上的总压下系数$1/\eta_\Sigma$和确定$H_0=H_n(1/\eta_\Sigma)$。

2. 分别按公式（3.75）和（3.76）确定在轧辊平辊身上的

n_c和$1/\eta_c$。

3. 在$1/\eta=1/\eta_c$、$a_0=1/a_n$和$A_1=D_*/H_n$情况下，按公式（3.9）确定平均宽展系数β_c，然后按公式（3.84）计算总宽展系数β_Σ的初步值。

4. 初步取立轧道次数n_p和按公式（3.83）计算轧制扁钢的坯料宽度。

5. 按算法3.11中3-11项完成计算。

这一算法的方便之处在于它可以不计算各道的金属变形就能确定坯料尺寸的初步值。知道了坯料尺寸初步值就可以按轧机粗轧机组轧辊孔型设计选择合适的断面，然后按算法3.11计算每道的变形制度。这类计算的例子列于3.8.9节中。

3.8 连续式轧机和顺列式轧机轧辊孔型设计计算的算法及举例

轧辊孔型设计计算的一般算法建立在系统模型的基础上（见图1.12）。

孔型设计计算算法的具体实现取决于原始资料的组成和从公式（3.66）~（3.71）中选择出的合理性标准。在现有轧机（已给定技术特性的轧机）、已给定坯料和成品尺寸的条件下计算轧辊孔型设计是常见的情况。我们来研究一下在这些条件下计算满足标准（3.66），（3.69）和（3.72）的合理轧辊孔型设计的算法。

3.8.1 原始资料

为计算合理轧辊孔型设计需要下列原始资料：

1. 轧机技术特性：轧机按用途和机座布置的类型；工作机座类型（水平辊机座，立辊机座，万能机座）、机座数目$n_{.c}$及其在轧机中的布置顺序；每一机座的技术参数（轧辊原始直径D_0和轧辊辊身长度L_σ，辊颈直径d_m及其长度l_m，轴承类型，轧辊材质，轧辊辊颈的允许作用力$P_{доп}$，允许轧制力矩$M_{доп}$）；机座传动类型（单独传动，成对传动，成组传动）、电机功率$N_{э.}$和轧辊转速调整范围$n_{min}\sim n_{max}$；减速机速比i_p；加热炉与第一架

轧机之间的间距L_p；各机座之间的间距L_c。

2．孔型设计原始参数：最终断面的横截面形状、尺寸和面积（C_n，d_n，ω_n）和原始坯料横截面形状、尺寸和面积（H_0，B_0，ω_0），坯料长度L_0，轧制该最终断面的道次数n_{np}。此外，可以给定或者从轧机产品方案中选出应从轧机的中间机座中轧出断面尺寸。

3．原始工艺数据：轧制的钢号，坯料加热温度t_0，对轧制的断面的精度要求(一般精度，高精度)。

3.8.2 延伸系数的分配和初步的轧制速度制度的计算

初步的轧制速度制度是根据平均延伸系数和最大允许终轧速度计算的，这是为满足标准（3.66）所必需的。计算按如下顺序进行：

1．确定轧机的总延伸系数和平均延伸系数：

$$\lambda_{\Sigma cr}=\omega_0/\omega_n,\quad \ln\lambda_{cp}=\ln\lambda_{\Sigma cr}/n_{np} \tag{3.85}$$

在现代轧机上平均延伸系数为1.25～1.38，如果得出的值$\lambda_{cp}<1.2$，则意味着在原始信息中道次数多了或者坯料横截面面积小了。在这种情况下，相应地修正原始数据是适宜的。

2．从下列考虑出发确定轧机各机组平均延伸系数

——如果已给定中间断面，则计算轧制这些中间断面的机组的总延伸系数$\lambda_{\Sigma n}$和平均延伸系数λ_{cp_n}；

——精轧机组平均延伸系数取比轧机平均延伸系数低10～20%，即：

$$\lambda_{cp\cdot u}=1+(0.8\sim0.9)(\lambda_{cp}-1) \tag{3.86}$$

对剩下的粗轧和预轧机座按以下公式计算总延伸系数和平均延伸系数：

$$\lambda_{\Sigma v\cdot n}=\lambda_{\Sigma cr}/\lambda_{cp\cdot u}^{n_u}\lambda_{cp\cdot v}^{n_v},\quad \ln\lambda_{cp\cdot v\cdot n}=\frac{\ln\lambda_{\Sigma v\cdot n}}{n_{n-1}-n_n-n_v} \tag{3.87}$$

式中 n_n——从一个给定的中间断面轧成另一个中间(或最终)断面的机座数；

n_c——轧机的精轧机组中机座数。

对开始的二、三架粗轧机座，考虑到坯料断面尺寸可能的波动和去除氧化铁皮的必要性，建议取稍小于$\lambda_{cp\cdot v\cdot n}$的平均延伸系数。

轧机各机组平均延伸系数取定之后，检验等式：

$$\lambda_{\Sigma cm}=\lambda_{cp\cdot v}^{n_v}\cdot\lambda_{cp\cdot n}^{n_n}\cdot\lambda_{cp\cdot v\cdot n}^{n_{vn}} \tag{3.88}$$

当它不满足时，修正个别机座中的延伸系数。

3．取最终轧制速度U_n，考虑轧辊最大转速的10～15%的余量，$U_n=(0.85\sim0.90)\frac{\pi D_* n_{n\max}}{60}$，并从精轧机座开始逆轧向计算各道轧制速度：

$$U_{i-1}=U_i/\lambda_{cp\cdot i} \tag{3.89}$$

式中 $\lambda_{cp\cdot i}$——第i架的平均延伸系数（$i=n_{np}$，$n_{np}-1$，$n_{np}-2$，……2，1）。

4．确定轧机各架轧辊轧制直径近似值

$$D_{ni}=D_{0i}-\sqrt{\omega_i}=D_{0i}-\sqrt{\omega_{i+1}\lambda_{cp(i+1)}} \tag{3.90}$$

和按公式（3.36）确定每架中的极限轧制速度。

5．按公式（3.37）检验速度制度方面的限制。当这些限制不满足时，修正延伸系数和轧制速度制度。这时建议画出$U=f(N_n)$曲线图，图上标有U，$U_{\min}$和$U_{\max}$曲线，其中N_n—机座顺序号。

6．上面介绍的计算初步的轧制速度制度的方法适用于工作机座单独传动的轧机。成组传动的机座的延伸系数按由通过每个机座的金属秒体积恒等条件得出的公式确定：

$$\lambda_j=\frac{D_{nj}n_j}{k_n\cdot D_{n(j-1)}\cdot n_{(j-1)}}=\frac{D_{nj}}{D_{n(j-1)}}\cdot\frac{i_{j-1}}{i_j\cdot k_n}$$

式中 j——由一个共用电机传动的机座号；

D_{nj}——按公式（3.90）近似确定的轧制直径；

i_j和i_{j-1}——第j和第（$j-1$）机座的速比；

k_x——考虑各架之间轧件张力影响的系数，取值由1.005到1.02（无张力轧制时$k_x=1.0$）。

成组传动的每一机座中的轧制速度按$U_{j-1}=U_j/\lambda_j$确定。

这样一来，这一步的计算结果得出每一机座的初步平均延伸系数值、轧件横截面面积和轧制速度。

3.8.3 孔型系统的选择和孔型设计方案的制定

精轧机组孔型系统按算法3.8选择，而轧机粗轧机组的孔型系统按算法3.9选择。这时为评价选择的孔型的延伸能力利用程度所必需的各对相邻道次的总延伸系数$\lambda_{\Sigma i}$可按在上一步计算中求出的相邻道次中平均延伸系数的乘积确定。按这些算法制定的孔型设计方案可保证得到根据标准（3.69）的最小可能电能消耗和按标准（3.72）的孔型延伸能力合理利用。

3.8.4 金属变形和轧制温度制度的计算

按算法3.8和3.9计算结果将为每对孔型确定出总延伸系数$\lambda_{\Sigma i}$，并在固定的孔型充满度和圆角半径下确定出大等轴断面轧件尺寸（H_0，B_0，C_0，ω_0）及小等轴断面轧件尺寸(H_1,B_1，C_1，ω_1)（见表3.14)。在每对道次中非等轴断面轧件尺寸和孔型的尺寸按算法3.4确定，这时要考虑孔型系统是留有10～17%的延伸能力潜力选择的，因此可以不检验轧辊对金属的咬入条件的限制和非等轴轧件在等轴孔型中的稳定性的限制（见算法3.4中6和7项)。按等轴断面-非等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案三道轧制时的金属变形和孔型尺寸按算法3.7计算。

为计算出的变形制度确定每个机座中的轧制速度修正值$U_i=U_{i-1}\lambda_i$、轧辊轧制直径修正值$D_{xi}=D_{0i}-\omega_i/B_i$、和按公式（3.36）确定极限轧制速度$U_{min\,i}$和$U_{max\,i}$的修正值，然后按公式（3.37）重新检验轧制速度制度方面的限制。当在轧机的某机座中这些限制不满足时，需要相应地改变终轧速度，或者如果可能就在机组中重新分配延伸系数，并重新计算在这些机座中的金属变形。

在轧机的每个机座中，金属温度顺轧向计算，如在算法3.3中第1、2、11或12项中指出的。这时坯料由加热炉到第一架轧机的冷却时间τ_0和轧件在各机座之间的冷却时间τ_i按以下公式确定：

$$\tau_0 = L_p/U_p \text{和} \tau_i = L_{hi}/U_i \qquad (3.91)$$

式中 L_p和U_p——输入辊道的长度和速度；

L_{ri}——第i架和第$(i+1)$架机座之间的距离$(i=1, 2, 3, \cdots\cdots, n_{np})$。

在轧制温度制度计算之后，必须按表3.5确定每道的摩擦指数$\psi = f(t)$并将其值与设定的$\psi=0.8$比较。如果求出的ψ值不同，则不改变等轴轧件尺寸和孔型尺寸而按算法3.6*完成金属变形修正计算是适宜的。

3.8.5 轧制力能参数的计算

在上面计算出的金属变形制度、轧制速度制度和温度制度下，顺轧向完成力能参数的计算。每道中变形力和力矩按算法3.3（4-10项）计算。金属变形抗力σ已在前面计算轧制温度制度时确定了。

金属的温度和轧制力能参数应对轧机产品方案中最难变形的钢号计算，这可得出轧机设备的最大载荷。

3.8.6 限制的检验和轧辊孔型设计的修正

在计算的这一步检验轧机每一机座中的咬入条件和轧件稳定性条件限制、设备强度和机座传动电机功率限制。而轧制速度制度限制和轧制的产品方案限制已在计算的上一步考虑了。

检验咬入条件和轧件稳定性条件限制的顺序和例子列于3.6.1节中。应注意，轧辊对金属咬入条件的限制（3.20)和非等轴断面在等轴孔型中的轧件稳定性条件的限制〔不等式（3.21)

---

* 不用电子计算机计算轧辊孔型设计时，可不进行变形的修正计算，并以在固定的ψ和δ值下得出的精度为限。

当按工艺条件要求取不同于算法3.4（表3.14）设定的非等轴孔型充满度或箱形孔垂侧壁斜度时，也要按算法3.6进行变形的修正计算——作者注。

的右端〕已在按标准（3.72）选择合理孔型系统时自动考虑了，因为$\lambda_{\Sigma max}$值是在参数δ_0，$tg\varphi$，r/H_1，U_*固定时求出的最大允许咬入角〔α〕和轧件最大允许轴比〔a〕$_{max}$情况下确定的（见表3.14和图3.11）。因此，如果上述参数在计算过程中不明显改变，则在这一步上可以不检验条件（3.20）和不等式（3.21）的右端，而必须检验的仅仅是等轴轧件在不等轴孔型中的稳定条件：〔a〕$_{min}\leqslant a$。

主设备强度方面的限制按以下顺序检验。首先考虑同时轧制的轧件并按公式（3.40）和（3.41）计算作用在轧辊辊颈上的最大力R_{max}和轧辊上总力矩M_{np}。为此预先确定孔型在轧辊辊身上的配置和轧制力作用点（见图3.6）。然后将求出的R_{max}和M_{np}值与最大允许值比较，并检验条件（3.39）的满足情况。

为检验传动功率方面的限制，根据传动的型式按公式(3.43)或（3.46）计算换算到电机轴上的力矩M_i，然后确定在该转速下电机给出的扭矩$M_{..}$或$M_{.}$，并检验不等式（3.42）或(3.45)的满足情况。

当某一限制在一个机座或几个机座中不满足时，必须相应地改变轧辊孔型设计和轧制制度。例如，如果某机座中轧制力或力矩超过允许值，则应该不改变轧机的总延伸系数$\lambda_{\Sigma cm}$，而靠增加那些轧制力和力矩明显低于允许值的机座中的延伸系数来减小该机座中或该一对相邻机座中的延伸系数，并重新计算改变了延伸系数的那个机组中的轧件尺寸和孔型尺寸。

重新分配二个相邻的道次之间的延伸系数和力能参数（按等轴断面-非等轴断面-等轴断面轧制时）可以靠改变非等轴轧件的轴比和非等轴孔型的充满度来进行。

金属变形的计算按算法3.6进行。当咬入角和轧件轴比超过允许值时，也按此类似处理。而如果方轧件在非等轴孔型中轧制时稳定性方面的限制不满足时，则可靠选择轧件方断面的圆角半径或增加非等轴孔型轴比，并相应地减小它的充满度来解决，这可从公式（3.33）～（3.35）和（3.27）～（3.29）中看出。

当数架机座的传动电机过载，而在其它机座中负荷系数k_a。也很高时，需降低轧制速度而不改变轧辊孔型设计。大多数工作机座的电机和设备负荷系数非常低时（k_M，k_p，$k_{a.}=0.2\sim0.3$），证明未充分利用轧机的力能可能性，因此应增加轧制速度或减少道次数。

相应于所做的改变重新计算金属变形和轧制力能参数，之后重新检验限制。在检验限制和修正轧辊孔型设计时，建议画出轧制工艺参数和力能参数（λ，U，α，a，R_{max}，M_{np}，$k_{a.}$）逐道变化曲线。画出最终的孔型设计方案的孔型。

3.8.7 新设计轧机的轧辊孔型设计计算特点

在计算新设计轧机轧辊孔型设计时，在第3.8.1节中指出的原始资料中工作机座的技术参数是未知的，即轧辊允许作用力和轧机主机列中允许力矩、电机功率、轧辊转速、减速机速比是未知的。这些参数应按工艺计算结果确定。这给上述计算轧辊孔型设计的算法增加了以下特点。

1. 在计算初步的轧制速度制度时，终轧速度U_n（见3.8.2节第3项）考虑类似用途的现代化轧机最大允许轧制速度取值。

2. 检验限制和修正轧辊孔型设计（见3.8.6节）仅按咬入条件和轧件稳定性条件进行。

3. 在由计算结果得出的轧制速度、轧制力和力矩的基础上选择电机，计算减速机速比，然后编制设计工作机座的技术条件。

在计算新设计轧机的轧辊孔型设计时，在原始信息中也可能未给定坯料横截面的尺寸和面积。在这种情况下，按标准(3.67)确定原始坯料最大可能截面来计算轧辊合理孔型设计是适宜的。

3.8.8 轧制圆钢的轧辊孔型设计计算举例

原始资料

要求计算ϕ250连续式小型轧机轧制ϕ12mm和ϕ14mm圆钢的轧辊孔型设计。轧机由十七架水平辊二辊机座和六架立辊二辊机座组成，它们的布置（图3.24）是轧机的粗轧机组和中间机组中

成双线轧制，而在轧机的两个精轧机组中按单线轧制。每条线中的机座数为十七。轧机设备的技术特性列于表3.19中。所有机座都用滚动轴承和铸铁轧辊。距离L_p和L_x示于图3.24上。

表 3.19 250连续式小型轧机的技术特性

机座号	轧辊尺寸*，mm		轧辊转速，r/min		电机功率 kW	减速机传动比，i_p	$P_{доп}$，MN	$M_{доп}$ kN·m
	D_0	$d_{ш}$	n_{min}	n_{max}				
1	430	220	11.5	52.6	200	11.40	1.3	67.0
2	430	220	13.5	57.9	680	11.40	1.3	92.0
3	430	220	16.5	82.6	680	10.90	1.3	92.0
4	430	220	22.4	113.8	680	5.80	1.3	92.0
5	380	200	31.0	155.2	680	5.80	1.3	67.0
6	380	200	40.0	200.0	680	4.50	1.3	67.0
7	380	200	51.0	254.9	680	3.53	1.3	67.0
8	380	200	78.4	317.6	870	2.55	1.3	67.0
9	380	200	106.4	430.8	870	1.88	1.3	67.0
10	380	200	146.0	591.2	870	1.37	0.7	22.0
11	320	170	169.5	686.4	870	1.18	0.7	14.0
12B	320	170	170.1	680.3	680	1.47	0.7	10.2
13	320	170	200.1	800.0	680	1.25	0.7	17.5
14B	320	170	250.0	1000.0	680	1.00	0.7	16.0
15	280	160	328.9	1315.8	680	0.76	0.7	9.0
16B	320	170	328.9	1315.8	680	0.76	0.7	3.0
17	280	160	416.7	1666.7	680	0.60	0.7	5.0

* 一～四机座的辊身长度为 700mm；五～七机座辊身长度为 600mm；十二～十七机座辊身长度为 400mm。轧辊辊颈长度 $l_ш = 1.05d_ш$

孔型设计原始参数：最终断面为圆钢，直径$d_n=12$mm（ГОСТ2590—71）和横截面面积$\omega_n=113.1$mm²；从轧机精轧机组中间机座必须能轧出$d_n=14$mm，$\omega_n=153.9$mm² 的圆钢；原始坯料热状态尺寸$H_0=B_0=81.1$mm，$L_0=12.0$m，$\omega_0=6453.4$mm²。

轧制的钢号12ХН3А，坯料加热温度$t_0=1150$℃，断面精度要求为较高精度。

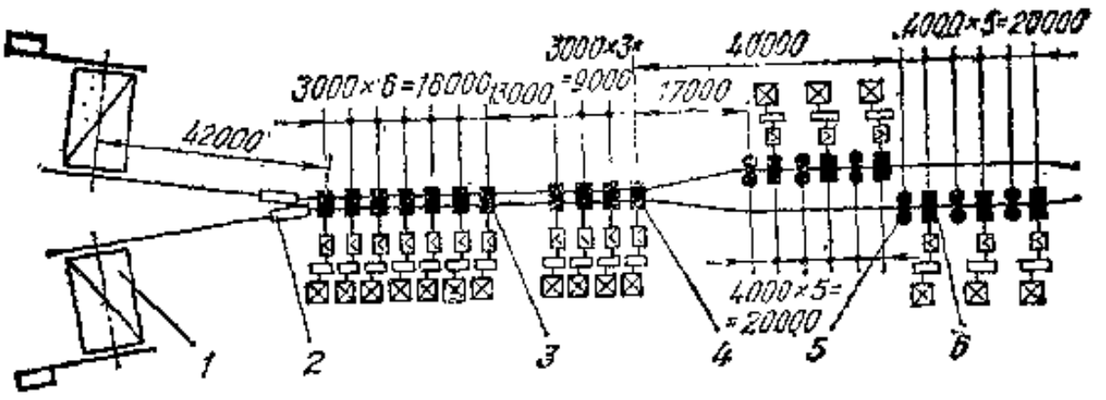


图 3.24　250连续式小型轧机设备布置示意图

1—加热炉；2—感应式连续加热炉；3—粗轧水平辊机座；4—中间水平辊机座；5—精轧立辊机座；6—精轧水平辊机座

计算时认为成品断面沿直径的热膨胀等于它由于负公差轧制的减少量。因此孔型设计的计算可按给定圆钢的冷尺寸进行。

延伸系数分配和初步的轧制速度制度计算

计算按3.8.2节中给出的顺序完成。

1. 设$n_{zp}=n_{x.x}$，按公式（3.85）确定总延伸系数和全轧机的平均延伸系数：$\lambda_{\Sigma cm}=6453.4/113.1=57.059$；$\ln\lambda_{cp}=(\ln 57.059)/17=0.238$；$\lambda_{cp}=1.269$。

2. 确定轧机各机组的平均延伸系数：

а）从直径为14mm的中间圆轧制直径为12mm的最终断面的总延伸系数$\lambda_{\Sigma n}=\omega_n/\omega_n=153.9/113.1=1.361$，而两道的平均延伸系数$\lambda_{cp\cdot n}=\sqrt{1.361}=1.167$；因此，取第十六和第十七机座的总延伸系数和平均延伸系数分别为$\lambda_{\Sigma(16-17)}=1.361$，$\lambda_{cp(16-17)}=1.167$，从第十五机座轧出直径14mm的圆钢是合适的；

б）按关系式（3.86）取精轧机组第十二～十五机座的平均延伸系数低于全轧机的平均延伸系数：

$$\lambda_{cp(12-15)}=1+(0.8\sim0.9)(1.269-1)$$
$$=1.215\sim1.242,\ \text{取}\lambda_{cp(12-15)}=1.225$$

е）其它粗轧和预轧机座（一～十一）的总延伸系数和平均延伸系数按（3.87）计算：

$$\lambda_{\Sigma(1\text{-}11)}=\lambda_{\Sigma cT}/\lambda_{cp(16\text{-}17)}^{n_n}\lambda_{cp(12\text{-}15)}^{n_n}=57.059/1.167^2\times 1.225^4$$

$$=18.606$$

$$\ln\lambda_{cp(1\text{-}11)}=\ln 18.608/(17-2-4)=0.266$$

$$\lambda_{cp(1\text{-}11)}=1.305$$

ж）考虑坯料尺寸可能的波动，轧机的前三个机座取$\lambda_{cp(1\text{-}3)}-1$的值比$\lambda_{cp(1\text{-}11)}-1$低5%：

$$\lambda_{cp(1\text{-}3)}=1+0.95(1.305-1)=1.290$$

з）考虑$\lambda_{cp(1\text{-}3)}$的取值，修正第四～十一机座中的平均延伸系数：

$$\lambda_{\Sigma(4\text{-}11)}=\lambda_{\Sigma(1\text{-}11)}/\lambda_{cp(1\text{-}3)}^3=18.606/1.29^3=8.667$$

$$\ln\lambda_{cp(4\text{-}11)}=\ln 8.667/(11-3)=0.270,\quad \lambda_{cp(4\text{-}11)}=1.310$$

检查关系式（3.88）：

$$\lambda_{\Sigma cm}=\lambda_{cp(1\text{-}3)}^3\times\lambda_{cp(4\text{-}11)}^8\times\lambda_{cp(12\text{-}15)}^4\times\lambda_{cp(16\text{-}17)}^2$$

$$=1.29^3\times 1.31^8\times 1.225^4\times 1.167^2=57.097,$$

这比前面求出的$\lambda_{\Sigma cT}=57.059$大。因此相应的减小第十一机座中的延伸系数：$\lambda_{cp11}=1.310(57.059/57.097)=1.309$。如此分配的延伸系数列于表3.20中。

3．考虑到留出轧辊最大转速的15%的余量，取第十七机座中终轧速度：

$$U_{17}=0.85\frac{\pi D_{*17}n_{max17}}{60}=0.85\frac{\pi(0.280-0.012)1666.7}{60}$$

$$=19.9\approx 20\text{m/s}$$

按公式（3.89）计算每个机座中的初步的轧制速度：$U_{16}=U_{17}/\lambda_{cp17}=20/1.167=17.1\text{m/s}$；$U_{15}=U_{16}/\lambda_{16}=17.1/1.167=14.6\text{m/s}$等等（见表3.20）。

4．按公式（3.90）确定轧辊轧制直径的近似值：第十七机座$D_{*17}=280-\sqrt{113.1}=269.4\text{mm}$；第十六机座$D_{*16}=320-$

表 3.20 初步的轧制速度制度计算结果

机座号	λ_{CP_i}	U_i, m/s	ω_i, mm²	D_{xi}, mm	$U_{min,i}$, m/s	$U_{max,i}$, m/s
1	1.290	0.45	4999.1	359.3	0.23	0.94
2	1.290	0.58	3875.8	367.7	0.29	1.06
3	1.290	0.75	3004.5	375.2	0.34	1.54
4	1.310	0.98	2293.5	382.1	0.47	2.17
5	1.310	1.28	1750.8	338.1	0.58	2.62
6	1.310	1.68	1336.5	343.4	0.75	3.41
7	1.310	2.20	1020.2	348.1	0.98	4.41
8	1.310	2.88	778.8	352.1	1.52	5.56
9	1.310	3.77	594.5	355.6	2.08	7.62
10	1.310	4.94	453.8	358.7	2.88	10.55
11	1.309	6.47	346.7	301.4	2.81	10.29
12	1.225	7.93	283.0	303.2	2.83	10.26
13	1.225	9.71	231.0	304.8	3.35	12.13
14	1.225	11.90	188.6	306.3	4.21	15.23
15	1.225	14.60	154.0	267.6	4.84	17.51
16	1.167	17.10	132.0	308.5	5.58	20.19
17	1.167	20.00	113.1	269.4	6.17	22.33

$\sqrt{113.1\times1.167}=308.5$mm等等。考虑到求出的$D_{xi}$，取$k_n=0.05$，按公式 (3.36) 计算极限轧制速度。例如，第十七机座

$$U_{min17}=\frac{\pi\times0.2694\times416.7\times(1+0.05)}{60}=6.17\text{m/s}$$

$$U_{max17}=\frac{\pi\times0.2694\times1666.7(1-0.05)}{60}=22.33\text{m/s}$$

计算结果列在表3.20中。

5．在表3.20中检验轧制速度制度的限制(3.37)，证明它们对轧机所有机座都满足。

孔型系统选择和孔型设计方案的制定

精轧机组孔型设计方案按算法3.8制定

1．对给定的条件按表3.17采用椭圆-圆孔型系统的孔型设计方案十一，它能从中间孔型中轧出圆断面。进入精轧机组的轧

件取为立椭断面，因为这一断面与圆和方断面相比轧制时能耗小（见表3.16）：立椭-椭-圆轧制方案$m(\theta_m)=0.993$，这小于圆-椭-圆方案的1.222和方-椭-圆方案的1.000。

2．评定精轧机组中每对相邻孔型的延伸能力利用程度。

对第十四和十五机座的孔型得出：总延伸系数$\lambda_{\Sigma(14\sim15)}=\lambda_{cp14}\times\lambda_{cp15}=1.225\times1.225=1.501$；第十五机座轧辊折算直径$A_1=(D_0-H_1)/H_1=(280-14)/14=19.0$；对圆-椭-圆方案，当$U_{15}=14.6$米/秒时（参看图3.11，$a$，曲线6），最大允许总延伸系数$\lambda_{\Sigma max}=1.98$；孔型延伸能力利用程度$C_e=\lambda_{\Sigma(14\sim15)}/\lambda_{\Sigma max}=1.501/1.98=0.758$；延伸能力潜力$\Im_e=1-C_e=1-0.758=0.242$，这高于允许值$[\Im_e]=0.20$，因此条件(3.72)满足，因为$C_e=0.758<1-0.2=0.8$。可见，在这些机座中所选用的孔型设计方案是合理的。与此类同地评定了在第十二和第十三机座中孔型延伸能力的利用程度。计算结果列于表3.21中。

表 3.21　在250小型轧机上用截面为80×80mm坯

机座号	孔型	λ_Σ	ω,mm²	A_1	$\lambda_{\Sigma max}$	C_e	a_1	λ
1	扁箱		5799.2	5.1			1.183	1.113
2	同上	2.147	4272.0	7.8	2.500	0.859	1.853	1.357
3	箱方		3064.3	6.6			1.0	1.422
4	椭圆	1.716	2317.0	9.8	2.230	0.769	1.812	1.297
5	方		1750.7	5.4			1.000	1.323
6	椭圆	1.716	1250.3	13.4	2.530	0.678	2.200	1.400
7	立椭		1020.2	8.2			0.800	1.225
8	椭圆	1.716	757.9	17.6	2.350	0.730	2.450	1.346
9	立椭		594.5	11.1			0.800	1.275
10	椭圆	1.715	445.5	23.7	2.200	0.779	2.52	1.335
11	立椭		346.7	12.3			0.800	1.285
12	椭圆	1.501	286.4	23.6	2.050	0.732	2.100	1.210
13	圆		231.0	17.7			1.000	1.240
14	椭圆	1.501	183.9	27.8	1.980	0.758	1.860	1.256
15	圆		153.9	19.0			1.000	1.195
16	椭圆	1.361	130.1	31.6	1.900	0.716	1.670	1.183
17	圆		113.1	22.3			—	1.150

8. 确定每对道次中大等轴断面轧件的尺寸。

为了第十四和第十五机座中的轧制，必须从第十三机座中得出面积为$(\omega_0)_{14}=(\omega_1)_{13}=\lambda_{\Sigma(14\sim15)}\omega_{15}=1.501\times153.9=231.0\text{mm}^2$的圆。这个圆的尺寸按表3.14中公式计算：

$$(H_1)_{13}=(B_1)_{13}=\sqrt{(\omega_1)_{13}/0.785}=\sqrt{231.0/0.785}$$
$$=17.1\text{mm}。$$

类似地确定了第十二和第十三机座的原始立椭圆断面：

$$(\omega_0)_{12}=(\omega_1)_{11}=\lambda_{\Sigma(12\sim15)}\omega_{13}=1.501\times231.0=346.7\text{mm}^2$$

$$(H_1)_{11}=\sqrt{(\omega_1)_{11}/0.602}=\sqrt{346.7/0.602}=24.0\text{mm}$$

$$(B_1)_{11}=a_v(H_1)_{11}=0.8\times24.0=19.2\text{mm}$$

求出的尺寸列在表3.21中。

对中间机组和粗轧机组，从第十和第十一机座开始，孔型设计方案按算法3.9制定。

料轧制直径为12mm圆钢的轧辊孔型设计计算结果

$1/\eta$	H_1, mm	B_1, mm	U_1, m/s	t,℃	ψ	σ,MPa	P,MPa	P,kN	$M_{\text{轧辊}}$, kN·m	M_{mp}, kN·m
1.150	70.5	83.4	0.39	1126.5	0.6	52.51	74.39	266.8	11.50	0.59
1.112	48.9	90.6	0.53	1114.0	0.6	74.88	113.96	644.3	38.60	1.37
1.600	56.6	56.6	0.75	1106.8	0.6	84.39	128.82	548.6	44.60	1.18
1.418	39.9	72.3	0.97	1102.9	0.8	93.26	150.70	603.3	25.90	1.37
1.215	59.5	53.5	1.29	1100.4	0.8	65.49	137.62	224.4	15.50	0.49
1.595	26.4	58.0	1.81	1097.0	0.8	111.37	169.93	486.6	20.70	0.98
1.408	41.2	33.0	2.21	1098.5	0.8	84.75	191.52	212.3	8.96	0.39
1.618	20.4	49.9	2.98	1082.7	0.8	105.42	185.27	309.3	12.50	0.59
1.590	31.4	25.1	3.80	1084.2	0.8	104.51	234.60	210.2	9.61	0.39
1.630	15.4	38.9	5.07	1085.5	0.8	115.52	207.31	238.3	8.23	0.49
1.620	24.0	19.2	6.52	1088.3	0.8	116.20	261.23	147.9	5.82	0.29
1.477	13.0	27.4	7.89	1060.9	0.8	128.66	230.35	136.9	3.28	0.10
1.600	17.1	17.1	9.79	1062.4	0.8	135.29	287.14	129.7	4.33	0.10
1.540	11.1	20.6	12.30	1065.1	0.8	140.29	267.64	117.9	4.72	0.10
1.475	14.0	14.0	14.70	1068.5	0.8	137.82	296.0	82.1	2.12	0.10
1.428	9.8	16.4	17.39	1070.8	0.8	139.79	275.64	81.0	2.73	0.10
1.367	12.0	12.0	20.00	1073.1	0.8	136.40	296.86	57.8	1.26	0.07

1．为了在第十一机座中得到立椭断面轧件，可使用三种孔型设计方案（见表3.18）：方案7-立椭-椭-圆，方案8-立椭-椭-方和方案10-立椭-椭-立椭。

2．按$m(\theta_M)$值（见表3.16）评定上述每个方案的相对能耗得出，方案8和10是更节能的，因为它们的$m(\theta_M)$值分别为0.998和1.000，而方案7为1.215。

3．确定孔型设计方案8和10的$\lambda_{\Sigma max}$和C_*。第十一机座轧辊折算直径$A_1=(320-24)/24=12.3$。按曲线图3.11，6、e（曲线5和11）确定方案10：$\lambda_{\Sigma max}=2.20$和方案8：$\lambda_{\Sigma max}=2.42$。按轧制速度制度条件（见表3.20），在第十和第十一机座中总延伸系数为$\lambda_{\Sigma(10\sim11)}=\lambda_{cp10}\times\lambda_{cp11}=1.310\times1.309=1.715$。按公式(3.62)得出：方案10的$C_*=1.715/2.20=0.779$；方案8的$C_*=1.715/2.42=0.709$。按条件(3.72)并考虑到$[\beta_*]=0.17$，最终选定合理孔型设计方案为立椭-椭-立椭。

4．按表3.14中公式确定由第九机座轧出的大立椭断面的面积和尺寸：$(\omega_0)_{10}=(\omega_1)_9=\lambda_{\Sigma(10-11)}(\omega_1)_{11}=1.715\times346.7=594.5mm^2$。

$$(B_0)_{10}=(H_1)_9=\sqrt{(\omega_1)_9/0.602}=\sqrt{594.5/0.602}$$
$$=31.4mm$$

$$(H_0)_{10}=(B_1)_9=(H_1)_9\cdot\alpha_*=31.4\times0.8=25.1mm$$

5．顺序地为每一道进行1—4项的计算，计算到轧机的前三个机座。计算结果列于表3.21中。

在第一和第三机座中使用箱形孔型中的方-矩形-矩形-方方案（见图3.2，6）。按曲线图3.11，a（曲线1）确定$\lambda_{\Sigma max}$后，近似地计算这一方案的延伸能力的利用程度。当在第三机座$(A_1)_3=6.6$（见表3.21）和$U_3=0.75m/s$时，求出$\lambda_{\Sigma max}=2.5$。按初步的轧制速度制度$\lambda_{\Sigma(1-3)}=1.29^3=2.147$。于是，按公式（3.62）和（3.63）得出：$C_*=2.147/2.500=0.859$和$\beta_*=1-0.859=0.141$，这高于允许值0.10。可见，所选的孔型设计方案满足延伸能力潜力方面的限制，并可用于所研究的轧制条件。

金属变形的计算（见3.8.4节）

按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时，非等轴轧件和孔型尺寸按算法3.4确定。

第一对孔型（第十六和第十七机座）：按圆-椭-圆方案轧制，圆断面直径$d_0=14.0$mm和$d_1=12.0$mm。

1. $A_1=22.3$，$\lambda_\Sigma=1.361$（见表3.21）。

2. 按曲线图$\Pi.11$找出$a=1.67$和$\alpha_1=10°$。

3. 按曲线图$\Pi.12$，在$a=1.67$时确定逆轧向第一孔中的压下系数和延伸系数$1/\eta_1=1.367$，和$\lambda_1=1.150$。

4. 按公式（3.58）计算椭圆轧件尺寸和孔型尺寸：$B=H_1(1/\eta_1)=12\times1.367=16.4$ mm；$H=B/a=16.4/1.67=9.8$ mm；$B_*=B/\delta_1=16.4/0.8=20.5$mm，椭圆轧件横截面面积$\omega=\omega_1\cdot\lambda_1=113.1\times1.150=130.1$mm²。

5. 确定第二孔型中的延伸系数和压下系数：$\lambda_2=\lambda_\Sigma/\lambda_1=1.361/1.150=1.183$，$1/\eta_2=d_0/H=14.0/9.8=1.428$。

6. 轧件的咬入条件和稳定性条件可不检验，因为$\beta_*=1-0.716=0.284$（见表3.21）保证它们的满足。

类似地确定前三架机座的所有相邻各道次中的金属变形参数，计算结果列于表3.21中。其中第四和第五机座中（按方-椭-方方案轧制）在固定的椭圆孔型充满度$\delta=0.9$时，二个道次之间延伸系数分配不均匀：当$a=1.61$和椭圆轧件尺寸$H=41.3$mm、$B=66.5$mm（这些数字在表3.21中未示出）时，$\lambda_1=1.214$，$\lambda_2=1.413$。为减小延伸系数分配不均匀性，按算法3.6进行了金属变形的修正计算。修正计算是在椭圆孔型充满度$\delta=0.8$、$\psi=0.8$和等轴断面尺寸不变下进行的：在第三机座中$H_0=B_0=56.6$ mm，在第五机座中$H_1=59.5$mm，$B_1=53.5$mm（见表3.21）。结果得到第四机座修正后的椭圆轧件尺寸$H=39.9$mm，$B=72.3$mm，$\omega=2317.0$ mm²。这时延伸系数为$\lambda_1=1.323$和$\lambda_2=1.297$。这样，在椭圆孔型充满度由0.9减到0.8时，得到了延伸系数在椭圆孔型和方孔型间更均匀的分配。

对第六和第七机座中的一对相邻孔型（按方-椭-立椭方案轧制）在椭圆孔型充满度$\delta=0.75$下进行了以延伸系数均匀分配为目的的类似计算。

在第一至第四机座的箱形孔型中轧制时，金属变形的计算已

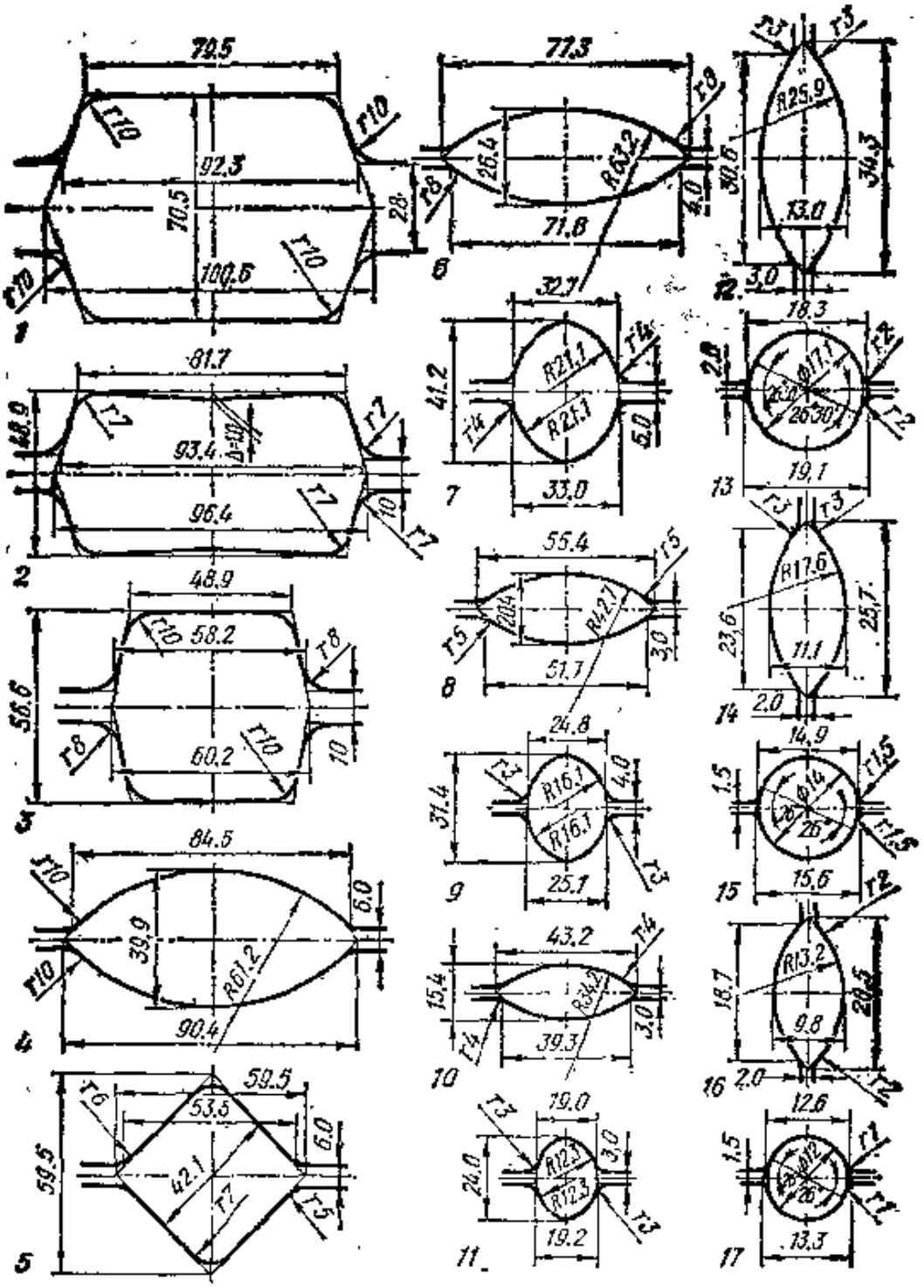


图 3.25　在250连续式轧机上由截面为 80×80 毫米的坯料轧制直径为φ12及φ14毫米圆钢的轧辊孔型设计

在算法3.7的例题中进行了。计算结果列于表3.21中。

根据金属变形计算结果画出了轧辊孔型设计图(图3.25)。

根据计算出的金属变形制度，确定了每道的轧制速度的修正值$U_i=U_{i-1}\cdot\lambda_i$、轧辊轧制直径修正值$D_{ki}=D_{oi}-\omega_i/B_i$、极限轧制速度$U_{min\,i}$和$U_{max\,i}$($i=1,2,\cdots,n_{np}$)修正值，并检验了轧制速度制度的限制(3.37)。这些计算的结果示于图3.26(参见曲线U)。可见，限制(3.37)在轧机所有机座中都满足。

轧制温度制度的计算

我们在考虑坯料从加热炉到轧机第一机座前的运输时间τ_0内的冷却的情况下，来计算坯料在第一机座前的温度。按公式(3.91)确定τ_0值。在辊道长$L_p=30$m、辊道圆周速度$U_p=2.2$ m/s时，$\tau_0=30/2.2=13.6$ s。坯料横截面周边长和面积等于：$\Pi=2(H_0+B_0)=2(81.1+81.1)=324.4$mm，$\omega_0=6453.4$ mm²。坯料加热温度$t_0=1150$℃，而在第一道次前$\Delta t_0=0$。将上述值代入公式(1.10)，得出在时间τ_0内温降：

$$\Delta t=1150-\frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{0.0255\times324.4}{6453.4}13.6+\left(\frac{1000}{1150+273}\right)^3}}$$

$$+273=23.5℃$$

由此可见，在第一道次前坯料温度为$t_1=t_0-\Delta t=1150-23.5=1126.5$℃。

让我们计算轧件在第二机座前的温度(见算法3.3的第1、2、11、12项)。

第一机座中的平均变形程度(见表3.11)$e=(H_0-H_1)/H_0=(81.1-70.5)/81.1=0.131$。在轧制速度$U_1=0.39$m/s(见表3.21)时的轧辊转速$n_1=60\times0.39/\pi\times0.3595=20.72$r/min。平均变形速度按公式(3.19)$U=0.105\times20.72\sqrt{0.131\frac{359.5}{2\times81.1}}=1.172$ 1/s。

在算出的e,U值和$t=1126.5$℃时，按《轧制理论》手册图Ⅱ.41

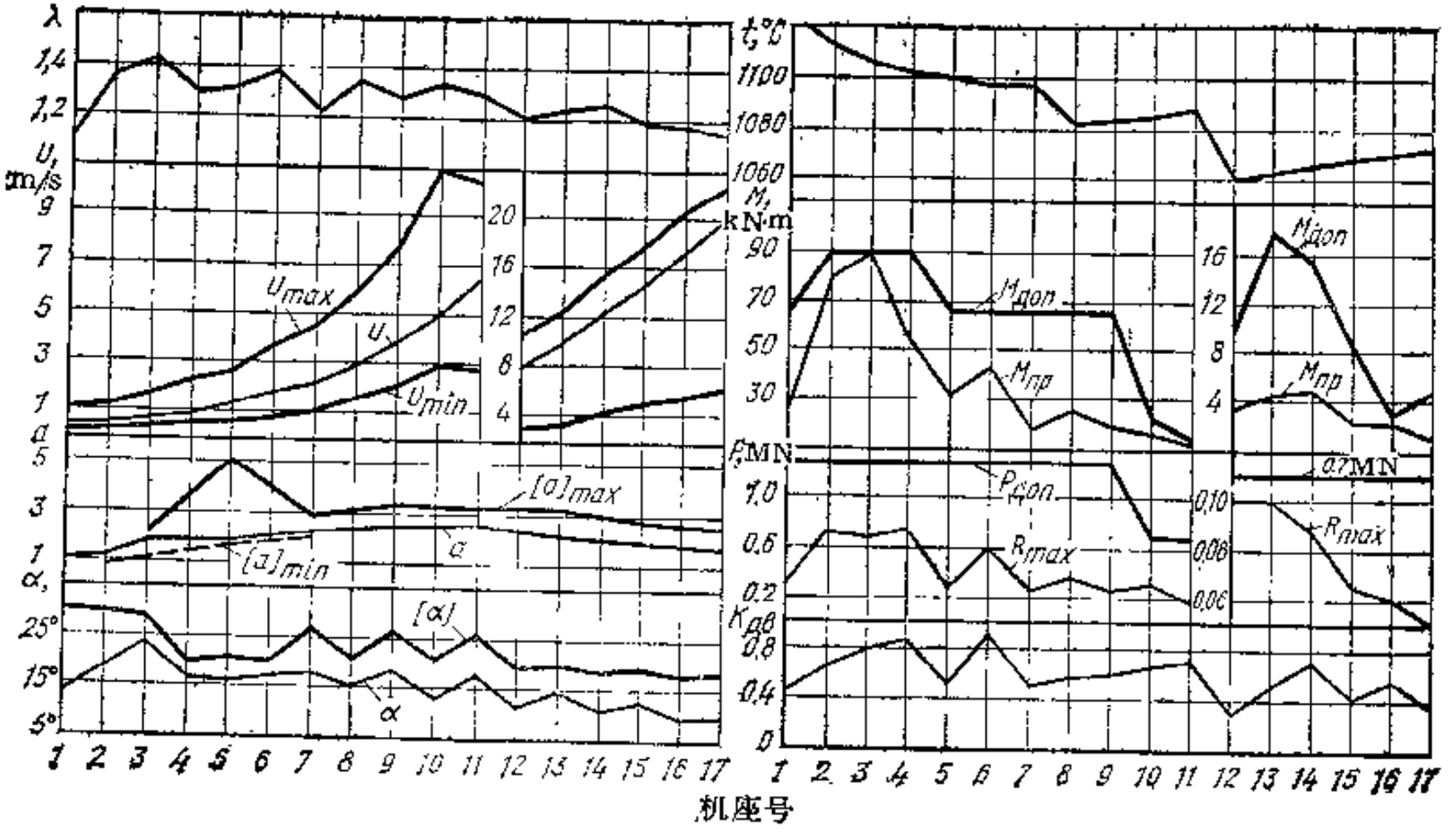


图 3.26　在250连续式轧机上由截面为 80×80 毫米的坯料轧制钢号为12XH3A，直径为φ12及φ14mm圆钢的工艺和力能参数曲线图

和Ⅰ.42确定12XH3A钢的热力学参数 $k_e=1.07$，$k_u=0.72$ 和 $k_t=0.695$，而按表Ⅰ.9—变形抗力基础值 $\sigma_{0.0}=98.07$MPa。按公式（2.10）计算金属变形抗力 $\sigma=98.07\times1.07\times0.72\times0.695=52.51$MPa。然后按公式（1.11）确定在第一机座中轧制时的温升 $\Delta t_\sigma=0.183\sigma\ln\lambda_1=0.183\times52.51\times\ln1.113=1.03$℃。

轧件从第一机座移动到第二机座的冷却时间按公式（3.91）确定：在 $L_{x1}=3.0$m（见图3.24）和 $U_1=0.39$m/s时，$\tau_1=3.0/0.39=7.69$s。第一道后轧件横截面周边长 $\Pi=2(70.5+83.4)=307.8$mm。考虑到计算出的 τ，Π 和 Δt_σ 按公式（1.10）得出第一道后温度的总变化：

$$\Delta t_1=1126.5-\frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{0.0255\times307.8}{5799.2}\times7.69+\left(\frac{1000}{1126.5+1.03+273}\right)^3}}+273=12.5℃$$

和在第二道前轧件温度 $t_2=t_1-\Delta t_1=1126.5-12.5=1114.0$℃。在其它道次中的金属温度计算结果列于表3.21中。

按表3.5在计算出的轧件温度下确定了各道摩擦指数 ψ，其值列于表3.21中。将这些值同计算金属变形时取的值（在第一～三机座 ψ 为0.6，在第四～十七机座 ψ 为0.8）比较，可以证实它们仍然没有变化。由此，不需要修正计算金属宽展。

力能参数的计算

各道的轧制力和力矩按算法3.3（见4—10项）计算，σ 和 ψ 取计算金属温度时算出的值。

第一道：金属变形抗力 $\sigma=52.51$MPa，摩擦指数 $\psi=0.6$（见表3.21）。无量纲参数在计算金属变形时已确定：$A_1=5.1$；$1/\eta=1.150$；$a_0=1.0$；$\operatorname{tg}\varphi=0.3$。

按公式（3.11）确定变形区形状系数：

$$m=\frac{2\sqrt{(5.1/2)(1.15-1)}}{1.15+1}=0.575$$

按表3.8中公式计算箱形孔型的应力状态系数：

$$n_\sigma=\left(m+\frac{37.0}{m+5}-5.55\right)\left(0.0488A_1+\frac{0.534A_1}{A_1-1}\right)$$

$$\times\left(0.745+\frac{0.051}{\mathrm{tg}\varphi+0.1}\right)(1.108-0.102\sqrt{a_0})$$

$$\times\left(1.225-\frac{0.18}{\psi}\right)=\left(0.575+\frac{37}{0.575+5}-5.55\right)$$

$$\times\left(0.0488\times5.1+\frac{0.534\times5.1}{5.1-1}\right)\left(0.745+\frac{0.051}{0.3+0.1}\right)$$

$$\times(1.108-0.102\sqrt{1.0})\left(1.225-\frac{0.18}{0.6}\right)=1.232。$$

按公式（3.10）确定接触压力$p=1.15n_\sigma\cdot\sigma=1.15\times1.232\times52.51=74.39\mathrm{MPa}$。

按公式（3.16）计算接触面积：

$$F=70.5\frac{81.1+83.4}{2}\sqrt{\frac{5.1}{2}(1.15-1)}=3586.2\mathrm{mm}^2$$

$$=3586.2\times10^{-6}\mathrm{m}^2$$

轧制力$P=pF=74.39\times3586.2\times10^{-6}=0.26678\mathrm{MN}$

$=266.8\mathrm{kN}$

按表（3.10）中矩形-箱形孔型轧制方案的公式计算变形力矩系数：

$$n_{mx}=\frac{1}{\eta}\left(\frac{1}{\eta}-1\right)\left[0.25+\frac{0.0105-0.0012a_0^2}{\mathrm{tg}\varphi}-0.024a_0^2\right.$$

$$\left.+\frac{0.254(1.02-0.2\,\mathrm{tg}\varphi)}{(a_0+0.1)^2}\right]\left(0.315+\frac{3.425}{A_1-1}\right)$$

$$\times\left(1.225-\frac{0.18}{\psi}\right)=1.15(1.15-1)\left[0.25\right.$$

$$\left.+\frac{0.0105-0.0012\times1^2}{0.3}-0.024\times1^2\right.$$

$$+\frac{0.254(1.02-0.2\times0.3)}{(1+0.1)^2}\Big]\left(0.315+\frac{3.425}{5.1-1}\right)$$

$$\times\left(1.225-\frac{0.18}{0.6}\right)=0.084$$

变形力矩按公式（3.18）确定：

$M_{..}=0.287\times52.51\times0.0705^3\times5.1^2\times0.084=0.0115$ MN·m$=11.5$kN·m。

其它各道的轧制力和变形力矩计算结果列于表3.21中。

限制的检验和轧辊孔型设计的修正

因为所选用的孔型系统留有足够高的延伸能力潜力$\beta_z=1-C_z$，所以根据第3.8.6节中的建议，轧辊对金属的咬入条件和非等轴轧件在等轴孔型中轧制时的稳定性的检验可只对那些在计算中$\mathrm{tg}\varphi$，δ，r/H_1参数值比在确定$\lambda_{\Sigma max}$时的取值（见表3.14）有了改变的孔型进行。属于这样的孔型有第一～第三机座的箱形孔型，它们的$\mathrm{tg}\varphi=0.2\sim0.3$和$\delta_1=0.829\sim0.94$，以及第四和第六机座的椭圆孔型，它们的$\delta_1$分别为0.8和0.75。

让我们检验第三机座箱形孔型的咬入条件和轧件稳定性（见图3.25）方面的限制，这一个孔型在这方面处于最不利的条件中，因为轧件在进入这个孔型之前不翻钢轧制二道。

第三机座中的计算咬入角按公式（3.22）确定：

$$\alpha=2\arcsin\sqrt{(1/\eta-1)/2A_1}=2\arcsin\sqrt{(1.6-1)/2\times6.6}$$
$$=24.67^\circ$$

确定最大允许咬入角的参数（见表3.21）：轧辊圆周速度$U_{\text{轧}}=U_1=0.75$m/s；金属温度$t=1106.8$℃；夹持程度$a_3=1.0$；因为是铸铁轧辊，所以$\mu=1.0$；轧制的是合金钢，所以M=1.4。按表3.12中公式计算平均统计允许咬入角：

$$\overline{\alpha}=\frac{100}{5.99+0.266U_{\text{轧}}^2-1.16\mu-1.9a_3+0.42\mathrm{M}+0.39\times10^{-3}t}$$

$$=\frac{100}{5.99+0.266\times0.75^2-1.16\times1.0-1.9\times1.0+0.42\times1.4+0.39\times10^{-3}\times1106.8}=24.39°$$

系数$k_\alpha=1.20$。最大允许咬入角$[\alpha]=k_\alpha\overline{\alpha}=1.2\times24.39=29.27°$。由此可见，轧辊对金属的咬入条件的限制（3.20）得到满足：$\alpha=24.67°<[\alpha]=29.27°$。

计算轧件最大允许轴比所必须的参数已在计算金属变形时确定（见算法3.7的例题）：孔型侧壁充满度$\delta_{BO}=0.605$；$a_3=1$；孔型侧壁斜度$\operatorname{tg}\varphi_0=0.3$，$\operatorname{tg}\varphi=0.2$，$U_*=0.75\text{m/s}$。

按表3.13中公式确定轧件平均统计允许轴比：

$$\overline{\alpha}=2.0+0.022/\delta_{BO}^2+0.13a_3-0.01U_*-1.38\operatorname{tg}\varphi_0-0.21\operatorname{tg}\varphi=2.0+0.022/0.605^2+0.13\times1.0-0.01\times0.75-1.38\times0.3-0.21\times0.2=1.727$$

系数$k_\alpha=1.18$。轧件最大允许轴比$[a]_{max}=\overline{\alpha}k_\alpha=1.727\times1.18=2.037$。送入第三机座孔型的轧件实际轴比为$a_0=1.853$（见表3.21）。可见不等式（3.21）的右端得到满足：$a_0=1.853<[a]_{max}=2.037$。

等轴轧件在非等轴箱形孔型中轧制时的稳定性限制〔不等式（3.21）的左端〕必须对第一机座检验。按公式（3.28）确定在这个机座的箱形孔型中轧件允许夹持程度，取坯料圆角半径$r=12\text{mm}$（按ГОСТ4693—77），并考虑到$\operatorname{tg}\varphi=0.3$，而$\operatorname{tg}(\varphi/2)=0.147$：

$$[a_3]=1\Big/\left(1-2\frac{12}{81.1}\times\frac{1-0.147}{1+0.147}\right)=1.282$$

轧件最小允许轴比按公式（3.34）计算，在式中代入前面已求出的$\operatorname{tg}\varphi=0.3$，$\delta_1=0.829$（见算法3.7的例子）和$1/\eta=1.150$（见表3.21）：$[a]_{min}=(0.3+1.15/1.282)0.829=0.992$。从第一孔型出来的轧件实际轴比为$a_1=1.183$（见表3.21）。可见，方坯在第一机座的箱形孔型中轧制时的稳定性限制得到满足：

$[a]_{min}=0.992<a_1=1.183$。

类似地检验了咬入条件和在第四～第五和第六～第七机座的相邻各对孔型中的轧件稳定性条件。结果得出，在前面按$r=(0.10\sim0.15)H_1$关系取的第三机座箱形孔型圆角半径$r=8$mm时，第四机座中轧件最小允许轴比为$[a]_{min}=1.95$，这大于计算的$a_1=1.812$（见表3.21），即条件$[a]_{min}<a_1$得不到满足。因此，把上述圆角半径改为$r=10$mm，并在复算中得出$[a]_{min}=1.804<a_1=1.812$。对第六机座在选取的半径（见图3.25）条件下得出$[a]_{min}=2.10<a_1=2.2$。这样一来，在第四～第六机座中椭圆轧件轴比接近于最小允许的，即按方-椭-方方案在第四～第五和第六～第七机座中的金属变形制度受方轧件在椭圆孔型中的稳定性限制。

咬入条件和轧件稳定性限制的检验结果示于α和a曲线图（见图3.26）。

为了检验设备强度方面的限制，我们来计算作用在轧辊辊颈上的最大力R_{max}和考虑同时轧制的轧件根数的总轧制力矩M_{rp}。为此我们确定孔型在辊身上的配置和轧制力作用点。

对于轧机第一机座，当孔型槽口宽92.3 mm（见图3.25）时，在700mm的辊身长度上（见表3.19）可配置四个孔型。这时辊环平均宽为$(700-4\times92.3)/5=66.16$mm。取四个辊环宽66.0 mm和一个宽66.8mm（图3.27）。当双线轧制时，到轧制力作用点的距离为$x_1=227.15$mm，$x_2=543.75$ mm。以此按公式（3.40）计算由轧制力$P=266.8$kN引起的轧辊辊颈上的反作用力：

$$R_1=\frac{266.8\times227.15+266.8\times543.75}{930}=221.16\text{kN}$$

$R_2=266.8\times2-221.16=312.44$kN，$R_{max}=\max(312.44;221.16)=312.44$kN

辊颈上的允许作用力为1300kN（见表3.19）。可见，限制$R_{max}<R_{zon}$得到满足，负荷系数$k_p=312.44/1300=0.240$。

当$d_w=220$mm和$f_n=0.005$时，辊颈上摩擦力矩按公式(3.41)为$M_{mp}=2\times266.8\times0.005\times0.220=0.59$kNm。轧制总力矩按公式（3.41）为$M_{np}=2\times11.5+0.59=23.59$kN·m。

第一机座主机列的允许力矩$M_{don}=67.0$kN·m。可见，限制$M_{np}<M_{don}$得到满足。设备按力矩的负荷系数$k_M=M_{np}/M_{don}=23.59/67.0=0.352$。

为了检验第一机座传动电机能力方面的限制(3.42)，我们按公式（3.43）计算换算到电机轴上的轧制力矩。为此，我们确定第一机座主机列的效率。主机列中装有万能接轴，齿轮机座，装在二个轴承上的主轴及轴套，减速机和电机轴套（见图3.24)。即$\eta_{un}=0.96$；$\eta_{w.}=0.95$；$\eta_M=0.99^3=0.97$；$\eta_n=0.99^2=0.98$；$\eta_{pen}=0.93$。那么，主机列效率$\eta_{.n}=0.96\times0.95\times0.97\times0.98\times0.93=0.806\approx0.8$。

换算到电机轴上的轧制力矩$M_i=M_{np}/i_p\cdot\eta_{.n}=23.59/11.4\times0.8=2.59$kN·m。

当第一机座中轧制速度$U_1=0.39$m/s（见表3.21）和轧辊轧制直径$D_n=D_0-\omega_1/B_1=430-5799.2/83.4=360.46$mm时，$n=60U/\pi D_n=60\times0.39/\pi\times0.36046=20.66r/min$，这相当于电机轴转速$n_{d.}=ni_p=20.66\times11.4=235.5$r/min。电机轴额定转速为$n_n=300$r/min。既然$n_{d.}<n_n$，那么$M_i$需按公式(3.44)与在$n_n$时计算出的电机额定扭矩比较：$M_n=9.562N_n/n_n=9.562\times200/300=6.375$kN·m。从$M_i$和$M_H$比较中可见，电机能力方面的限制（3.42）得到满足，电机负荷系数$k_{d.}=2.59/6.375=0.406$。

与此类似地检验了轧机各机座设备强度和传动能力方面的限制。计算结果示于P，M和k_d.曲线图上(见图3.26)。从这些曲线图上可见，限制（3.39）和（3.42）对轧机各机座都得到满足。

全面分析示于图3.26上的轧制工艺参数和力能参数可以作出结论，所计算出的轧辊孔型设计和轧制制度的特点是：在满足所有限制的情况下能相当充分地利用轧机的速度和力能潜力。在接

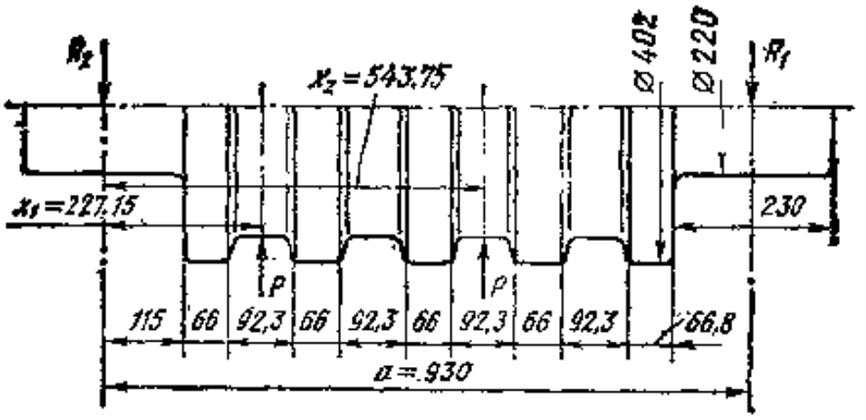


图 3.27　轧槽在第一机座轧辊上的配置

近最大可能的终轧速度（$U_n\approx 0.9U_{max_n}$）下，在第三、第十一和第十六机座中轧制力矩达到最大允许值，第四和第六机座的传动电机负荷系数处于0.9的水平。因此，进一步提高轧制速度是不适宜的。除此之外，在第三、第五和第七机座中金属变形制度受到轧件稳定性限制。所选择的孔型系统的特点是有相当高的延伸能力利用程度和最小可能的能耗〔按$m(\theta_M)$量评定时〕。由此可见，所设计的轧辊孔型设计是合理的。

3.8.9　轧制扁钢的轧辊孔型设计计算举例

原始资料

在上例中研究的250连续式小型轧机（见图3.24，表3.19）的条件下，要求计算轧制断面为32×5mm的45钢扁钢（ГОСТ 103-76）的轧辊孔型设计。轧制的温度制度可初步取为与轧制圆钢的相同（见表3.21）。

金属变形和孔型尺寸的计算

既然轧制扁钢的坯料（轧件）断面尺寸没给定，那么，轧辊孔型设计的计算将按算法3.12进行。

1．确定$a_n=B_n/H_n=32.0/5.0=6.4$，并按（3.74）计算在平辊上轧制的总压下系数：$1/\eta_\Sigma=0.445+0.787\times 6.4=5.482$。确定$H_0=H_n(1/\eta_\Sigma)=5\times 5.482=27.4$mm。

2．按公式（3.75）和（3.76）计算平轧道次数n，和在平辊

身上轧制的平均压下系数$1/\eta_c$：$n_1=2.319\times6.4^{0.418}=4.99\approx5$；$1/\eta_c=(5.482)^{1/5}=1.405$。

3. 按公式（3.9）计算平均宽展系数。为此首先确定无量纲参数：$1/\eta=1/\eta_c=1.405$；$a_0=1/a_n=1/6.4=0.156$；$A=D_0/H_n=280/5=56.0$；当金属温度大致为1000—1100℃时，$\psi=0.7$(见表3.5)。可见，$\beta_c=1+0.0714\,(1/\eta-1)^{0.862}A^{0.355}a_0^{0.763}\times\psi^{0.456}=1+0.0714\,(1.405-1)^{0.862}56^{0.555}0.156^{0.763}0.7^{0.455}=1.063$。

按公式（3.84）确定初步值$\beta=1.063^5=1.357$。

4. 初步取立轧道次数$n_p=2$(见图3.21)，并以系数$k=1$按公式（3.83）计算用以轧制给定的扁钢的B_0。

$$B_0=32\frac{1+1\times2(1.405-1)/6.4}{1.357}=26.6\text{mm}$$

所得到的坯料断面的初步尺寸$H_0=27.4$ mm和$B_0=26.6$mm彼此很接近。因此最终取边长26.6mm和$\omega_0=0.97\times26.6^2=686.3$ mm^{2}的方作为轧制给定扁钢的原始坯料。这一断面可按前面计算的轧制圆钢的轧辊孔型设计（见表3.21和图3.25），从第九机座中用相应尺寸的方孔型代替立椭孔型，而不明显改变第一—第八机座的孔型设计轧出。

5. 按所选的坯料断面修正总压下系数和平均压下系数：$1/\eta_\Sigma=26.6/5.0=5.320$，$1/\eta_c=(5.32)^{1/5}=1.397$。继而按算法3.11（见第3—11项）计算压下制度。

6. 按图3.23逐道次逆轧向分配各道压下系数：$1/\eta_5=1.181$，$1/\eta_4=1.252$，$1/\eta_3=1.402$，$1/\eta_2=1.552$，$1/\eta_1=1.652$。检验关系式（3.78）：

$$\prod_{i=1}^{n_1}1/\eta_i=1.181\times1.252\times1.402\times1.552\times1.652=5.32$$

因此，等式(3.78)满足：$\prod_{i=1}^{n_1}1/\eta_i=1/\eta_\Sigma=5.32$。

7. 按公式$H_{i-1}=H_i\,(1/\eta_i)$计算在平辊身上各道中的轧件高度：$H_4=H_5(1/\eta_5)=5.0\times1.181=5.9$mm；$H_3=H_4(1/$

η_4)=5.9×1.252=7.4mm等等。其它道次的计算结果列于表3.22中。

8. 按公式（3.9）计算各道中的宽展系数。对第一道，当$1/\eta=1.652$，$a_0=1$，$A=380/16.1=23.6$和$\psi=0.7$时，$\beta_1=1+0.0714(1.652-1)^{0.862}\times 23.6^{0.555}\times 1^{0.763}\times 0.7^{0.455}=1.243$。其它道次$\beta_i$计算结果列于表3.22中。在平辊身上所有道次的总宽展系数$\beta_\Sigma=1.243\times 1.141\times 1.084\times 1.042\times 1.028=1.647$。

9. 按公式(3.80)计算立轧孔型中的总压下系数：$1/\eta_{\Sigma p}=(26.6\times 1.647)/32=1.369$。

10. 按公式（3.79）确定立轧孔型中的平均压下系数，取$1/\eta_r=1/\eta_c=1.397$，$a_p=a_{cp}=(a_0+a_n)/2=(1+6.4)/2=3.7$和$k=1$。

$$1/\eta_{pc}=1+1\frac{1.397-1}{3.7}=1.107$$

按公式（3.81）计算立轧孔型数$n_p=\ln 1.369/\ln 1.107=3.09$；取$n_p=3$。

11. 考虑算出的立轧孔型数，制定最终的孔型设计方案。立轧孔型配置到立辊机座第十二，第十四和第十六机座上（图3.28），然后按公式（3.79）计算立轧孔型中的压下系数。这时立轧孔中的轧件轴比按它在本道前的尺寸，即按在前一道平辊身上轧件尺寸确定。

第一个立轧孔型（机座12B）：在前一道平辊身上（$i_r=2$，见表3.22）$1/\eta_r=1/\eta_2=1.552$；$B_2=B_0\beta_1\beta_2=26.6\times 1.243\times 1.141=37.7$mm；$a_p=B_2/H_2=37.7/10.4=3.63$；把得到的这些值代入公式（3.79）。当$k=1$时，得：

$$1/\eta_{p1}=1+1\frac{1.552-1}{3.63}=1.152$$

第二个立轧孔型（机座14B）：$1/\eta_r=1/\eta_3=1.402$，$B_3=B_2\times\beta_3=37.7\times 1.084=40.9$ mm，$a_p=B_3/H_3=40.9/7.4=5.53$；

$$1/\eta_{p2}=1+1\frac{1.402-1}{5.53}=1.073$$

第三个立轧孔型（机座16B）：$1/\eta_3=1/\eta_4=1.252$；$B_4=B_3\beta_4=40.9\times1.042=42.6$mm；$a_p=B_4/H_4=42.6/5.9=7.22$；

$$1/\eta_{p3}=1+0.75\frac{1.252-1}{7.22}=1.026$$

检验等式 $1/\eta_{p\Sigma}=\prod_{i=1}^{n_p}1/\eta_{pi}$：

$$\prod_{i=1}^{3}1/\eta_{p_i}=1.152\times1.073\times1.026=1.268$$

结果不等于$1/\eta_{p\Sigma}=1.369$。将存在的差值按比例分配到每一系数$1/\eta_{p_i}$上。结果得出：$1/\eta_{p1}=1.182$，$1/\eta_{p2}=1.101$，$1/\eta_{p3}=1.052$。

算出的$1/\eta_{p_i}$值列入表3.22。

表 3.22　在250连续式轧机上轧制截面为32×5mm扁钢时的金属变形计算结果

道次号		$N^*_{轧}$	$1/\eta$	β	H, mm	B, mm	ω, mm²	λ	U, m/s
$i_г$	$i_в$								
0		9г			26.6	26.6	686.6		4.10
1		10г	1.652	1.243	16.1	33.0	531.3	1.292	5.29
2		11г	1.552	1.141	10.4	37.7	392.1	1.355	7.18
	1	12в	1.182	1.000	10.4	31.9	331.8	1.182	8.48
3		13г	1.402	1.084	7.4	34.6	256.0	1.296	10.99
	2	14в	1.101	1.000	7.4	31.4	232.4	1.101	12.11
4		15г	1.252	1.042	5.9	32.7	192.9	1.205	14.59
	3	16в	1.052	1.000	5.9	31.1	183.5	1.052	15.34
5		17г	1.181	1.028	5.0	32.0	160.0	1.147	17.60

*г——水平辊机座，в——立辊机座。

12．考虑已算出的$1/\eta_{p_i}$和β_i值，从精轧道次起逆轧向确定每个机座中轧件最终宽度。

第十六立辊机座16B（立轧孔型$i_p=3$）：$B_{p_3}=B_5/\beta_5=32/1.028=31.1$mm。

第十五水平机座15Г（平辊上第四道$i_4=4$）：$B_4=B_{p_3}(1/\eta_{p_3})=31.1\times1.052=32.7$mm。对其它机座类似的计算结果列于表3.22。

立轧孔型中轧件高度取为等于在前一道平辊上轧件高度$H_{p_3}=H_4=5.9$mm，$H_{p_2}=H_3=7.4$mm等等（见表3.22）。

按计算的轧件尺寸确定立轧孔型尺寸（见图3.22和表3.2中箱形孔型的关系），取孔型槽底宽$B_\partial=H_{0p}$。

第十六立辊机座16B：$B_\partial=H_{0p}=H_4=5.9$mm；辊缝$S=0.02D_0=0.02\times320=6.4$mm，取$S=6$mm；$H_{.p}=(B_p-S)(1/2)=(31.1-6)(1/2)=12.55\approx12.6$ mm；孔型侧壁斜度取$\operatorname{tg}\varphi=0.075$，那么$B_{.p}=B_\partial+2H_{.p}\operatorname{tg}\varphi=5.9+2\times12.6\times0.075=7.79\approx7.8$mm；$\Delta=0.2$mm；$r=(0.1\sim0.15)B_p=(0.1\sim0.15)31.1\approx3\sim4.5$mm；取$r_1=3$mm。

其它立轧孔型尺寸是与此类似地确定的，并示于图3.28。

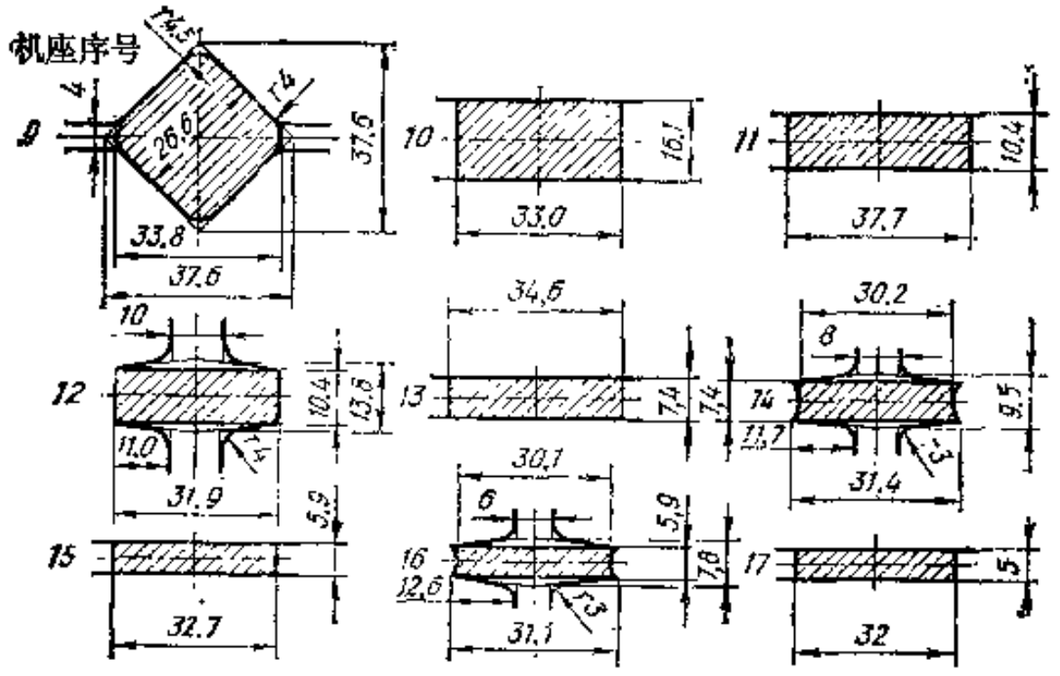


图 3.28　250连续式小型轧机轧制截面为32×5mm扁钢时中间机座和精轧机组的轧辊孔型

13．计算轧件横截面面积和延伸系数。对第一道（$i_1=1$）：$\omega_1=H_1B_1=16.1\times33.0=531.3\text{mm}^2$；$\lambda=\omega_0/\omega_1=686.6/531.3=1.292$。其它道次的计算结果列于表3.22。

轧制速度制度的计算

在分析前面计算出的圆断面的轧制速度(见图3.26,表3.21)的基础上，确定扁钢的合理轧制速度制度。由曲线图$U=f(N_{机})$可见，圆钢的轧制速度在第十三机座最接近最大允许值。因此，取这一机座中的轧件轧制速度（留出最大允许速度的10%作为余量）$U_{13}=0.9U_{\max 13}=0.9\times12.2\approx11.0\text{m/s}$,得到合理的终轧速度$U_{17}=U_{13}\lambda_{\Sigma(14\sim17)}=11.0\times(256/160)=17.6\text{m/s}$。在其它机座中的轧制速度按公式$U_{i-1}=U_i/\lambda_i$计算：$U_{16}=U_{17}/\lambda_{17}=17.6/1.147=15.34\text{m/s}$等等（见表3.22）

图3.29表示计算的轧制速度与最大和最小允许速度相比较。由图可见，轧制速度制度方面的限制在各机座中都得到满足。

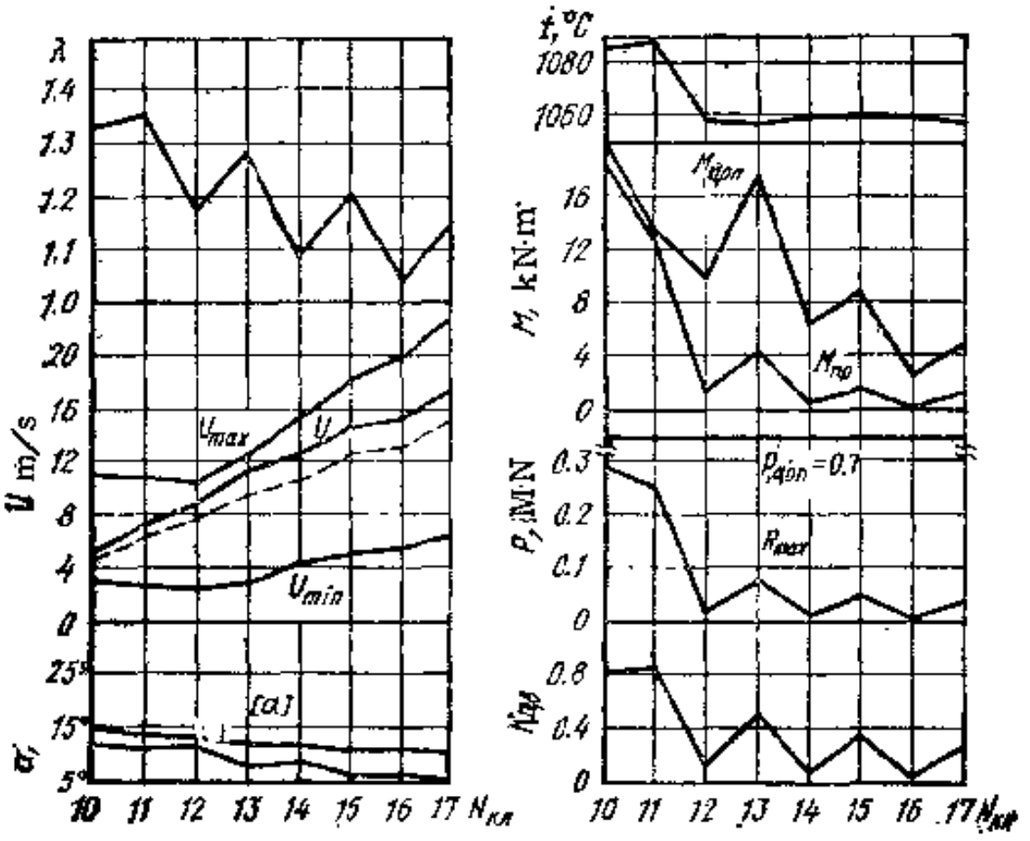


图 3.29　在250连续式轧机上轧制截面为32×5mm 45钢扁钢时的工艺参数和力能参数的曲线图

轧制力能参数的计算和限制的检验

对制定的轧辊孔型设计和轧制速度制度，计算了金属温度、实际的和允许的咬入角、变形力和力矩。这些计算以及轧制扁钢时的限制的检验，与轧制圆钢的轧辊孔型设计的计算相比，没有明显的特殊性。在轧辊平辊身上轧制时的允许咬入角按公式(3.25)确定。

计算结果示于图3.29。由图可见，制定的轧制制度受到第十三机座中轧辊最大允许转速和第十及第十一机座中最大允许力矩的限制。

3.9 横列式轧机的合理轧辊孔型设计计算

横列式轧机主要用于产量不大的冶金厂，特别是用于优质钢厂，既作为开坯轧机轧制钢坯，也作为小型、中型和大型轧机生产型钢。

在开坯轧机的组成中包括有排列成一列的一至二架三辊式工作机座。横列式型钢轧机通常由三辊式或二辊式开坯机座和一至三列三辊式机座、复二重式机座或交替二辊机座组成。

3.9.1 三辊式开坯机轧辊孔型设计的特点

在三辊式开坯机座中，当轧制断面大于80×80mm的方坯时，采用箱形孔型。当轧制断面尺寸较小的钢坯或轧制预轧和精轧机列使用的断面尺寸较小的中间坯时使用菱和方孔型。而当生产圆坯时，除采用箱形孔型外，在最后道次中使用平椭—圆孔型系统(见图1.2)。

根据在轧辊上的配置方法，箱形孔型可分为共轭和非共轭孔型。两个配置在三辊式机座的上、下轧制线上的相邻孔型，如果它们在中辊上有共用轧槽，则称为共轭孔型（图3.30，孔型1和2，3和4，5和6）。这样的孔型与非共轭孔型(没有共用的轧槽的)不同，它们可以节省使用辊身长度，因此得到最广泛的应用。通常所有奇数孔型配置在下轧制线上，而所有偶数孔型配置在上轧制线上。轧件在奇数孔型中轧制之后，不翻钢又在与之共

轭的偶数孔型中轧制，然后翻钢90°，并送进下一奇数孔型。轧辊间距，即轧件高度，在轧制过程中不调整。

因为一对共轭孔型在中辊上的切槽深度相同，而奇数孔型的高度总大于偶数孔型的高度，那么当原始辊径相同时，轧辊工作辊径就不同。由图3.30可见，共轭孔型的轧辊工作直径和原始直径有以下关系：

$$\left.\begin{aligned} D_{p\text{上}} &= D_{o\text{上}} - 2(H_2 - x) \\ D_{pc} &= D_{oc} - 2x \\ D_{p\text{下}} &= D_{o\text{下}} - 2(H_1 - x) \end{aligned}\right\} \qquad (3.92)$$

由此可见，在相同的原始直径$D_{o\text{上}} = D_{o\text{下}} = D_{oc}$时，轧辊工作直径的差为：

$$D_{p\text{上}} - D_{pc} = 4x - 2H_2,\quad D_{pc} - D_{p\text{下}} = 2H_1 - 4x \qquad (3.93)$$

A.Ф.戈洛温指出，为建立三辊式机座工作的有利条件，应使上、下孔型的轧辊工作直径之差相同，即$D_{p\text{上}} - D_{pc} = D_{pc} - D_{p\text{下}}$。由公式(3.93)可得出的，这在$x = (H_1 + H_2)/4$时才可能。把$x$的这一值代入公式(3.93)，得到$D_{p\text{上}} - D_{pc} = D_{pc} - D_{p\text{下}} = H_1 - H_2 = \Delta H_2$，即当三辊式机座中的轧辊原始直径相等时，每一对共轭孔型中的轧辊工作辊径之差等于偶数道次中的压下量，它能达到40～50毫米。工作辊径的这种差值对轧机主机列工作的速度制度和动力制度有不利的影响。由于工作辊径不同，孔型中轧辊圆周速度和由轧辊传递的力矩是不同的，这导致金属在同轧辊的接触面上的滑动很大、孔型和人字齿轮磨损增大以及轧件的弯曲。此外直径大的轧辊比直径小的轧辊较先接触轧件，既然直径大的轧辊圆周速度较大，那末直径小的轧辊在联接轴的联接缝隙和齿轮座的齿轮咬合缝隙消除的时间内通过轧件而获得加速。这时在轧机主机列中产生冲击，它降低传动机构中各旋转零件的强度和寿命。

在共轭孔型中轧辊工作辊径差越大，这种现象表现得也越强烈。为了减小或防止这种现象的有害作用，必须在共轭孔型中设计具有最小可能的轧辊工作直径差的孔型设计。这可以靠采用不

同的轧辊原始直径来做到。从表达式 (3.92) 可得出，在$D_{o.} \neq D_{oc} \neq D_{o.}$和$x=(H_1+H_2)/4$时，工作辊径差为：

$$D_{p.}-D_{pc}=\Delta H_2-(D_{oc}-D_{o.})$$

$$D_{pc}-D_{p.}=\Delta H_2-(D_{o.}-D_{oc})$$

由此可见，为了得到最小可能的差值$D_{p.}-D_{pc}=D_{pc}-D_{p.}=0$，原始辊径应由下面条件联系：

$$D_{oc}-D_{o.}=\Delta H_2,\quad D_{o.}-D_{oc}=\Delta H_2 \qquad (3.94)$$

对其它几对共轭孔型进行类似的讨论，得出(见图3.30)：

$D'_{oc}-D'_{o.}=\Delta H_4$，$D'_{o.}-D'_{oc}=\Delta H_4$

$D''_{oc}-D''_{o.}=\Delta H_6$，$D''_{o.}-D''_{oc}=\Delta H_6$，等等。

这样一来，为了使轧辊工作直径相等，必须使每对共轭孔型中轧辊原始直径差等于偶数道次中的压下量。

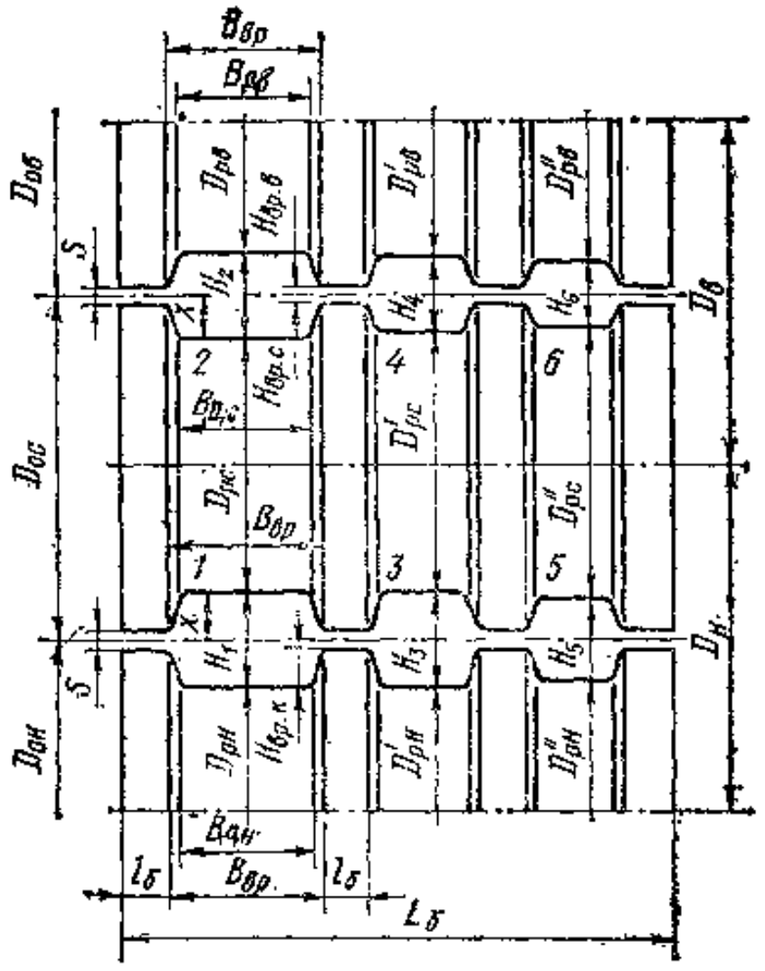


图 3.30 共轭箭形孔型在三辊式工作机座轧辊上的配置方案

因为所有共轭孔型车在同一套轧辊上，而各偶数孔型中的压下量互不相等（$\Delta H_2 \neq \Delta H_4 \neq \Delta H_6$），则轧辊原始直径须按某一对共轭孔型确定，这一对共轭孔型为基准的。

如果取偶数道次中压下量最小的那对孔型为基准的，则在这一对孔型中轧辊工作直径相等的情况下，在其它所有共轭孔型中得到上压力；而如果取偶数道次中压下量最大的那对孔型为基准的，则在其它所有孔型中得到下压力。在这两种情况下，轧辊压力值都等于该对孔型与基准对孔型的偶数道次中压下量的差值。例如，如果取第一对共轭孔型为基准对(见图3.30)，则第二和第三对共轭孔型中轧辊压力为：

$$D'_{p_B} - D'_{pc} = D'_{pc} - D'_{p_H} = \Delta H_4 - \Delta H_2$$

$$D''_{p_B} - D''_{pc} = D''_{pc} - D''_{p_H} = \Delta H_6 - \Delta H_2$$

因此，在设计三辊式机座轧辊合理孔型设计时，必须力求偶数道次中压下量的差值最小。

在三辊式机座中合理的是采用轧辊上压力，以保证轧件弯向下卫板的方向。而且为了同样的目的，在基准对孔型中建议取上压力$m=2\sim4$毫米。考虑到上面所讲的，轧辊原始直径按由(3.94)得出的公式确定：

$$D_{B_H} = D_{oc} + \Delta H_{oc_H} - m, \quad D_{o_B} = D_{oc} - \Delta H_{oc_H} + m \tag{3.95}$$

式中 ΔH_{oc_H}——基准对共轭孔偶数道次的压下量。

共轭的一对孔型的槽口宽建议取相同值，并根据偶数孔型中轧件最大宽度$\overline{B_{max}}$加宽展余量3～10mm确定：

$$B_{o_p} = \overline{B_{max}} + (3\sim10\text{mm}) \tag{3.96}$$

各共轭孔型槽底宽根据送入的轧件宽B_0按关系式$B_a = (0.95\sim1.05)B_0$确定。这时，中辊和上辊轧槽（即偶数孔型）的B_a值取为相等，即$B_{a\cdot c} = B_{a\cdot_B}$，而下辊轧槽底宽$B_a$，通常做成稍小于$B_{a\cdot c}$，因为往奇数孔型中送入宽度$B_0$较小的轧件。共轭箱形孔型的其它尺寸的确定没有明显的特点（见表3.2）。

在计算轧制制度时，最大压下量按由公式（3.24）计算出的

[α]确定。轧辊强度和传动能力允许的初步压下量可以不计算，因为考虑了在以后的计算阶段上按这些条件的限制（并且考虑交叉轧制的道次）进行检验。金属宽展按公式(3.9)确定。

算法3.13 计算在三辊式开坯机座和钢坯机座共轭箱形孔型中金属的变形制度。已给定钢锭或初轧坯的尺寸$H_0 \times B_0 \times L_0$和钢坯最终截面$H_n \times B_n$，轧制的钢号，开轧温度和轧机参数$D_0$和$L_6$，轧辊材质和转速$n$。

计算按以下顺序完成

1．确定轧件平均高$H_{cp}=(H_0+H_1)/2$、轧辊工作直径(考虑重车量)$D_p=0.9D_0-H_{cp}$和轧辊圆周速度U_{*0}预先取$a_3=1.0$。

2．在求出的U_*值和取的$a_3=1.0$条件下，按公式(3.24)计算最大允许咬入角，然后确定$\Delta H_{max}=2D_p\sin^2([\alpha]/2)$。

3．取$\Delta H_{cp}=(0.7\sim0.8)\Delta H_{max}$，并按公式(2.29)初步确定$n_{np}$，式中系数1.15用1.22代替，因为在三辊式开坯轧机上轧制时，平均宽展指数等于0.22。

4．制定初步压下制度，考虑使各偶数道次中的压下量之差为最小可能的、且不超过10～16mm，这时考虑到宽展指数$\Delta B/\Delta H$大体由前几道中的0.15变化到后几道中的0.30，初步取定金属宽展。

5．按算法3.1计算各道中宽展系数和轧件宽度。这时初步取$\operatorname{tg}\varphi=0.2\sim0.3$，而摩擦指数$\psi$按表3.5考虑开轧温度选取。按计算结果修正压下制度和制定最终的孔型设计表。

6．考虑到前面叙述的原则选取基准共轭孔型对，并取$D_{0c}=D_0$、按公式(3.95)确定轧辊原始直径。

7．按公式(3.92)在$x=(H_{1j}+H_{2j})/4$时计算各对共轭孔型中轧辊工作直径。

式中 j——共轭孔型对的号数。

8．根据前面叙述的各项考虑，按公式(3.96)确定共轭孔型宽$B_{.p}$和槽底宽，然后确定辊缝和计算轧辊切槽深（见图3.30，

孔型1和2)：$H_{*p.c}=x-0.5S$；$H_{*p.k}=H_1-x-0.5S$；$H_{*p.*}=H_2-x-0.5S$。

孔型圆角半径按表3.2中关系式取。

9．检验咬入条件和轧件稳定性的限制（3.20）和(3.21)。当这些限制不满足时，对压下制度和孔型尺寸给以相应的修正。

10．计算每个孔型中的轧件面积ω。把它们分别作为上辊轧槽中轧件面积ω_{p*}和中辊轧槽中轧件面积ω_{pc}之和、中辊轧槽中轧件面积ω_{pc}和下辊轧槽中轧件面积ω_{p*}之和来计算。计算时用表3.3中箱形孔型的公式和约定高度$H_1=2(H_{*p}+S/2)$，而且轧槽中轧件面积$\omega_f=\omega_1/2$。然后计算各道延伸系数。

11．确定辊环平均宽度：

$$l_6=(L_6-\sum_{j=1}^{k}B_{*pj})/(k+1)$$

式中　k——共轭孔型对数；然后完成轧辊孔型设计图。

在三辊式开坯机座中使用的菱、方、平椭和圆孔型，通常做成非共轭的，并配置在相应于轧辊原始直径$(D_{0c}+D_{0*})/2$或$(D_{0*}+D_{0c})/2$的线上。

3.9.2　预轧机列和精轧机列中金属变形制度计算的特点

在预轧机列和精轧机列中采用各种形状的非共轭孔型。这时，在一架三辊式机座中轧制二至五道，在一架复二重机座中通常轧制二道（在每对辊中轧制一道），而在一架交替式二辊机座中只轧制一道。

轧机每一机列轧辊孔型设计的计算特点，是由工作机座的共同传动和不存在轧制速度制度方面的限制（因为一列中各机座轧辊转速相同，而相邻道次中的轧制速度不受秒体积相等条件限制）决定的。因此，与连续式轧机不同，在横列式轧机上各道次延伸系数的分配同轧制速度制度无关。总延伸系数及按整个轧机的平均延伸系数和各机组的平均延伸系数的初步值，用公式（3.85）～（3.88）来确定。各道中轧制速度在给定的n和按（3.90）计算的近似D_k值下，按（3.23）计算。

在这样求出的延伸系数和轧制制度下，选择孔型系统和制定孔型设计方案，精轧机组用算法3.8，预轧机组用算法3.9。如果在原始资料中没有给定坯料截面，则使用算法3.10。

金属变形和孔型尺寸按算法3.4或3.7计算，和连续式轧机一样。

3.9.3 轧制图表 (График Адамецкого) 的计算和绘制

为了计算各道次的金属温度、检验设备强度和机座传动能力方面的限制、制定以轧制节奏最短的优化轧制工艺制度，必须计算和绘制轧制图表。它是在每一道中 ($i=1, 2, 3\cdots\cdots n_{зр}$) 轧制的纯轧时间$\tau_{ui}$和间歇时间$\tau_{зi}$ (并标明各道的开始时间) 在直角坐标中的图示。在图3.31上用粗线条标明轧制一根轧件时从第一道到最后一道的轧制时间τ_{u1}, τ_{u2}, τ_{u3}等等和各道次间的间歇时间$\tau_{п1}$、$\tau_{п2}$、$\tau_{п3}$等等。与轧制这一根轧件的同时，完成了前面几根轧件的轧制 (标出的线的左边) 和开始了后面来的几根坯料的轧制 (右边的线)。

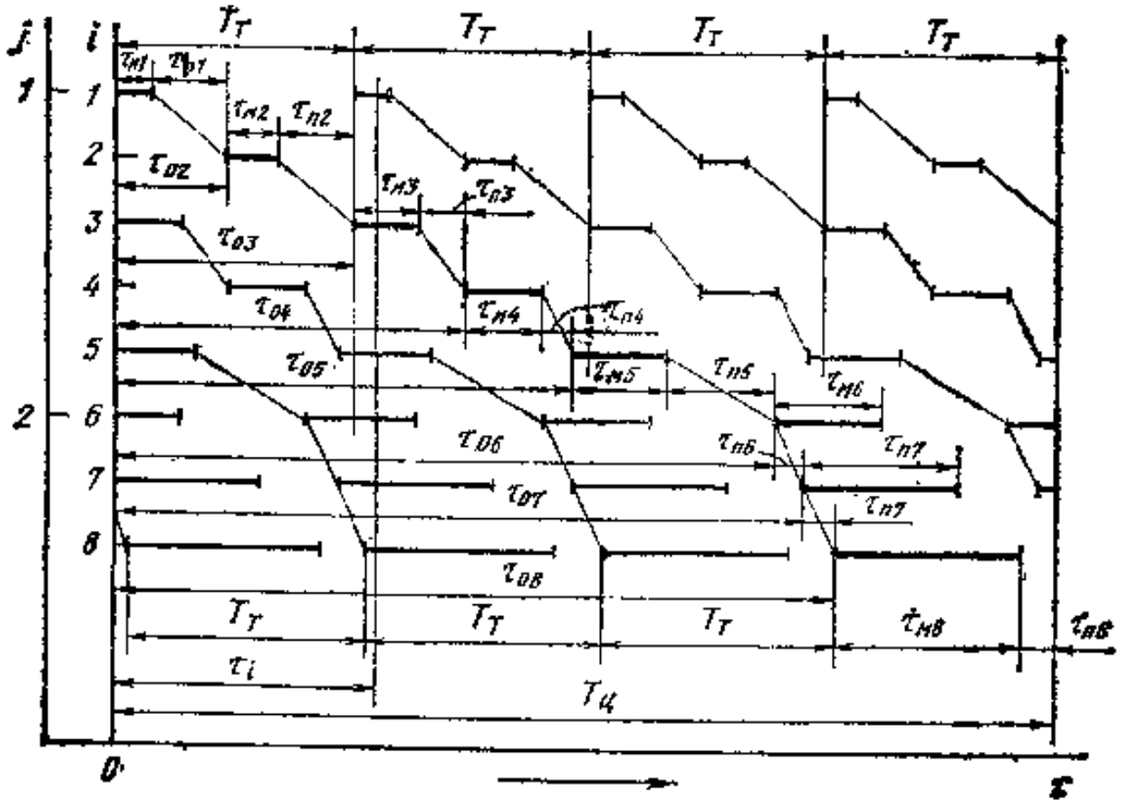


图 3.31 在二列横列式轧机上轧制八道时的轧制图表

(i—道次号；j—机列号)

计算轧制图表的数学模型和算法是在利用排序理论（Теория расписаний）的基础上制定的。按照排序理论，横列式轧机可被看作由 j 个区段组成的连续型动态稳定系统。区段理解为工作机座或由$n_{x.}$工作机座构成的机列，$j=1, 2, 3\cdots\cdots, n_x$，其中$n_x$——机列数。

在稳定的工作制度下，每经过一定时间间隔T_T（叫做轧制节奏），有一根坯料进入这样的系统中，它经过n_{np}道次轧制。一根坯料轧制的总延续时间叫做轧制周期T_u，它按下式计算：

$$T_u=\sum_{i=1}^{n_{np}}(\tau_{Mi}+\tau_{ni})$$

因为在稳定的制度中$T_u=\text{const.}$，而系统无故障且无停顿地工作，那么经过固定的时间间隔T_m就从轧机中轧出一根轧件。在任何时刻，在系统中有数根(q) 在不同道次中交叉轧制的坯料。（例如，按图3.31在$\tau=\tau_i$时，在1、3、5和6—8道中交叉轧制着四根坯料，即 $q=4$)。在这种情况下，为了在一个道次中同时轧制几根轧件可以考虑m_k通道孔型（m_k线轧制)。

按照排序理论，不管系统的形式、加在其上的限制和系统内的排序如何，平均值$\overline{T}_T$与在一周期内轧制的坯料平均根数$\overline{q}$有关：$\overline{T}_T=T_u/\overline{q}$。而且交叉道次的情况在每一节奏重复一次，因此只绘制一个节奏的轧制图表就可以了。

根据工作机座的种类，轧制图表分为三类：ГРАФ1——有升降台（ПКС）的三辊式轧机的轧制图表；ГРАФ2——没有升降台的三辊式轧机的轧制图表；ГРАФ3——装有围盘和带活套的交替式二辊轧机和复二重轧机的轧制图表。为了计算和绘制各类轧制图表，分别编制了三个算法。按这些算法计算时，事先确定纯轧时间$\tau_{ni}=L_i/U_i$（式中L_i和U_i——第i道中的轧件长度和轧制速度)，然后确定升降台、翻钢机、围盘、移钢机及其它辅助机构动作所必须的最小可能间歇时间$\tau_{n.\,min}$。例如，由辊道、移钢机或推床将轧件移送 S_n距离，$\tau_{n.\,min}=S_n/U_n$，式中U_n—机构动作速度。每一种算法都可确定最小可能轧制节奏，

这是按照准则（3.66）计算轧制节奏优化的工艺制度所要求的。在随后的计算阶段上，当某一限制得不到满足时，这一轧制节奏可以改变。

算法ГРАФ1

计算和绘制第一类轧制图表的特点是由对轧件送进轧辊的时刻的限制决定的。这些限制与升降台的工作有关。因此做如下简化：无论在偶数交叉道次、还是在奇数交叉道次，轧制都同时开始；偶数道次只能在前一最长的奇数道次结束，并且升降台在最小可能时间$\tau_{n,\min}$内升起之后才能开始；奇数道次只能在前一最长的偶数道次结束，并且升降台放下之后才能开始（这一限制只在奇数道次时起作用）。

同时轧制q根坯料（轧件）时，道次的交叉用与第一道交叉的最近那道的序号Π_{np}表征是适宜的。根据轧制道次数n_{np}，交叉道次Π_{np}可取表3.23中的值。

参数n_{np}和Π_{np}单值地确定第一类轧制图表的方案，而可能的方案数按下式计算：

$$N_{\cdot}=\mathrm{INT}\left(\frac{n_{np}-1}{2}\right)+1 \qquad (3.97)$$

式中符号INT表示取数的整数部分的处理。例如，当$n_{np}=7$，$N_{\cdot}=\mathrm{INT}\left(\frac{7-1}{2}\right)+1=4$而可能的轧制图表方案是以交叉道次为其特征：$\Pi_{np}=n_{np}=7$(第一道和第七道交叉)；$\Pi_{np}=n_{np}-2=7-2=5$(第一道和第五道交叉)；$\Pi_{np}=n_{np}-4=7-4=3$（第一道，第三道，第五道，第七道交叉)；$\Pi_{np}=n_{np}-6=7-6=1$(无交叉轧制)。上述轧制图表方案如图3.32所示。当$n_{np}=8$时

$$N_B=\mathrm{INT}\left(\frac{8-1}{2}\right)+1=\mathrm{INT}3.5+1=3+1=4$$

按表3.23，Π_{np}取值7，5，3，1。

为了单值地描述和绘制第一类轧制图表，必须确定以下参数：

表 3·23　在有升降台的三辊式机座中轧制时道次交叉的可能方案

交叉方案号	道次数，n_{np}	
	奇　数	偶　数
1	$\Pi_{np}=n_{np}$	$\Pi_{np}=n_{np}-1$
2	$\Pi_{np}=n_{np}-2$	$\Pi_{np}=n_{np}-3$
3	$\Pi_{np}=n_{np}-1$	$\Pi_{np}=n_{np}-5$
·	……	……
N_B	$\Pi_{np}=n_{np}-(n_{np}-1)=1$	$\Pi_{np}=n_{np}-(n_{np}-1)=1$

а）交叉步距$\Delta\Pi=\Pi_{np}-1$，它表示经过多少道次出现下一次交叉；$\Delta\Pi$值同时确定交叉道次的组数，其中的每一组获得号数Γ，它相应于该组中第一道的号数（$\Gamma=1, 2, 3\cdots, \Delta\Pi$），例如，在图3.32*в*上，当$\Delta\Pi=5-1=4$时，交叉经过四道重复一次，并有号数$\Gamma=1, 2, 3, 4$的四组道次；

б）每组交叉道次中的交叉步数$u=\mathrm{INT}\left(\frac{n_{np}-\Gamma}{\Delta\Pi}\right)$，例如，当$\Pi_{np}=5$和$\Gamma=2$（见图3.32，*в*）时，$u=\mathrm{INT}\left(\frac{7-2}{4}\right)=\mathrm{INT}1.25=1$，而当$\Pi_{np}=7$和$\Gamma=3$（见图3.32,*б*)时，$u=\mathrm{INT}\times\left(\frac{7-3}{6}\right)=0$；

в）在第Γ组中同时轧制的轧件数$q=u+1$；

г）同第Γ组中第一道交叉的道次序号$i_{1,s}=\Gamma+\Delta\Pi S$，式中$S$——该组交叉道次中交叉号（$S=0, 1, 2, \cdots u$），例如，在图3.32，*в*中，当$\Delta\Pi=4$，$\Gamma=3$和$S=u=1$时，$i_{1,s}=3+4\times1=7$，即在第三组中，第三和第七道交叉；

д）第i道开始时间τ_{oi}或第Γ组道次开始时间τ_{o1}。

根据交叉的道次的不同组合，τ_{oi}或τ_{o1}按以下公式确定：

对同第一道交叉的所有道次：

$$\tau_{o1}=\tau_{oi}=0 \tag{3.98}$$

对所有偶数交叉道次

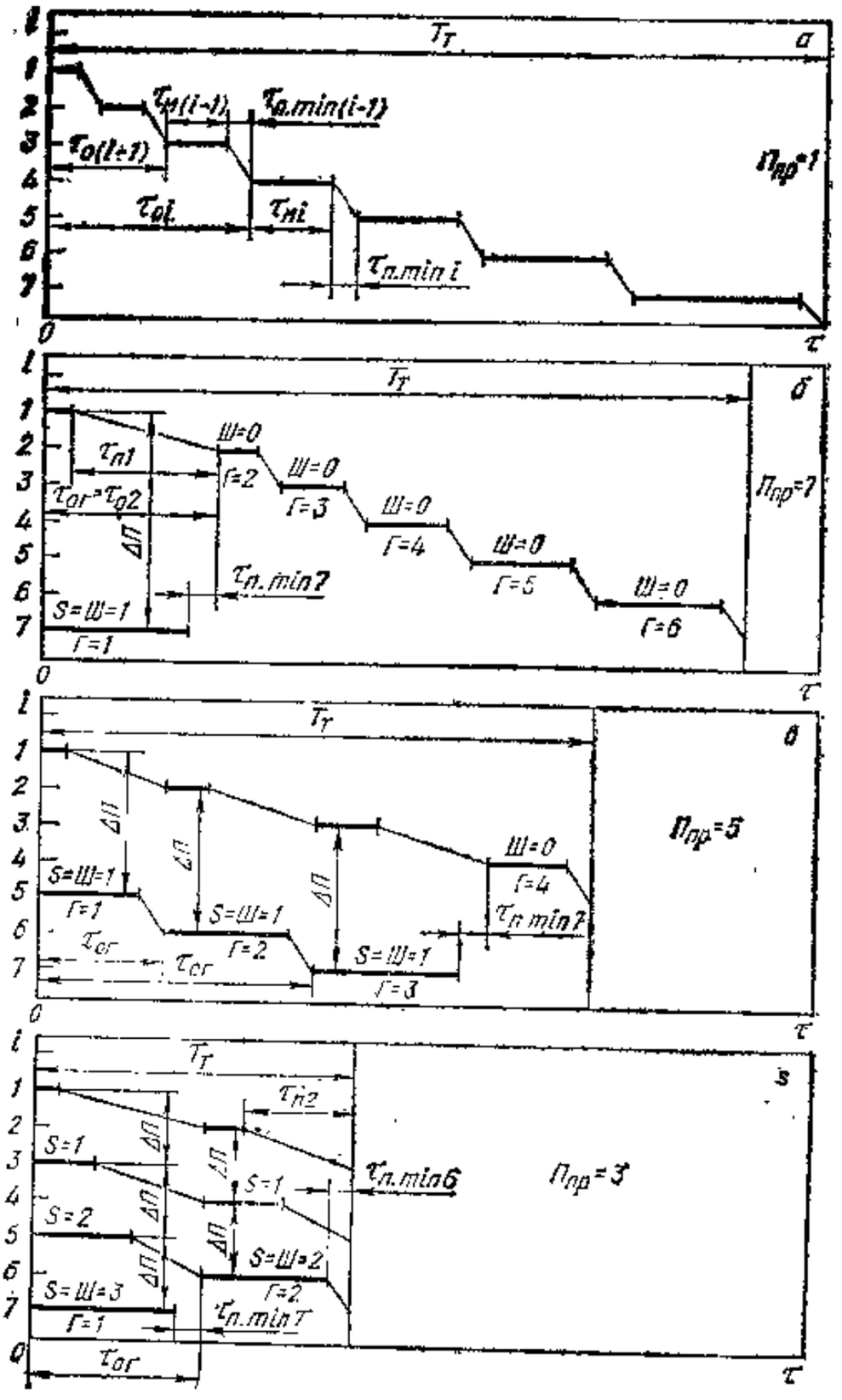


图 3.32　有升降台的三辊式轧机在$n_{пр}=7$时轧制图表的可能方案：

а—无交叉轧制；б—第一和第七道交叉；в—第一和第五道交叉；г—第一、三、五、七道交叉

$$\tau_{oi}=(\tau_{o_{i+1}}+\tau_{ui_{+s}}+\tau_{n\cdot\min i_{+s}})\Big|_{s=\Pi}^{\Gamma=\Gamma-1} \tag{3.99}$$

对所有奇数交叉道次

$$\tau_{o_1}=(\tau_{o_{2i_1}}+\tau_{u_{i+s}}+\tau_{n\cdot\min i_{+s}})\Big|_{s=\Pi-1}^{\Gamma=\Gamma-1} \tag{3.100}$$

无交叉轧制时

$$\tau_{oi}=\tau_{o(i-1)}+\tau_{u(i-1)}+\tau_{n\cdot\min(i-1)} \tag{3.101}$$

最小可能轧制节奏按以下公式计算：

交叉轧制时

$$T_T=(\tau_{oi}+\tau_{ui_{+s}}+\tau_{n\cdot\min i_{+s}})\Big|_{s=u}^{\Gamma=\Pi nnp-1} \tag{3.102}$$

无交叉轧制时

$$T_T=(\tau_{oi}+\tau_{ui}+\tau_{n\cdot\min i})\Big|_{i=n_{np}} \tag{3.103}$$

考虑到以上所述，在算法$\Gamma PA\Phi 1$中，在给定的或算出的n_{np}、τ_{ui}和$\tau_{n\cdot\min i}$时，完成以下处理：

1．按公式（3.97）计算轧制图表的可能方案数和确定能得到最小可能轧制节奏的最“硬”交叉Π_{np}；

2．确定交叉步距$\Delta\Pi$和交叉道次组数Γ；

3．对每个交叉道次组确定参数u，q和i_{+s}；

4．按公式（3.98）～（3.101）计算道次开始时间τ_{o_1}或τ_{oi}；

5．按公式（3.102）或（3.103）确定最小可能的轧制节奏；

6．按求出的参数绘制轧制图表（见图3.32）；

7．对绘制成的轧制图表确定各道后的间歇时间。例如，对第一道（见图3.32，*б*）$\tau_{n1}=\tau_{o2}-\tau_{u1}$或者对第二道（见图3.32，*г*）$\tau_{n2}=T_T-(\tau_{o2}+\tau_{u2})$等等。

例题：确定在带升降台的三辊式机座中轧制坯料时最小可能的轧制节奏，并计算轧制图表，$n_{np}=7$，各道纯轧时间：

i ……	1	2	3	4	5	6	7
τ_{ui}，s ……	0.74	0.90	1.08	1.37	1.62	2.18	2.79

每道后最小可能的间歇时间为$\tau_{n\cdot\min i}=2.0$ s。

1．给定条件下的轧制图表的可能方案数已在前面公式(3.97)的解释中算出，等于$N_B=4$，交叉$\Pi_{np}=7$、5、3和1，面且最

"硬"的是$\Pi_{np}=3$的交叉（见图3.32，ι）。

2．确定交叉步距$\Delta\Pi=\Pi_{np}-1=3-1=2$。这时，在图表上有号数为$\Gamma=1$和$\Gamma=2$的二组交叉道次。

3．对每一组确定参数LLI、q和$i_{\iota s}$：

a）第一组交叉步数

$LLI=\mathrm{INT}\left(\frac{n_{np}-\Gamma}{\Delta\Pi}\right)=\mathrm{INT}\left(\frac{7-1}{2}\right)=3$，此时将轧制四根轧件（$q=uu+1=3+1=4$），在号数为$i_{\iota s}=\Gamma+\Delta\Pi S$的道次中交叉，即当$S=0$时，$i_{\iota s}=i_{10}=1+2\times0=1$；当$S=1$时，$i_{\iota s}=i_{11}=1+2\times1=3$；当$S=2$时，$i_{\iota s}=1+2\times2=5$；当$S=uu=3$时，$i_{\iota s}=i_{13}=1+2\times3=7$；

б）第二组$uu=\mathrm{INT}\left(\frac{7-2}{2}\right)=2$，$q=2+1=3$，而交叉道次的号数等于：当$S=0$时，$i_{\iota s}=i_{20}=2+2\times0=2$；当$S=1$时，$i_{\iota s}=i_{21}=2+2\times1=4$；当$S=uu=2$时，$i_{\iota s}=i_{22}=2+2\times2=6$。

4．确定交叉道次开始时间：对第一组$\tau_{0\iota}=\tau_{01}=0$（见公式3.98）；对第二组按公式（3.99），考虑到公式（3.98），得：

$$\tau_{0\iota}=\tau_{02}=(\tau_{0i_{\iota s}}+\tau_{Mi_{\iota s}}+\tau_{n\cdot\min\cdot i_{\iota s}})\Big|_{s=3}^{\Gamma=2-1=1}$$

$$=\tau_{0i_{13}}+\tau_{Mi_{13}}+\tau_{n\cdot\min\cdot i_{13}}=\tau_{07}+\tau_{M7}+\tau_{n\cdot\min\cdot7}$$

$$=0+2.79+2.0=4.79\text{s}$$

5．按公式(3.102)计算轧制节奏$T_T=T_{\min}=(\tau_{0\iota}+\tau_{Mi_{\iota s}}+\tau_{n\cdot\min i_{\iota s}})\Big|_{s=2}^{\iota=2-1=1}=\tau_{02}+\tau_{Mi_{22}}+\tau_{n\cdot\min i_{22}}=\tau_{02}+\tau_{M6}+\tau_{n\cdot\min6}$

$=4.79+2.18+2.0=8.97\text{s}$。

6．按得到的数据建立轧制图表（见图3.32，ι）。

7．确定每道后的间歇时间τ_{0i}(见图3.32ι)：$\tau_{n1}=\tau_{02}-\tau_{M1}=4.79-0.74=4.05\text{s}$；$\tau_{n3}=\tau_{02}-\tau_{M3}=4.79-1.08=3.71\text{s}$；$\tau_{n5}=\tau_{02}-\tau_{M5}=4.79-1.62=3.17\text{s}$；$\tau_{M2}=T_T-(\tau_{02}+\tau_{M2})=8.97-(4.79+0.9)=3.28\text{s}$；$\tau_{n4}=T_T-(\tau_{02}+\tau_{M4})=8.97-(4.79+1.37)=2.81\text{s}$；$\tau_{n7}=\tau_{n6}=\tau_{n\cdot\min}=2.0\text{s}$

算法ГРАФ2

不带升降台的三辊式轧机轧制图表（ГРАФ2）是以任何道次的开始时间没有限制为特征。因此每下一道第 i 道可在前一道第（$i-1$)道结束，并在轧件从一个孔型移到另一孔型必需的最短间歇时间$\tau_{n\cdot min(i-1)}$之后开始（图3.33)。作为计算轧制图表的原始资料，利用与轧制图表ГРАФ1相同的参数：n_{np}，τ_{ni}和$\tau_{n\cdot min(i)}$。

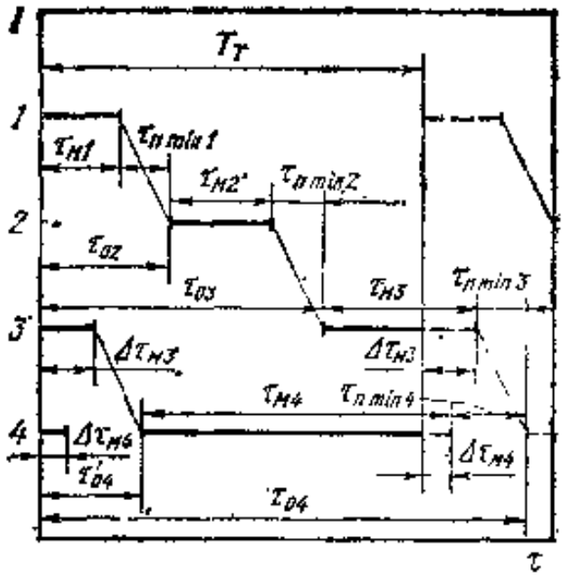


图 3.33　无升降台的三辊式轧机轧制图表（$n_{np}=4$）

轧制图表的计算和绘制按以下顺序完成（见图3.33)：

1．确定最小可能轧制节奏：

$$\tau_T=\tau_{wn}+\tau_{nn} \tag{3.104}$$

式中　τ_{wn}和τ_{nn}——分别为最后一道（当$i=n_{np}$时）的纯轧时间和最小间歇时间。

2．取第一道开始时间$\tau_{01}=0$，并按下面公式计算每下一道次的开始时间：

$$\tau_{0i}=\tau_{0(i-1)}+\tau_{w(i-1)}+\tau_{n\cdot min(i-1)} \tag{3.105}$$

得出的τ_{0i}值标到轧制图表上（见图3.33)。

3．如果求得的τ_{0i}值大于轧制节奏，即$\tau_{0i}>T_T$（例如，$\tau_{04}>T_T$)，则计算顺轧向的前一个轧件的该道开始时间τ'_{0i}

$=\tau_{oi}-T_T$（例如，$\tau'_{04}=\tau_{04}-T_T$），并把它标到$0<\tau<T_T$的区段上。

4．如果某道结束时间 $\tau_{0i}+\tau_{ui}>T_T$（例如，在第三道中 $\tau_{03}+\tau_{u3}>T_T$），则为顺轧向的前一轧件从纵坐标轴起标上纯轧时间$\Delta\tau_{ui}=(\tau_{0i}+\tau_{ui})-T_T$（见图3.33上$\Delta\tau_{u3}$和$\Delta\tau_{u4}$段）。

算法ГРАФ3

复二重式和交替式二辊轧机的轧制图表（ГРАФ3）应考虑这些机列中轧制制度的二个主要特点（图3.34）：一个轧件在几

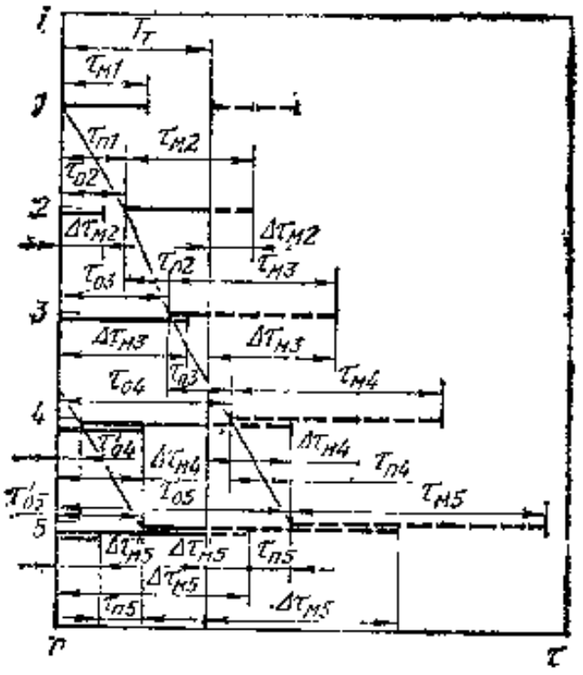


图 3.34　复二重式和交替式二辊轧机的轧制图表

（$n_{np}=5$，$m_k=2$）

个相邻道次中同时轧制形成活套（活套轧制）和在一道次中同时轧制几个轧件（多线轧制，见第四和第五道）。

由于第一个特点，在绘制ГРАФ3时，把间歇时间τ_{ni}理解为轧件从第 i 道中轧制开始到它在下一个第（$i+1$）道咬入时刻、即轧件前端通过围盘的时间$\tau_{ni}=L_a/U_i$，式中L_a——围盘弧长。为了考虑第二个特点，在原始资料中对参数 n_{np}，τ_u 应附加给出最后一道中的线数m_k。

轧制图表的计算和绘制按以下顺序完成（见图3.34）：

1．确定最小可能轧制节奏

$$T_m=(\tau_{xn}+\tau_{nh})/m_x \tag{3.106}$$

2. 计算各道开始时间，并将其从纵坐标轴开始标出

$$\tau_{0j}=\tau_{0(j-1)}+\tau_{x(j-1)} \tag{3.107}$$

取$\tau_{01}=0$。

3. 如果计算出的τ_{0j}值大于轧制节奏（例如，$\tau_{04}>T_T$），则计算顺轧向的前一根轧件在该道的开始时间$\tau'_j=\tau_{0j}-T_T$（例如，$\tau'_{04}=\tau_{04}-T_T$），并将其标到$0<\tau<T_T$区段上。

4. 如果某一道的结束时间$\tau_{0j}+\tau_{xj}>T_T$（例如，在二至五道中），则计算顺轧向的前一根轧件的一段纯轧时间$\Delta\tau_{xj}=(\tau_{0j}+\tau_{xj})-T_T$，并将其从纵坐标轴起标到图上(见图3.34上的$\Delta\tau_{x2}$、$\Delta\tau_{x3}$、$\Delta\tau_{x4}$和$\Delta\tau_{x5}$段)。这时这种时间的段数在每道中可能等于线数$m_x$：$\Delta\tau'_x$，$\Delta\tau''_x$，$\Delta\tau'''_x\cdots\cdots\Delta\tau_x^{(m_x-1)}$（例如$\Delta\tau_{x5}$，$\Delta\tau'_{x5}$段)。

绘制横列式轧机按轧制节奏最短优化的轧制图表

横列式轧机通常由几个机列n_x组成。在绘制整个轧机的轧制图表时，首先对轧机每一机列$j(j=1,2,\cdots\cdots n_x)$按算法$\Gamma PA\Phi1$，$\Gamma PA\Phi2$和$\Gamma PA\Phi3$计算在每一机列中能获得最小可能轧制节奏$T_{mj}$的约定优化的轧制图表。这些节奏中最大的一个$T_{T\max}=\max(T_j)$表征轧机的"薄弱环节"，而从整个轧机的最小轧制节奏来看则是最优化的。因此，其它所有节奏$T_{Tj}<T_{T\max}$应拉平到$T_T=T_{T\max}$。根据轧机形式的不同，用不同方法来拉平轧制节奏：逐步将交叉Π_{np}加大$\Delta\Pi$（对带升降台的三辊式轧机)；增大各道的间歇时间τ_{nj}或将最后一道后的间歇时间增大$\Delta T_j=T_T-T_j$；改变轧制线数m_x。对有调整轧辊转速的机列，T_T和T_{Tj}间的不大的差别，可用在$U_{\min j}<U_j<U_{\max j}$范围内改变轧制速度的方法消除。

在拉平了轧制节奏T_T的情况下，对轧机的每一机列用算法$\Gamma PA\Phi1$，$\Gamma PA\Phi2$，$\Gamma PA\Phi3$绘制新的轧制图表。然后每一机列的轧制图表互相对接起来，以使$(j+1)$机列的第一道在第j机列的最后一道结束之后（并考虑到在二个机列间移钢所必须的间歇时间）开始。这时，每一机列的第一道的开始时间（以前

取为$\tau_{01}=0$，见图3.32～3.34)后移$\tau_{01j}=(\tau_{0n}+\tau_{wn}+\tau_{nn})_{j-1}$，而每下一道次的开始时间$\tau_{0i}$或$\tau_{0i}$根据轧机形式按公式（3.105），（3.107）或（3.99)--(3.101）确定。由三个机列（$n_x=3$）组成的轧机的总轧制图表的例子如图3.35，a所示。

首先根据拉平的节奏T_r按算法$\Gamma PA\Phi1$画出了第一机列($j=1$）的第一和第五道交义的轧制图表。然后确定了第二机列（$i=6$）中第一道的开始时间（考虑到移送轧件的间歇时间τ_{n5}）$\tau_{06}=\tau_{w5}+\tau_{n5}$，并按算法$\Gamma PA\Phi2$（见2-4项）画出了$j=2$（$i=6$—9）时的轧制图表。在轧机的第三机列中开始轧制的时间从零起后移距离$\tau_{01}|_{j=3}=\tau_{010}=(\tau_{0n}+\tau_{wn}+\tau_{nn})_{j=2}=\tau_{09}+\tau_{w9}+\tau_{n9}$，而这一机列的轧制图表是按算法$\Gamma PA\Phi3$画出的（见2-4项)。

3.9.4 轧机主机列负荷图的绘制和限制的检验

人们考虑到轧制图表来计算各道金属温度，然后确定轧制力和力矩，之后为轧机各机列绘制负荷图。这是检验工作机座设备强度和传动电机能力所必需的。

各机列负荷图建立在相应的轧制图表的上方（见图3.35)。这时，沿着τ轴方向求各交叉道次的、按公式（3.43）换算到电机轴上的轧制力矩之和。例如，对轧机第一机列（见图3.35，$j=1$，$i=1$，……，5)，在$0<\tau<\tau_{w1}$时力矩之和为$M_j=\Sigma M_i=M_1+M_5+M_{xx}$。在$\tau_{w1}<\tau<\tau_{w5}$时，$M_j=M_5+M_{xx}$，等等，式中$M_{xx}$——空载力矩。

画出负荷图之后，确定均方力矩(M_{xc})和最大力矩(M_{max})：

$$M_{xc}=\sqrt{\Sigma(M_k^2\tau_k)/T_n},\quad M_{max}=\max(M_x)\qquad(3.108)$$

式中 M_x和τ_x——分别为负荷图上的特征力矩和特征时间，$k=1,2,3$……（例如，在图3.35上，当$\tau_x=\tau_{w1}$时，$M_x=M_1+M_5+M_{xx}$，当$\tau_x=\tau_{w5}-\tau_{w1}$时，$M_x=M_5+M_{xx}$，当$\tau_x=\tau_{02}-\tau_{w5}$时，$M_x=M_{xx}$等等)。然后，在具有最大力矩$M_{max}$的时间区段上，按公式(3.40)计算轧辊辊颈上的反作用力R_{max}和按$M_{np\cdot max}=\Sigma M_{npi}=\Sigma(M_{xcxi}+M_{dyi})$式确定最大总轧制力矩，式中$i$——交叉道次号数。考虑到求出的$M_{xc}$、$M_{max}$、$R_{max}$和$M_{np\cdot max}$

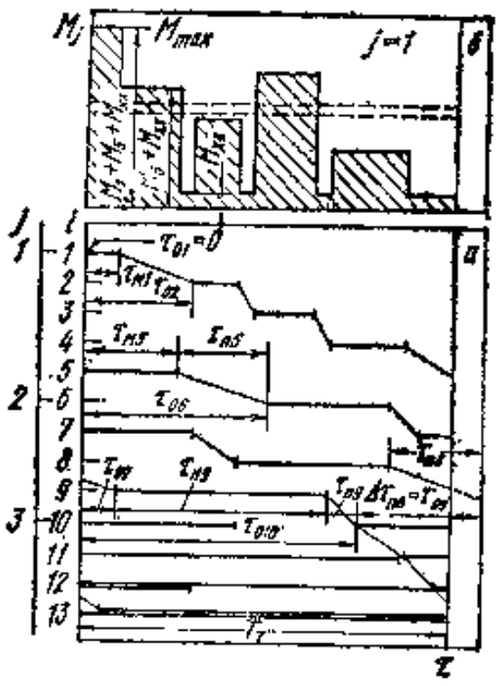


图 3.35　负荷图的绘制：

а—三列轧机的总轧制图表，它包括带升降台的三辊式机座($j=1$)和没有升降台的三辊式机座 ($j=2$)；*б*—第一机列负荷图（在图*б*上，上面虚线为M_{*j}值，下面虚线为M_{*0j}）

值，检验限制 (3.47) 和 (3.39)。

咬入条件和轧件稳定性限制通常在计算金属变形阶段上，在初步的轧制温度值下检验。计算轧制温度制度之后，建议仅对咬入条件最坏的道次重新检验咬入条件限制。在设计变形制度时，还必须检验轧制场地长度的限制，按照这方面限制，轧件最大可能长度不应超过相应的轧制场地的长度。

3.9.5　横列式轧机轧辊孔型设计的计算算法

横列式轧机轧辊孔型设计的计算算法结构符合图1.12所示出的系统模型。在原始资料中，如同连续式轧机一样，包括三组资料：轧机技术特性、孔型设计初始参数和原始工艺资料。

在轧机技术特性中应给定工作机座列数n_*；它们的排列并标明机列之间距离L_*、以及由加热炉到第一机座的距离L_n和由最后机座到剪机或冷床的距离；每一机列（$j=1,2,\cdots,n_*$）中工作机座形式和数量；每一机座的技术参数（轧辊原始直径D_0和

辊身长L_6，轧辊辊颈的直径d_m和长度l_m，轴承形式，轧辊材质，轧辊辊颈上的允许作用力)；传动端的第一架工作机座轧辊上的允许力矩$M_{don.j}$；工作机座传动电机形式及功率N_j；轧辊转速n_j；减速机传动比i_p；机座的辅助机构的形式和主要参数（升降台动作时间，围盘长度，辊道及移钢机速度等等)。

孔型设计初始参数和原始工艺资料的组成，与连续式轧机的相同（见3.8.1节的第2和第3项)

满足准则（3.66)、(3.69）和（3.72）的轧辊孔型设计和轧制工艺制度的计算按如下顺序完成

1．分配各道次延伸系数（见3.8.2节中第1和第2项)，并制定初步的轧制方案。为此，按公式（3.85）确定总延伸系数和平均延伸系数，考虑到（3.86)～(3.88）关系式分配各机列延伸系数。然后计算由轧机各机列轧出的轧件横截面面积ω_j和长度L_j。继而检验轧制场地长度的限制（$L_{\Sigma}<L_x$)，如果满足，则确定轧机各列中道次数n_{npj}，使之满足等式$\sum_{j=1}^{n_n} n_{np\cdot j}=n_{np}$

2．计算金属变形及轧机各列工作机座中孔型尺寸(见3.9.1和3.9.2节)。

3．按3.9.3节中叙述的算法，为每一机列和整个轧机绘制轧制图表。

4．计算各道次的金属温度，轧制力和力矩（见算法3.3)。

5．画出轧机各机列负荷图，然后检验电机能力和工作机座设备强度方面的限制（见3.9.4节)。

6．当某个限制得不到满足时，修正轧制图表。当电机过热（$M_{ve\cdot j}>M_{vj}$）时，应靠将交叉道次改变$\Delta\Pi$（带升降台的机座）或延长道次间的间歇时间来延长轧制节奏T_m。当在某些时间电机过载（$M_{max\,j}/M_{vj}>k_{nj}$）或传动线上的设备过载（$M_j<M_{don\,j}$）时，可在所取的交叉道次允许的范围内移动交叉最短的道次的开始和终了（当交叉道次数大于2时)。如果不可能这样做，则应延长轧制节奏T_T，以便消除那些有过载的道次的交叉。

7. 为改变了的轧制图表绘制新的负荷图，然后重新检验限制（3.39）和（3.47）。

3.10 轧机轧辊孔型设计的分析程序和设计程序

在3.8和3.9节中举的例子表明，制定轧辊合理孔型设计工作是非常繁重的过程，并要进行大量同类的计算。因此，在改进现行的和设计新的轧辊孔型设计时，使用电子计算机是适宜的。使用前面介绍的算法，可以编制不论单个轧制工艺参数、还是整个轧辊孔型设计的自动计算程序。但是，最有效的是采用已经建成的轧辊孔型设计的分析程序和设计程序，这些程序是在上述数学模型基础上编制的，并已列入国家算法和程序库。下面简单介绍这些程序。

3.10.1 连续式和顺列式轧机轧辊孔型设计分析程序《分析》

程序《分析》用于在电子计算机上分析和模拟在连续式和顺列式开坯、大型、中型、小型和线材轧机上的轧辊孔型设计和型钢轧制工艺制度。它可用于设计新的轧辊合理孔型设计和改进现行的轧制制度。

程序《分析》的框图示于图3.36。计算用的原始资料是各道轧件尺寸和孔型尺寸、轧机技术特性（见3.8.1节）、轧制的钢号、坯料加热温度、终轧速度及其它数据。所有这些资料做成三个表和三组数，然后穿到纸带上，并输入电子计算机的存储器中。模块（程序块）《原始资料》实现原始资料检验及其在打印设备上的检查输出。

在模块《速度》中计算孔型设计的几何参数（轧件横截面周边长和面积、轧辊轧制直径、轧制的无量纲参数等等）、轧辊旋转速度、金属变形速度等等，并检验轧制速度制度方面的限制（3.37）。然后在模块《温度》中计算轧制温度制度。

在模块《变形》中按算法3.1计算金属宽展系数、轧件宽度和孔型充满程度，确定计算的延伸系数。考虑到所得到的结果，在

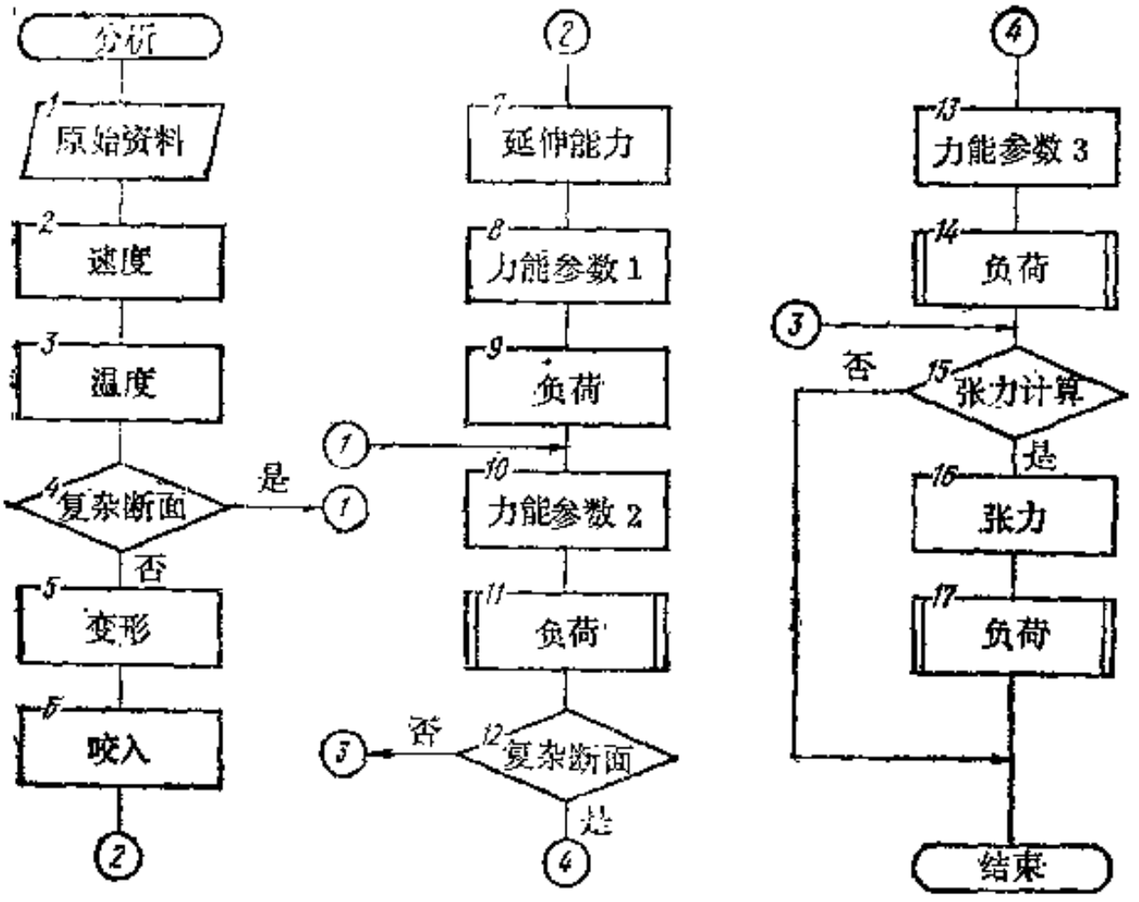


图 3.36 程序《分析》的框图（1～17——程序模块）

模块《咬入》中分析各道咬入条件和轧件稳定性。这时，计算最大允许咬入角和轧件特比〔见表3.12，3.13和公式（3.24)〕，并检验限制（3.20）和（3.21)。

模块《延伸能力》用于确定孔型延伸能力利用程度C_r和潜力$\Im_r$。这里用表3.15中公式计算按等轴断面-非等轴断面-等轴断面方案轧制时的每对相邻道次中按咬入条件和轧件稳定性的最大可能总延伸系数$\lambda_{\Sigma max}$，然后按公式(3.62)，(3.63)计算C_r和$\Im_r$值。

程序中考虑了按二种方法计算力能参数：作者们的方法（见算法3.3)—在模块《力能参数 1》中；B.C.斯米尔诺夫方法—在模块《力能参数 2》中。在这些模块中计算单线轧制时的力、变形力矩和能量消耗。然后在模块《负荷》中考虑同时轧制的轧件根数按公式（3.40）和（3.41）确定轧辊辊颈上的反作用力和力矩，按公式（3.43)～(3.45）计算工作机座传动电机负荷系数，并检验轧机主设备强度方面的限制（3.39）和电机能力方面

的限制（3.42）。力能参数的计算对协调的轧制制度进行，即在各机座之间轧件没有张力的情况下进行。必要时在模块《张力》中按A.П.切克马廖夫等人的方法，根据在相邻道次中轧辊转数可能的不协调来计算轧件在机座间的张力，并考虑这一张力而确定轧制力和力矩。

在程序中也考虑了轧制复杂断面（工字钢、槽钢、钢轨、角钢）时的力能负荷分析。这时把异形断面按折算宽度法（3.2）转换成相应的矩形，而轧制力和力矩按模块《力能参数2》中的B.C.斯米尔诺夫法和模块《力能参数3》中的A.И.采利科夫——M.A.扎伊科夫法计算。

计算结果随着程序运行的过程以表格的形式打印输出。当某一限制得不到满足时，打出相应的文字，例如：《在第五机座中咬入角大于允许咬入角》；《第八机座力矩超载》等等。

程序《分析》是用*FORTRAN*-Ⅳ语言对EC系列电子计算机编写的，程序容量为88KB。对一个由十五至二十三架工作机座组成的轧机，原始资料准备（制定原始资料表、穿带和检验）时间为3—5小时，在电子计算机EC—1020上的计算时间为五分钟。

3.10.2 横列式轧机轧辊孔型设计分析程序（《分析—ЛС》）

程序《分析—ЛС》用于分析和按轧制节奏最短优化在横列式轧机上轧制型钢的轧辊孔型设计和工艺制度。程序的框图示于图3.37。

程序用的原始资料是轧机技术特性（机列数和布置、各机座的技术参数等等—见3.9.5节）、各道轧件尺寸和孔型尺寸、轧制的钢号、坯料加热温度和其它工艺数据。程序《分析—ЛС》可完成二种功能：第一，分析给定的技术规程，以便找出强化生产的潜力。在这种情况下，在原始资料中给出绘制轧制图表的数据（τ_{xi}，τ_{ni}，τ_{0i}，T_T——见3.93节，图3.31）；第二，计算按准则（3.66）优化的轧制工艺规程。在这种情况下，在电子计算机

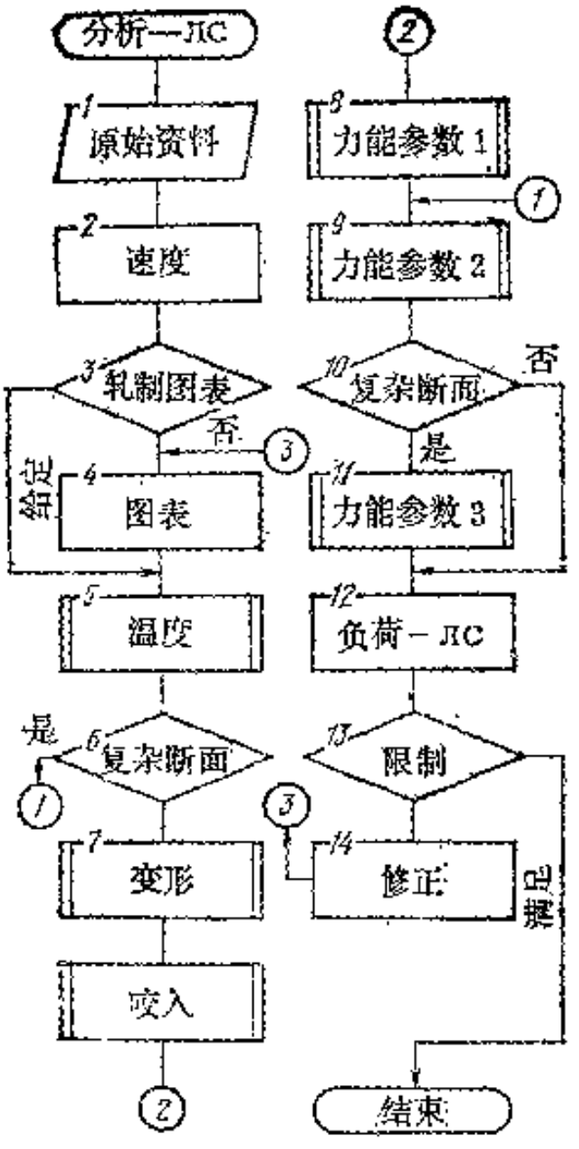


图 3.37 程序《分析—ЛС》框图（1-14—程序模块）

上计算轧制节奏最短的轧制图表，确定最短的轧制节奏 T_{Tmin}。

为了计算孔型设计的几何参数、金属变形、力能参数、分析咬入条件和轧件稳定性，在程序《分析—ЛС》中使用以上介绍的模块：《速度》、《温度》、《变形》、《咬入》、《力能参数1》、《力能参数2》、《力能参数3》（见3.10.1节，图3.36）。为了优化工艺制度和检验轧机力能负荷方面的限制，考虑了专门的程序模块《图表》、《负荷—ЛС》和《修正》。

在模块《图表》中，利用算法 $ГРАФ1$、$ГРАФ2$ 和 $ГРАФ3$，如同在3.9.3节所示那样，计算和绘制按轧制节奏最短优化的轧制图表。然后考虑到画出来的轧制图表，计算轧制的温度

制度、金属变形特性和力能参数(见图3.37),此后在模块《负荷—JIC》中按3.9.4节中介绍的方法画出各列传动的负荷图，并计算轧机设备和工作机座传动电机的受力负荷指数。继而检验限制(3.20)、(3.21)、(3.39)、(3.47)。当其中的某个限制得不到满足时，在《修正》模块中对已计算出的轧制制度进行相应的改变。《修正》模块的算法建立在3.9.5节第6项中介绍的原则的基础上。然后管理程序转换到建立新轧制图表和完成重复计算(见图3.37)。轧制图表的修正一直进行到满足所有的限制为止。

计算结果以带解释说明的表格形式打印输出，按它的数据可以绘制各道工艺参数变化的曲线图、轧制图表、轧机主机列传动的负荷图。

程序《分析—JIC》是用FORTRAN-Ⅳ语言对EC电子计算机编写的，程序大小占312KB。对轧制16—20道的孔型设计，原始资料准备的时间为7～8小时；在电子计算机EC-102上计算时间为8～12分钟。

3.10.3 连续式和顺列式轧机轧辊孔型设计的设计程序(《设计》)

程序《设计》可以在电子计算机上计算合理的和优化的轧辊孔型设计。计算合理的轧辊孔型设计时，在程序中实现3.8.1—3.8.6节中介绍的算法。优化的孔型设计用动态规划法计算。这时把轧辊孔型设计看成为由顺序排列的孔型组成的可控系统，其中每一孔型配置在有给定技术特性的工作机座的轧辊上。孔型形状未知，应在优化过程中确定。

为了解决这一任务，把优化过程分成m步，而且把步定为从一个等轴断面到另一个等轴断面的二个相邻道次中的孔型设计的计算。在每一步j上系统的状态由等轴断面的面积ω_j表征，而控制是一对孔型中的总延伸系数$\lambda_{\Sigma j}$。作为目标函数(优化准则)在程序中用最小轧制能耗(3.69)或最大可能原始坯料截面(3.67)。在这二种情况下，优化都是在最大可能终轧速度时进行，这可获

得轧机的最高生产率（3.66）。在每一步上，系统的状态取决于它前一步上的状态和控制$\omega_j=\omega_{j-1}/\lambda_{zj}$。这可实现动态规划的典型处理。

打印输出下列计算的资料：数字码表示的孔型设计方案、标明轧件尺寸和孔型尺寸的表、轧制速度制度和温度制度、实际的和允许的咬入角和轧件轴比、力能参数、轧机设备和电机负荷系数。

程序《设计》是用FORTRAN-Ⅳ对EC系列电子计算机编写的。程序容量为97KB。原始资料的准备时间为3～5小时，在EC-1020电子计算上的计算时间为15～25分钟。

4 轧制异型断面型钢的轧辊孔型设计

一般用途及专门用途的复杂断面型钢属于异型断面型钢，如工字钢、槽钢、钢轨、角钢、丁字钢等。在这些断面中各单元的轴线通常互成90°，因此有时把它们称作凸缘断面。凸缘断面的变形有许多特点，下面以轧制工字钢为例予以分析。

4.1 轧制工字钢的轧辊孔型设计

4.1.1 工字钢的品种

工字钢断面(图4.1)由腹板(腰)及二条腿（或称四个凸缘)组成。号数是断面的主要特征量，它表示工字钢的高度（cm)。国家标准规定了不同种类的工字钢。生产最多的是按国家标准ГОСТ8239-72生产凸缘内侧壁斜度达12%的一般用途工字钢。这些工字钢的规格系列包括二十三种断面尺寸：从No.10到No.60，工字钢高与腿宽之比$H:B=1.80\sim3.15$。技术条件ТУ 14-2-24—72规定的平行腿部侧壁工字钢按尺寸比可分为四类：标准工字钢（工字钢类）No.20Б—100Б4，$H:B=1.95\sim3.14$；宽腿工字钢No.20Ш—100Ш2，$H:B=1.27\sim2.46$；柱形钢No.20К—40К14，它们的$H:B$关系接近1，以及加宽的柱形工字钢No.20КУ—26КУ9，$H:B\approx0.7$。技术条件ТУ14-2-205—76规定的No.12-30薄腹板工字钢具有平行的窄腿。专门用途的工字钢系列需按国家标准ГОСТ19425—74(用于悬挂轨道的工字钢)，ГОСТ5267.5—78（用于脊椎梁*хребтовые Балки*的工字钢）等生产。

上述国家标准和技术条件给出工字钢的尺寸、每米长度的重量、断面面积和断面矩以及工字钢高度、腿宽和厚度的允许偏差

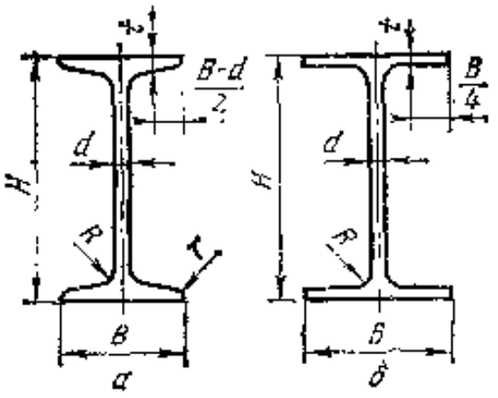


图 4.1 工字钢

а—腿内侧壁倾斜的工字钢；б—平行腿工字钢

等等。

4.1.2 工字钢的轧制特点

工字钢（以及槽钢、钢轨等）的形状明显地不同于其矩形坯料的形状，因此不可能采用沿坯料宽度均匀的压下来获得它们。不均匀变形是所有带凸缘断面（包括工字钢）的主要轧制特点。

轧辊孔型设计应在前几道的闭口或开口切深孔型(图4.2，а'б）中获得最大的不均匀变形，因为这时金属比在以后各道时的温度高、塑性好。在这些孔型中首先解决坯料的中间部分变形，此时轧槽的楔子压入轧件会引起坯料的强迫宽展。随着楔子继续压缩，坯料的边缘部分开始变形。结果得到具有工字钢断面形状的异形坯。在以后的轧制阶段，根据工字钢尺寸和轧机类型可采用不同种类的工字形孔型（见图4.2，в-е)：直轧闭口、开口、斜轧和万能孔型。在这些孔型中金属变形各有自己的特点。

使用最广的是直轧闭口工字形孔型，它由腰1、开口凸缘轧槽2和闭口凸缘轧槽3组成。开口轧槽由二个轧辊构成：一个轧辊的楔子侧面和另一轧辊的切入部分的外侧面。由于轧槽的上述侧面有斜度$\varphi_{o.u}$和$\varphi_{o.n}$，所以在水平断面上，开口槽的轧辊之间的缝隙为二条双曲线组成的呈逐渐收缩的楔形（图4.3)，由此而产生凸缘的侧压，其大小为$\Delta t=t'-t$。斜度$\varphi_{o.u}$和$\varphi_{o.n}$越大，开口

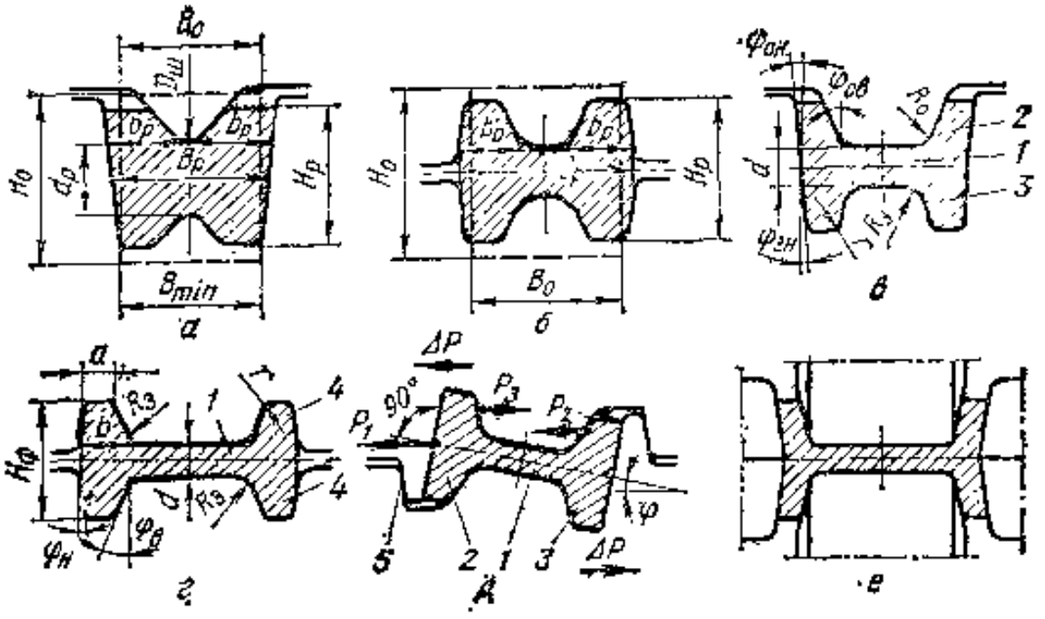


图 4.2 轧制工字钢使用的孔型：

а—闭口切深孔型；*б*—开口切深孔型；*в*—直轧闭口工字形孔型；

г—开口工字形孔型；*д*—斜轧孔型；*е*—万能工字孔型

槽中的侧压也越大。没有斜度时不可能有凸缘的侧压，因为这种情况下在水平面上为一前后形状不变的缝隙。

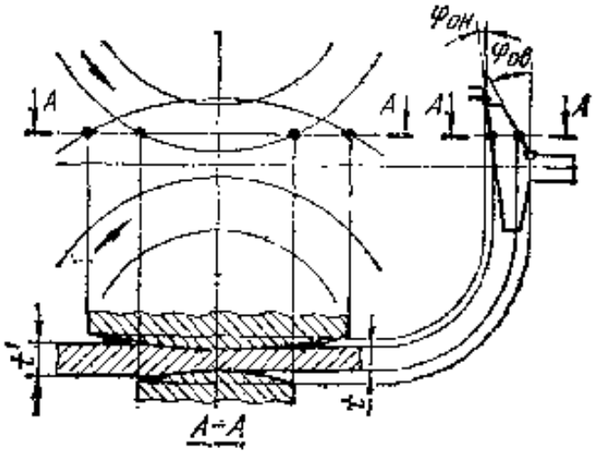


图 4.3 在闭口工字形孔型的开口轧槽中凸缘侧压机制示意图

（A—A—在水平面上的轧槽缝隙的形状）

闭口凸缘槽车在一个轧辊上，即它的侧面不能改变相互之间的相对位置，因此这里断面凸缘仅能像通过拉拔模一样被拉过轧槽，这种变形特点可由分析在闭口工字形孔型中的轧制速度制度

证明。

因为上、下轧辊有相同的转数 n，那么开口和闭口轧槽楔子表面圆周速度会不同，这是由于在孔型的这些地方轧辊的直径不同（图4.4）之故。

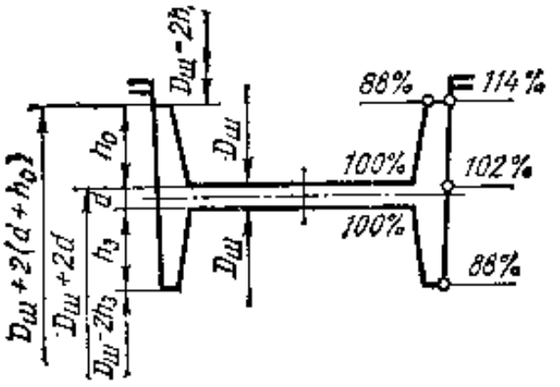


图 4.4 闭口工字形孔型中轧制速度制度的分析

沿孔型腰部的轧辊速度为$U_w=(\pi n/60)D_w$，而沿闭口轧槽槽底的轧辊速度为$U_{d_3}=(\pi n/60)(D_w-2h_3)$。因此，闭口轧槽的平均速度$U_3=0.5(U_w+U_{d_3})=(\pi n/60)(D_w-h_3)$。在开口轧槽中，在腰部高度上，从下轧辊方面的速度为$U_{w_0}=(\pi n/60)\times(D_w+2d)$，从上轧辊方面的速度$U_{d_0}=U_w=(\pi n/60)D_w$，而平均速度$U_0=0.5(U_{w_0}+U_{d_0})=(\pi n/60)(D_w+d)$。开口轧槽任何高度上都等于这一平均速度。从比较上面的表达式中可以看出，$U_0>U_w>U_3$。著名的俄国冶金工作者B.E.格鲁姆—格日迈洛（Грум-Гржимайло）指出，在ϕ800轧机上轧制No.24工字钢时，若取腰部的轧辊速度为100%，则沿闭口轧槽底的轧辊相对速度为88%，而沿开口轧槽槽底为114%（见图4.4）。沿闭口轧槽高度的平均速度为$U_3=94\%$，而沿开口轧槽高度的平均速度$U_0=101\%$。对轧件作用最强的是使断面腹板发生变形的表面。因此，如果忽略前滑，则可近似认为，工字钢以$U=U_w$的速度轧出轧辊。显而易见，在闭口轧槽中工字钢凸缘的速度$U>U_3$，

即工字钢闭口凸缘在轧制时相对于闭口轧槽槽壁发生前滑。在断面腹板的作用下，闭口凸缘犹如被拉过轧槽。这一过程伴随着闭口凸缘中拉应力的出现，在其作用下发生凸缘高度的减小（拉缩）。

在开口轧槽中凸缘进入两个以不同圆周速度旋转着的锥面之间的间隙（如同从No.24工字钢的例子可看到的一见图4.4）。凸缘处于这个具有逐渐收缩的楔形的空间中，沿厚度方向受压缩，并且如同在两个轧辊之间的普通轧制那样，产生延伸和宽展，即沿凸缘高度产生增长。

这样一来，凸缘在闭口工字钢孔型中的各部变形特点是不同的：在开口轧槽中凸缘得到强烈的侧压和沿高度上的增长，而在闭口轧槽中，在厚度稍有减小的同时产生高度上的拉缩。因此，为了得到具有凸缘尺寸相同的工字钢，就必须在相邻孔型中交换开口和闭口凸缘轧槽的位置。

断面各单元受轧辊加工的不同时性，是工字形孔型轧制过程的重要特点，这从观察沿变形区长度的几个横断面上工字钢的变形可以看出(图4.5)。在轧制的开始阶段，凸缘与轧槽槽壁在A和B点接触（断面Ⅰ—Ⅰ）。既然腿和轧槽的外侧面斜度相反(这是由于上面指出的相邻孔型的开口和闭口轧槽是交替配置的)，那么当工字钢进入轧槽时就要发生凸缘的弯曲，如同箭头所示，直到它们的外侧面与轧槽侧表面接触为止，然后出现开口轧槽的凸缘侧压（断面Ⅱ—Ⅱ），此时下轧辊楔子角部还使凸缘的金属向腹板方向局部移动。当轧件进一步进入变形区时（断面Ⅲ—Ⅲ）开始出现闭口轧槽中凸缘的压缩，并从此时开始开口和闭口轧槽中的凸缘同时变形。在最后阶段（断面Ⅳ—Ⅳ），当凸缘的压缩将近结束时，工字钢的腹板开始压缩，而且腹板的强烈压缩可引起凸缘的拉缩。这样一来，凸缘的变形大大先于腹板的变形。

上面指出的凸缘和腹板压缩的不同时性会引起金属由断面一部分流入另一部分。在开始阶段被压缩的凸缘伸长并使腹板受拉。后者尚未直接被轧辊变形，且抑制凸缘的延伸，结果使凸缘和腹板

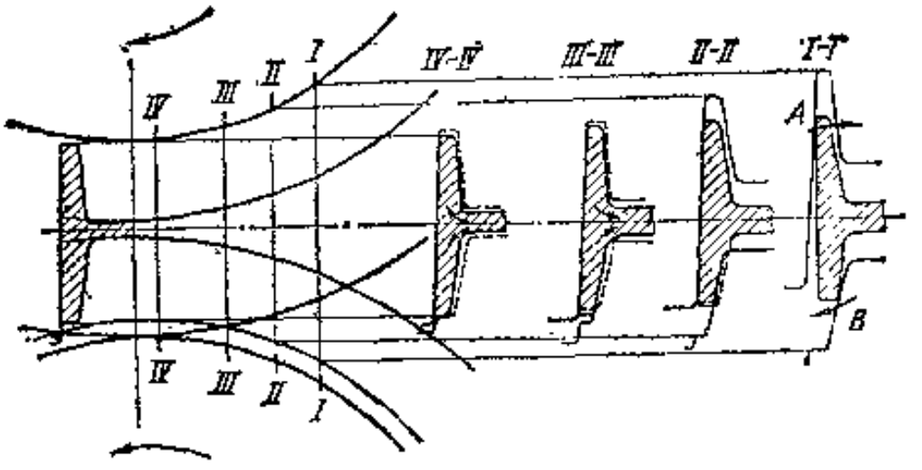


图 4.5　工字钢进入变形区不同阶段上在轧辊上的位置

的延伸相同。腹板既然没有被压缩，则被强迫伸长所需要的金属由凸缘流入。流入的金属的份额主要取决于腹板（腰）和凸缘面积之比$\omega_{ш}/\omega_{ф}$和腹板的温度。$\omega_{ш}/\omega_{ф}$比值越大，即腹板越厚实，则它也越难被拉伸，因此由凸缘流入腹板的金属也越多。随着腹板温度的降低，它的拉伸抗力也增加。因此由凸缘流入腹板的金属量也增大。与腹板拉伸同时，发生腹板的变薄。

在工字钢变形的最后阶段（断面Ⅳ—Ⅳ）腹板被压缩和伸长，与此同时凸缘也被迫延伸，而后者的压缩实际上已在变形的前几个阶段结束。这时凸缘延伸所需的金属由工字钢腹板供给。如果这部分金属不足，则发生凸缘高度的拉缩。

异形断面的一部分金属向另一部分大量转移会导致变形区中附加压应力和拉应力的出现。其结果比简单断面型钢的轧制力和能量消耗增加。

轧辊对断面不同部分咬入的不同时性和断面各部分间金属流动的强弱程度取决于腿和腹板的压缩系数以及凸缘斜度。这些现象在粗轧孔型中表现最明显，那里凸缘斜度φ_{1}及φ_{2}（见图4.2,*e*）和断面各部分压缩很大。随着逐渐接近精轧道次，断面压缩和凸缘斜度逐渐减少，而且在各精轧孔型的闭口凸缘轧槽中常不考虑腿部侧压。与此相应，变形区长度缩短，并且由凸缘流向腹板和由腹板流向凸缘的金属量也减少。在设计轧辊孔型时必需考虑以

上指出的各规律性。

开口工字形孔型（见图4.2，c）对称于水平轴，因而断面的上、下凸缘是在相同条件下变形的。由于每一凸缘轧槽4分别是车在一个轧辊上的，因而开口孔型中工字钢凸缘的变形具有与闭口工字钢孔型轧槽中相同的变形特点，即在侧壁影响下凸缘如同通过拉拔模一样，以等于腰和凸缘处轧辊圆周速度之差的速度被拉过轧槽。因此，这里凸缘不可能有很大的侧压，这是开口工字钢孔型的很大缺点。因为工字钢的腹板有很大的压缩，那么断面各部分延伸的被迫均匀化引起凸缘的拉缩和金属由腹板流向凸缘。为了增加凸缘变形程度，采用凸缘沿高度方向的压缩。但这样产生孔型过充满和金属被挤到辊缝的倾向，因此必须在专门的立轧道次中或者立辊中采用沿宽度的压缩。也因这一原因，凸缘轧槽的内、外侧壁斜度增加到25%。

上述金属变形特点决定了开口工字钢孔型作为轧制大号工字钢时的切深孔型和粗轧孔型使用。这样的孔型有宽而钝的楔子，并用于获得腰部宽而凸缘较薄的粗轧轧件。

在斜轧孔型中（见图4.2，d）断面腹板的轴线与水平线成$\varphi=15\sim25°$角，而孔型侧壁及闭口凸缘轧槽车在不同轧辊上。孔型锁口及开口凸缘轧槽（闭口凸缘轧槽也同样）按对角线配置。同孔型这种结构联系着以下的金属变形特点：造成在孔型侧壁之间压缩断面宽度的可能性，并由此消除轧件的宽展；增大开口凸缘的侧压强度及其高度的增长；与在闭口工字钢孔型中轧制相比，轧件容易脱槽，这是由于这时工字钢是在属于不同轧辊的斜轧槽的互相相对活动的侧表面之间轧制，而在闭口工字钢孔型中轧件夹持在车在一个轧辊上、互相相对不活动的闭口轧槽的侧壁之间。但是在斜轧孔型中产生轴向力$\Delta P=P_1+P_2-P_3$，它力图将上、下轧辊推向不同方向。为了防止移动，在轧辊上车有专门的止推辊环5，它在轧辊调整和运行中引起很大困难。

采用万能工字钢孔型（见图4.2，e）造成轧制工字钢的最有利的条件。在这种孔型中工字钢的腹板由传动的水平辊变形，而

腿由不传动的立辊和水平辊的楔子的外表面压缩。通过水平辊和立辊的相应的调整达到工字钢腹板和凸缘均匀变形（压下系数相等），并以此消除或减少金属由断面的这一部分往另一部分的流动。既然不传动的立辊在轧制时通过轧件带动，那么它们的圆周速度大致与工字钢轧制速度相等，这促使腿部外侧面上的滑动摩擦减小（同在闭口工字钢孔型中轧制时相比较）。上面指出的轧制条件给工字钢质量以好的影响。

在万能孔型中轧制时，断面的凸缘在高度上有增长，即展宽。因此，为了获得腿部给定宽度，采用在专门的辅助水平辊机座上对凸缘沿高度压缩。

在万能工字钢孔型中可轧制腿部侧面平行的工字钢，这是它们与其它孔型相比的重要优点。为此，在精轧万能机座中把立辊做成严格的圆柱形状，水平辊的侧面不带斜度。

4.1.3 工字钢的轧制方法

根据断面的种类和尺寸以及轧机的结构的不同，采用不同的方法轧制工字钢。其中每一种方法都可以分为二个特征阶段：在粗轧孔型中获得粗轧的工字形断面；在精轧前和精轧孔型中把它进一步加工成给定尺寸的工字钢。工字钢轧制方法的区别在于在这些阶段上采用的孔型的形式。所有的工字钢轧制方法通常分为三组：在直轧孔型中轧制；在斜轧孔型中轧制；采用万能工字钢孔型轧制。

在直轧孔型中轧制

在直轧孔型中轧制工字钢的方法用于有三辊和二辊式工作机座的横列式和顺列式轧机。根据工字钢尺寸的不同，这一轧制方法的实现也不同。

轧制小尺寸工字钢（No.10—30)时，在粗轧、精轧前和精轧机座中采用闭口工字钢孔型（图4.6)。在这种条件下，先使矩形坯在带有尖的楔子的闭口切深孔型中变形。然后，获得的粗轧断面在开口和闭口凸缘轧槽相对于水平轴交替配置的孔型中逐步沿腹板和凸缘压缩。这是由在这些轧槽中金属变形的不同特性（在闭

口轧槽中凸缘的拉缩和在开口轧槽中它的增长）引起的。由于相邻孔型的外侧面的斜度也交替变化，在每一道中向外弯的开口凸缘进入外侧面具有相反斜度的孔型的闭口槽，而且沿开口凸缘处轧件宽$B_{\phi 0}$大于孔型相应的宽B_3，（第四道）。但由于轧件前端和后端的所谓〈舌头〉，这在轧辊咬入轧件时不会造成很大困难。开始轧辊的楔子咬住〈舌头〉，〈舌头〉将整个轧件拖入变形区。这时在轧槽侧壁作用下，断面的凸缘向相反方向弯曲。由于〈舌头〉，也保证了轧件可靠地脱离轧辊，因为〈舌头〉先于凸缘到达出口卫板，并帮助撬出夹在孔型闭口槽中的轧件。

轧槽侧壁斜度（孔型斜度）一般在切深孔型和前几道粗轧孔型中取为4～8%，然后逐渐减少，到成品孔型减到0.5%。在切深孔型和精轧孔型中，闭口和开口轧槽的斜度一般做成一样的，而在中间孔型中则不同：闭口凸缘斜度为2～3%，开口凸缘为5～8%。凸缘轧槽内侧面的斜度从切深孔型的40～70%变化到成品孔型的12～16%。

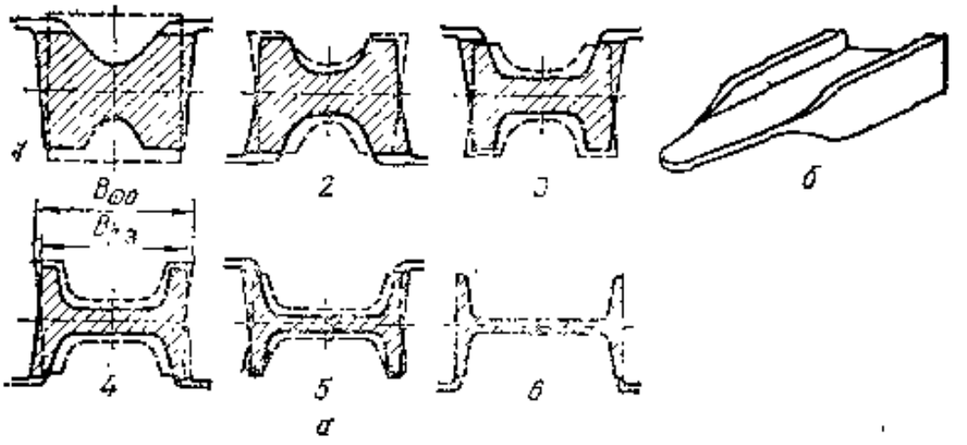


图 4.6 在直轧孔型中轧制小尺寸工字钢(*а*)和轧件端部形状（*б*）示意图：

1～6—道次号（虚线表示进入孔型的轧件断面轮廓）

在直轧孔型中轧制中等尺寸和大尺寸工字钢（No.33—60）时，最初的粗轧断面是在大型或轨梁轧机的二辊可逆式开坯机以及初轧机（只在轧大尺寸工字钢No.45—60时）的轧辊上的带有宽的钝楔子的开口切深孔型和工字钢孔型中(图4.7,*а*)得到的。采

用这种孔型是由于必须得到宽的腹板和较薄的凸缘的粗轧断面引起的，这不能在带尖楔的切深孔型中得到。在每一开口孔型中轧制数道，道次之间改变轧辊间距。由于采用钝楔，凸缘的变形慢，特别是用矩形坯轧制时更是如此。在二～四道之后金属挤向辊缝中，因此轧件翻钢90°，然后在专门的立轧孔型中（第五和第六道）轧制。为了按这种轧制方法得到粗轧断面，需要七～九道，而在带尖楔的孔型中轧制时需要二～三道。粗轧断面的腹板厚是成品腹板厚的三～五倍，而腹板厚与凸缘厚的比值大致保持与成品断面的相同。

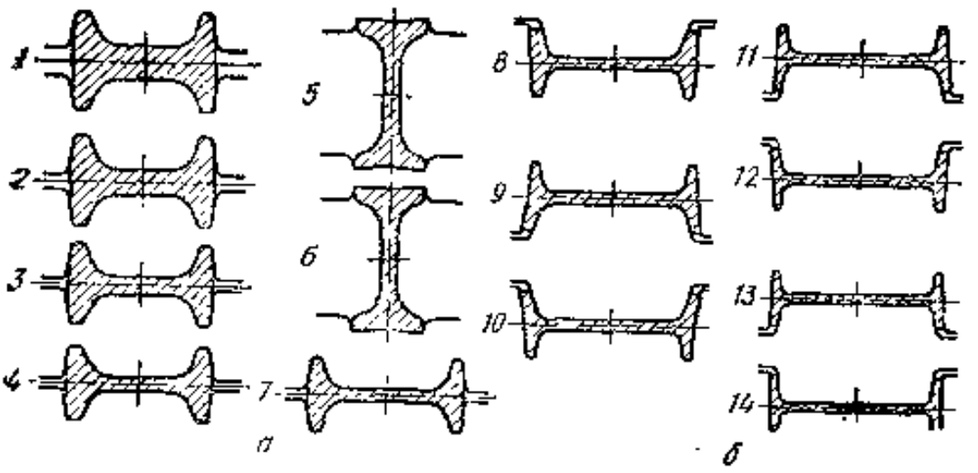


图 4.7 轧制中型和大型尺寸工字钢示意图

а—在二辊可逆式粗轧机座中；б—在三辊和精轧二辊机列中

粗轧断面轧制成成品工字钢是在如图4.8中所示的三辊粗轧机和二辊精轧机的闭口工字形孔型中进行（见图4.7,б）的。

在这个轧制阶段上工字钢变形的特点是由断面很宽的腹板决定的，因为腹板面积占到整个断面面积的50%，它对凸缘的拉缩有强烈影响。因此，在设计大工字钢的孔型时，取腹板的压下系数小于凸缘的压下系数。力求获得金属较大的宽展、以便由轧辊楔子使断面腹板横向拉伸，也是轧制大号工字钢轧辊孔型设计的特点。如同已指出的那样，在轧制大号工字钢时，出现获得高凸缘的困难。闭口凸缘轧槽越深，则越难避免凸缘的很大拉缩。因此人们通常减小或完全排除在闭口轧槽整个高度上对凸缘的侧

压，而凸缘必要的延伸靠其高度方向的压缩保证。

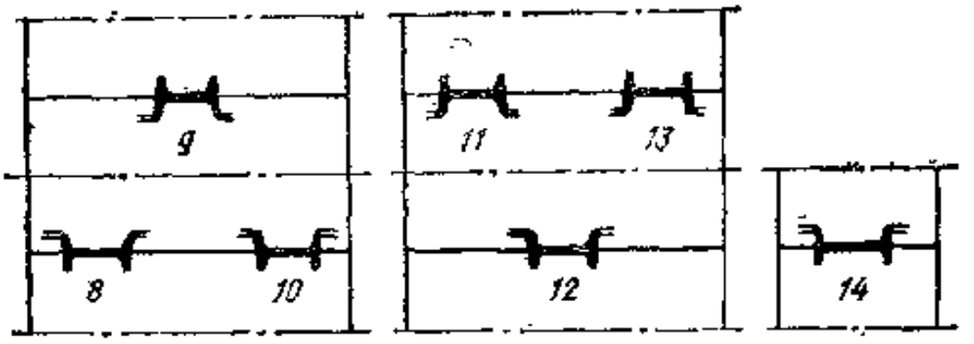


图 4.8　孔型在横列式轧机工作机座轧辊上的配置示意图

必须指出，只是在凸缘内侧壁有很大斜度时才能在直轧孔型中有效的轧制工字钢，因为这些斜度的大小决定开口轧槽中凸缘压缩的强度。当内侧壁斜度小于12%和凸缘很高时，由于不可能有凸缘的侧压而出现获得正确断面的困难。这点限制直轧工字钢孔型在轧制宽腿工字钢时的使用。为了增强凸缘的侧压和轧制具有小内侧壁斜度和宽腿薄腹板工字钢，采用增大到12%的孔型斜度，同时弯曲孔型的腹板，如在图4.9，*а*，*б*中所示。较少采用具有直腹板、而开口凸缘斜度增大到12%的孔型(图4.9，*в*)。斜度的大小受轧件进入闭口工字钢孔型的条件限制；随斜度的增加，轧件按弯曲的开口凸缘处的宽度比下一孔的相应宽度B_0大得多(见图4.6中4)，因此，在轧件被拉入轧辊时凸缘的弯曲增大。在这种情况下出现轧辊"咬"凸缘尖，并随后形成折叠的危险。



图 4.9　大斜度的粗轧和预轧闭口工字形孔型的形状
а—腹板弯曲且开口和闭口轧槽的侧壁斜度相同；*б*—腹板弯曲且开口和闭口轧槽的侧壁斜度不同；*в*—腹板不弯曲且开口和闭口轧槽的侧壁斜度不同。

在斜轧孔型中轧制

按这一轧制方法，坯料在相继配置的倾斜孔型中变形，在相邻道次中，腰的对称轴的倾斜方向交替变换（图4.10），以使断面的凸缘一道在开口凸缘轧槽中、一道在闭口凸缘轧槽中轮流压缩。由于孔型腰的倾斜使凸缘轧槽的侧壁斜度增大，这可以增大开口凸缘的压缩强度，减少道次数，提高终轧温度，以及明显改善轧辊重车条件。此外，在斜轧孔型中可沿宽度方向压缩断面。上述优点使得可在斜轧孔型中轧制腿部内侧壁斜度小，而凸缘高度大的工字钢，即宽腿工字钢。

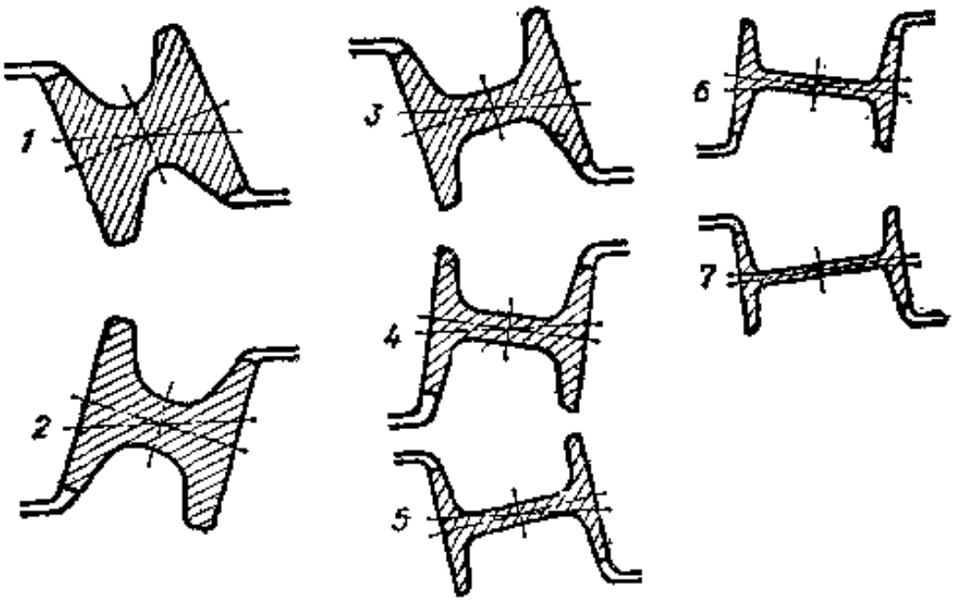


图 4.10　在倾斜孔型中轧制工字钢示意图

虽然如此，上述轧制方法由于下列缺点在苏联尚未得到广泛使用：由于轴向力大使止推锥面的寿命低，这导致工字钢尺寸在轧制过程中改变，特别是凸缘的厚度；在变形中断面扭转及轧件进轧辊困难；车孔型时必须用二个加大原始直径的轧辊（采用闭口孔型时一个）；轧辊切槽深，降低轧辊强度。

用万能孔型轧制工字钢

用万能工字钢孔型可以轧制任何形式的工字钢，但最合理的是使用它们来生产宽腿和腿部侧壁平行的薄壁工字钢。采用这种孔型实现了在万能工字钢轧机、半连续和连续轧机上轧制工字钢的方法。此外，万能工字钢孔型还作为在横列式和顺列式轧机上

轧制工字钢的精轧孔型使用。

万能工字钢轧机（УБС）包括二辊可逆式开坯机、由万能工字钢主机座和二辊辅助机座组成的粗轧和中间可逆机组和精轧不可逆式万能机座（图4.11）。

在万能工字钢轧机的全套工艺设备中通常也包括轧辊直径为1300～1300毫米的大型初轧机，它用以获得矩形和工字形截面的初轧坯。也有其它的万能工字钢轧机设备组成方案。这类轧机是用于轧制№.20到№.100和更大的腿部侧壁平行的工字钢(普通的、宽腿的、和柱形的)。大号工字钢用异形初轧坯轧制，而小尺寸的工字钢用矩形初轧坯轧制。

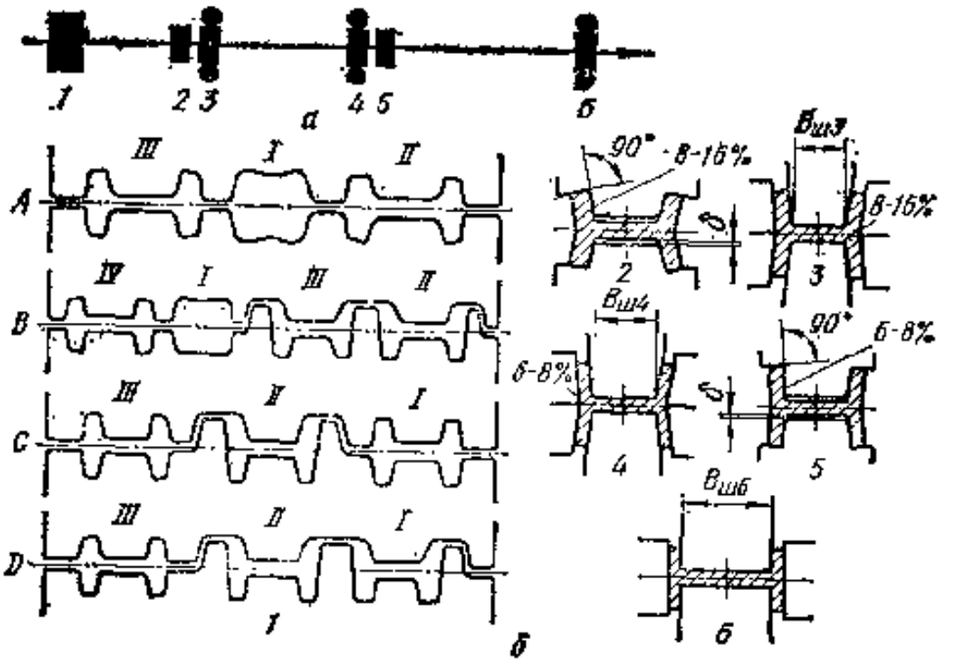


图 4.11 万能工字钢轧机工作机座布置（*а*）和轧辊孔型设计（*б*）示意图：

1—二辊可逆式开坯机座；2、5—二辊式辅助机座；3、4、6—粗轧、中间和精轧万能机座；

A、*B*、*C*、*D*—开坯机座轧辊孔型设计的可能方案；Ⅰ—Ⅳ—孔型序号

为了在初轧机上获得工字形截面的初轧坯，采用带有钝楔子和凸缘轧槽端面斜度为16～20%的开口工字钢孔型（图4.12，

а)。凸缘轧槽端面的斜度是为了提高初轧坯在开坯机的立轧辙粗孔中轧制时的稳定性所必需的（图4.2，б），同时也为了减少与万能工字钢轧机的连续加热炉中较凉的支撑梁相接触的面积。凸缘外侧面的斜度为4～10%。斜度增加超过10%是不合理的，因为初轧坯鼓出的侧面使轧件在立轧辙粗孔型中轧制时的稳定性变坏。凸缘内侧面斜度等于10～30%。为了增加轧件在辙粗孔型中

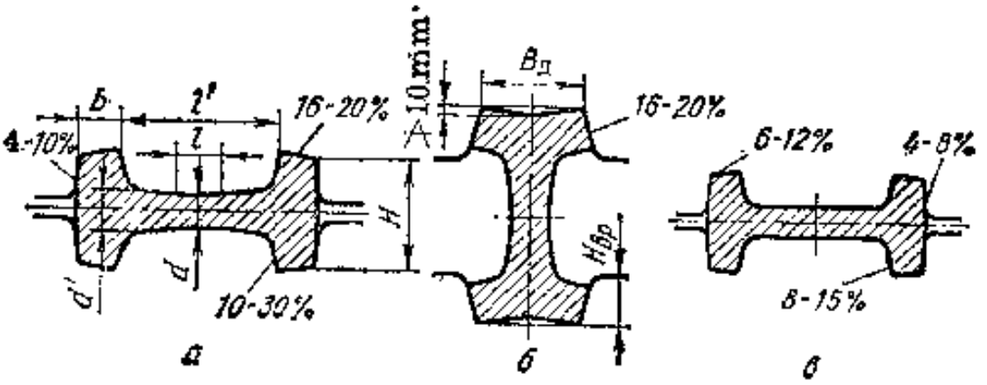


图 4.12 万能工字钢轧机的初轧机和开坯机的孔型结构：
а—初轧机开口孔型和异形初轧坯的截面形状；б、в—开坯机的辙粗孔型和开口孔型

的稳定性，在腹板的水平段长度$l=(0.3\sim0.4)l'$的情况下，凸缘处初轧坯的腹板厚d'增加到$(1.2\sim1.5)\ d$（见图4.12，а）。通常用一个规格的初轧坯在万能工字钢轧机的可逆式开坯机上轧成不同尺寸的坯料，用以轧制几个相邻号数的工字钢。

根据轧制的工字钢规格和初轧坯截面的不同，采用不同的开坯机座轧辊孔型设计方案（见图4.11，б，方案A-D）。当用异型坯轧制大号工字钢（№.60以上）时，特别是轧制宽腿大号工字钢时，采用辙粗孔型Ⅰ和开口工字钢孔型Ⅱ和Ⅲ（见方案A），而当轧制№.36-60的工字钢时，采用辙粗和闭口工字钢孔型（见方案B）。采用立轧辙粗孔型可以由一个尺寸的初轧坯获得数个不同宽度的坯料。当用矩形初轧坯轧制小号和中号工字钢（№20—30）时，采用闭口工字钢孔型（见方案D），或者采用开口和闭

口孔型的组合（见方案C）。在闭口孔型中轧制坯料可保证凸缘更强烈的变形，并减少轧制道次数。

采用闭口孔型导致以下缺点：降低万能工字钢轧机的灵活性，因为几乎为轧制每一尺寸的工字钢必须有专门一套轧辊；增加初轧坯的规格数；为了消除缠辊的可能性，必须安装脱槽卫板。如果除了采用闭口孔型之外，同时采用镦粗孔型，如方案B所示（见图4.12,$б$），则这些缺点可在很大程度上消除。对开坯机轧辊孔型设计的所有方案来说，特征是在最后一道采用对称的开口孔型，这对在由辅助机座和万能机座组成的粗轧机组中继续对断面轧制是必须的。在开坯机的最后一个孔型（见图4.12,$в$）中，凸缘端面的斜度大体等于下一架辅助机座轧辊的外缘斜度（见图4.11，$б$，第一架），其值为6～12%，而腹板在与凸缘交界处不增厚。镦粗孔的结构应保证初轧坯在轧制中处于稳定状态。为此目的，取镦粗孔的宽度B_0等于在开口孔型中轧出的初轧坯腿宽H，侧壁斜度等于初轧坯凸缘端面的斜度，而切槽深H_0取稍大于凸缘的最大厚度b。镦粗孔的槽底做成中心处带凸度$\Delta=5\sim10$ mm。

根据初轧坯尺寸和为轧制工字钢所要求的坯料的尺寸，轧件可在可逆式开坯机中轧制5～15道。开始异型初轧坯在镦粗孔型中轧二道，然后翻钢90°，并在开口孔型Ⅰ（见图4.11，$б$，方案A）中轧制数道，此后轧件翻转90°，又在立轧孔型中轧1～2道。最后一道在开口孔型Ⅱ中轧制。当按方案B轧制时，初轧坯在孔型Ⅰ中镦粗、随后在闭口孔型Ⅱ中轧制后，轧件翻转180°，然后顺序在孔型Ⅲ和Ⅳ中轧制。

得到的坯料在粗轧机组中轧5～7道，在中间机组轧3～5道，并在精轧万能机座上轧一道。在除精轧外的所有机座中，轧制是以弯曲的凸缘进行（见图4.11，$б$，第2～5架的孔型）的。

在粗轧万能机座中凸缘斜度为8～16%，而在中间机座为6～8%。取辅助机座轧辊上侧壁斜度与万能机座凸缘斜度相等，而外缘表面车成与侧面成90°。既然辅助机座孔型仅用来压缩腿部

高度，则为了防止随外缘的磨损而压缩腹板，在轧辊辊身表面与断面腹板之间考虑$\delta=3\sim10$mm的间隙。断面腹板到凸缘内侧面处的宽度（孔型腰的宽度）通常对所有万能机座取为相同的值：$B_{w6}=B_{w4}=B_{w3}$（见图4.11，*б*）。有时为了使轧件进入精轧孔型时有一定夹持，取成品前孔腰宽B_{w4}比成品孔腰宽B_{w6}小2～4mm。Н.Ф.格里楚克（Грицук）和С.П.安东诺夫（Антонов）详细研究了轧辊孔型设计问题。

半连续式中型轧机在国外得到了广泛应用，通常它是由一架或二架可逆式开坯机座和包括3～6架水平（或水平-立式组合）机座和4～7架万能机座的连轧机组组成，必要时万能机座可由水平机座代替。在图4.13上给出了这种轧机轧辊孔型设计方案。在可逆式机座中，矩形坯在闭口切深孔型和工字钢孔型中轧制3～5道。然后得出的粗轧断面在辅助机座的开口工字钢孔型中（孔型5）变形，以便得到对称于水平轴的凸缘。继而轧件在万能机座中轧制，压缩腹板和凸缘的厚度（孔型6，8，9，11，12，14和16），并在水平辅助机座中轧制，压缩腿的高度而不改变腹板和凸缘的厚度（孔型7，10，13，15）。在除精轧孔型外的所有孔型中凸缘侧面斜度为2～7%，而在万能孔型中，到凸缘内侧壁处的腹板宽逐道递增1～2mm。

连续式轧机可得到最大的产量，并为轧制小尺寸的薄壁异形断面创造最有利的速度和温度条件。在苏联运行着世界第一台连续式ϕ450中型工字钢轧机（图4.14），它的组成中包括由六架水平机座和三架组合（水平-立式）机座组成的粗轧机组和包括三架组合机座和四架万能机座的精轧机组，在万能机座处也可安装水平机座。

连续式轧机的特点是轧制方向不改变，轧件始终是同一个前端进入轧辊。因此，在轧机粗轧机组的闭口工字钢孔型中轧制工字钢时，虽然优先压缩断面的腹板，在轧件前端却不形成传统的〈舌头〉，相反，轧件前端的腹板相对于凸缘来说被拉缩并分层。对这一现象可做如下解释：由于在闭口工字钢孔型中轧制速度制度的

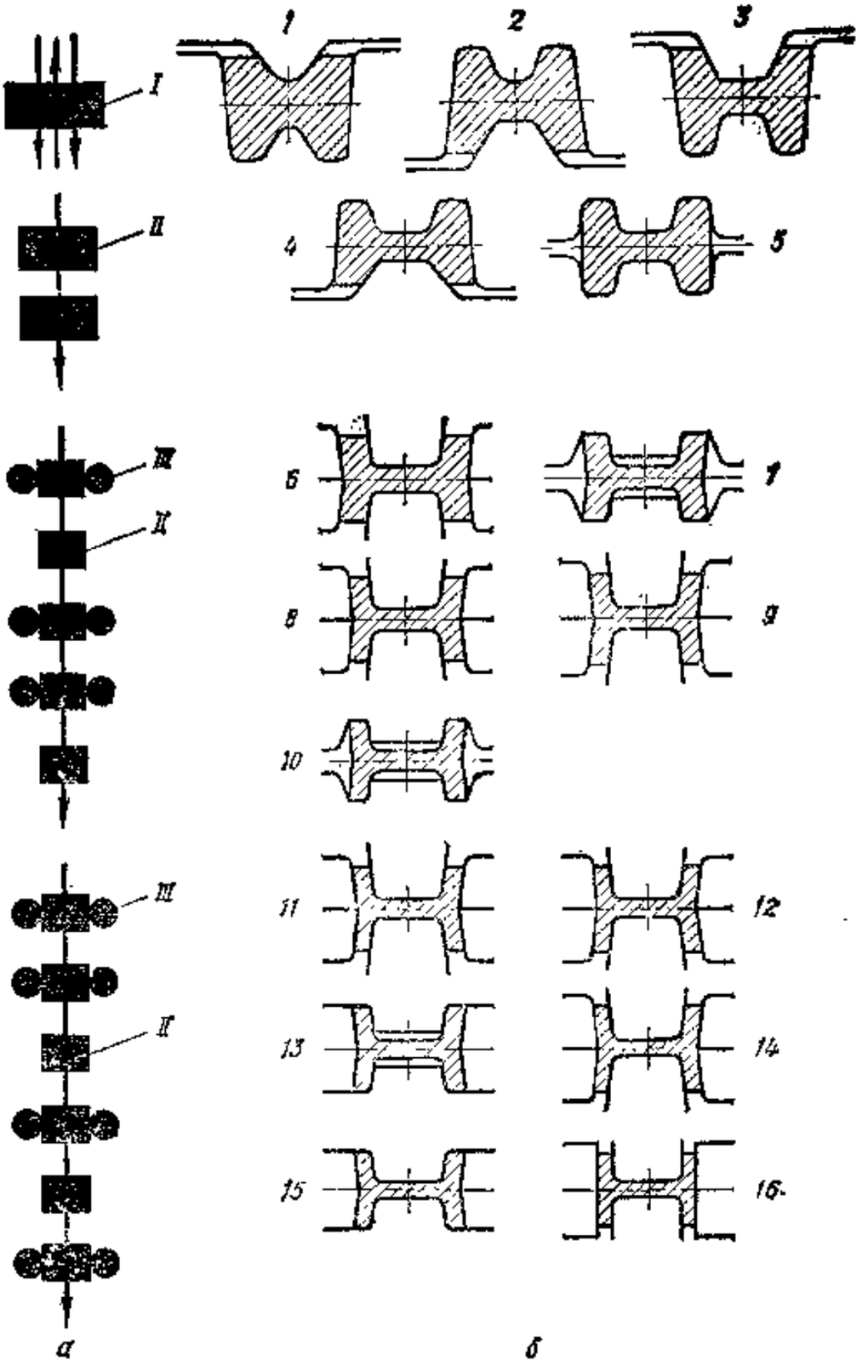


图 4.13 在半连续式轧机上轧制工字钢的方法

а—工作机座布置示意图（Ⅰ—可逆式机座，Ⅱ—水平机座，Ⅲ—万能机座）；б—轧辊孔型设计示意图（1～16—孔型序号）

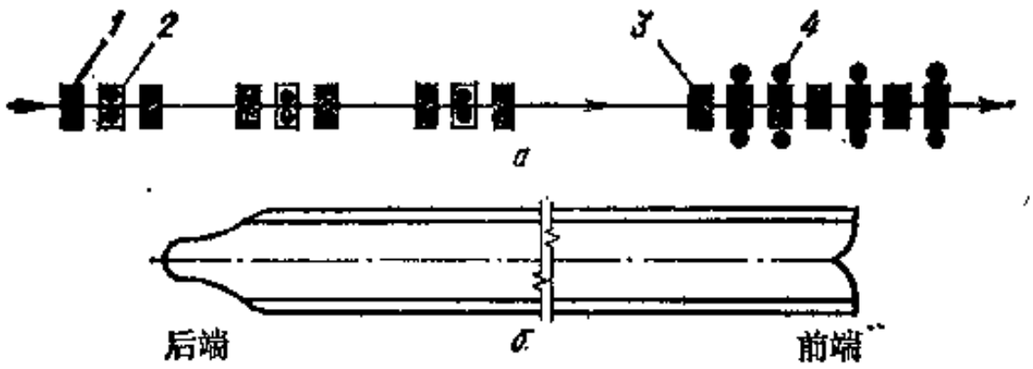


图 4.14　450连续式中型工字钢轧机工作机座布置示意图（а）和轧制工字钢时轧件端部形状（б）

1—粗轧机组水平机座；2—组合（水平—立式）粗轧机座；3—精轧机组组合机座；4—万能工字钢机座

特点，在断面的腹板上沿整个变形区长度为后滑区，腹板的金属相对于处于前滑区的凸缘来说，向后拉缩。在轧件前端没有〈舌头〉，使其进入孔型和随后由卫板使之脱槽变得困难，因为凸缘先于腹板进入轧辊和从轧辊轧出到卫板上。因此，当轧件进入轧辊时，产生弯曲的开口凸缘的外侧面对闭口轧槽外侧面的冲击。而当轧件出孔型时，由于金属夹持在闭口轧槽中，对导卫产生很大的压力，这使导卫的寿命缩短，导致断辊和缠辊。

上面指出的困难已通过使用加大斜度的闭口工字钢孔型和为加工轧件开口凸缘外侧面的专门弯钢孔型而消除。按照这种方法（图4.15），在切深孔 1 轧制之后，坯料在辙粗立轧孔 2 中压缩并形成倾斜φ_2，它与下一个闭口工字钢孔型 3 的闭口轧槽的外侧面的斜度$\varphi_{,3}$相对应。然后轧件在闭口工字形孔型中轧制，其开口轧槽的外侧面斜度增大到15～100%，而在闭口轧槽中外侧面的斜度到8～12%。而且在两个相邻的孔型 3 和 4 中轧制是在开口和闭口凸缘不交替加工、即不改变孔型外侧面斜度的情况下进行的，而在轧件送入带有相反的外侧面斜度的孔型 6 之前，断面弯曲的开口凸缘在立轧弯钢孔型 5 中被向内弯曲，并形成与下一个工字形孔型闭口凸缘斜度$\varphi_{,6}$相等的侧面斜度φ_5。弯钢孔型和工字形孔型的交替取决于立辊机座和水平辊机座在轧机中的配

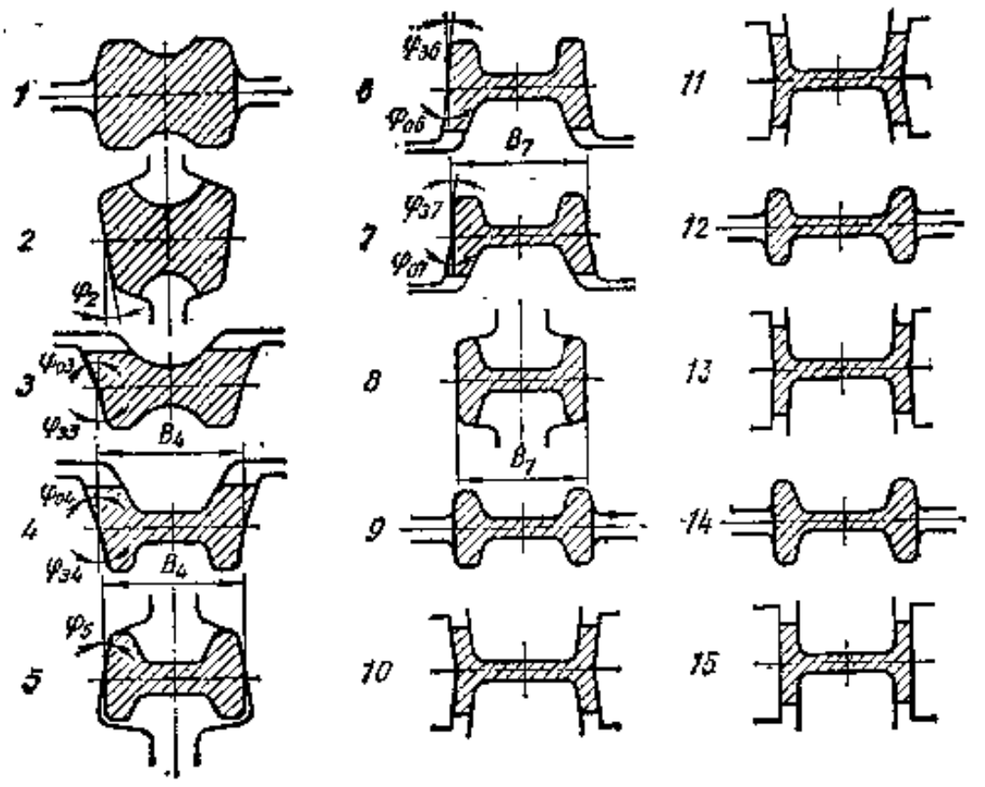


图 4.15 在使用闭口工字钢孔型和弯钢孔型的连续式轧机上轧制工字钢的方法（1～15——孔型号）

置，并可每过1～3道进行一次。

在轧机粗轧机组的最后机座中采用开口工字钢孔型，这是为了给在轧机精轧机组的万能机座中轧制准备对称的粗轧断面的必要性引起的。此时在送进开口孔型之前，要使轧件开口凸缘的外侧面的斜度变成零（孔型 8）。在这个方法中，由于轧件和轧件要送入的孔型的外侧面斜度一致，使轧件进轧辊容易，消除了轧件对孔型侧壁的冲击。而闭口和开口凸缘轧槽斜度的增大，减小了轧件的侧向夹持，并使轧件容易从孔型轧出。采用大斜度的可能性是由使用立轧弯钢孔型创造的。

得到的粗轧工字钢断面在精轧机组中（孔型10～15）轧制，采用与半连续式轧机精轧机组相同的基本压下方案。为了万能机座的共用化和可替换性，可将除精轧机外所有机座中的凸缘斜度大小和腿部到内侧壁处腹板宽度做成一样。

4.1.4 轧辊孔型设计计算方法

В.Е.格鲁姆—格日迈洛、Б.П.巴赫季诺夫、M.M.施捷尔诺夫、П.И.波卢欣、А.П.切克马廖夫、M.C.穆季耶夫、Н.В.利托夫琴科、Б.Б.季奥米多夫、И.Я.塔尔诺夫斯基、В.Т.扎丹(Жадан)、Д.И.斯塔尔琴科、Н.А.切雷舍夫(Челышев)、А.Н.斯科罗霍多夫、Б.М.伊柳科维奇(Илюкович)、Н.Ф.格里楚克、Ф.Е.多尔任科夫(Долженков)及其他学者的著作论述了轧制工字钢的轧辊孔型设计计算问题。

凸缘断面的轧制过程比在简单断面孔型中的轧制更为复杂。因此，虽然已有大量研究工作，然而从理论上对这一过程研究的仍然不够。在轧制异型断面的孔型的实际计算中，使用经验的或半经验的方法，以及基于各种启发式的方法。

按这些方法设计孔型，通常归结为完成以下典型过程：确定精轧孔型尺寸，选择异形孔型个数，计算这些孔型中的总变形系数，确定局部变形系数，按道次计算轧件尺寸和孔型尺寸，确定原始坯料尺寸，修正孔型尺寸和给定斜度。

Б.П.巴赫季诺夫-M.M.施捷尔诺夫方法得到广泛使用，此法基于腰部、开口凸缘和闭口凸缘的变形系数相等($k_{ш}=k_{о}=k_{з}$)。异形孔型个数$n_{нр}$同其它方法一样，根据在实践中积累的数据、依据工字钢号数选择。在异形孔型中的总变形系数按下式计算：

$$k_{общ}=(B_p/2b_1)(H_p/H_1) \qquad (4.1)$$

式中 B_p，H_p——切深孔型宽和高；

b_1——成品断面凸缘根部厚度；

H_1——成品孔型高。

B_p值按下式确定：

$$B_p=B_1-n_{нр}\left(0.01B_1+\frac{n_{нр}-1}{2}\right)$$

式中 B_1——成品断面宽，

H_p/H_1比值等于1.6～1.8。

总变形系数$k_{общ}$按经验曲线分配到各道次，以满足等式$k_{общ}=k_1\cdot k_2\cdot k_3\cdots\cdots k_n$。为了确定凸缘高度尺寸，得出了计算凸缘拉

缩量Δh_s和增长量Δh_o的公式，这些公式考虑了在闭口工字形孔型中轧制时的速度制度特点：

$$\Delta h_s = h_s^2/(D_w - h_s), \qquad \Delta h_o = h_o d/(D_w + d) \qquad (4.2)$$

式中 h_s、h_o——分别为闭口凸缘和开口凸缘高；

D_w——孔型腰部的轧辊直径；

d——腹板厚。

在这些公式和等式$h_w = h_o = h_s$的基础上，得出了确定变形系数和凸缘厚度尺寸的公式。工字钢在每道中的宽展建议按经验公式$\Delta B = 0.01B_1 + (n_{np} - 1)$确定。

按上述方法进行计算是逆轧向逐道进行，直到在切深孔型中得到凸缘根部厚大体等于B_p值的一半。当它们相差很大时，则建议修正各部变形系数，并重复以上计算。作者们根据以下假设来求出原始坯料的高，即在变形区中由切深楔子压缩的金属体积等于坯料高度被拉缩的金属体积。坯料宽度根据在切深孔型中取宽展量为5～10mm来确定。

4.1.5 按统计公式计算轧辊孔型设计的方法

本书借助于对工字钢现行的轧制制度进行统计分析，总结了设计轧制工字钢的轧辊孔型积累的经验，分析了在给定精轧断面尺寸时，逆轧向计算轧件和孔型尺寸所必须的下列变形系数（图4.16）●：

$1/\eta_d = d'/d$——腹板压缩系数；$1/\eta_{o.a} = a_s'/a_o$和$1/\eta_{o.b}$——分别为在孔型的开口轧槽中凸缘端部和凸缘根部厚度方向上的压缩系数；$1/\eta_{s.a} = a_s'/a_s$和$1/\eta_{s.b}$——分别为在闭口轧槽中凸缘端部和凸缘根部厚度方向上的压缩系数；$1/\eta_o = h_s'/h_o$和$1/\eta_s = h_s'/h_s$——分别为开口轧槽中和闭口轧槽中凸缘高度的变形系数；$\Delta B/\Delta d = (B - B')/(d' - d)$——工字钢宽展指数。

统计取样是由八个冶金厂轧制10～60号工字钢的三十套轧辊孔型的数据得出的，这些取样使得能够建立上述变形系数与工字

● 按照Б.П.巴赫季诺夫，顺轧向前一道孔型尺寸用与本道相同的符号加"'"表示。——作者注

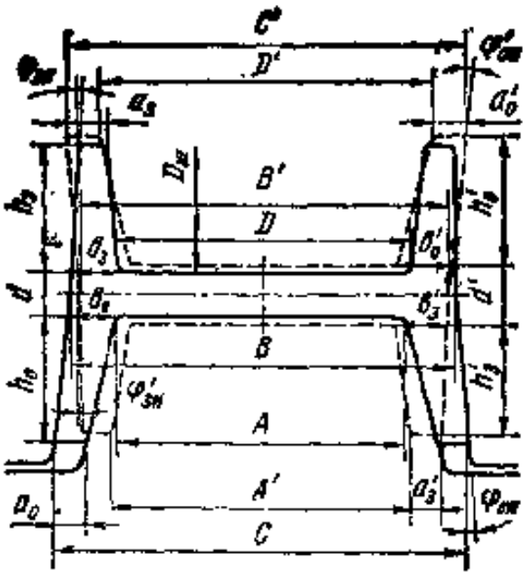


图 4.16　在闭口工字钢孔型中轧制示意图

钢号数N、逆轧向工字钢孔型序号$N_{\kappa 6}$及轧辊原始直径D_0的关系。每一变形系数的取样量为170～400，获得的统计取样在电子计算机上用离散分析和相关回归分析程序处理。结果表明，参数N和$N_{\kappa 6}$对变形系数有显著影响（参数D_0影响不显著），而表示这一影响的回归方程为以下形式：

腹板压缩系数

$$1/\eta_d = b_0 + b_1 N + b_2 N_{\kappa 6} + b_3 N_{\kappa 6}^2 + b_4 N N_{\kappa 6} \qquad (4.3)$$

开口及闭口轧槽中凸缘厚度方向压缩系数

$$1/\eta = b_0 + b_1 N + b_2 N_{\kappa 6} + b_3 N_{\kappa 6}^3 + b_4 N N_{\kappa 6} \qquad (4.4)$$

开口及闭口轧槽中凸缘高度方向变形系数

$$\left.\begin{matrix} 1/\eta_o \\ 1/\eta_s \end{matrix}\right\} = b_0 N^{b_1} \exp(b_2 N_{\kappa 6}) \qquad (4.5)$$

工字钢宽展指数

$$\Delta B/\Delta d = b_0 + b_1 N + b_2/N_{\kappa 6} \qquad (4.6)$$

由计算机计算结果得到的回归方程的各系数b_0-b_4的数值列于表4.1中，表中也给出了复相关系数$R_{y,x_1x_2,\cdots\cdots}$及评价系数$R_{y,x_1x_2,\cdots\cdots}$显著性的菲舍尔准则计算值$F_p$和查表值$\{F\}$。

表 4.1 轧制工字钢时变形系数相关回归分析的主要结果

参 数	回归方程	回归方程系数			
		b_0	b_1	b_2	b_3
$1/\eta_d$	(4.3)	1.052	-5.33×10^{-4}	0.0611	0.00382
$1/\eta_{oa}$	(4.4)	1.061	−0.0021	0.1120	-4.08×10^{-4}
$1/\eta_{ob}$		1.021	−0.0012	0.0813	-3.66×10^{-4}
$1/\eta_{sa}$		0.890	3.07×10^{-4}	0.0418	-1.54×10^{-5}
$1/\eta_{sb}$		0.979	-2.24×10^{-4}	0.0505	-1.45×10^{-4}
$1/\eta_s$	(4.5)	1.223	−0.0325	−0.0049	—
$1/\eta_o$		0.780	0.0701	−0.0108	—
$\Delta B/\Delta d$	(4.6)	−1.370	0.0573	6.5910	—

参 数	回归方程	回归方程系数	$R_{y x_1,x_2,\cdots}$	费舍尔准则	
		b_4		F_p	$\{F\}$
$1/\eta_d$	(4.3)	−0.00104	0.71	91.9	3.04
$1/\eta_{oa}$	(4.4)	-5.6×10^{-4}	0.89	141.8	3.04
$1/\eta_{ob}$		-1.87×10^{-4}	0.86	110.2	3.04
$1/\eta_{sa}$		-3.68×10^{-4}	0.72	271.9	3.04
$1/\eta_{sb}$		-3.2×10^{-4}	0.77	388.7	3.04
$1/\eta_s$	(4.5)	—	0.52	37.2	3.04
$1/\eta_o$		—	0.35	14.5	3.04
$\Delta B/\Delta d$	(4.6)	—	0.86	264.0	3.04

从表4.1可见，对所有方程式$F_p>\{F\}$，这证明复相关的显著性，并由此而证明回归方程各项的密切关系。但方程（4.5）的系数$R_{y,x_1,x_2,\cdots\cdots}$的值与其它方程的0.71～0.89相比较低（0.35和0.52），这是由于凸缘的增长量和拉缩量的实际数据很分散。因此凸缘的增长量和拉缩量按考虑凸缘变形条件对他们影响的理论公式计算，例如，按Б.П.巴赫季诺夫公式（4.2）计算。

按方程（4.3）、（4.4）和（4.6）及表4.1中系数b_i画出了曲线图（见图П.27），用带箭头的虚线表示了它的使用方法。在按公式或曲线图确定了各变形系数之后，就不难计算顺轧向前一道

孔型的尺寸。

为确定异形孔型道次数，得出了以下统计公式：

$$n_{n\phi}=2.0+1.324N^{0.558} \tag{4.7}$$

如同前面已经指出的那样，公式（4.3）—（4.6）是用于计算工字钢孔型的闭口轧槽和开口轧槽中的金属变形。既然在开口孔型中凸缘的轧制条件类似于在闭口工字钢孔型的闭口轧槽中的凸缘轧制条件，那么，在开口工字钢孔型中轧制的变形系数应按式（4.4）和（4.5）和$1/\eta_a$、$1/\eta_b$及$1/\eta_t$相应的系数b_i（表4.1）确定。

在计算万能工字钢孔型（图4.17）中变形时，腹板的压缩系数按式（4.3）确定，而凸缘中部压缩系数$1/\eta_t$、端部压缩系数$1/\eta_a$和根部压缩系数$1/\eta_b$按以下关系确定：

$$1/\eta_t=(1.00\sim1.04)(1/\eta_d);\quad 1/\eta_a=(1-mN_{x6})(1/\eta_t);$$
$$1/\eta_b=(1+mN_{x6})(1/\eta_t) \tag{4.8}$$

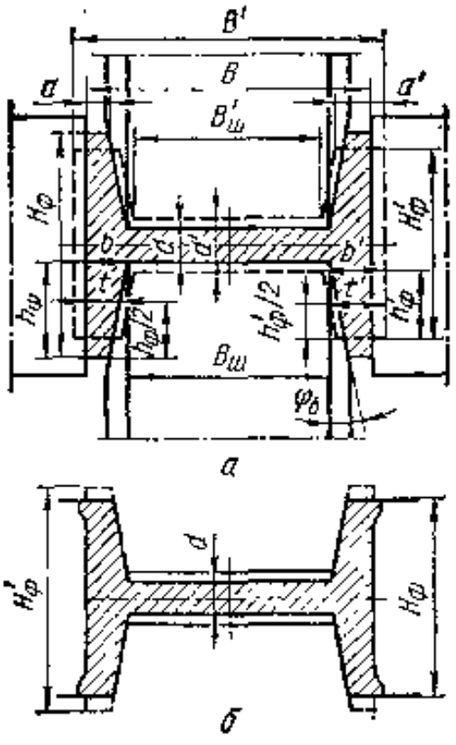


图 4.17　在万能工字钢孔型（а）和辅助孔型（б）中轧制示意图

式中 m——系数，其值在0.00—0.02之间，其中在轧制具有平行腿的工字钢时取$m=0$，按到凸缘内侧面计算的腹板宽展$\Delta B_w = B_w - B_w'$建议取为0～2mm，而腿的宽展（增长量）$\Delta B_\phi = H_\phi - H_\phi'$按A.E.多尔任科夫等人公式计算。根据此公式，$\Delta B_\phi$值由自然宽展$\Delta B_e$和强迫宽展$\Delta B_b$合成。自然宽展由腹板和腿部的主要压缩产生，而强迫宽展是由于腿在凸缘端部处附加压缩产生，因为腿部在水平辅助轧机上变形时，在这些地方形成局部的金属堆积。ΔB_e、ΔB_b和ΔB_ϕ等值按以下各式计算：

$$\begin{aligned}\Delta B_e &= 2.54\Delta t(\varepsilon_\phi - \varepsilon_w)/\varepsilon_\phi \\ \Delta B_b &= k\Delta H_\phi t'/\lambda t \\ \Delta B_\phi &= \Delta B_e + \Delta B_b\end{aligned} \tag{4.9}$$

式中 $\Delta t = t' - t$——沿凸缘厚度方向的平均压缩量；

ε_ϕ和ε_w——分别为凸缘和腰的相对压缩量（$\varepsilon_\phi = \Delta t/t'$，$\varepsilon_w = (d'-d)/d'$）；

$\Delta H_\phi = H_\phi' - H_\phi$——在辅助轧机上腿部的高度压缩量；

λ——万能孔型中延伸系数；

k——考虑流向凸缘宽展的金属的系数，粗轧机取0.5，精轧机取0.7。

当在辅助轧机孔型中凸缘压缩是在有侧向支托的情况下发生、即在窄轧槽（见图4.15，孔型12和14）中发生时，或者在万能轧机之间没有辅助机座（见图4.15，孔型10和11)时，应取$\Delta B_b = 0$。

在辅助机座中腿部压缩量ΔH_ϕ取为与顺轧向的前面各万能机座中凸缘宽展之和相等或稍大。

4.1.6 设计工字钢变形制度的限制

在设计轧制工字钢的轧辊孔型时，必须考虑在工字形孔型中限制宽展的程度、断面进入孔型的条件、轧辊对轧件的咬入条件、轧制速度制度、轧机设备的力能负荷等方面的限制。

限制宽展程度方面的限制

在闭口工字钢孔型中轧制工字钢是带限制宽展进行的，这促使轧件在闭口轧槽中侧向卡挤，在一定条件下可引起轧件缠辊。

因此在轧辊孔型设计计算过程中，必须确定在工字钢孔型中轧制时轧件的自由宽展和不导致缠辊的限制宽展程度。

计算自由宽展的公式是在进行了只压缩腹板或压缩断面的腹板和凸缘，但没有槽壁侧向支托（图4.18）的情况下轧制工字钢试样的专门试验之后得出的。为了单值地确定坯料和变形区的形状和尺寸，用了以下独立参数：轧辊折算直径$A=D_w/d$，腹板和凸缘压缩系数$1/\eta_d=d'/d$和$1/\eta_\varphi=H'_\varphi/H_\varphi$，腹板按至凸缘内侧面计算的相对宽度$e=B'_w/d'$，腿部相对高度$f=H'_\varphi/d'$和相对厚度$t_0=(B'-B'_w)/H'_\varphi$，凸缘内侧面斜度$\mathrm{tg}\varphi_b$。按照包括了以上参数的实际变化范围的试验计划，在$\phi$130和$\phi$200试验室轧机上轧制了136块铅和钢试样，对每个试样确定了自由宽展系数$\beta_{c.}=B/B'$和独立参数A、$1/\eta_d$、$1/\eta_\varphi$、c、f、t_0、$\mathrm{tg}\varphi_b$。此外，还使用了И.Я.塔尔诺夫斯基类似的试验数据。所得到的统计取样$\beta_{c.}=\varphi(1/\eta_d、A、c、f、t_0、1/\eta_\varphi、\mathrm{tg}\varphi_b)$在电子计算机上用相关回归分析程序处理。结果得到计算自由宽展系数的如下公式：

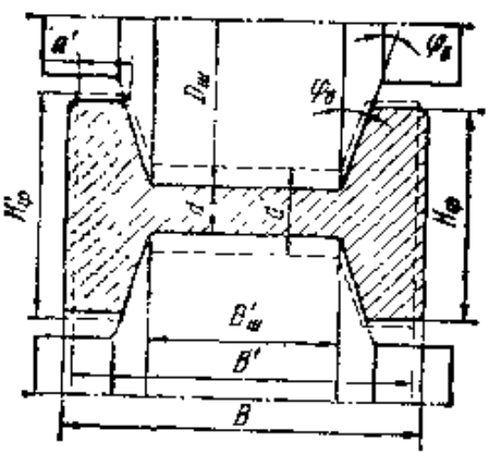


图 4.18　在自由宽展情况下轧制工字钢示意图

$$\beta_{c.}=1+1.08(1/\eta_d-1)1/\eta_d^{-1.04}\cdot A^{-0.202}$$
$$\times(c/f^2\cdot t_0)^{0.268}\cdot(\mathrm{tg}\varphi_b)^{0.305}[1+8.34(1/\eta_\varphi-1)] \tag{4.10}$$

用这一公式计算时，闭口工字钢孔型的斜度$\mathrm{tg}\varphi_b$必须用开

口和闭口凸缘内侧面斜度的平均值：

$$\operatorname{tg}\varphi_b=(\operatorname{tg}\varphi_{sb}+\operatorname{tg}\varphi_{ob})/2=\left(\frac{b_o-a_o}{h_o}\right.$$

$$\left.+\frac{b_s-a_s}{h_s}+\operatorname{tg}\varphi_{os}-\operatorname{tg}\varphi_{ss}\right)\Big/2$$

这一方程的复相关系数$R_{y,x_1,x_2,\cdots\cdots}$为0.89，面偏相关系数$\gamma_{y,x_i}$变化于0.27～0.86。对自由宽展影响最大的是表征腰和凸缘面积比值ω_w/ω_f的综合准数$c/(f^2\cdot t_o)$($\gamma_{y,x}=0.86$)，轧辊折算直径A($\gamma_{y,x_2}=0.65$)和腹板压缩系数$1/\eta_d$($\gamma_{y,x_3}=0.38$)，所有相关系数都显著。

知道了系数β_{cs}，就不难确定绝对自由宽展量，因为：

$$\beta_{cs}-1=\Delta\beta_{cs}/B',\quad \Delta B_{cs}=B'(\beta_{cs}-1) \qquad (4.11)$$

工字形孔型中的限制宽展程度，可用下面系数表征：

$$\gamma_{sm}=(\beta_{cm}-1)/(\beta_{cs}-1)=\Delta B_{cm}/\Delta B_{cs} \qquad (4.12)$$

为了研究限制宽展程度，分析了轧制10—60号工字钢的现用轧辊孔型，这时确定了按孔型设计的实际宽展与在相同条件下按公式（4.10）和（4.12）计算的自由宽展的比值。结果得出系数γ_{sm}的统计数值序列。在闭口工字形孔型中轧制时系数γ_{sm}顺轧向由开始粗轧孔中的0.043变化到精轧前及精轧孔型中的1.0。系数γ_{sT}与孔型序号的关系由下面方程表示：

$$\overline{\gamma}_{sT}=0.63-0.05N_{xs} \qquad (4.13)$$

按（4.13）方程计算的$\overline{\gamma}_{sT}$值是平均统计的允许限制宽展系数，它保证不发生孔型中导致缠辊的严重卡挤。γ_{sT}的最大值应不大于1或者可根据均方差$\sigma=0.14$按〈3σ〉规则确定：$[\gamma_{sT}]=\overline{\gamma}_{sT}+3\sigma=\overline{\gamma}_{sT}+0.42$。当$\gamma_{sT}>1$时，将由于金属从凸缘流向腹板而发生断面腹板的横向拉伸。这样一来，工字形孔型中限制宽展程度的限制可写成不等式形式：

$$\overline{\gamma}_{sT}<\gamma_{sT}<[\gamma_{sT}] \qquad (4.14)$$

在开口工字形孔型中轧制时，限制宽展系数的统计平均值为

0.426，最大值为0.885。

轧件进入孔型条件的限制

为了轧件能无障碍的进入闭口工字形孔型，必须满足以下不等式（见图4.16）：

$$C>C',\ D<D',\ A<A' \tag{4.15}$$

不满足条件$C>C'$，就导致轧辊辊环辗压轧件弯起的开口凸缘，而不满足不等式$D<D'$和$A<A'$时，则孔型的楔子可能剪切凸缘内侧，并在腿和腹板交接处形成折叠。

让我们利用在闭口工字钢孔型中的几何关系通过轧前坯料参数和孔型参数来表示出不等式（4.15）中各量（见图4.16）：

$$C=B+2(h_0+d/2)\operatorname{tg}\varphi_{0n},\quad C'=B'+2(h_0'+d'/2)\operatorname{tg}\varphi_0'$$

$$D=B-2\left(\frac{d}{2}\operatorname{tg}\ \varphi_{0n}+b_1\right)$$

$$D'=B'+2\left[\left(h_0'+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\ \varphi_{0n}'-a_0'\right]$$

$$A=B-2\left(b_0-\frac{d}{2}\operatorname{tg}\ \varphi_{0n}\right)$$

$$A'=B'-2\left[\left(h_1'+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi_{1n}'-a_1'\right]$$

把这些表达式代入不等式（4.15）中，经简单整理后我们就得出如下形式的轧件进入孔型条件的限制：

$$\Delta B\geqslant 2\left[\left(h_0'+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi_{0n}'-\left(h_0+\frac{d}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi_{0n}\right] \tag{4.16}$$

$$\Delta B\leqslant 2\left[\left(h_0'+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi_{0n}'+\frac{d}{2}\operatorname{tg}\varphi_{0n}+b_1-a_0'\right] \tag{4.17}$$

$$\Delta B\leqslant 2\left[b_0-a_1'-\left(h_1'+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi_{1n}'-\frac{d}{2}\operatorname{tg}\varphi_{0n}\right] \tag{4.18}$$

这样一来，轧件进入工字钢孔型条件给予轧件宽展附加的限制。既然不等式（4.17)较容易满足〔其右端大于不等式(4.18)的右端〕，那么检验不等式（4.16）和（4.18）是否满足就足够了。限制条件（4.16)—(4.18）的满足可以依靠相邻孔型的斜度的变化或宽展量在允许范围内的变化来达到。除此之外，轧件进入孔型条件可靠增大孔型圆角半径稍为改善。

用类似的方法得到了在开口工字钢孔型中轧件进入孔型条件的限制。如果轧件由开口工字钢孔型出来，则满足一个不等式已足够（图4.19，a)：

$$A<A' \quad 或 \quad \Delta B\leqslant 2(b-a'-h'\operatorname{tg}\varphi'_{н}) \tag{4.19}$$

当轧件由闭口工字钢孔型出来时，则需在满足条件（4.19)之外，再附加满足不等式（图4.19，$б$)：

$$C>C' \quad 或 \quad \Delta B\geqslant 2\left(h'_{о}+\frac{d'}{2}\right)\operatorname{tg}\varphi'_{он}-(d-s)\operatorname{tg}\varphi_{н} \tag{4.20}$$

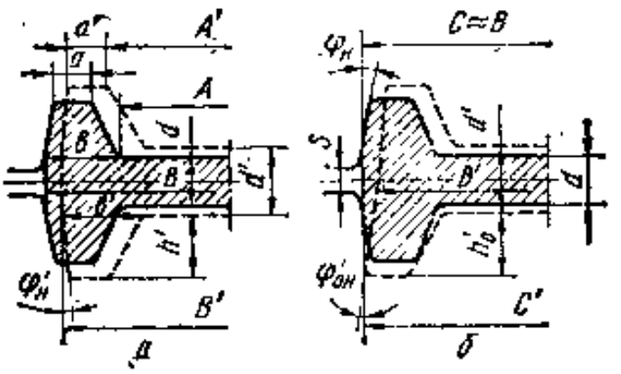


图 4.19 轧件进入开口工字钢孔型条件示意图

a—轧件从开口工字钢孔型进开口工字钢孔型；$б$—轧件从闭口工字钢孔型进开口工字钢孔型

咬入条件的限制

为了检验轧辊对轧件的咬入条件（3.20)，可分别按公式（3.22）和（3.25）计算实际的和允许的咬入角。为此先要把异形轧件的尺寸按折算宽度法（3.2）折算成等效矩形尺寸。通常轧制工字钢时，轧辊对轧件的咬入条件只限制切深孔型中的压下

量。这时切深孔型楔子处的实际咬入角α按公式（3.22）确定，其中压下量$\Delta H=H_0-d_p$（见图4.2，a）和$D_*=D_w$，而最大允许咬入角取为$[\alpha]=33\sim36°$。如果限制（3.20）按等效断面法检验，则按（3.25）计算的角$[\alpha]$为25～28°。在条件（3.20）得不到满足的情况下，建议减小坯料高度H_0或采用两个切深孔型。

其它限制

在轧制异型断面时检验轧制速度制度、主设备强度、工作机座主传动电机能力的限制与轧制简单断面时相同（见第3.6.2—3.6.4节）。这时必须考虑确定力能参数的特点，力能参数按下面叙述的算法计算。

算法4.1 轧制异型断面时力能参数的计算。已知轧件和孔型尺寸，开轧温度t_0，钢号和轧辊转速n。

每一个孔型的计算顺轧向按以下步骤完成

1．按式（3.2）将异形轧件尺寸折算为等效矩形尺寸。

2．确定相对压缩量$\varepsilon=(H_0-H_1)/H_{cc}$及按式（3.19）确定变形速度$u$。

3．按式（2.10）确定金属变形抗力σ。

4．按A.И.采利科夫—M.A.扎伊科夫法（见第3.4节）或按B.C.斯米尔诺夫法用公式（2.5）和（3.6）计算接触压力p。在按B.C.斯米尔诺夫法计算时，式（2.5）中附加引入考虑断面形状的修正系数n_φ：

$$n_\varphi=0.7+0.3l_c\mu/\Delta H_c$$

式中 l_c——变形区平均长度；μ——接触摩擦系数，$\mu=0.55-0.00024t$。必须注意，系数$n_\varphi\geqslant1$。如果按公式计算时$n_\varphi<1$，则取其为1。

5．按式（3.8）计算接触面积F和轧制力$P=p\cdot F$。

6．按M.A.扎伊科夫—H.A.费奥多罗夫（Фёдоров）公式确定轧制力的力臂系数：

$$\Psi_n=A_0-A_1(l_c/H_{cp})+A_2(l_c/H_{cp})^2-A_3(l_c/H_{cp})^3$$

(4.21)

式中 l_c/H_{cp}——按等效断面计算的变形区形状系数；

A_0、A_1、A_2、A_3——系数，按断面形状取以下值

	A_0	A_1	A_2	A_3
工字钢	5.85	11.0	7.35	1.58
槽　钢	7.45	14.2	9.4	2.0
角　钢	7.0	13.4	8.9	1.9

7. 计算变形力矩　$M_{cs}=2Pl_c\Psi_n$。

8. 按式（1.10）和（1.11）确定在该孔型中轧制时，轧件温度的变化和在下一孔型中轧制时轧件的温度。

4.1.7 轧辊孔型设计计算步骤

当设计轧制工字钢的合理的轧辊孔型设计时，必须有以下原始资料：3.8.1节或3.9.5节（视轧机形式而定）指出的轧机技术特性，成品号数和尺寸，钢号，开轧温度。

设计按以下步骤完成：

1. 按式（4.7）确定异形孔型中的道次数。

2. 考虑轧机形式、机架布置和选择的工字钢轧制方法（见第4.1.3节），制定设计方案。

3. 用式（1.1）按成品尺寸确定精轧孔型尺寸。

4. 从成品孔型起，逆轧向计算金属变形和孔型尺寸。计算顺序取决于采用的孔型种类。

4a. 在万能工字钢孔型中轧制（见图4.17，a）时，金属变形按如下顺序计算：

a）按曲线图（见图П.27）或按式（4.3）确定腹板压缩系数$1/\eta_d$，并按关系式（4.8）确定凸缘压缩系数；

$б$）计算顺轧向上一个孔型的腹板和凸缘的厚度$d'=(1/\eta_d)d$，　$t'=t\cdot\frac{1}{\eta_t}$，　$a'=(1/\eta_a)a$，$b'=(1/\eta_b)b$

$в$）按式（4.9）确定顺轧向上一个孔型的凸缘的宽展和高度$H'_\varphi=H_\varphi-\Delta B_\varphi$；

г）取腹板的宽展为$\Delta B_w=0\sim2$毫米，并确定送入孔型的轧件宽度$B'=B_w-\Delta B_w+2b'$；

д）按在描述这种轧制工字钢方法（见第4.1.3节）中的建议取凸缘的斜度。

46．在顺轧向跟在万能轧机后面的辅助机架中（见图4.17，б）轧制时，腹板和凸缘厚度不变，而腿高减小一个等于在各万能孔型中的总宽展的量：$H_\varphi=H'_\varphi-\Sigma\Delta B_\varphi$。

4е．在闭口工字钢孔型中（见图4.16）轧制时，计算金属变形按如下顺序进行：

а）按曲线图（见图П.27）或按式(4.3)，(4.4)和(4.6)确定腹板和凸缘压下系数，以及宽展指数$\Delta B/\Delta d$；

б）计算逆轧向的下一个孔型中断面各部分尺寸：

$$\left.\begin{aligned} d'=(1/\eta_d)d,\quad a'_1=(1/\eta_{oa})a_o \\ b'_1=(1/\eta_{ob})b_o,\ a'_o=(1/\eta_{ea})a_e \\ b'_o=(1/\eta_{eb})b_e,\quad \Delta B_{cm}=(d'-d)(\Delta B/\Delta d) \\ B'=B-\Delta B_{cm} \end{aligned}\right\} \tag{4.22}$$

в）按式(4.2)计算凸缘增长量和拉缩量，然后确定顺轧向上一个孔型中凸缘的高度：

$$h'_o=h_e+\Delta h_e\quad 和\quad h'_1=h_o-\Delta h_o$$

г）按式（4.10）和（4.11）确定自由宽展ΔB_c，并计算限制宽展程度：

$$\gamma_{cT}=\Delta B_{cT}/\Delta B_c$$

д）按式（4.13）确定限制宽展程度$\overline{\gamma_{cm}}$和$[\gamma_{cm}]$值，并检验不等式（4.14）是否满足；当不满足、且$\gamma_{cm}>[\gamma_{cm}]$时，取$\Delta B_{cm}=[\gamma_{cm}]\Delta B_c$，而当$\gamma_{cm}<\overline{\gamma_{cm}}$时，取$\Delta B_{cm}=\overline{\gamma}_{cm}\Delta B_c$；

е）给定凸缘外侧面斜度$\mathrm{tg}\varphi'_1$和$\mathrm{tg}\varphi_{o*}$，并检验轧件进入孔型条件的限制（4.16）和（4.18），当这些限制不能满足时，则修正斜度值或宽展ΔB_{cm}；

ж）按照最终取定的宽展确定顺轧向上一个孔型中轧件宽度$B'=B-\Delta B_{cm}$。

4г．在开口工字钢孔型中（见图4.19，а）金属变形按如下顺序计算：

а）按曲线图（见图П.27）或按式(4.3)，(4.4)和(4.6)确定腹板压缩系数$1/\eta_d$和凸缘压缩系数$1/\eta_a=1/\eta_{a_1}$，$1/\eta_b=1/\eta_{a_2}$以及宽展指数$\Delta B/\Delta d$；

б）确定凸缘厚度$a'=(1/\eta_a)a$和$b'=(1/\eta_b)b$，然后按式（4.22）计算顺轧向上一道孔型中的腹板厚d'，宽展ΔB_{cT}和轧件宽B'；

в）按式（4.2）计算凸缘的拉缩量Δh_x，然后确定其高度$h'=h+\Delta h_x$；

г）按式（4.10）确定β_{c_1}，按式(4.11)确定宽展ΔB_{c_1}，然后按式（4.12）计算限制宽展程度γ_{cm}，继而检验不等式(4.14)满足情况，当不满足时，则如4е项中指出的那样修正ΔB_{cT}值(见д项)。

д）给定顺轧向上一个孔型的斜度，并检验不等式（4.19）和（4.20）；当这些不等式不满足时，则修正孔型斜度或者宽展ΔB_{cT}；

е）确定送进孔型的轧件宽度$B'=B-\Delta B_{cm}$。

5．按Б.П.巴赫季诺夫和M.M.施捷尔诺夫推荐，确定孔型圆角半径R_3，R_0和r（见图4.2，в，г）。为此，在成品断面上计算比值$R/b=c_1$及$r/a=c_2$(见图4.1)；保持系数c_1和c_2不变，求出各孔型中圆角半径：$R_0=b_0\cdot c_1$，$R_3=b_3\cdot c_1$和$r=a\cdot c_2$。

6．对所有孔型，直到切深孔型为止进行以上顺序的计算。切深孔型以下列尺寸关系为特征（见图4.2，а，б）：凸缘根部厚度$b_p=(0.35\sim0.45)B_p$(对带尖楔的孔型)和$b_p=(0.24\sim0.34)B_p$（对带钝楔的孔型）；凸缘内壁斜度$\mathrm{tg}\,\varphi_b=0.4\sim0.7$。如果这些关系不能满足，则必须相应地改变切深孔型后（顺轧向）1～2个孔型中凸缘的压下系数，并对这些孔型重复变形计算。例如，如果对带尖楔子的切深孔型得出$b_p\geqslant0.46B_p$，则应减小第一个工字形孔型中凸缘的压下系数，取$b'=b_p\approx0.45B_p$，而如

果得出$b_p<0.35B_p$，则上述系数必须增大，取$b'=b_p\approx0.35B_p$。为了达到要求的切深孔型形状，也可改变在第1项中计算出的道次数（加1或减1）。例如，如果预先算出的道次数$n_{np}=8$，而切深孔型的特征在逆轧向第七个孔型中已满足，则可取$n_{np}=7$；而如果在第八个孔型中得出$b'_p<0.35B_p$，则应取$n_{np}=9$。切深孔型楔子的圆角半径从结构方面考虑选取。

7．按Б.П.巴赫季诺夫方法决定送入切深孔型的坯料尺寸。其中坯料高度按下式计算：

对带尖楔子的孔型

$$H_0=\frac{2}{3}\cdot\frac{\omega_{p\cdot кл}}{B_{cp}}+H_p \qquad (4.23)$$

对带钝楔的孔型

$$H_0=\frac{1}{3}\left(2+\frac{B_p-2b}{B_p-2a}\right)\frac{\omega_{p\cdot кл}}{B_{cp}}+H_p$$

式中 $\omega_{p\cdot кл}$——切深楔子面积；

B_{cp}——$(B_0+B_p)/2$——变形区中轧件平均宽；

a和b——切深孔型中凸缘平均厚：$a=(a_з+a_0)/2$；$b=(b_з+b_0)/2$。

切深楔子面积作为2个梯形面积计算，不考虑圆角半径，$\omega_{p\cdot кл}=2h_p(B_p-a-b)$。坯料宽度$B_0$建议取为等于切深孔型的最小宽度（见图4.2，$a$）$B_{p\cdot min}=B_p-2(h_з+0.5d)\operatorname{tg}\varphi_з$，这可改善坯料进入孔型时的自对中条件。在这样情况下，切深孔型中限制宽展一般为$\Delta B_p=B_p-B_0=5\sim10$mm。

由工字钢孔型设计的多年经验确定，坯料高度与成品断面腿高的比值通常为2.0～2.2。这一比值可用以初步确定坯料的高度，也可用来检验按公式（4.23）确定的H_0的正确性。

在确定H_0和B_0尺寸之后，如前面指出的那样，检验轧辊对坯料咬入条件的限制。

8．计算各道轧件横断面积ω和延伸系数λ，计算ω时，圆角半径可不考虑，按以下公式确定腹板的面积$\omega_ш$，开口凸缘面积

$\omega_{o\phi}$和闭口凸缘面积$\omega_{.\varphi}$：

$$\omega_{\text{ш}}=Bd,\quad \omega_{o\varphi}=(a_0+b_0)h_0/2,\quad \omega_{.\varphi}=(a_.+b_.)h_./2 \tag{4.24}$$

$$\omega=\omega_{\text{ш}}+2(\omega_{o\varphi}+\omega_{.\varphi})$$

9．取精轧机座中的限制允许的终轧速度，并考虑轧机形式，计算轧制速度制度。

10．按算法4.1计算轧制力和力矩。

11．检验轧机设备强度限制并根据轧机形式检验工作机座的传动电机能力（见3.6.3，3.6.4节）

12．当不满足某个限制条件时，相应地修正轧辊孔型设计和轧制制度，这时要考虑轧机形式（见3.8.6，3.9.5节）。

13．按最后计算出的孔型设计画出孔型图。

4.1.8 轧制工字钢的轧辊孔型设计计算举例

原始资料

要求计算ϕ500大型轧机（图4.20）轧制№16工字钢的轧辊孔型设计。轧机的技术特性列于表4.2。轧机轧辊由У15×НМ钢制造，在胶木轴瓦的滑动轴承中旋转。当轧制工字钢时，轧机上装有精轧万能工字钢机座，以代替水平辊机座。按国家标准ГОСТ

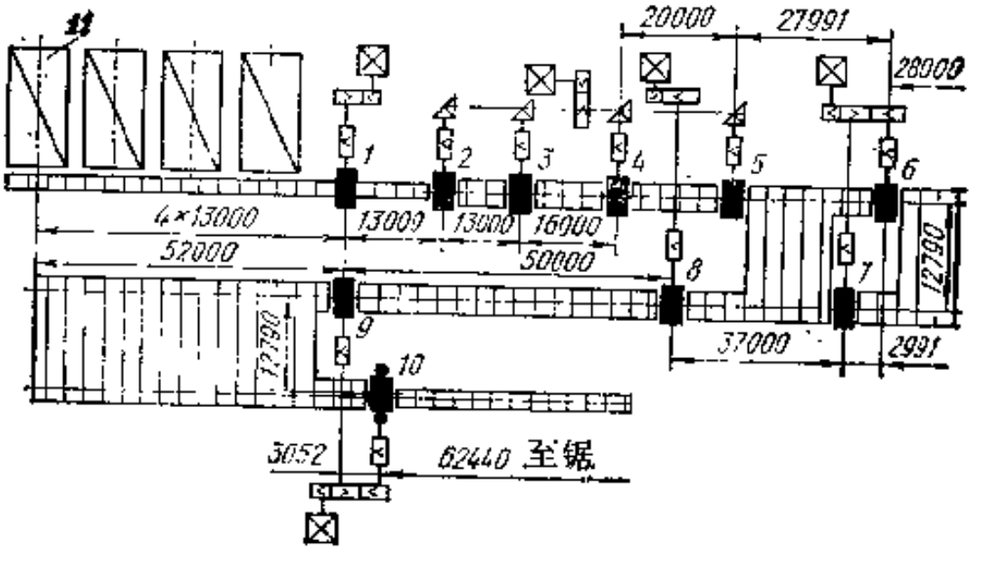


图 4.20 500轧机主设备布置示意图

1～10—工作机座序号；11—加热炉

8239-72№16工字钢尺寸（见图4.1，a，单位：mm）：$H=160.0$；$B=81.0$；$d=5.0$；$t=7.8$；$R=8.5$；$r=3.5$。工字钢高度和腿部宽度的公差等于±2.5mm，凸缘厚度公差为$-0.06t$，即−0.47mm。腿部内侧壁斜度为12%，$\omega_n=2020.0\text{mm}^2$，工字钢由CT3钢轧制。开轧温度（按第一架后测量值）为1125℃。

道次数的确定和孔型设计方案的制定

按式（4.7），当$N=16$时异型孔型中道次数$n_{np}=2.0+1.324\times16^{0.558}=8.2$。考虑到切深孔，取$n_{np}=9$。

考虑到轧机形式和工字钢号数，采取在直轧式闭口工字钢孔型中轧制的方法（见第4.1.3节，图4.6），在第十架中采用精轧万能工字形孔型。同时，为了得到对称的精轧前断面，在第九架上用开口工字钢孔型，孔型设计方案列于表4.3。

表 4.2 500轧机技术特性

机座号	轧辊尺寸①，毫米			n_{min}，r/min	n_{max}，r/min	i_p	N_H，kW	P_{don}，MN	M_{don}，kN·m
	D_0	D_{0min}	d_m						
1	640	588	340	16.8	16.8	17.86	680	1.8	160
2	640	588	340	28.4	28.4	10.56		1.8	320
3	640	588	340	35.9	35.9	8.36	3000	1.8	320
4	640	588	340	49.5	49.5	6.06		1.8	320
5	640	588	340	63.7	63.7	4.71		1.8	320
6	510	470	315	53.4	106.8	5.62	2000	1.2	290
7	510	470	315	68.5	136.9	1.38		1.2	290
8	510	470	315	103.0	206.0	3.40	1620	1.2	157
9	510	470	315	101.8	230.0	2.95	2500	1.2	182
10*	510	470	315/275	144.6	259.5	2.07		1.2/0.9	182/170

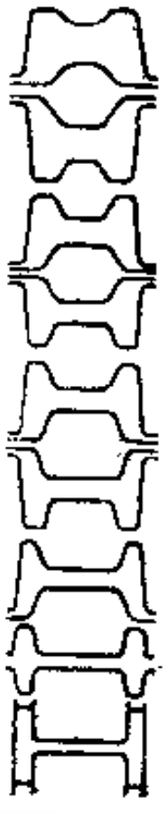
① 所有机座的轧辊辊身长度为965mm，第1～4机座轧辊辊颈长度为365mm，第5～9机座轧辊辊颈长度为400mm。

* 分母表示万能工字形机座参数。

确定第1个（精轧）孔型尺寸

取终轧温度大体为$t=950$℃，并按（1.1）计算成品断面热尺寸和相应的孔型尺寸，精度到0.1mm（见图4.17，a）：$B=$

表 4-3　500轧机轧制No.16工字钢时金属变形和孔型尺寸的计算结果

孔型号 $N_{k\sigma}$	机座号	孔型形状	$1/\eta_d$	d mm	开口凸缘					闭口凸缘					B, mm	γ_{cm}	ω mm²	λ
					$1/\eta_{o\sigma}$	a_o mm	$1/\eta_{ob}$	b_o mm	h_o mm	$1/\eta_{z\sigma}$	a_z mm	$1/\eta_{zb}$	b_z mm	h_z mm				
9	2		—	50.0	—	24.4	—	47.6	48.4	—	25.1	—	49.4	48.4	136.2	—	14410.2	1.413
8	3		1.639	30.5	1.630	15.4	1.432	34.5	51.0	1.175	20.8	1.271	37.6	44.5	143.0	0.37	9505.1	1.516
7	4		1.559	19.7	1.600	13.0	1.425	26.4	45.9	1.140	13.5	1.240	27.8	46.8	148.4	0.41	6664.7	1.426
6	5		1.450	13.6	1.550	8.7	1.390	20.0	47.9	1.105	11.8	1.215	21.7	42.5	152.4	0.50	4871.2	1.368
5	6		1.370	9.9	1.490	7.9	1.350	16.1	43.4	1.075	8.1	1.185	16.9	43.4	155.7	0.39	3668.0	1.328
4	7		1.280	7.7	1.42	6.7	1.29	13.1	44.1	1.040	7.6	1.150	14.4	39.7	158.3	0.72	2921.3	1.256
3	8		1.210	6.4	1.330	5.7	1.225	11.8	40.3	1.005	5.7	1.110	11.8	40.3	160.5	0.88	2437.6	1.198
2	9		1.140	5.6	—	—	—	—	—	0.965	5.9	1.065	11.1	37.1	162.2	1.06	2169.5	1.124
1	10		1.100	5.1	1.111	5.3	1.133	9.8	37.5	—	—	—	—	—	160.0	—	1950.0	1.113

$(160.0-0.7\times2.5)\ (1+0.12\times10^{-4}\times950)=(160.0-1.75)$ $1.0114=160.0$mm；$H_\phi=(81.0-0.7\times2.5)1.0114=80.2$mm；$d=5.0\times1.0114=5.1$mm；$t=(7.8-0.7\times0.47)1.0114=7.6$mm；

$$a=t-\frac{(H_\phi-d)}{4}\operatorname{tg}\varphi_e=7.6-\frac{80.2-5.1}{4}\times0.12=5.3\text{mm}$$

$$b=t+\frac{H_\phi-d}{4}\operatorname{tg}\varphi_e=7.6+\frac{80.2-5.1}{4}\times0.12=9.8\text{mm}$$

$B_w=B-2b=160.0-2\times9.8=140.4$mm。圆角半径$R$和$r$不用折算成热尺寸。比值$C_1=R/b=8.5/9.8=0.867$和$C_2=r/a=3.5/5.3=0.660$。计算出的孔型图示于图4.21(见孔型1)。

后面的孔型中的金属变形和孔型尺寸的计算

计算按逆轧向完成：确定出在第一孔型（精轧孔型）中的金属变形，求出送入此孔型的轧件尺寸和与之相应的第二孔型的尺寸；按第二孔型的尺寸计算第三孔型的尺寸等等。

第二孔型 计算按在4.1.7节第4^{a}条叙述的算法完成。

对№16工字钢（$N=16$）按曲线图（见图Ⅱ.27)确定在第一孔型中（$N_{ve}=1$）腹板的压下系数$1/\eta_d=1.10$，然后按关系（4.8）计算凸缘的压下系数，当$m=0.01$时：$1/\eta_t=1.02(1/\eta_d)=1.02\times1.10=1.122$；$1/\eta_a=(1-0.01\times1)1.122=1.111$；$1/\eta_b=(1+0.01\times1)1.122=1.133$。所以在第二孔型中腹板和凸缘的厚度（见图4.21）为$d'=d(1/\eta_d)=5.1\times1.10=5.6$mm；$t'=t(1/\eta_t)=7.6\times1.122=8.5$mm；$a'=a(1/\eta_a)=5.3\times1.111=5.9$mm；$b'=b(1/\eta_b)=9.8\times1.133=11.1$mm。

按式（4.9）计算凸缘的宽展，应考虑到$\Delta B_b=0$，因为在第二孔型中凸缘在窄轧槽中压缩：$\varepsilon_\phi=(t'-t)/t'=(8.5-7.6)/8.5=0.106$；$\varepsilon_w=(d'-d)/d'=(5.6-5.1)/5.6=0.089$；$\Delta B_\phi=\Delta B_e=2.54(8.5-7.6)(0.106-0.089)/0.106=0.37\approx0.4$mm。第二孔型中凸缘高$H'_\phi=H_\phi-\Delta B_\phi=80.2-0.4=79.8$mm。

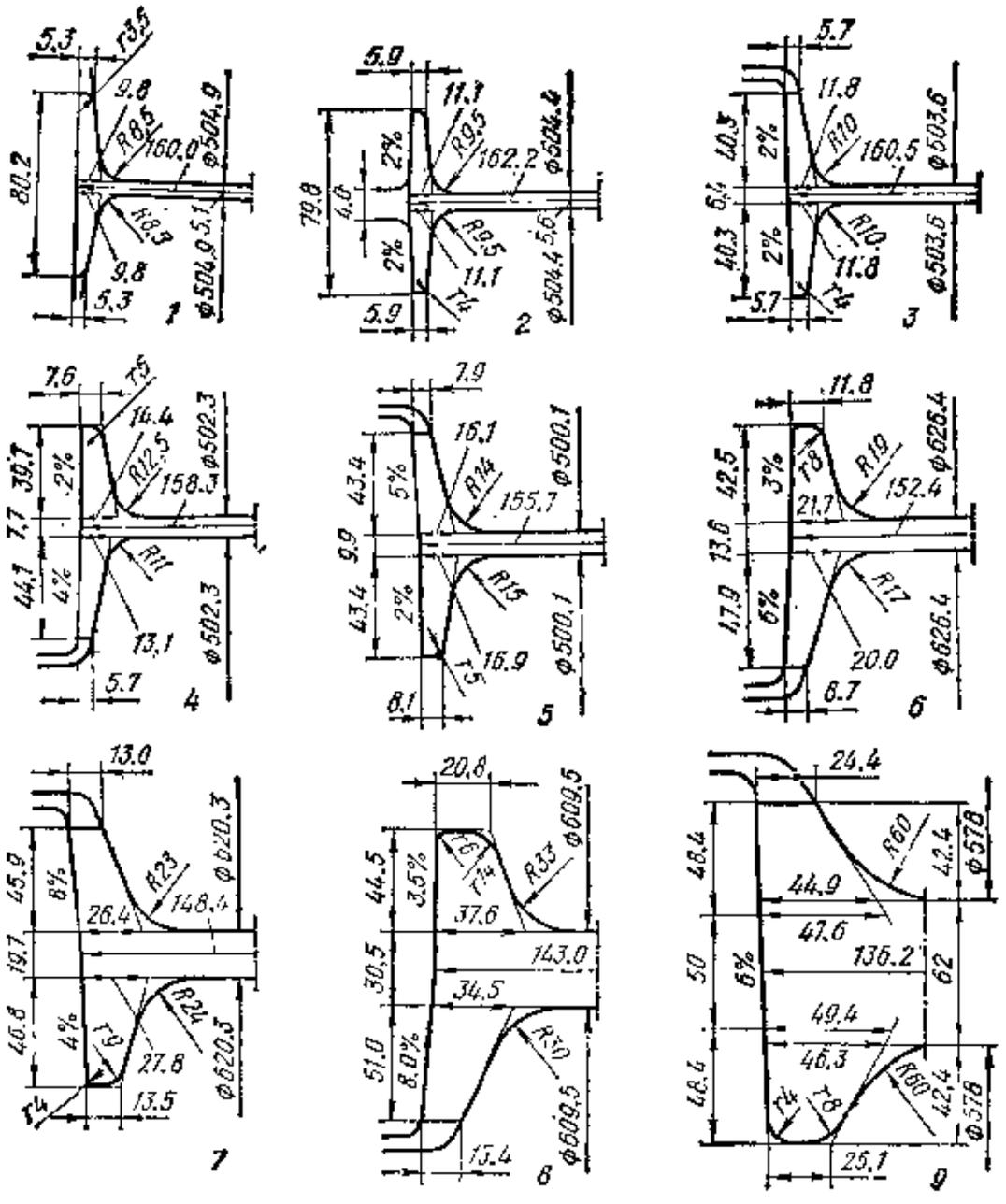


图 4.21　500轧机轧制№16工字钢的孔型设计

断面腹板的宽展取$\Delta B_w=0.4$mm，则送入精轧孔型的断面宽

$$B'=B_w-\Delta B_w+2B'=140.4-0.4+2\times 11.1=162.2\text{mm}。$$

取精轧前孔型与精轧孔型凸缘内侧壁斜度相同$\operatorname{tg}\varphi_b'=\operatorname{tg}\varphi_b=0.12$，确定第二孔型（精轧前孔型）外侧壁斜度（参见图4.2，ι）：

$$\operatorname{tg}\varphi_l'=\frac{b'-a'-0.5(H_b'-d')\operatorname{tg}\varphi_b'}{0.5(H_b'-d')}$$

$$=\frac{11.1-5.9-0.5(79.8-5.6)0.12}{0.5(79.8-5.6)}=0.02$$

圆角半径根据C_1和C_2在所有孔型中相等来确定：$R'=C_1b'$ $=0.867\times11.1\approx9.5$mm；$r'=C_2a'=0.66\times5.9\approx4.0$mm。计算出的孔型图示于图4.21（见孔型2）。

第三孔型 因为第二孔型是开口的，那么第三孔型的尺寸必须按在4.1.7节第4，$_1$项叙述的算法确定。

按曲线图（见图Ⅱ.27）确定第二孔型中轧制时（当$N_{.6}=2$）：$1/\eta_d=1.14$；$1/\eta_a=1/\eta_{.a}=0.965$；$1/\eta_b=1/\eta_{.b}=1.065$；$\Delta B/\Delta d=2.8$。于是凸缘和腹板的厚度，以及断面在第三孔型中的宽展和断面宽为：$a'=1/\eta_a\times a=0.965\times5.9=5.7$mm；$b'$ $=1/\eta_b\times b=1.065\times11.1=11.8$mm；$d'=1/\eta_d\times d=1.14\times5.6$ $=6.4$mm；$\Delta B_{cm}=(d'-d)\Delta B/\Delta d=(6.4-5.6)2.8=2.2$mm；$B'=B-\Delta B_{cm}=162.2-2.2=160.0$mm。

让我们计算在第二孔型中凸缘的拉缩量。为此我们确定腰部轧辊直径，考虑轧辊的重车$D_w=D_{omin}-d=470-5.6=464.4$mm和凸缘高$h=0.5(H_\phi-d)=0.5(79.8-5.6)=37.1$mm。于是凸缘的拉缩量按式（4.2）为$\Delta h_3=h_3^2/(D_w-h_3)=37.1^2/(464.4-37.1)=3.2$mm，而在第三孔型中凸缘的高$h_0'=h_3'=h+\Delta h_3$ $=37.1+3.2=40.3$mm。

在下述无量纲参数条件下，确定自由宽展系数$\beta_{c.}$：$1/\eta_d$ $=1.14$；$A=D_w/d=464.4/5.6=82.9$；$H_\phi'=2h'+d'=2\times40.3$ $+6.4=87.0$mm；$f=H_\phi'/d'=87.0/6.4=13.59$；$B_w'=B'-2b'$ $=160-2\times11.8=136.4$mm；$C=B_w'/d'=136.4/6.4=21.31$；$t_0=(B'-B_w')/H_\phi'=(160-136.4)/87=0.27$；$(C/f^2t_0)=21.31$ $/13.59^2\cdot0.27=0.43$；$\mathrm{tg}\varphi_b=0.12$；$1/\eta_\phi=H_\phi'/H_\phi=87.0/79.8$ $=1.090$。将上面得出的无量纲参数代入式（4.10），得出$\beta_{c.}=$ $=1+1.08\times0.14\times1.14^{-0.804}\times82.9^{-0.262}\times0.43^{0.269}\times0.12^{0.806}(1$ $+8.34\times0.09)=1.0108$。按式（4.11）自由宽展$\Delta B_{c.}=B'(\beta_{c.}$ $-1)=160(1.0108-1)=1.7$mm。自由宽展的限制程度按式（4.12）为$\gamma_{cm}=\Delta B_{cT}/\Delta B_{c.}=2.2/1.7=1.294$。因为得出的值大于开口孔型中最大允许值$[\gamma_{cT}]=0.885$，故不等式（4.14）不满

足。因此取$\Delta B_{cT}=\gamma_{cm}\cdot\Delta B_{CB}=0.885\cdot1.7=1.5$mm。

取第三（闭口）孔型外侧壁斜度$\mathrm{tg}\varphi_H=0.02$，并检验不等式（4.19）和（4.20）的满足情况：$\Delta B_{cm}=1.5\leqslant b-a'-h'\mathrm{tg}\times\varphi_n'=11.1-5.7-40.3\times0.02=4.6$mm，即不等式(4.19)得到满足；按不等式（4.20）应为$\Delta B_{cm}\geqslant2(h_0'+d'/2)\mathrm{tg}\varphi_n'-(d-s)\mathrm{tg}\varphi_n$，实际上得到$\Delta B_{cm}=1.5<[2(40.3+6.4)/2]0.02-(5.6-4.0)0.02=1.7$mm，即条件（4.20）不满足。因此取轧件进入孔型条件允许的最终宽展$\Delta B=1.7$mm。于是轧件在第三孔型中的宽度$B'=B-\Delta B=162.2-1.7=160.5$mm。在这个孔型中的圆角半径：$R'=C_1b'=0.867\times11.8=10.2\approx10$mm；$r'=C_2a'=0.66\times5.7=3.8\approx4$mm。按计算结果画出第三孔型（见图4.21）。

第四孔型 因为第三孔型是闭口孔型，则计算应按第4.1.7节第4，B项叙述的算法进行。

按曲线图（见图II.27）在$N_{\kappa6}=3$和$N=16$时确定：$1/\eta_d=1.21$；$1/\eta_{0a}=1.33$；$1/\eta_{bb}=1.22$；$1/\eta_{0a}=1.00$；$1/\eta_{\kappa b}=1.11$；$\Delta B/\Delta d=1.70$。按式（4.22）计算在第四孔型中断面各部分尺寸（见图4.16）：$d'=1.21\times6.4=7.7$mm；$a_0'=1.33\times5.7=7.6$mm；$b_n'=1.22\times11.8=14.4$mm；$a_0'=1.00\times5.7=5.7$mm；$b_0'=1.11\times11.8=13.1$mm；$\Delta B_{cT}=(7.7-6.4)1.7=2.2$mm；$B'=160.5-2.2=158.3$mm。

按式（4.2）计算在第三孔型中轧制时凸缘的增长量和拉缩量，考虑到轧辊重车量：$D_w=D_{o\min}-d=470-6.4=463.6$mm；$h_0=h_3=40.3$mm；$\Delta h_0=(40.3\times6.4)/(463.6+6.4)=0.6$mm；$\Delta h_3=40.3^2/(463.6-40.3)=3.8$mm。在第四孔型中凸缘高度：开口凸缘$h_0'=h_3+\Delta h_3=40.3+3.8=44.1$mm；闭口凸缘$h_n'=h_0-\Delta h_0=40.3-0.6=39.7$mm。腿的总高度$H_\phi'=h_n'+h_0'+d'=39.7+44.1+7.7=91.5$mm。

按式(4.10)在下列无量纲参数下确定自由宽展系数：$1/\eta_d=1.21$；$A=D_w/d=463.6/6.4=72.4$；

$$\operatorname{tg}\varphi_b=\frac{1}{2}\left(\frac{b_0-a_0}{h_0}+\frac{b_3-a_3}{h_3}+\operatorname{tg}\varphi_{0n}\right.$$

$$\left.-\operatorname{tg}\varphi_{3n}\right)=\frac{1}{2}\left(\frac{11.8-5.7}{40.3}\right.$$

$$\left.+\frac{11.8-5.7}{40.3}+0.02-0.02\right)=0.151$$

$1/\eta_\phi=H'_\phi/H_\phi=91.5/87.0=1.052$；$B'_m=B'-b'_3-b'_0=158.3-13.1-14.4=130.8$mm；$C=B'_m/d'=130.8/7.7=17.0$；$f=H'_\phi/d'=91.5/7.7=11.88$；$t_0=(B'-B'_m)/H'_\phi=(158.3-130.8)/91.5=0.30$；$C/f^2t_0=17.0/11.82^2\times0.30=0.401$。

结果得出$\beta_{cn}=1.016$，于是自由宽展按式(4.11) $\Delta B_{cn}=B'(\beta_{cn}-1)=158.3(1.016-1)=2.5$mm，而限制宽展程度按式(4.12) $\gamma_{cm}=\Delta B_{cm}/\Delta B_{cn}=2.2/2.5=0.88$。

按式(4.13)确定限制宽展程度的统计平均值和最大允许值：$\overline{\gamma_{cm}}=0.63-0.05N_{n6}=0.63-0.05\times3=0.48$；$[\gamma_{cm}]=\overline{\gamma_{cm}}+0.42=0.48+0.42=0.90$。这样一来，不等式(4.14)得到满足：$\overline{\gamma_{cm}}=0.48<\gamma_{cm}=0.88<[\gamma_{cm}]=0.90$。

根据所采用的工字钢轧制方法(见4.1.3节)给出第四孔型外侧壁斜度：$\operatorname{tg}\varphi'_{0n}=0.02$；$\operatorname{tg}\varphi'_{3n}=0.05$。现在检验轧件进第三孔型条件。按不等式(4.16)应为$\Delta B\geqslant2[(h'_0+d'/2)\operatorname{tg}\varphi'_{0n}-(h_0+d/2)\operatorname{tg}\varphi_{0n}]$，实际上得出$2.2<2[(44.1+7.7/2)0.05-(40.3+6.4/2)\times0.02]=3.05$mm，即不等式(4.16)不满足。因此将$\operatorname{tg}\varphi'_{0n}$减小到4%。于是得出：$\Delta B=2.2>2[(44.1+7.7)\times0.04-(40.3+6.4/2)0.02]=2.096$。即不等式(4.16)满足。检验不等式(4.18)的满足情况：$\Delta B\leqslant2[b_0-a'_3-(h'_3+d'/2)\times\operatorname{tg}\varphi'_{0n}-0.5d\operatorname{tg}\varphi_{0n}]$，$2.2<2[11.8-7.6-(39.7+7.7/2)\times0.02-0.5\times6.4\times0.02]=6.53$mm；由此可见，不等式(4.18)满足。因此，最终取$\Delta B_{cm}=2.2$mm，$B'=158.3$mm。

第四孔型中的圆角半径：$R'_0=C_1b'_0=0.867\times13.1=11.3\approx11.0$mm；$R'_3=C_1b'_0=0.867\times14.4=12.5$ mm；$r'_3=C_2a'_3$

$=0.66\times7.6=5.0$mm。开口凸缘端部圆角半径可按结构取，因为开口轧槽通常在高度上留有余地（见图4.2.*a*）。

按类似的步骤，确定其它闭口工字形孔型的尺寸和在其中轧制的轧件尺寸。

计算结果列于表4.3和图4.21。

第九孔型 计算结果得到从第九孔轧出的断面的如下尺寸（见图4.21）：$d=50.0mm$；$a_0=24.4mm$；$b_0=47.6$mm；$b_3=49.4$mm；$a_3=25.1$mm；$h_0=h_3=48.4$mm；$B=136.2$mm。断面外侧面的斜度可取6%。此时，凸缘平均厚度与切深孔型宽度之比值$b_p/B_p=0.5(b_0+b_3)/B_p=0.5(47.6+49.4)/136.2=0.36$，而凸缘内侧面斜度$\operatorname{tg}\varphi_{3б}=0.45$和$\operatorname{tg}\varphi_{0б}=0.535$。这些参数与切深孔型的特征（$b_p/B_p=0.35\sim0.45$；$\operatorname{tg}\varphi_.=40\sim70\%$——见4.1.3节）相应。因此第九孔型的尺寸暂时不需要修改。

坯料尺寸的计算

如在4.1.7节第7项所指出的，进切深孔型的矩形坯的宽和高，按Б.П.巴赫季诺夫法确定。切深孔型的最小宽度$B_{p\min}=B_d-2(h_.+0.5d)\operatorname{tg}\varphi_.=136.2-2(48.4+0.5\times50)\,0.06=127.4$mm。取坯料宽度为$B_0=B_{p\min}=127.4$mm。于是切深孔型中限制宽展量$\Delta B_p=B_p-B_0=136.2-127.4=8.8$mm。这在切深孔型允许宽展$\Delta B_p=5\sim10$mm的范围之内。

确定坯料高度：在变形区中轧件的平均宽度$B_{cp}=0.5(B_0+B_p)=0.5(127.4+136.2)=131.8$mm；凸缘的平均尺寸$a=0.5(a_.+a_0)=0.5(24.4+25.1)=24.7$mm；$b=0.5(b_.+b_0)=0.5(49.4+47.6)=48.5$mm；$h_p=h_0=h_.=48.4$mm；切深楔子的面积$\omega_{p.в}=2h_p(B_p-a-b)=2\times48.4(136.2-24.7-48.5)=6088.7$mm；断面腿部高度$H_p=2\times48.4+50=146.8$mm；坯料高度按式（4.23）

$$H_0=\frac{2}{3}\,\frac{\omega_{p.в}}{B_{cp}}+H_p=\frac{2}{3}\,\frac{6088.7}{131.8}+146.8$$

$$=177.6\text{mm}。$$

检验切深孔型坯料咬入条件限制：楔部压下量$\Delta H=H_0-d_p$ $=177.6-50=127.6$mm；在考虑重车量时，腰部轧辊直径D_w $=D_{omin}-d=588-50$mm$=538$mm；咬入角$\alpha=2\arcsin\sqrt{\Delta H_p/2D_w}$ $=2\arcsin\sqrt{127.6/2\times538}=40°40'$大于最大允许角$[\alpha]=36°$。

为了改善坯料咬入条件，我们用半径$R=60$mm圆滑楔子，以便把切深孔型腰部厚度d_p增加到62毫米（见图4.21，孔型9）。于是，在$[\alpha]=36°$时的最大压下量：

$$\Delta H_{max}=2D_p\sin^2\frac{[\alpha]}{2}=2(588-62)\sin^2 18°$$

$$=100.5\text{mm}$$

而坯料高度$H_0=d_p+\Delta H_{max}=62+100.5=162.5$mm。这时坯料高与成品断面腿高之比值$H_0/H_1=162.5/80.2=2.026$处于允许范围（2.0～2.2—见第4.1.7节，第7项），因而能保证得到切深断面凸缘。

由此，切深孔型需要断面为127.4×162.5mm的矩形坯料。这样断面的轧件我们从轧机的第一机座的平辊身上得到。平辊身允许调整切深孔型用的坯料宽度，并因此而创造轧机调整时的灵活性。原始坯料断面尺寸按算法3.2计算。结果得到热状态坯料高度和宽度156.4×156.4mm，这相应于冷尺寸大致为155×155 mm，原始坯料截面面积为24117mm^2。

延伸系数和轧制速度制度的计算

进切深孔型的矩形坯料横截面面积：$\omega_0=H_0B_0-0.86r^2$ $=162.5\times127.4-0.86\times20^2=20358.5$mm^2。切深孔型中轧件面积（见图4.21）按式（4.24）确定：

$$\omega_w=136.2\times62=8444.4\text{mm}^2$$

$$\omega_{o\phi}=\frac{44.9+24.4}{2}42.4=1469.2\text{mm}^2$$

$$\omega_{.\phi}=\frac{25.1+46.3}{2}42.4=1513.7\text{mm}^2$$

$$\omega_p = 8444.4 + 2(1469.2 + 1513.7) = 14410.2\text{mm}^2$$

切深孔型中延伸系数$\lambda = \omega_0/\omega_p = 20358.5/14410.2 = 1.413$。与此相类似地计算其余各孔型中轧件截面面积和延伸系数（见表4.3）。

为了计算轧制的速度制度和力能参数，我们按折算宽度法把异型轧件折算成等效矩形断面，并按公式（1.8）确定轧辊轧制直径。计算应按轧辊最大辊径进行，以便确定轧机设备的最大力能负荷。对第二机座轧机得出：等效轧件高$H_{1c} = \omega/B = 14410.2/$

表 4.4　500轧机轧制No.16工字钢主要工艺参数计算结果

机座号	H_{1c}, mm	D_k, mm	U, m/s	n, r/min	t, ℃	σ, MPa	n_σ	n_φ
1	127.4	640	0.562	16.77	1135	48.91	1.296	—
2	105.8	534.2	0.794	28.4	1125.0	66.45	1.128	1.000
3	66.5	573.5	1.078	35.9	1116.2	75.41	1.176	1.000
4	44.9	595.1	1.542	49.5	1105.5	79.88	1.207	1.017
5	32.0	608.0	2.028	63.7	1091.4	85.03	1.235	1.119
6	23.6	486.4	2.405	94.4	1067.9	91.07	1.239	1.175
7	18.4	491.5	3.118	121.2	1035.3	104.10	1.256	1.320
8	15.2	494.8	3.737	144.2	1006.4	111.49	1.259	1.511
9	13.4	496.6	4.200	161.5	979.7	110.96	1.244	1.867
10	12.2	497.8	6.000	230.2	935.4	119.34	1.218	2.106

机座号	P, MPa	F, mm²	P, MN	R_{max}, MN	$M_{\varepsilon,a}$, kN·m	M_{np}, kN·m	M_i, kN·m	$k_{\sigma\varepsilon}$
1	72.91	15359.8	1.120	0.706	107.52	109.42	7.12	0.209
2	84.92	15829.2	1.344	0.847	240.51	242.79	26.73	
3	95.78	14825.5	1.420	0.895	150.50	152.90	21.27	0.958
4	105.90	11685.1	1.237	0.779	105.75	107.85	20.69	
5	126.91	9415.0	1.195	0.753	90.52	92.55	22.85	
6	143.19	6963.1	0.997	0.676	54.44	56.01	11.59	
7	186.40	5604.9	1.045	0.647	46.93	48.58	12.90	0.681
8	229.06	4479.1	1.026	0.636	35.81	37.43	12.80	
9	278.32	3678.8	1.024	0.635	27.64	29.25	11.53	0.406
10	330.61	2787.0	0.921	0.460	16.32	17.77	9.98	0.429

136.2 = 105.8mm，轧制直径 $D_k = D_0 - H_{1c}$ =640−105.8 =534.2mm。对轧机其它各机座进行的类似的计算结果列于表4.4。

在计算轧制速度制度时，必须考虑第二～五机座的集体传动和第六～七及第九～十机座的成对传动。因为第一～五机座电机转子转速不调整，那么在这些机座中轧制速度将为恒定的，并等于：

第二机座

$$U_2 = \frac{\pi D_k n_2}{60} = \frac{\pi 0.5342 \times 28.4}{60} = 0.794\text{m/s}$$

第三机座

$$U_3 = \frac{\pi 0.5735 \times 35.9}{60} = 1.078\text{m/s}$$等等。

其它轧机各机座的计算结果列于表4.4。

根据精轧机座轧辊最大允许速度，考虑大体为8%的由于轧辊重车而进行调整的余量来确定终轧速度，按式（3.36）得到：

$$U_{\max 10} = \frac{\pi D_k n_{10}}{60}(1-k) = \frac{\pi 0.4978 \times 259.5}{60} \times (1-0.08) = 6.222\text{m/s}$$

取终轧速度U_{10}=6.0m/s，这时第十机座轧辊转速为

$$n_{10} = \frac{60U_{10}}{\pi D_{k10}} = \frac{60 \times 6.0}{\pi 0.4978} = 230.6\text{r/min}$$

第九机座

$$n_9 = \frac{n_{\partial e}}{i_{p9}} = \frac{n_{10} i_{p10}}{i_{p9}} = \frac{230.2 \times 2.07}{2.95} = 161.5\text{r/min}$$

由此可见

$$U_9 = \frac{\pi 0.4966 \times 161.5}{60} = 4.200\text{m/s}$$

轧制速度U_8和U_7从通过这些机座孔型的金属秒流量恒等条件求得：$U_8 = U_9/\lambda_9 = 4.200/1.124 = 3.737\text{m/s}$；$U_7 = U_8/\lambda_8 = 3.737/$

1.198=3.118m/s，这时轧辊转速

$$n_7=\frac{60U_7}{\pi D_{c7}}=\frac{60\times 3.118}{\pi 0.4915}=121.2\text{r/min}$$

和 $$n_6=\frac{n_7 i_{p7}}{i_{p6}}=\frac{121.2\times 4.38}{5.62}=94.4\text{r/min}$$

于是$U_6=\frac{\pi\times 0.4864\times 94.4}{60}=2.405$r/min。轧机所有各机座的轧制速度制度的计算结果列于表4.4。比较算出的轧辊转速及允许的轧辊转速（见表4.2），我们可以确信，轧制速度制度方面的限制条件在轧机所有各机座中都得到满足。

力能参数的计算

轧制力、扭矩和温度制度按算法4.1计算。我们按顺轧向顺序计算。

第二机座

1．等效矩形轧件尺寸已在前面确定（见表4.4中H_{1c}及表4.3中b）。

2．计算压下率ε和变形速度U，考虑到坯料折算高度$H_{oc}=\omega_o/B_o=20358.5/127.4=159.8$mm；$\varepsilon=(H_{oc}-H_{1c})/H_{oc}=(159.8-105.8)/159.8=0.338$；

$$U=0.105n\sqrt{\varepsilon D_c/2H_{oc}}=0.105\times 28.4\times\sqrt{0.338\times 534.2/2\times 159.8}=2.241\ 1/\text{s}$$

3．按式（2.10）确定钢CT3的变形抗力。当$\varepsilon=0.338$，$U=2.241$ 1/s和$t_0=1125$℃时，按手册《轧制理论》中图表（见图Ⅱ.14和Ⅱ.15）找出热力学系数：$k_\varepsilon=1.36$，$k_u=0.84$和$k_t=0.69$。金属基础变形抗力$\sigma_{0.3}=84.3$MPa（见表Ⅰ.9[8]）。于是$\sigma=84.3\times 1.36\times 0.84\times 0.69=66.45$MPa。

4．按B.C.斯米尔诺夫法计算轧制接触压力。外摩擦系数$\mu=0.55-0.00024t_0=0.55-0.00024\times 1125=0.28$。

变形区长 $l_c=\sqrt{(H_{oc}-H_1)0.5D_c}$

$$=\sqrt{(159.8-105.8)0.5\times534.2}=120.1\text{mm}$$

于是按式 (3.6) 得出：$\delta=2\mu l_c/\Delta H=2\times0.28\times120.1/(159.8-105.8)=1.245$；

$$n_\sigma=1+\frac{\delta}{\varepsilon}(1-\sqrt{1-\varepsilon^2})^2=1+\frac{1.245}{0.338}$$

$$\times(1-\sqrt{1-0.338^2})^2=1.128$$

$$l_c/H_{cp}=\frac{120.1}{0.5(159.8+105.8)}=0.904;\quad n_x=2$$

$$-\sqrt{l_c/H_{cp}}=2-\sqrt{0.904}=1.049。$$

断面形状系数

$$n_\phi=0.7+0.3\frac{l_c\mu}{\Delta H_c}=0.7+0.3\frac{120.1}{54.0}\times0.28=0.887$$

因为系数n_ϕ小于1，则取$n_\phi=1.0$。于是接触压力为：$p=1.08n_\sigma n_x\times n_\phi\sigma=1.08\times1.128\times1.049\times1.0\times66.45=84.92\text{MPa}$。

5. 计算接触面积和轧制力：$F=0.5(B_0+B_1)/l_c=0.5\times(127.4+136.2)120.1=15829.2\text{mm}^2$，$P=pF=84.92\times15829.2\times10^{-6}=1.344\text{MPa}$。

6. 按式 (4.21) 确定轧制力的力臂系数ψ_n，考虑对工字钢取的系数A_0-A_3：$\psi_n=5.85-11(l_c/H_{cp})+7.35(l_c/H_{cp})^2-1.58(l_c/H_{cp})^3=5.85-11\times0.904+7.35\times0.904^2-1.58\times0.904^3=0.745$。

7. 计算变形力矩，$M_{oc}=2pl_c\psi_n=2\times1.344\times120.1\times0.745=240.51\text{kN}\cdot\text{m}$。

8. 确定第三机座前轧件尾部的温度。为此计算轧件的冷却时间，它由用于轧件在第二机座轧完后移钢的间歇时间τ_{n2}和在第三机座中的纯轧时间τ_{x3}叠加而成：$\tau=\tau_{n2}+\tau_{x3}=(L_p-L_2)/U_p+L_3/U_3$，

式中 L_p和U_p——辊道长和轧件沿辊道移动速度；

L_2和L_3——在第二机座和第三机座轧后的轧件长度。

当原始坯料长度$L_0=4.0$m，各道轧件长度为：$L_1=L_0\lambda_1=4.0\times1.184=4.7$m；$L_2=\lambda_2L_1=4.7\times1.413=6.64$m；$L_3=L_2\lambda_3=6.64\times1.516=10.07$m。$U_p$和$L_p$的值是给定的：$U_p=2.41$m/s和$L_p=13.0$m（见图4.20）。

将上述各量代入公式，得出：$\tau=(13.0-6.64)/2.41+10.07/1.078=11.98\approx12$s。

按式（1.11）求得的轧件在第二机座中轧制时温度的升高为：$\Delta t_0=0.183\sigma\ln\lambda_2=0.183\times66.45\times\ln1.413=4.2$℃。在时间$\tau$内总的温度变化按(1.10)计算，当$\Pi=2(H_{1c}+B_1)=2(105.8+136.2)=484$mm时：

$$\Delta t=1125-\frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{0.0255\times484}{14410.2}12+\left(\frac{1000}{1125+4.2+273}\right)^3}}+273=8.8℃$$

在第三机座前的金属温度$t_1=t_0-\Delta t=1125-8.8=1116.2$℃。

轧机其它各机座力能参数计算结果列于表4.4，轧机第一机座的力能参数按算法3.3确定。

检验限制

轧件进入孔型和轧辊对金属咬入条件方面的限制，以及轧制速度制度方面的限制，前面已经检验过。为了检验轧机设备强度和传动能力方面的限制，按式(3.40)、(3.41)和(3.45)确定轧辊辊颈上最大作用力R_{max}，轧制力矩M_{nf}，同时考虑到轴承中摩擦力矩，轧机机座传动电机负荷系数$k_{n.}$，这些计算的结果列于表4.4。将得到的R_{max}、M_{np}和$k_{\partial.}$值与允许值（见表4.2）比较。可以确信，限制(3.39)和(3.45)满足：轧机各机座$R_{max}<P_{\partial on}$，$M_{np}<M_{\partial on}$，$k_{\partial.}<1.0$。其中金属变形制度受第二～五机座传动电机能力限制，当在这些机座中同时轧制的条件下，对这个传动电机$k_{\partial.}=0.958$。

对顺列式轧机，必须检验轧件长度的限制。当$L_0=4.0$m时，各道轧件长度：$L_1=4.70$m；$L_2=6.64$m；$L_3=10.07$m；$L_4=$

14.38m；L_8=19.64m；L_6=26.09m；L_7=32.76m；L_8=39.25m；L_9=44.12m；L_{10}=49.11m。将上述长度L_i同相应的轧机间距L_{ni}（见图4.20）比较，可以确信，$L_i<L_{ni}$的限制在轧机各机座间得到满足。

4.1.9 轧辊孔型设计计算程序

对4.1.7节中描述的算法，加进某些补充，编成在电子计算机上计算连续式轧机和顺列式轧机轧制工字钢的轧辊孔型设计计算程序（程序《工字钢》）。这一程序的简化框图示于图4.22。在原始资料中，除算法中指出的原始资料外，还输进道次数，以数码表示的孔型设计方案和孔型斜度。原始资料输入后，在模块《断面》中计算精轧断面的热尺寸，确定精轧孔型尺寸并为以后的计算准备参数。然后在模块3-5中计算在精轧万能孔型和辅助孔型中、在粗轧闭口孔型或开口工字形孔型和切深孔型中金属的

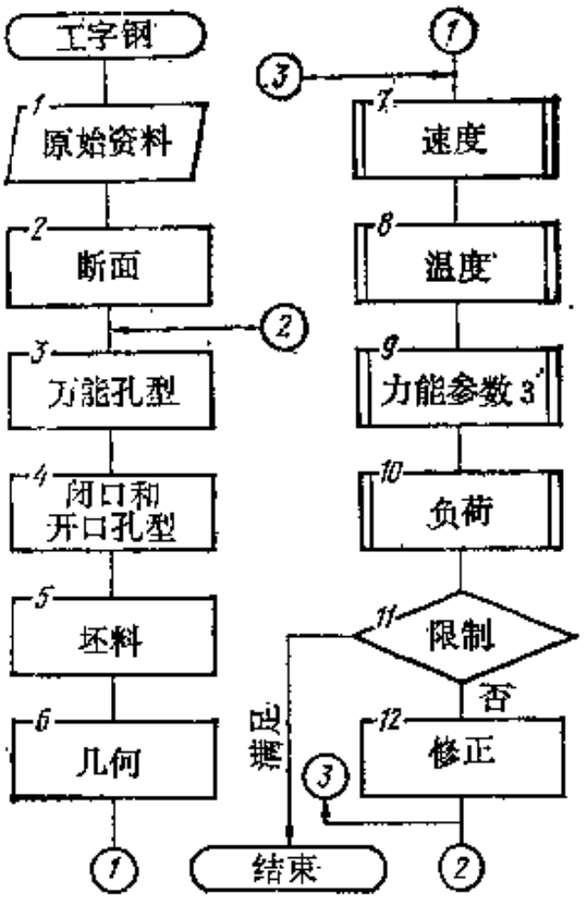


图 4.22 程序《工字钢》框图

（1—12——程序模块）

变形，确定矩形坯尺寸。此外考虑了在开始几个机座中获得这一坯料的箱形孔型的计算。在模块《几何》中计算孔型的圆角半径、轧件横截面面积、延伸系数及其它几何参数，以及把异型轧件折算成等效矩形。为计算轧制工艺参数和力能参数以及检验限制，在程序《工字钢》中使用前面给出的程序《分析》(见图3.36)中的模块《速度》、《温度》、《力能参数3》和《负荷》。当某一限制不满足时，在模块《修正》中考虑了改变（重新分配）某些道次的变形系数或孔型参数、并随后把控制传给变形的重新计算（按标志2），以及修改轧制速度制度并重复模块7-11中的计算（按标志3转移）。计算的资料以附带说明的数字表格的形式打印出。

程序《工字钢》是用《FORTRAN—Ⅳ》语言为EC电子计算机编写。为程序运行所必需的电子计算机存储空间为233KB。原始信息的准备占4～6小时，在电子计算机EC-1020上计算时间为15～20分钟。

4.2 轧制槽钢的轧辊孔型设计

4.2.1 槽钢品种

槽钢是由腹板（腰）和两条腿（凸缘）组成的槽形断面（图4.23）。用cm表示的槽钢的高是断面的主要特征、并确定槽钢的号数。

按国家标准ГОСТ8240—72生产腿的内侧壁斜度到10%和腿的内侧壁平行的普通用途槽钢。腿的外侧壁斜度不应超过1.5%。断面外侧直角的变钝，对No.5-20槽钢不应超过0.3d，对No.20以上槽钢不应大于3mm。品种系列包括四十四个槽钢规格尺寸：从No.5到No.40，$H:B=1.56\sim3.47$。腿的内侧壁平行的槽钢号数加字母П（例如No.10П）标出。

按技术条件ТУ14-2-204-76轧制薄壁窄平行腿的槽钢。规定生产No.12到No·30，$H:B=4.0\sim4.6$的槽钢。

上述国家标准ГОСТ和技术条件ТУ规定槽钢高度、腿的宽度

和厚度的极限偏差，以及断面每米长度的**重量极限偏差**。

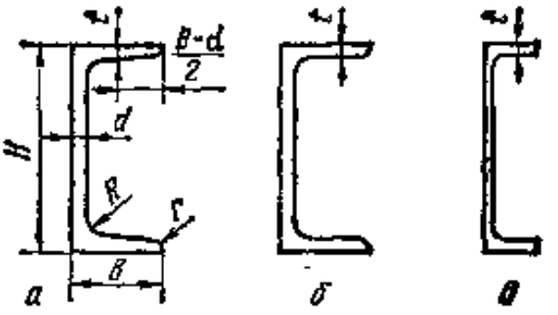


图 4.23 槽钢断面

а—腿的内侧壁带斜度；*б*—腿的内侧壁平行；*в*—薄壁窄平行腿

特殊用途的槽钢系列按国家标准ГОСТ5267.1-78、ГОСТ 19425-74和技术条件生产。槽钢主要由一般质量碳钢和低合金钢生产。

4.2.2 槽钢的轧制方法

槽钢按形状像在腹板的一侧缺二个凸缘的工字钢。因此，轧制槽钢时的金属流动基本上服从与轧制工字钢时相同的规律。但在腹板一侧缺少二个凸缘、获得断面尖锐外角以及与对应号数的工字钢相比凸缘高度高，这些就导致轧制槽钢的一系列明显特点。

为了获得槽钢尖锐的外角，并防止金属在角部的冷却，在粗轧和精轧前孔型中轧制时，设计有假腿1（图4.24）。假腿位于真腿2之上。在轧制过程中，金属由假腿流向腹板和真腿，这促使腰部外棱角充填并获得薄而宽的真腿。

在前几个粗轧道次中，假腿一般为梯形，其尺寸为$h_л$、$a_л$、和$b_л$，而在精轧前道次中为三角形，$a_л=0$（图4.24，*б*）。在精轧孔型中没有假腿或者假腿尺寸很小：$h_л=0.15\sim0.30$mm，$b_л=(1.25\sim1.50)b_0$。假腿的存在导致在槽形孔型中轧制时金属变形的不均匀性增大。

因为假腿高度应随轧制进程减小，所以它们总是在闭口凸缘轧槽中变形。而真腿为了沿厚度强烈压缩和沿高度增长，总是在开口凸缘轧槽中轧制。这样一来，与工字钢不同，轧制槽钢时不

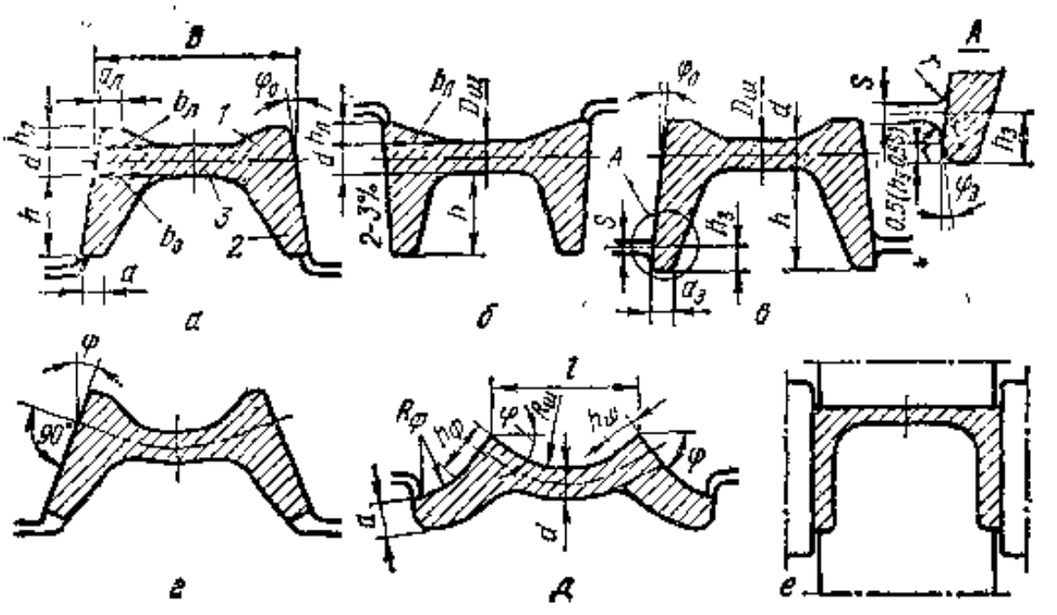


图 4.24　轧制槽钢使用的孔型形式

а—直腿直腰的槽形孔（1—闭口轧槽；2—开口轧槽；3—腰）；*б*—闭口控制孔；*в*—半闭口控制孔；*г*—直腿弯腰槽形孔；*д*—蝶式槽形孔；*е*—万能精轧孔

要求交替加工闭口腿和开口腿。因此，所有槽形孔型锁口位置相同（通常在孔型下边）。

在开口凸缘轧槽中变形时，真腿高度不受控制，在轧制条件变化（金属温度波动、孔型磨损等等）时，真腿高度可能稍有变化。因此采用专门控制孔型，在其中压缩断面的腿部高度。这些孔型按结构有二类：闭口的和半闭口的。闭口控制孔型(图4.24,*б*)的优点是可能获得更精确的腿部尺寸。然而这种孔型有一系列重大缺点：轧件进入孔型困难，因为从前一个槽形孔进来的断面腿部有相反的斜度；腿部可能在轧槽中卡住、破坏出口卫板和发生轧件缠辊；轧辊切槽深，减弱其强度；在孔型锁口处可能形成耳子，导致在成品上产生折叠；由于孔型侧壁斜度小（2～3%），在轧辊重车时，孔型尺寸的恢复需要大大减小轧辊直径，这就缩短轧辊寿命。由于上述缺点，闭口控制孔型的使用受到很大限制。使用较广的是半闭口孔型（图4.24，*в*）。这些孔型的轧槽外侧面斜度的方向与前面的槽形孔型相同，这就创造了轧件进入控制孔

型的有利条件，并可增加与之相邻的槽形孔轧槽外侧面斜度，因而增强腿部的侧压。

在半闭口控制孔型中的变形特点，实际上与在开口凸缘轧槽中相同，因为沿高度上腿的大部分是在上、下轧辊之间轧制。因此腿部可沿厚度压缩（仅在孔型的开口部分），减少轧辊磨损。闭口轧槽的切槽深度不大（5～20mm）和侧壁斜度很大（10～15%），这可改善重车条件，增加轧辊使用期，提高轧辊强度。

半闭口孔型的构成示于图4.24，e。闭口轧槽深度h_1取等于$(0.2\sim0.3)h$，而其槽底宽$a_1=(1.04\sim1.06)a'$，式中a'——进入孔型的轧件腿端厚度。轧槽侧壁斜度$\mathrm{tg}\varphi_1=10\sim15\%$。圆角半径由结构上给定。

前面指出的槽钢和工字钢的共同性决定了槽钢的工字钢轧法。这是最老的方法。按这个方法，轧制同一号数的工字钢和槽钢时，使用共用的切深孔和粗轧孔（三～四个孔型）。在这些孔型中轧出工字钢的粗轧断面后，到直腿和直腰槽形孔型（见图4.24，a）中轧制，侧壁斜度为2～3%，对腿部不进行交替加工。这时很高的假腿经受强烈压缩，而为了控制真腿高度使用一个闭口控制孔型。轧制槽钢的上述方法的优点是减少轧辊存放场和换辊次数（在从轧制工字钢换为轧制槽钢时，反之亦然）。但这一方法有许多重大缺点：由于压缩过高的假腿，产生很大的金属不均匀变形，增加电能消耗和轧辊磨损；由于孔型侧壁斜度小，使轧辊重车深度增加，使恢复孔型宽度尺寸的条件变坏，缩短了轧辊使用期。因此槽钢的工字钢轧法目前已几乎不使用了。

槽钢的现代轧法示于图4.25。槽钢轧制方法的发展是向着既增大粗轧各孔型侧壁斜度，又增大精轧各孔型侧壁斜度的方向进行的。这就能加大腿部的侧压，并且只要较小的轧辊直径减径量，就易于恢复轧辊重车时的孔型尺寸，即延长轧辊使用期。此外，随着腿部斜度增大，就降低了轧制时的能耗和轧辊磨损，同时由于轧辊切槽深度较浅，提高了轧辊强度。

按槽形法轧制（图4.25，a）时，采用具有直腰和侧壁斜度加

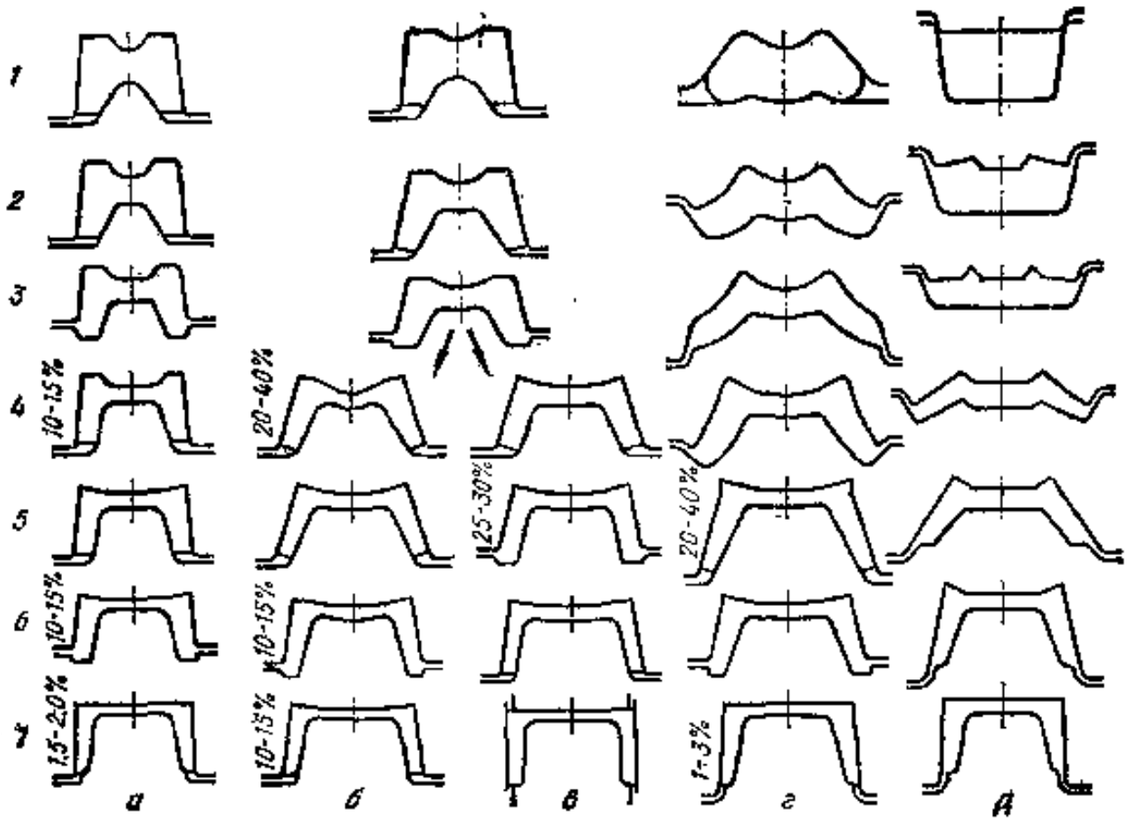


图 4.25 槽钢轧制方法

а—加大腿部斜度的直腰法(槽形法)；б—加大腿部斜度的弯腰法；в—使用万能精轧孔型法；г—弯腰蝶式法；д—直腿弯折法（1-7—孔型号）

大到10～15%的直腿槽形孔型。在切深孔型中，假腿一侧切深楔的深度做成比真腿一侧小一些。通常在二个半闭口控制孔型中控制腿高：粗轧控制孔（孔型3）和精轧前控制孔。在所有孔型中，直到精轧前孔型，取斜度为10～15%，而在精轧孔型中取斜度为1.5～2.0%。按这种方法轧制时，腰部和腿部外侧面之间的夹角，在粗轧和精轧前孔型中大于90°、仅在精轧道次中靠张开的腿部弯曲使之减小。这样，在轧件进入精轧孔型时会产生困难，因为轧件沿张开的腿部的宽度大于精轧孔型的相应宽度。为了消除这个缺点，在精轧前槽形孔型和控制孔型中，侧壁斜度有时减小到5～8%。这样一来，轧件进入侧壁斜度小的精轧孔型的条件限制着粗轧孔型斜度的进一步增大。槽形轧法轧制槽钢的另一缺点

是精轧孔型侧壁斜度小，使精轧辊的使用期缩短，并且实际上不可能轧制带平行腿的槽钢。

上述缺点由于采用直腿弯腰孔型（图4.24，*г*）而消除。在这些孔型中，侧壁斜度增加到20～40%，而腰部中线与腿部外侧面之间的夹角保持90°。槽钢的弯腰大斜度轧制法(图4.25,*б*)，当前不论在横列式轧机上，还是在连续式轧机上，都是使用最广的轧制方法，因为这种方法既可轧制内侧面有斜度的槽钢，也可轧制平行腿的槽钢。在这种方法中，在粗轧孔型中的斜度可取到40%，而在精轧前和精轧孔型中取10～15%。为了获得槽钢最终形状，轧制出的带弯曲的腰部的精轧断面要在辊式矫直机上或者在专用矫直设备上矫直。采用在万能槽钢孔型（图4.25，*е*）中，对精轧断面热矫直，可直接在轧机上获得成品槽钢。这时槽钢的所有精轧尺寸都在前一个带弯腰和斜度为25～30%的孔型中获得。槽钢这种轧制方法已在“巴黎公社社员”冶金厂的600半连续式轧机和西西伯利亚钢铁公司的450连续式轧机上实现了。还有在精轧道次使用万能机座使断面变形的槽钢轧制法，孔型系统仍如图4.25,*е*所示。但是，这时难以保证槽钢外角的完全填充，因为在万能槽钢孔型中该角得不到加工，它处于孔型锁口（见图4.24，*е*）这要求在前一孔型中对断面进行特殊处理。在国外实践中，在现代半连续式轧机上，万能机座用在精轧前控制孔型和精轧槽形孔型之前。

槽钢蝶式孔型设计（图4.25，*г*）包括一系列弯腿粗轧孔型，以及精轧前控制孔型和直腿精轧孔型（直腿孔型数目视槽钢号可为三到四个）。槽钢的这种轧制方法是大斜度孔型轧制法的进一步发展，它既可用于横列式轧机，又可用于连续式轧机。

蝶式孔型腿部的直线部分的侧壁斜度（见图4.24,*б*)为55～100%，而其它部分用半径$R_ф$构成。孔型的腰部在轧制小号和中号槽钢时也做成曲线的，而在轧制大型槽钢时，腰部的中间部分做成直线的。顺轧向最初几个蝶式孔型形状接近于扁钢孔型，在后面的孔型中，曲线形的腿部逐渐发生弯曲。直腿的精轧前孔型

侧壁斜度为20～40%，而精轧孔型斜度为1～3%。粗轧蝶式孔型一般做成闭口的，锁口交替向上和向下，因而不需要专门的粗轧控制孔型，所以通常只用一个精轧前控制孔型。而在某些情况下（例如，按Д.П.斯塔尔琴科方法），根本不进行腿部高度控制。

蝶式孔型设计有一系列优点：由于腿部在蝶式孔型中垂直压下，使变形加强并减少道次数；终轧温度提高和沿轧件横截面上温度均匀；由于孔型的工作直径差不大，轧辊磨损降低；金属变形不均匀性降低；轧制能耗降低；轧辊重车时能保证孔型的完全恢复等等。这种孔型的缺点是在腿部展开情况下孔型宽度增加（因此在轧辊辊身上可配置的孔型数较少），以及带展开的腿部的轧件进入直腿孔型的条件恶化，这就导致采用复杂的入口导板往直腿孔型中送入和夹持轧件的必要性。这些导板除了使轧件对准孔型之外，还应该轻微弯曲腿部，因此很快磨损和破坏。在蝶式孔型中，轧件的自动对中和稳定性条件比在直腿孔型中差。上述缺点使有展开腿和弯腰的槽钢轧制法的应用受到某些限制。

在按弯折法轧制槽钢（图4.25，Д）时，在粗轧各道次中采用扁钢孔型，在这些孔型中强烈压缩坯料，并在槽钢外角的地方形成相应的凸起。在随后的道次中，在不大的压缩下实现腿部的逐渐弯折。有不同的弯折方案。粗轧扁钢孔型可为开口式或闭口式，也可采用平辊身轧辊。断面的弯折可在直腰或者弯腰情况下进行。也有这种情况，除了在精轧前和精轧孔型中实现腿部弯折之外，在所有道次中都采用扁钢孔型。

在按弯折法轧制时，最明显地表现出了上述蝶式孔型设计的优点。这种方法达到了沿断面宽度上变形的最大均匀性，保证了轧辊切槽深度尽可能浅和孔型中工作直径差最小，这就可以减小轧辊磨损，降低轧制能耗。与此同时也加剧了蝶式孔型设计的缺点：孔型宽度加大，轧制力相应地增大，在弯折腿部时，扁断面进入孔型的条件以及在孔型中的对中条件急剧变坏。这时送进的轧件各部分与孔型的对应部分有时不重合，这就造成成品断面歪曲和废品。上述情况要求入口导板的特殊结构和仔细调整。由于

上述指出的缺点，弯折法在苏联国内轧机上未得到广泛使用。有时这种方法用在中小型轧机上轧制小号槽钢。

在按上面介绍的方法轧制时，根据轧机类型和所轧制的槽钢号数使用矩形或异形断面坯料。

4.2.3 轧辊孔型设计计算方法

B.E.格鲁姆—格日迈洛、Б.П.巴赫季诺夫、M.M.施捷尔诺夫、И.И.库奇科 (Кучко)、Д.И.斯塔尔琴科、Б.В.梅列金 (Мерекин)、Б.Б.辛奥米多夫、H.B.利托夫琴科、A.П.切克马廖夫、M.C.穆季耶夫、P.A.马什科夫采夫(Машковцев)、B.T.扎丹、B.E.斯特凡诺夫(Стефанов)、И.Я.塔尔诺夫斯基、A.H.斯科罗霍多夫、Б.М.伊柳科维奇及其他研究者们的著作，研究了轧制槽钢时轧辊孔型设计和工艺参数的计算方法。大多数孔型设计计算方法适用于在直腿孔型中轧制槽钢的方法，它是建立在与轧制工字钢相同的基本原理上。

按Б.П.巴赫季诺夫和M.M.施捷尔诺夫法，槽钢孔型设计计算方法的基础是腰和真腿的变形系数相等的条件：$k_ш = k_ф = k$。作者们建议，总变形系数按公式 (4.1) ($H_p/H_1 = 1.0$)计算。而为了确定道次数、真腿的增长量与断面宽展，则用与工字钢孔型设计计算相同的原理和公式（见第4.1.4节）。

计算控制孔型中变形系数的公式是由在闭口孔型中只有腿的高度压缩 ($k_к'$) 和在半闭口孔型中沿腿高度和腿根部压缩 ($k_к''$) 的条件得出的：$k_к' = D_ш/(D_ш - h)$，$k_к'' = D_ш/(D_ш - 2h)$，式中轧辊直径$D_ш$和腿高h可按精轧道次确定。建议假腿尺寸根据真腿尺寸和逆轧向的孔型号数$N_к$按下列关系（见图4.24，a）确定：$h_к = (0.03 \sim 0.05)h(N_к - 1)$，$b_к = (1.0 \sim 1.3)b$，$a_к = (0.60 \sim 0.65)b_к$。

在孔型设计计算时，首先确定道次数和系数$k_{обш}$、$k_к'$、$k_к''$，然后逐道分配变形系数k，之后逆轧向为每一孔型计算腿部的增长量和拉缩量，腿的高度和高向压下系数η，侧压系数$\lambda = k/\eta$和腿的厚度$b' = \lambda b$，$a' = a\lambda$，腰的厚度$d' = kd$及其宽度。

槽钢的蝶式孔型设计计算方法最初为Л.И. 斯塔尔琴科提出，他确定了蝶式孔型构成的一般规则，根据腰的相对长度分为二种方案。其中，对于小号槽钢，腿部直线部分长度h_ϕ（见图4.24，Д）取腿的总高度H之半，而腰部直线部分长度$h_w=0.25H$；腿的曲线部分由固定不变的半径R_ϕ构成，圆心在孔型宽度的垂线上；腰的曲线部分由半径R_w构成，圆心在孔型的垂直轴线上；外角顶点之间的距离l_x对所有蝶式孔型取固定值；腿的展开角逆轧向逐道减小为45°、40°、32°和20°，不随槽钢号数而改变。对用这种方法建立的几何模型，Л.И.斯塔尔琴科得出了确定孔型各部分的关系式和公式。在孔型设计计算时，建议在精轧和精轧前直腿孔型中的腰部压下系数取为1.10～1.15，而在蝶式粗轧孔型中取为1.60～1.80。

断面宽展按Б. П. 巴赫季诺夫方法用平均压下量和轧件平均厚度计算。蝶式孔型设计计算方法由И.М. 科切托夫（Кочетов）和Б.М.伊柳科维奇改进了。

应当指出，上述孔型设计计算方法针对具体轧机常常给以不同改变和改进而用于冶金厂。在某些工厂中，采用自己的槽钢孔型设计的方法和标准。用数学统计研究工厂的孔型设计，使得本书作者们得以总结槽钢孔型设计积累的经验，并研究出既适用于直腿槽钢孔型，又适用于蝶式槽钢孔型的计算方法。

4.2.4 按统计公式进行孔型设计计算的方法

描述金属变形的参数

在给定的成品断面尺寸条件下，为了逆轧向计算轧件和孔型尺寸，在最一般情况下，必须确定以下变形系数和无量纲参数（图4.26，а）：$1/\eta_d=d'/d$——断面腰部压下系数；$1/\eta_b=b'/b$和$1/\eta_a=a'/a$——分别为腿根和腿端处腿部厚度压下系数；$\widetilde{h}_x=h_x/d$，$\widetilde{b}_x=b_x/d$，$\widetilde{a}_x=a_x/d$——假腿折算尺寸；$\widetilde{h}=h/d$，$\widetilde{h}_\phi=h_\phi/d$——真腿折算尺寸；$\widetilde{\Delta}=\Delta/d$——断面腰部的相对弯曲；$\delta h_\phi=l_\phi/h_\phi$——腿部全长与其直线段长度之比；$\mathrm{tg}\varphi$——腿部直线部分的斜度；$e_w=(l_w-l'_w)/l'_w$，$e_\phi=(l'_\phi-l'_\phi)/l'_\phi$——分别为

腰部和腿部的相对宽展（$e_ш=\beta_ш-1$，$e_ф=\beta_ф-1$，式中$\beta_ш=l_ш/l'_ш$和$\beta_ф=l_ф/l'_ф$——分别为断面腰和腿部的宽展系数）；$\delta_H=h/h_{пк}$——腿部展开指数，它考虑腿高h占第一个控制孔前的孔型中（即顺轧向的精轧前控制孔型之前的孔型中）直腿高$h_{пк}$的份额；$A_1=D_ш/d$——精轧孔型中的轧辊折算直径。

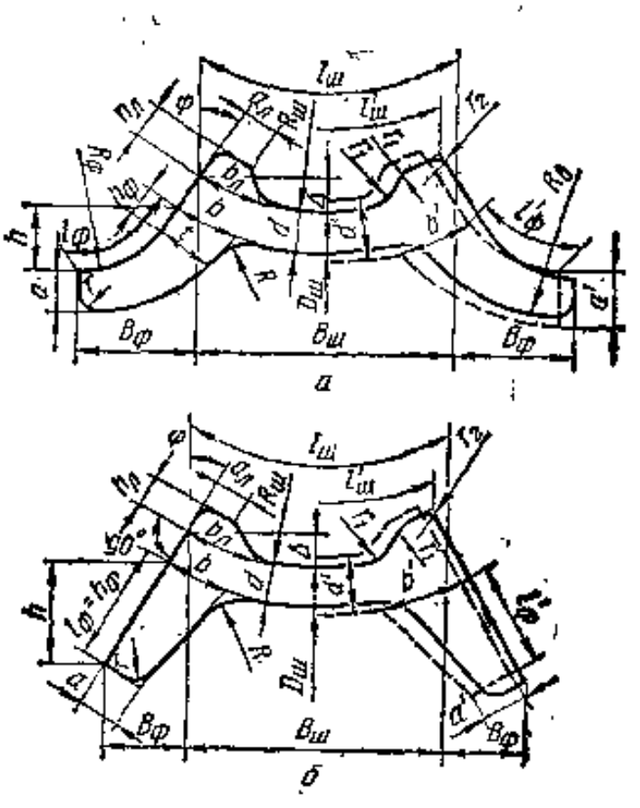


图 4.26 在蝶式（$а$）和直腿（$б$）槽形孔型中轧制示意图

（虚线表示进入孔型的轧件轮廓）

上述无量纲参数单值地表征各种槽钢轧法和槽钢孔型结构情况下的轧件断面。按蝶式孔型设计，为了描述断面，所有上述参数都是必需的。当计算带直腿的孔型(图4.26,$б$) 时，不需要参数δH和$\widetilde{\Delta}$，比值$\delta h_ф=1$，而孔型侧壁斜度$\mathrm{tg}\varphi$，如上所述，相应于所用的轧制方法给定。在无假腿的孔型中$\widetilde{h}_п$、$\widetilde{b}_п$和$\widetilde{a}_п$等于零。除上述参数外，为了计算轧辊孔型设计必须确定从蝶式孔型到精轧孔型断面各主要部分的总变形系数$1/\eta_{\Sigma d}=d_p/d_1$，$1/\eta_{\Sigma b}=b_p/b_1$，$1/\eta_{\Sigma a}=a_p/a_1$（这里$d_p$、$b_p$、$a_p$、$d_1$、$b_1$和$a_1$——蝶式

孔型和精轧孔型的腰部和真腿尺寸），以及控制孔型中的变形系数$1/\eta_x=l'_\phi/l_{\phi x}$、$1/\eta_{dx}=d'/d_x$、$1/\eta_{bx}=b'/b_x$（这里$l_{\phi x}$、$d_x$、$b_x$——控制孔型中真腿和腰部尺寸）。压下系数$1/\eta_{\phi x}=0.95\sim1.0$，因为在控制孔型中腿端一般不受压缩。

计算轧制槽钢时变形的回归方程

计算上述参数的公式，是对九个冶金厂用直轧孔型和蝶式孔型轧制№6.5～40槽钢的二十八套轧辊孔型设计进行统计分析的结果得出的。在分析孔型设计时，对每一个槽形孔型都计算了上述无量纲参数以及能影响各道变形系数分配的指数：槽钢号数N、逆轧制方向的槽形孔型号N_{xm}、槽形孔型数目n_{xm}（除去控制孔型）。

从得出的数据编制了分析每个所求参数对于指数N_1、N_{xm}、n_{xm}、A_1及其它无量纲参数的统计取样，这些参数按已形成的物理概念会影响所研究的量。取样中每个参数的数据量为170～250，对于控制孔型编制了单独的取样，包括逆轧向的控制孔型号$N_{x\phi}$和上述参数N、A_1、$1/\eta_x$、$1/\eta_{dx}$、$1/\eta_{bx}$。编制的取样统计参数在电子计算机EC—1020上按标准的相关—回归分析程序进行了处理，得出的回归方程和复相关系数值列于表4.5中。

由回归方程可看出，槽形孔型数目n_{xm}与槽钢号N和精轧孔型中轧辊折算直径A_1有关，断面腰部的总压下系数$1/\eta_{\Sigma d}$也是N、A_1的函数，此外，还与槽形孔型数目n_{xm}有关。

真腿的总压下系数$1/\eta_{\Sigma b}$和$1/\eta_{\Sigma\alpha}$，除了与其它参数有关外，还与腰部的总压下系数$1/\eta_{\Sigma d}$有关，而且$1/\eta_{\Sigma\alpha}$也还与$1/\eta_{\Sigma b}$有关。这样，断面各部分的压下系数彼此密切相关。为了逐道分配压下系数，得出了方程5～7。这种形式的回归方程，可以根据总压下率$\varepsilon_i=\ln(1/\eta_i)/\ln(1/\eta_\Sigma)$确定任一$i$道次的断面组成部分的压下率份额，而且计算非常方便，因为可以利用下述检验关系避免多余的叠算：

$$\sum_{i=1}^{n_{xm}}\varepsilon_i=\sum_{i=1}^{n_{xm}}[\ln(1/\eta_i)/\ln(1/\eta_\Sigma)]=1 \qquad (4.25)$$

表 4.5 计算槽钢孔型设计的回归方程

方程号	回　　归　　方　　程	$R_{y,x_1,x_2\cdots}$
1	$n_{xw}=0.0333N+0.208A_1-0.0008A_1^2-7.55$	0.62
2	$1/\eta_{\Sigma d}=0.023A_1+1.437n_{xw}-0.134N-1.644$	0.82
3	$1/\eta_{\Sigma b}=0.275(1/\eta_{\Sigma d})+0.574n_{xw}-0.794$	0.89
4	$1/\eta_{\Sigma a}=1.403(1/\eta_{\Sigma b})-0.697(1/\eta_{\Sigma d})+0.076(1/\eta_{\Sigma d})^2-0.152(1/\eta_{\Sigma b})^2$ $+0.125n_{xw}+0.01A_1+0.961$	0.74
5	$\varepsilon_d=\ln(1/\eta_d)/\ln(1/\eta_{\Sigma d})=0.08N_{xw}-0.006N^2_{xw}$ $-0.0304n_{xw}+4.64N_{xw}/NA_1+0.169$	0.79
6	$\varepsilon_b=\ln(1/\eta_b)/\ln(1/\eta_{\Sigma b})=1.196(1/\eta_d)-0.35(1/\eta_d)^2-0.0215n_{xw}-0.651$	0.70
7	$\varepsilon_a=\ln(1/\eta_a)/\ln(1/\eta_{\Sigma a})=0.043(1/\eta_d)+0.363(1/\eta_b)$ $+0.0077N_{xw}-0.0179n_{xw}-0.277$	0.84
8	$\mathrm{tg}\varphi=0.003N^{-1.12}N_{xw}^{0.384}(1/\eta_d)^{0.79}n_{xw}^{0.45}A_1^{1.35}$	0.63
9	$c_w=0.1235N^{0.43}N_{xw}^{0.806}(1/\eta_d)^{0.915}A_1^{-0.59}$	0.80

续表 4.5

方程号	回　　归　　方　　程	$R_{y,x_1,x_2\cdots}$
10	$e_\phi = 0.218N^{-0.354}N_{\kappa u}^{0.585}(1/\eta_d)^{1.13}$	0.73
11	$\delta H = 1.425N_{\kappa u}^{-0.561}$	0.65
12	$\delta h_\phi = 0.655N_{\kappa u} + 0.127N_{\kappa u}^2 - 0.341$	0.61
13	$\widetilde{\Delta} = 0.288n_{\kappa u} + 1.9\mathrm{tg}\varphi + 0.365\widetilde{h} - 0.0122\widetilde{h}\widetilde{h}_\phi + 0.59N_{\kappa u} - 0.061N^2_{\kappa u} - 4.125$	0.67
14	$\widetilde{h}_x = 0.958(1/\eta_b) - 0.612(1/\eta_d) - 0.34\mathrm{tg}\varphi - 0.0041\widetilde{h}\widetilde{h}_\phi + 0.038N - 0.005$	0.73
15	$\widetilde{b}_x = 0.224\widetilde{h} + 1.609\widetilde{h}_x - 0.032N\widetilde{h}_x + 0.612$	0.83
16	$\widetilde{a}_x = 1.859\widetilde{b}_x - 0.281\widetilde{b}_x^2 - 1.308$	0.86
17	$1/\eta_k = 1.112 + 0.0163N_{\kappa\kappa} - 0.0022N$	0.67
18	$1/\eta_{dk} = 1.41N_{\kappa\kappa}^{0.218}N^{-0.070}$	0.79
19	$1/\eta_{bk} = 0.115N_{\kappa\kappa} + 0.0011A_1 + 0.0634(1/\eta_{dk}) + 0.795$	0.75
20	$e_p = 1.3(1/\eta_{dp} - 1)^{0.469}N^{-0.382}$	0.83

式中 $i=1, 2, 3, \cdots, n_{k.m}$——除了控制孔型外的槽形孔型中道次号。

参数N、$n_{k.m}$和A_1影响逐道断面腰部压下系数$1/\eta_d$的大小，而在确定各道腿部的压下系数$1/\eta_b$和$1/\eta_o$时，也要考虑$1/\eta_d$。

断面腰部的相对宽展（方程9）与压下量和轧辊直径有关。在这个方程中的孔型号，看来是间接地表征限制宽展程度。各道中腿部的相对增长量e_ϕ〔方程（10）〕与N和$1/\eta_d$有关。其中与$1/\eta_d$的关系也间接地考虑了腿部厚度的变形，因为腿部和腰部的压下系数彼此相关（方程5～7）。

假腿高度〔方程(14)〕明显地与腰部和真腿的变形参数$1/\eta_d$，$1/\eta_b$、$\mathrm{tg}\varphi$有关，而假腿厚度尺寸$\widetilde{b}_x$和$\widetilde{a}_x$主要取决于假腿高$\widetilde{h}_x$和真腿高$\widetilde{h}$（方程15和16）。控制孔型中的压下系数(方程17～19)根据槽钢号N和控制孔型号$N_{k.}$确定，而腿部厚度压下系数$1/\eta_{b.}$除此之外还与腰部压下系数$1/\eta_{d.}$和轧辊折算直径A_1有关。

方程20（表4.5）是对切深孔型中相对宽展$e_p=(B_{p\max}-B_0)/B_0$（式中$B_{p.\max}$——切深孔型中轧件的最大宽度，B_0——原始坯料宽度）数据进行统计处理得出的。这个方程能计算切深坯料腿根处的允许限制宽展：

$$\Delta B_{p.cm}=B_o e_p=B_{p.\max}e_p/(1+e_p) \qquad (4.26)$$

为了简化按方程（5-7，9，10和20）（表4.5）分配变形系数和确定宽展时的计算，绘出曲线图（图П.28和П.29）。虚线表示这些曲线图的使用方法。

槽钢孔型中的几何关系

腰和腿的水平投影B_w和B_ϕ以及展开半径R_w、R_ϕ和R_b（见图4.26，a）由几何关系确定：

$$B_w=\sqrt{l_w^2-\frac{16}{3}\Delta^2}, \qquad R_w=(0.25B_w^2+\Delta^2)/2\Delta$$

$$R_\phi=(h/\cos\varphi-h_\phi)/\mathrm{tg}\left(\frac{\pi}{4}-\frac{\varphi}{2}\right), \qquad R_b=R_\phi+2t \qquad (4.27)$$

(4.28)

$$B_\phi = l_\phi - h_\phi - R_\phi\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right) + h\mathrm{tg}\varphi + R_\phi \mathrm{tg}\left(\frac{\pi}{4}$$

$$- \frac{\varphi}{2}\right) \qquad (4.29)$$

拐点处腿厚

$$t = a + (l_\phi - h_\phi)(b - a)/l_\phi \qquad (4.30)$$

对于直腿孔型（见图4.26，δ）得出了以下关系：

$$\left.\begin{aligned} \Delta = 0.5 B_w \mathrm{tg}(\varphi/2), \quad R_w = l_w/2\varphi \\ B_w = 2R_w \sin\varphi, \quad B_\phi = (l_\phi + d)\sin\varphi \end{aligned}\right\} \qquad (4.31)$$

真腿圆角半径R和r（见图4.26）按照Б.П.巴赫季诺夫的建议来定，出发点是按精轧断面确定的比值$R/b = c_1$和$r/a = c_2$对所有孔型是固定不变的。假腿圆角半径r_1按结构取为接近或等于R，半径$r_2 = 0.5r_1$。

腿部面积可以不考虑圆角，按梯形公式$\omega_\phi = 0.5(a+b)l_\phi$足够精确地计算，而腰的面积按公式$\omega_w = l_w d$计算。

轧制制度的限制

同轧制工字钢时一样，轧辊对金属的咬入条件通常只在切深孔中限制压下量，因此，只对切深孔型检验限制（3.20)(见第4.1.6)。

轧制槽钢时，轧件进入孔型的条件比轧制工字钢时有利，因为在大多数相邻道次中，槽钢的轧制是在腿部外侧面斜度方向相同和大小相近的孔型中进行的（见图4.25，a—e)。在这种情况下，断面进入孔型的条件（图4.27，a）可写成不等式$A < A'$和$C < C'$，这些不等式通常得到满足。轧件进入孔型时的困难仅发生在相邻孔型的外侧壁斜度差很大时（图4.27，$б$)，即在送入孔型的断面腿部的折弯角很大时。这通常发生在精轧孔型或者由蝶式孔型过渡到直腿孔型时。这时轧件进入孔型的条件由不等式$D' < D$，或者

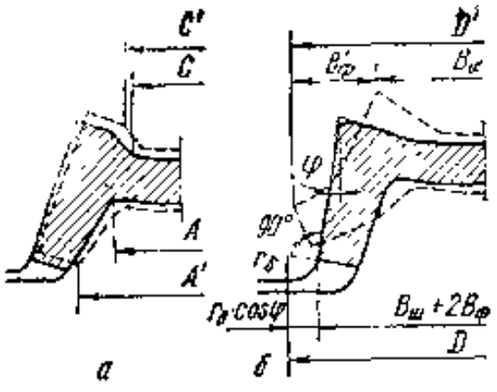


图 4.27 轧件进入孔型的条件示意图

а—腿的外侧壁斜度相同；б—腿的外侧壁斜度不同

$$B'_{\omega}+2B_{\phi}<B_{\omega}+2B_{\phi}+r_c\cos\varphi \qquad (4.32)$$

表示。由此不等式可见，轧件进入孔型条件的限制可以靠选择相应的轧辊辊环圆角半径r_c得到满足。

轧制速度制度和设备力能负荷的限制与工字钢孔型设计计算相比没有特殊性。

4.2.6 轧辊孔型设计计算算法

为了计算轧制槽钢的合理轧辊孔型设计，必须有与轧制工字钢时相同的原始资料。

计算按以下顺序进行

1．确定要求的孔型（道次）总数和制定孔型设计方案。首先按方程1（见表4.5）求出槽形孔型数n_{xw}，然后根据所采用的轧制方法取控制孔型数n_{kk}，此后制定n_{np}（$n_{np}=n_{xw}+n_{kk}$）道次的孔型设计方案。此时要考虑轧机机座数及其布置。

2．按公式（1.1）考虑负公差和热膨胀计算成品断面尺寸，然后按公式（4.31）考虑腿的斜度和腰的弯曲求出成品孔尺寸。

3．按以下顺序确定槽形孔型中的总压下系数和道次压下系数：

а）按方程（2）～（4）（见表4.5）计算断面各组成部分的总压下系数$1/\eta_{\Sigma d}$、$1/\eta_{\Sigma b}$、$1/\eta_{\Sigma a}$；

б）确定第i道次中的腰部压下系数$1/\eta_{di}$（$i=N_{xw}=1$，…，

$n_{k.u}$)。首先按曲线图（见图П.28，右边中间和上面的方块）或方程式（5)(见表4.5）求出每个孔型中腰部的压下率的份额e_{di}，然后检验条件（4.25)，当它得不到满足时，将差额分配到所有孔型或某几个孔型中；继而按公式$1/\eta_{di}=(1/\eta_{\Sigma d})^{e_{di}}$计算每个孔型中腰部的压下系数；

е）求腿根厚度方向的压下系数$1/\eta_{bi}$。为此，首先在曲线图（图П.28）的左上方块上或按方程6（见表4.5）确定e_{bi}值，然后与确定系数$1/\eta_{di}$相类似地计算系数$1/\eta_{bi}$；

ж）类似地确定腿端压下系数$1/\eta_{ai}$；

4．按方程（17)～(19)（见表4.5）计算控制孔型中的断面各部分的压下系数。

5．按曲线图（见图П.29，左上和中间方块）或按方程(9)（见表4.5）确定包括控制孔型在内的每一个孔型腰部的相对宽展e_{ui}（$i=N_k=1, 2, 3, \cdots, n_k$，式中$N_k$——逆轧向孔型顺序号，$n_k=n_{uk}+n_{\kappa k}$)。此外，对于槽钢孔型，在曲线图的上面中间和右边方块（见图П.29）或按方程（10)(见表4.5）确定真腿的相对宽展$e_{\phi i}(i=N_k)$。

6．计算轧件和孔型尺寸。这时，由精轧孔型开始按以下顺序确定顺计算方向的下一个孔型尺寸：

а）按下式计算腰部和真腿的尺寸：$d'=d(1/\eta_d)$，$b'=b\times(1/\eta_b)$，$a'=a(1/\eta_a)$，$l'_u=l_u/(e_u+1)$，$l'_\phi=l_\phi/(e_\phi+1)$。对按计算顺序跟在控制孔型之后的孔型，断面各部分尺寸按控制孔型中的压下系数求：$d'=d(1/\eta_{dk})$，$b'=b(1/\eta_{bk})$，$l'_\phi=l_\phi(1/\eta_k)$，$a'=(0.96\sim1.0)a$；

б）确定孔型侧壁斜度tgφ，其中在设计蝶式孔型设计时，侧壁斜度按方程（8)(见表4.5）计算，而在计算直腿孔型时，根据所采用槽钢轧制方法（见第4.2.2节和图4.25)确定；

в）在设计蝶式孔型设计时，按方程（11)～(13)(见表4.5）计算孔型的展开参数δH、δh_ϕ和$\widetilde{\Delta}$。然后确定按计算顺序跟在控制孔型之后的槽形孔型高$h_{uk}=l_\phi\cos\varphi$，并求出展开的腿高$h=$

h_{κ}、δH，及其直线段的长度$h_{\phi}=\delta h_{\phi} l_{\phi}$和腰的挠度$\Delta=\widetilde{\Delta} d$。

在设计直腿孔型时，不计算参数δH、δh_{ϕ}和$\widetilde{\Delta}$。腿高h作为它的长度的垂直投影确定：$h=l_{\phi}\cos\varphi$；

г) 按方程（14)～(16)（见表 4.5）计算假腿折算尺寸$\widetilde{h}_{\kappa}$、$\widetilde{b}_{\kappa}$和$\widetilde{a}_{\kappa}$，然后确定其绝对尺寸$h_{\kappa}=\widetilde{h}_{\kappa} d$、$b_{\kappa}=\widetilde{b}_{\kappa} d$和$a_{\kappa}=\widetilde{a}_{\kappa} d$。对于精轧前和蝶式孔型通常取$\widetilde{a}_{\kappa}=a_{\kappa}=0$。切深孔型的假腿尺寸建议取为与按计算顺序的前一槽钢孔型相同；

д) 按公式（4.27)～(4.30）或（4.31）计算尺寸$B_{ш}$、$R_{ш}$、B_{ϕ}、R_{ϕ}等。决定孔型中的圆角半径。

7. 按切深孔型尺寸确定原始坯料尺寸。此时为了改善坯料进入孔型时的自对中和稳定性，坯料宽度B_0取为等于孔型腰的水平投影$B_{ш}$，以此保证坯料与孔型侧壁和孔型楔子同时接触（图4.28)。坯料高H_0按公式（4.23）计算。

求出的坯料尺寸按咬入条件（见第260页）进行检验。此外，建议按公式（4.26）并用曲线图（见图П.29)确定允许的限制宽展$\Delta B_{p\cdot cm}$，并将它与宽展余地$B_{p\cdot max}-B_0$比较。如果$\Delta B_{p\cdot cm}>B_{p\cdot max}-B_0$，则需增大切深孔型的侧壁斜度或减小$B_0$。

8. 按不等式（4.32）检验轧件进入孔型的条件。当这一不等式得不到满足时，增大辊环圆角半径r_6，或者改变相邻孔型的侧壁斜度。

9. 计算在每一个孔型中轧制时的轧件横截面积和延伸系数。

10. 取与精轧孔型中限制条件一致的终轧速度，然后计算每个机座中的轧制速度，并检验限制（3.37)。当不等式(3.37）在轧机的任一机座中得不到满足时，则改变终轧速度，并重新重复计算各轧机的轧制速度。

11. 按算法4.1计算各道轧件温度和轧制力能参数。

12. 检验设备强度和工作机座传动电机能力的限制（见第3.6.3和3.6.4节），必要时进行轧制制度的相应修正（见第3.8.6

和3.9.5节)。

13. 按第1.3节中描述的方法确定每个孔型的中性线的位置。此时由腿根到腿部重心的距离按下式计算：

$$Z_{T\partial}=\frac{l_\phi}{3}\frac{b+2a}{b+a}$$

(当$a=0$时，$Z_{T\partial}=l_\phi/3$，当$a=b$时，$Z_{T\partial}=l_\phi/2$)。对于弯腰孔型，建议通过腰的上棱边与腿的外侧边的交点画0-0线(图4.29)，相对于此线确定静力矩，而由此线到断面各部分的重心的距离，按下式计算：

$$Z_ш=\frac{\Delta+d}{2};\qquad Z_{\partial\phi}=\left(d+Z_{T\partial}+\frac{a+b}{4}\mathrm{tg}\varphi\right)\cos\varphi;$$

$$Z_{л\phi}=\left(Z_{Tл}-\frac{a_л+b_л}{4}\mathrm{tg}\varphi\right)\cos\varphi。$$

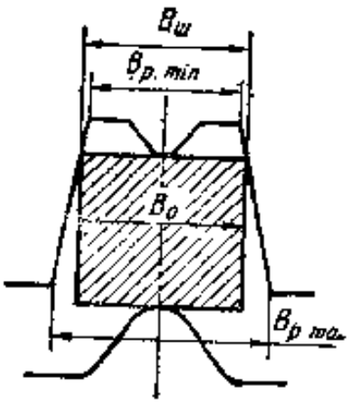


图 4.28 坯料进入切深孔型时的稳定状态

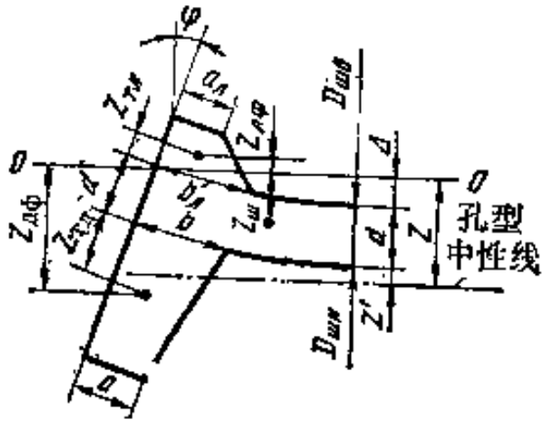


图 4.29 确定弯腰槽形孔型的孔型中性线位置

在这种情况下，断面重心的纵坐标按下式确定：

$$Z=(\omega_ш Z_ш+2\omega_{\partial\phi}Z_{\partial\phi}-2\omega_{л\phi}Z_{л\phi})/(\omega_ш+2\omega_{\partial\phi}+2\omega_{л\phi})$$

将孔型中性线与轧制线相重合，计算孔型中轧辊工作直径，然后画出孔型图。

4.2.6 轧制槽钢的轧辊孔型设计计算举例

原始资料

要求计算在500大型轧机上轧制№.16П槽钢的轧辊孔型设计。轧机的技术特性列于表4.2中。

按国家标准ГОСТ8240—72,№—16П槽钢尺寸为(见图4.23, б)：$H=160.0$mm; $B=64.0$mm; $d=5.0$mm; $t=8.4$mm; $R=8.5$mm; $r=5.0$mm。槽钢高和腿宽的公差为±2.5mm，而凸缘（腿）厚度公差为$0.06t$，即0.5mm,断面面积$\omega_n=1810.0$mm^2。槽钢用15ХСНД钢轧制。开轧温度按第一机座后测量为$t_0=1125$℃。

确定孔型（道次）数和制定孔型设计方案

按方程(1)(见图4.5) 在$N=16$和$A_1=(D_0-d)/d=(510-5.1)/5.1=99.0$时，计算槽形孔型数$n_{ж}=0.0333\times16+0.208\times99.0-0.0008\times99.0^2-7.55=5.7$。取最接近的整数$n_{ж}=6$。

考虑到给定的断面具有平行侧边的腿，采用在直腿弯腰大斜度孔型中轧制的方法（见图4.25, б)，轧后断面在滚式矫直机或专用矫直装置中矫直。此时，我们用两个半闭口控制孔型：第九机座的精轧前和第四机座的粗轧控制孔型。在第三、五～八和十机座中配置槽形孔型。制定的孔型设计方案列于表4.6中。根据采用的轧制方法，确定精轧孔型侧壁斜度为15%。

确定精轧断面尺寸和孔型尺寸

初步取终轧温度$t=950$℃，并按公式（1.1）计算成品断面热尺寸和成品孔型尺寸（见图4.23, б和4.26, б)：$H=l_в=(160.0-0.7\times2.5)(1+0.12\times10^{-4}\times950)=(160-1.75)1.0114=160.0$mm; $B=l_б+d=(64.0-0.7\times2.5)1.0114=63.0$mm; $d=5.0\times1.0114=5.1$mm; $t=(8.4-0.7\times0.5)1.0114=8.1$mm; $a=b=t=8.1$mm。

断面圆角半径不换算成热尺寸。比值$C_1=R/b$和$C_2=r/a$为：$C_1=8.5/8.1=1.049$; $C_2=5.0/8.1=0.617$。考虑到腿的倾斜和腰部弯曲（见图4.26, б）按公式（4.31)计算精轧孔型尺寸：

$\varphi=\text{arctg}\varphi=\text{arctg}0.15=0.1489$弧度 (8.53°)； $R_w=l_w/2\varphi=160.0/2\times0.1489=537.3$mm； $B_w=2R_w\sin\varphi=2\times537.3\times\sin 0.1489=159.4$mm； $B_\phi=(l_\phi+d)\sin\varphi=63.0\sin 0.1489=9.3$ mm；$\Delta=0.5B_w\text{tg}(\varphi/2)=0.5\times159.4\text{tg}(0.1489/2)=5.9$mm。

确定槽形孔型中的总压下系数和道次压下系数

按回归方程(2)～(4) (见表4.5) 计算断面各部分的总压下系数：

$$1/\eta_{\Sigma d}=0.023A_1+1.437n_{xw}-0.134N-1.644$$
$$=0.023\times99+1.437\times6-0.134\times16-1.644$$
$$=7.111$$
$$1/\eta_{\Sigma b}=0.275(1/\eta_{\Sigma d})+0.574n_{xw}-0.794=0.275\times7.111+0.574\times6-0.794=4.605$$
$$1/\eta_{\Sigma a}=1.403(1/\eta_{\Sigma b})-0.697(1/\eta_{\Sigma d})+0.076(1/\eta_{\Sigma d})^2-0.152(1/\eta_{\Sigma b})^2+0.125n_{xw}+0.01A_1+0.961=1.403\times4.605-0.697\times7.111+0.076\times7.111^2-0.152\times4.605^2+0.125\times6+0.01\times99+0.961=4.825$$

将得出的腰部总压下系数分配到各孔型。为此，在$n_{xw}=6$，$N=16$，$A_1=99.0$和$N_{xw}=1,2,\cdots,6$时，按曲线图 (见图II.28) 确定每个槽形孔型中腰部的压下率份额：$\varepsilon_{d_1}=0.063$；$\varepsilon_{d_2}=0.130$；$\varepsilon_{d_3}=0.180$；$\varepsilon_{d_4}=0.220$；$\varepsilon_{d5}=0.252$和$\varepsilon_{d_6}=0.270$。计算$\sum_1^5\varepsilon_{d_i}=1.115$，并检验条件 (4.25)。因为这个条件得不到满足$\left(\sum_1^6\varepsilon_{d_i}=1.115>1.0\right)$，则将得到的差额0.115按各道次均匀分配，将求出的每一个ε_{d_i}值减少0.115/6=0.019。结果得到：$\varepsilon_{d_1}=0.044$；$\varepsilon_{d_2}=0.111$；$\varepsilon_{d_3}=0.161$；$\varepsilon_{d_4}=0.201$；$\varepsilon_{d_5}=0.233$；$\varepsilon_{d_6}=0.250$和$\sum_1^6\varepsilon_{d_i}=1.0$。按公式$1/\eta_{d_i}=(1/\eta_{\Sigma d})^{\varepsilon d_i}$计算各槽形孔型中的腰部压下系数，在第一个槽形孔型中$1/\eta_{d_1}=(7.111)^{0.044}=$

表 4.6　在500轧机上轧制№16П槽钢的金属变形计算结果

$N_{x.s}$	N_x	$N_{x.w}$	$N_{x.z}$	轧制方案	腰				翼　腿						假　腿			ω, mm²	λ
					$1/\eta_d$	d, mm	e_w	l_m mm	$1/\eta_b$	b, mm	$1/\eta_a$	a, mm	e_ϕ, $(1/\eta_x)$	l_ϕ, mm	h_x, mm	b_x, mm	a_x, mm		
2	9	7			—	61.5	—	128.1	—	49.4	—	37.0		41.4	29.9	66.4	41.3	15127.7	1.250
3	8	6			1.635	37.6	0.052	134.8	1.391	35.5	1.425	26.0	0.170	48.5	29.9	66.4	41.3	11271.5	1.342
4	7		2		1.445	26.0	0.042	140.5	1.225	29.0	0.960	27.0	(1.109)	43.7	19.9	47.2	29.6	7628.6	1.477
5	6	5			1.579	16.5	0.040	146.1	1.364	21.3	1.402	19.3	0.130	49.4	13.0	35.1	22.7	5167.6	1.476
6	5	4			1.483	11.1	0.032	150.8	1.343	15.9	1.357	14.2	0.105	54.6	8.5	28.0	17.7	3705.7	1.394
7	4	3			1.371	8.1	0.025	154.6	1.302	12.2	1.294	11.0	0.080	59.0	5.8	24.1	14.1	2842.7	1.304
8	3	2			1.243	6.5	0.018	157.4	1.236	9.9	1.225	9.0	0.055	62.2	3.9	22.1	—	2285.5	1.244
9	2		1		1.161	5.6	0.011	159.2	1.092	9.1	0.990	9.1	(1.093)	56.9	2.6	18.9	—	1976.3	1.156
10	1	1			1.090	5.1	0.005	160.0	1.123	8.1	1.123	8.1	0.018	57.9	—	—	—	1754.0	1.127

1.090，在第二个槽形孔型中$1/\eta_{a_2}=(7.111)^{0.111}=1.243$等等(见表4.6)。

类似地确定腿根部和端部的压下系数$1/\eta_{b_1}$和$1/\eta_{a_1}$(见表4.6)。

计算控制孔型中的压下系数

对第一个控制孔型（$N_{*}=1$）按回归方程(17)～(19)(见表4.5)计算断面各部分的压下系数：

沿腿部高度$1/\eta_{*}=1.112+0.0163N_{*}-0.0022N=1.112+0.0163\times1-0.0022\times16=1.093$；沿腰部厚度$1/\eta_{d*}=1.41N_{*}^{0.316}\times N^{-0.0702}=1.41\times1^{0.316}16^{-0.0702}=1.161$；沿腿根部厚度$1/\eta_{b*}=0.115N_{*}+0.0011A_1+0.0634\ (1/\eta_{i*})+0.795=0.115\times1+0.0011\times99+0.0634\times1.164+0.795=1.092$。

类似地确定第二个控制孔型（$N_{*}=2$）中的压下系数，结果得到：$1/\eta_{*}=1.109$；$1/\eta_{d*}=1.445$；$1/\eta_{b*}=1.225$。

确定相对宽展

在槽形孔型和控制孔型中断面腰部的相对宽展e_w，在$N=16$，$A_1=99$和对应的N_{*}和$1/\eta_{d_i}$值时（式中$i=N_{*}=1,\ 2,\ \cdots,\ 8$）按曲线图（见图Ⅱ.29）确定。例如，对精轧孔型，在$N_{*}=1$和$1/\eta_{d_1}=1.090$时，得到$e_{w_1}=0.005$；对第一个控制孔型，在$N_{*}=2$和$1/\eta_{d_2}=1.161$时，按曲线图求出$e_{w_2}=0.011$等等（见表4.6）。

腿的相对宽展e_{ϕ}仅为槽形孔型确定，可在曲线图的上面三个方块中（见图Ⅱ.29）按$N=16$、N_{*}和$1/\eta_{d_i}(i=N_{*}=1,3,\cdots,6,8)$确定。例如，对第一个槽形孔型，在$N_{*}=1$和$1/\eta_{d_1}=1.090$时，按曲线曲得$e_{\phi_1}=0.018$；对第二个槽形孔型（按顺序是第三个孔型）在$N_{*}=3$和$1/\eta_{d_3}=1.243$时，得$e_{\phi_3}=0.055$等等。(见表4.6)。

计算轧件尺寸和孔型尺寸

我们从精轧孔型开始，逆轧制方向确定轧件尺寸和孔型尺寸。

第二个孔型（第一个控制孔型，$N_r=2$，$N_{r.r}=1$）。真腿尺寸按精轧断面和已求出的第一个孔型中的压下系数(见表4.6和图4.26，*б*) 确定：

$$d'=(1/\eta_d)d=1.090\times5.1=5.6\text{mm};\quad b'=(1/\eta_b)b=1.123\times8.1=9.1\text{mm};\quad a'=(1/\eta_a)a=1.123\times8.1=9.1\text{mm}$$

$$l'_w=l_w/(e_w+1)=\frac{160.0}{0.005+1}=159.2\text{mm}$$

$$l'_\phi=l_\phi/(e_\phi+1)=\frac{57.9}{0.081+1}=56.9\text{mm}$$

根据采用的槽钢轧制方法（见图4.25，*б*）确定控制孔型侧壁斜度为15%。则$\varphi'=\text{arctg}0.15=0.1489$弧度（8.53°），$h'=l'_\phi\cos\varphi'=56.9\cos0.1489=56.3\text{mm}$。假腿折算尺寸按回归方程(14)和(15)(见表4.5) 计算，在$1/\eta'_b=1.092$时$1/\eta'_d=1.161$；

$\widetilde{h}=h'/d'=56.3/5.6=10.05$和$\widetilde{h}_\phi=l'_\phi/d'=56.9/5.6=10.16$；

$\widetilde{h}_r=0.958(1/\eta'_b)-0.612\ (1/\eta'_d)\ -0.34\text{tg}\varphi'-0.0041\ \widetilde{h}\widetilde{h}_\phi+0.038N-0.005=0.958\times1.092-0.612\times1.161-0.34\times0.15-0.0041\times10.05\times10.16+0.038\times16-0.005=0.469$；

$\widetilde{b}_r=0.224\widetilde{h}+1.609\widetilde{h}_r-0.032N\widetilde{h}_r+0.612$

$=0.224\times10.05+1.609\times0.469-0.032\times16\times0.469+0.612=3.378$。

于是假腿的绝对尺寸（见表4.6）为：$h'_r=\widetilde{h}_r d'=0.469\times5.6=2.6\text{mm}$；$b'_r=\widetilde{b}_r d'=3.378\times5.6=18.9\text{mm}$；$a'_r=0$，因为计算出的孔型是精轧前孔。

按公式（4.31）计算腰的曲率半径、腰的挠度和断面各部分的水平投影：$R'_w=l'_w/2\varphi'=159.2/2\times0.1489=534.6\text{mm}$；$B'_w=2R'_w\sin\varphi'=2\times534.6\sin0.1489=158.6\text{mm}$；$B'_\phi=(l'_\phi+d')\sin\varphi'=(56.9+5.6)\sin0.1489=9.3\text{mm}$；$\Delta'=0.5B'_w\text{tg}\varphi'/2=$

$0.5\times158.6\mathrm{tg}0.07445=5.9$mm 孔型各部分的圆角半径（见图4.26,*б*）：$R'=C_1b'=1.049\times9.1=9.5$mm；$r'=C_2a'=0.617\times9.1=5.6$mm；$r'_1=0.5R=0.5\times9.5=4.75$mm。$r'$和$r'_1$值分别取整数5和4。第二孔型尺寸示于图4.30。

第三个孔型（$N_*=3$，$N_{*u}=2$），因为第三孔型按计算顺序跟在控制孔型之后，所以断面腰部和真腿尺寸按控制孔型尺寸和在这个孔型中的压下系数计算：$d'=(1/\eta_{d*})d=1.161\times5.6=6.5$毫米；$b'=(1/\eta_{b*})\ b=1.092\times9.1=9.9$mm；$l'_\phi=(1/\eta_*)l_\phi=1.093\times56.9=62.2$mm；$a'=(0.96\sim1.0)a=(0.96\sim1.0)9.1=8.8\sim9.1$mm，取$a'=9.0$mm；$l'_u=l_u/(e_u+1)=159.2/(0.011+1)=157.5$mm。孔型侧壁斜度取与控制孔型相同：$\mathrm{tg}\varphi'=0.15$。这时$\varphi'=0.1489$弧度，$h'=l'_\phi\cos\varphi'=62.2\cos0.1489=61.5$mm。

假腿折算尺寸按方程（14）和（15）（见表4.5）计算，在$1/\eta'_b=1.236$，$1/\eta'_d=1.243$（见表4.6），$\widetilde{h}=h'/d'=61.5/6.5=9.46$，$\widetilde{h}_\phi=l'_\phi/d'=62.2/6.5=9.57$时：

$$\widetilde{h}_*=0.958\times1.236-0.612\times1.243-0.34\times0.15-0.0041\times9.46\times9.57+0.038\times16-0.005=0.604$$

$$\widetilde{b}_*=0.224\times9.46+1.609\times0.604-0.032\times16\times0.604+0.612=3.394$$

假腿绝对尺寸：$h'_*=\widetilde{h}_*d'=0.604\times6.5=3.9$mm；$b'_*=\widetilde{b}_*d'=3.394\times6.5=22.1$mm，假腿端部厚度取$a'_*=0$。

按公式（4.31）计算孔型尺寸：$R'_u=l'_u/2\varphi'=157.5/2\times0.1489=528.9$mm；$B'_u=2R'_u\sin\varphi'=2\times528.9\sin0.1489=156.9$mm；$B'_\phi=(l'_\phi+d')\sin\varphi'=(62.2+6.5)\sin0.1489=10.2$mm；$\Delta'=0.5B'_u\mathrm{tg}\varphi'/2=0.5\times156.9\mathrm{tg}0.07445=5.9$mm。

孔型圆角半径：$R'=C_1b'=1.049\times9.9=10.4$mm，取$R'=10$mm；$r'=C_2a'=0.617\times9.0=5.5$mm；$r'_1=0.5R'=0.5\times10=5.0$mm。第三个孔型的尺寸示于图4.30。

对于所有其它孔型进行了类似的计算。这些计算结果列于表

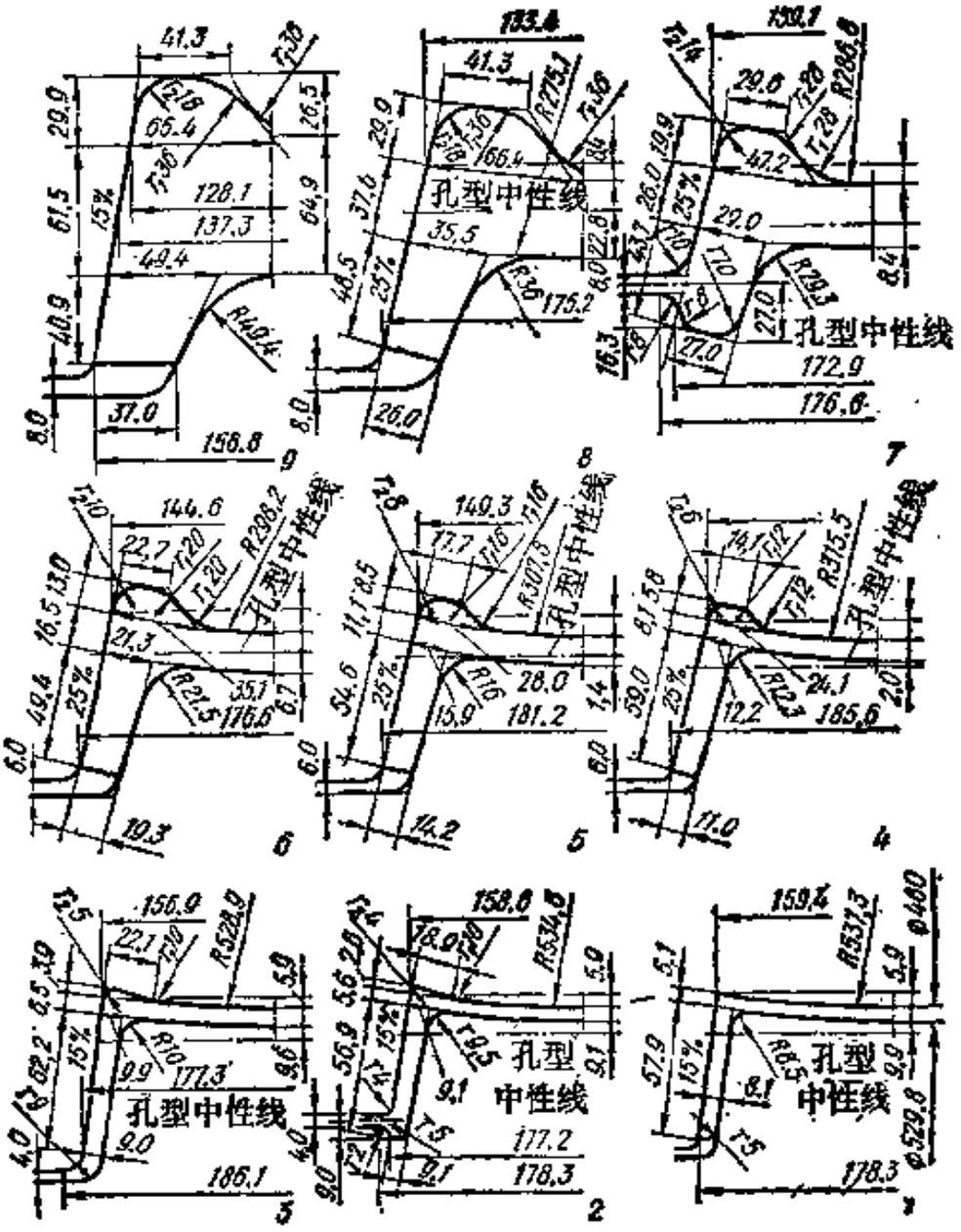


图 4.30　在500轧机上轧制№16П槽钢的孔型尺寸

4.6(见图4.30)。在切深孔型9中，对真腿得出比值$b/B_{\text{м}}=49.4/128.1=0.386$，腿部内侧面斜度$\operatorname{tg}\varphi_b=0.453$，这符合带尖楔子的切深孔型的特征（见第4.1.7节)。切深孔型中的假腿尺寸取与前一孔型8中的一样：$h_{\text{л}}=29.9\text{mm}$；$b_{\text{л}}=66.4\text{mm}$和$a_{\text{л}}=41.3\text{mm}$。作图结果将原来计算出的切深孔型的腰厚$d=61.5\text{mm}$(见图4.30，孔型9)、在切深楔子处增加到64.9mm。这是由于得出了$b_{\text{л}}/B_{\text{м}}=$

66.4/128.1=0.518，即假腿内侧面与孔型垂直轴线交在计算出的腰的棱边之上。此外，由于假腿内侧面用半径为36mm的圆弧过渡，也使孔型腰厚增加。

计算坯料尺寸

为了改善坯料进入切深孔型时的对中和稳定条件，初步取$B_0=B_m=128.1$mm。为了确定坯料高度，我们来计算切深楔的面积，这时不考虑圆角半径（见图4.30，孔型9）

上切深楔面积

$$\omega_{上楔}=\frac{128.1-2\times29.9\times0.15-2\times41.3}{2}26.5$$

$$=484.0\text{mm}^2$$

下切深楔面积

$$\omega_{下楔}=\frac{(128.1+2\times61.5\times0.15-2\times49.4)+(158.8-2\times37.0)}{2}$$

$$\times40.9=2710.6\text{mm}^2$$

总面积$\omega_{p.楔}=\omega_{上楔}+\omega_{下楔}=484.0+2710.6=3194.6\text{mm}^2$。切深断面腿高$H_p=40.9+61.5+29.9=132.3$mm。变形区中轧件平均宽度$B_{cp}=0.5(B_0+B_p)=0.5(128.1+137.3)=132.7$mm。将得出的值代入公式（4.23）得

$$H_0=\frac{2}{3}\cdot\frac{\omega_{p.楔}}{B_{cp}}+H_p=\frac{2}{3}\cdot\frac{3194.6}{132.7}+132.3$$

$$=148.3\text{mm}$$

考虑到以上进行的计算，取切深孔型的坯料冷尺寸$B_0=125$mm和$H_0=150$mm。这相当于$t=1125$℃时的热尺寸——126.7mm和152mm。

检验坯料在切深孔型中的咬入条件的限制。孔型楔子处的压下量$\Delta H_p=H_0-d_p=152-64.9=87.1$mm。孔型腰部轧辊直径$D_m=D_{0\min}-d_p=588.0-64.9=523.1$mm。这时咬入角

$$\alpha=2\arcsin\sqrt{\Delta H_p/2D_m}=2\arcsin\sqrt{87.1/2\times523.1}$$

$$=32.6°$$

这小于最大允许咬入角[α]=36°。

确定允许限制宽展$\Delta B_{p\cdot cm}$为此按曲线图（见图Ⅱ.29，右下方块）在$1/\eta_{dp}=H_0/d_p=152/64.9=2.342$和$N=16$时，求得相对宽展$e_p=0.137$，然后按式（4.26）计算$\Delta B_{p\cdot cm}=B_0 e_p=126.7\times 0.137=17.4$mm。宽展余地$B_{p\cdot max}-B_0=158.8-126.7=32.1$mm。可见限制$\Delta B_{p\cdot cT}<B_{pmax}-B_0$得到满足。因此，最终取切深孔型的矩形坯料尺寸$H_0\times B_0=152.0\times 126.7$mm。这种尺寸的轧件是在轧机第一机座中的轧辊平辊身上轧制断面尺寸为147.7×147.7mm(冷尺寸145×145mm)、面积为21814.9mm²的坯料得到的。上述原始坯料尺寸是按算法3.2计算结果决定的。

检验轧件进入孔型条件的限制

由图4.30可见，除了第四和第八孔型之外，轧件最大宽度B_{max}和腰宽B_w在所有孔型中逆轧向逐道减小，而孔型侧壁斜度除了第三和第四孔型外，在所有相邻孔型中都一样。在这种情况下，除了第三和第七孔型外，轧件进入孔型时将不会引起困难（见图4.27，a）。对第三和第七孔型必须满足不等式（4.32）。

为了满足上述限制条件，取第三孔型上辊辊环圆角半径$r_6=9$mm。这时得出$D=B_w+2B_\phi+r_6\cos\varphi=177.3+9\cos 0.1489=186.1$mm。可见$D'=185.6mm<D=186.1$mm，即不等式(4.32)得到满足。类似地取第七孔型下辊环圆角半径$r_6=8$mm，得$D=176.6$mm，这大于$D'=175.2$mm(见图4.30，孔型7和8)。

计算延伸系数

切深孔型用的矩形坯料横截面面积为：$\omega_0=H_0B_0-0.86r^2=152\times 126.7-0.86\times 20^2=18914.4$mm²。每个异型孔型中轧件横截面面积按式（4.24）计算，对于切深孔型（见图4.30，孔型9)：$\omega_w=B_p d_p=137.3\times 61.5=8443.9$mm²，$\omega_{0\cdot\phi}=\dfrac{a+b}{2}h_\phi=\dfrac{37.0+49.4}{2}40.9=1766.9$mm²；$\omega_{\cdot\phi}=\omega_{z\phi}=\dfrac{a_z+b_z}{2}h_z=$

$\frac{41.3+0.5\times128.1}{2}29.9=1575\text{mm}^2$；$\omega_9=\omega_{ш}+2(\omega_{o.ж}+\omega_{л.ж})=8443.9+2(1766.9+1575)=15127.7\text{mm}^2$。切深孔型的延伸系数$\lambda=\omega_0/\omega_9=18914.4/15127.7=1.250$。对其它孔型类似计算的结果列于表4.6中。

计算工艺参数和检验限制（见算法10～12项）

速度制度和温度制度、力能参数和轧机电机负荷系数的计算是用算法4.1按程序《分析》(见第3.10.1节）在电子计算机EC-

表 4.7 500轧机轧制 №16П 槽钢力能参数计算结果

机座号	H_{1c}, mm	$D_к$, mm	轧制速度, m/s			t, ℃
			U	U_{min}	U_{max}	
1	126.7	640	0.562	—	—	1135.0
2	95.5	544.5	0.810	—	—	1125.0
3	64.3	575.7	1.082	—	—	1116.7
4	44.1	595.9	1.544	—	—	1106.1
5	29.3	610.7	2.037	—	—	1093.4
6	20.4	489.6	2.207	1.369	2.738	1068.5
7	15.3	494.7	2.863	1.773	3.546	1032.2
8	12.9	497.1	3.562	2.681	5.362	997.9
9	10.9	499.1	4.200	2.660	6.010	957.0
10	9.8	500.2	6.000	3.787	6.796	916.9

机座号	p, MPa	R_{max}, MPa	$M_{c.max}$, KN·m	M_{np} KN·m	M_i KN·m	$k_э$,
1	1.043	0.659	136.75	138.52	9.00	0.415
2	1.495	0.945	241.35	243.89	26.85	
3	1.503	0.958	140.77	143.32	19.93	0.930
4	1.499	0.951	120.51	123.06	23.61	
5	1.651	1.051	152.44	155.25	38.33	
6	1.417	0.894	91.05	93.28	19.30	
7	1.464	0.922	68.29	70.60	18.74	0.964
8	1.201	0.760	38.80	40.69	13.91	0.418
9	1.394	0.882	42.77	44.97	17.72	
10	1.315	0.832	26.37	28.44	15.97	0.669

—1020上完成的。这时终轧速度取$U_z=6.0$m/s,这相当于最大允许速度的88.3%（考虑轧辊重车的调整余地12%）。计算的主要结果列于表4.7中。

由表4.7可见，轧制速度制度的限制（3.37)在轧机所有机座中都得到满足，并且第六和第十机座的轧制速度接近最大允许值（考虑了轧辊重车的调整余地)。轧制制度也受第二～五和六～七工作机座传动能力的限制。在这些机座中电机负荷系数达到0.93和0.964。轧机主机列设备负荷不限制变形制度，因为对轧机所有机座$\overline{R_{max}}<P_{\partial on}$和$M_{np}<M_{\partial on}$(见表4.7和4.2)。

这样，计算的轧辊孔型设计能够最大限度地利用轧机的速度潜力和力能潜力，因而是合理的。

确定孔型中性线位置

每个孔型的中性线位置，按算法的第13项（见图4.29)、并考虑腰的弯曲确定。作为例子我们对第三孔型进行计算（见图4.30和表4.6)。

由真腿和假腿腿根到重心的距离$Z_{m\partial}$和Z_{mz}

$$Z_{T\partial}=\frac{l_\phi}{3}\frac{b+2a}{b+a}=\frac{62.2}{3}\frac{9.9+2.9}{9.9+9}=30.6\text{mm}$$

$$Z_{Tz}=\frac{h_z}{3}=\frac{3.9}{3}=1.3\text{mm}$$

因为$a_z=0$。

由0—0线到断面各部分重心的距离：

$$Z_m=0.5(\Delta+d)=0.5(5.9+6.5)=6.2\text{mm}$$

$$Z_{\partial\phi}=\left(d+Z_{m\partial}+\frac{a+b}{4}\operatorname{tg}\varphi\right)\cos\varphi$$

$$=\left(6.5+30.6+\frac{9.0+9.9}{4}0.15\right)\cos0.1489$$

$$=37.4\text{mm}。$$

$$Z_{z\phi}=\left(Z_{mz}-\frac{a_z+b_z}{4}\operatorname{tg}\varphi\right)\cos\varphi$$

$$=\left(1.3-\frac{0+22.1}{4}0.15\right)\cos 0.1489=0.47\text{mm}$$

断面各部分的面积：$\omega_w=l_w d=157.5\times 6.5=1023.7\text{mm}^2$；$\omega_{\partial\phi}=0.5(a+b)l_\phi=0.5\ (9.0+9.9)\ 62.2=587.8\text{mm}^2$；$\omega_{s\phi}=0.5(b_s h_s)=0.5\times 22.1\times 3.9=43.1\text{mm}^2$。

断面重心的纵坐标：

$$Z=\frac{\omega_w Z_w+2\omega_{\partial\phi}Z_{\partial\phi}-2\omega_{s\phi}Z_{s\phi}}{\omega_w+2\omega_{\partial\phi}+2\omega_{s\phi}}$$

$$=\frac{1023.7\times 6.2+2\times 587.8\times 37.4-2\times 43.1\times 0.47}{1023.7+2\times 587.8+2\times 43.1}$$

$$=22.0\text{mm}$$

沿垂直轴线从腰的下棱边到孔型中性线的距离（见图4.29）$Z'=Z-(\Delta+d)=22.0-(5.9+6.5)=9.6\text{mm}$。

对所有孔型完成了类似的计算。每个孔型中性线位置示于图4.30。

通常在轧制槽钢时，取轧辊压力$m=0$。因而轧制线与轧辊中线重合，孔型腰部中间的轧辊工作直径可按下式确定（见图4.29）：对于下辊$D_{w.}=D_0+2Z'$，对于上辊$D_{w.}=D_0-2(Z'+d)$。例如，对于第一孔型（见图4.30）：$D_{w.}=510+2\times 9.9=529.8\text{mm}$；$D_{w.}=510-2(9.9+5.1)=480\text{mm}$。

4.2.7 用电子计算机计算轧辊孔型设计的程序

第4.2.5节中讲述的算法在电子计算机上以计算连续式和顺列式轧机轧制槽钢的轧辊孔型设计计算程序的形式实现了（图4.31）。在原始资料中，除了轧机技术特性、槽钢号数和初始技术数据外，还以数码给定了道次数和孔型设计方案。在模块2～8中按算法的2～13项（见第4.2.5节）顺序完成计算。为了计算速度制度和温度制度、轧制力和力矩、以及为了确定轧机设备负荷系数，使用了程序《分析》。当不满足设备力能负荷方面的限制时，依靠改变终轧速度或减小个别道次的变形系数来进行轧制制度的修正。

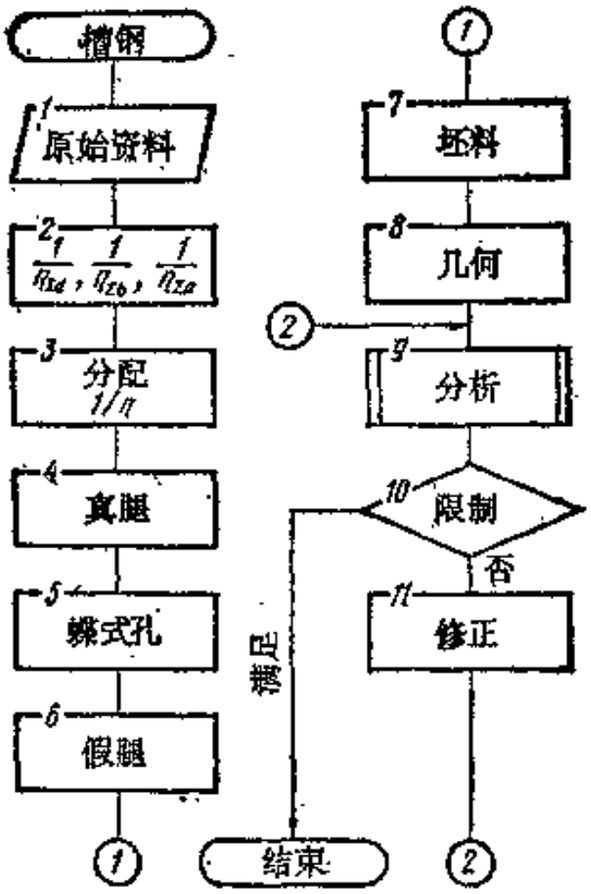


图 4.31 程序《槽钢》框图

程序《槽钢》是用《FORTRAN-Ⅳ》语言为EC电子计算机编写的。程序运行所需要的存储容量为150KB。原始信息的准备时间为4～6h，而在电子计算机EC—1022上的计算时间为10～15分钟。

4.3 轧制角钢的轧辊孔型设计

4.3.1 角钢品种

苏联标准规定生产二种一般用途的角钢：按国家标准ГОСТ 8509—72从No.2到No.25的等边角钢和按国家标准ГОСТ8510—72从No.2.5/1.6到No.25/16的不等边角钢(图4.32)。角钢号数表示腿长(cm)。每一号角钢可有数个腿厚尺寸：从2号角钢的2mm到25号的7mm。上述国家标准ГОСТ规定腿长和腿厚的极限偏差，以及顶角圆角半径大小的极限偏差。所有号数的角钢顶角偏离直角的偏差不应超过35′。根据腿部厚度公差大小规定生产高精度和普通精度的角钢。

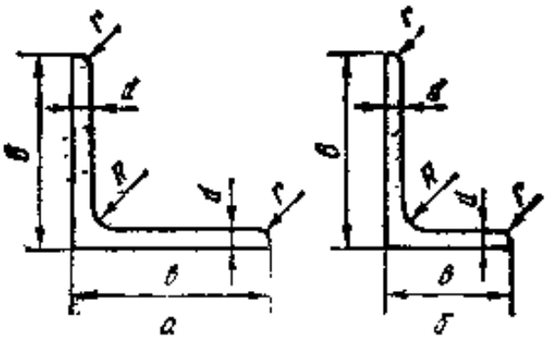


图 4.32 角钢断面

а—等边角钢；*б*—不等边角钢

专门用途和特殊用途的角钢按国家标准ГОСТ12492.21—72，ГОСТ3710—68，ГОСТ5267.14—78，技术条件ТУ14-2-179—75，ТУ14-2-285—77和其它标准（见《型钢手册》第317～330页）轧制。

4.3.2 角钢的轧制方法

有几种轧制角钢的方法是大家都知道的（图4.33）。最老的是在直边闭口孔型中，使直边的张开角从第一个孔型的145°逐渐减小到精轧孔型的90°的轧制方法。这一方法有一系列严重缺点：直边孔型切入轧辊较深，削弱了轧辊的强度并造成沿孔型宽度上工作直径差值很大。因此使接触面上摩擦增大，轧制时轧辊磨损和能耗增大；孔型锁口位置交换时造成在相邻孔型中侧壁斜度差大，引起腿端歪曲和角钢质量变坏；轧辊强度的降低和磨损的增加限制腿的压下量，这导致道次数的增加。由于上述缺点，角钢的这一轧制方法现在几乎已不使用。

在闭口蝶式孔型系统中轧制时，靠腿部沿着半径展开到其边缘部达到水平状态（图4.33，*б*）来消除了上述缺点。这时孔型高度减小，并且显而易见，孔型切入轧辊的深度也减小，而相邻孔型中锁口位置的交换是在腿的端部在水平状态下进行的，因此孔型侧壁斜度不大（3～10%），并且不造成角钢腿端的歪曲。腿的张开角也随轧制过程逐渐减小，而腿的矫直仅在精轧孔型中进行。在所有孔型中，除精轧孔型外，轧件用限制宽展轧制，这消除了轧制条件（金属温度、轧辊表面状态、钢的化学成分等）可能出现的变化对角钢断面宽度的影响。由于它的优点（在较少孔

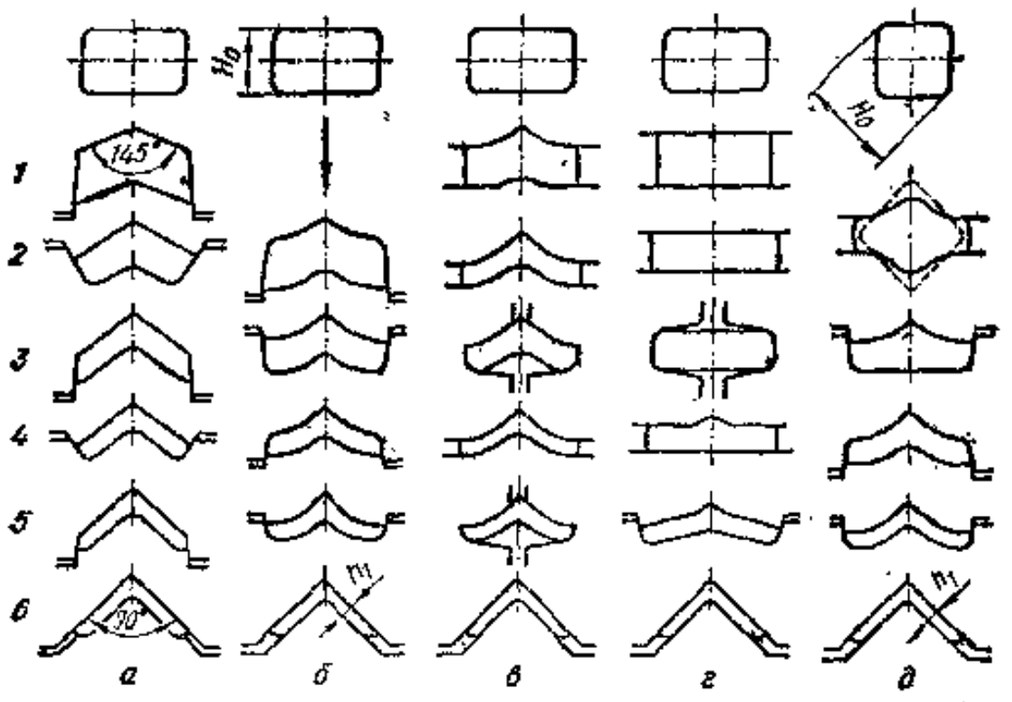


图 4.33 角钢的轧制方法

а—用直边闭口孔型法；б—用闭口蝶式孔型法；в—用开口蝶式孔型法；г—弯折法；д—对角线轧制法

型情况下采用大的压下的可能性、改善断面质量、降低电能消耗和轧辊消耗），在蝶式孔型中用限制宽展轧制角钢的方法在苏联轧钢厂中得到了最广泛的应用，这一方法的缺点是在断面的侧面边缘上有形成耳子的可能性和由于限制宽展而产生的孔型侧壁的严重磨损，以及为轧制每一号角钢要有自己的孔型的必要性，这在角钢品种多的情况下，导致轧辊存放场地增大。

为了消除这些缺点，采用在开口蝶式孔型中带自由宽展的轧制方法（图4.33в）。这时，为了控制断面宽度，轧件在立轧孔型3和5中沿腿的端部压缩。这些孔型配置在立辊机座中是适宜的，这样不需要翻钢。把它们配置在水平辊机座中较不适宜，因为不仅需要翻钢，而且在喂进孔型时需要把轧件夹持在立起状态。由于这一原因，在开口蝶式孔型中的轧制主要用在配备有立辊轧座的连续式和半连续式轧机上。开口孔型的使用使轧辊孔型设计成为万能的：在同一蝶式孔型中可以轧制不同号数的角钢。这样，减少了换辊次数和轧辊存放场地，这是这种轧制方法的重要优点。由

于自由宽展消除了在角钢侧面边缘上形成耳子和折叠的可能性。此外，在孔型中不存在限制宽展，使轧制压力减小和腿的压下增大。在开口孔型中轧制时，可采用大的腿部张开角，因为在轧辊上没有辊环，消除了轧件进入孔型条件方面的限制，而立轧孔型除了控制轧件宽度外，还可用于使腿部下弯。

除上述优点外，在开口孔型中轧制角钢的方法有下述缺点：由于在轧辊上没有辊环，使准确安装导卫装置和调整轧机困难；必须用立轧孔型，这导致道次数增多；在精轧前立轧孔型中轧制时轧件可能失稳，角钢断面的薄边可能弯曲。为了消除最后这个缺点，有时在精轧前道次中用带限制宽展的闭口角钢孔型5（图4.33,*б*）替代立轧孔型。

在用折弯轧制方法时（图4.33,*г*），轧件在轧辊平辊身上轧制，在精轧前孔型中达到要求的厚度，而角钢断面的成型是在精轧孔型中用弯曲来实现。这种轧制方法可最大限度地利用蝶式孔型设计的一切优点，轧辊磨损和轧制能耗最低等等。然而由于强烈张开的断面送入精轧孔型时的困难，这种方法的使用受到很大限制，或者甚至不可能。为了克服这一困难，让直腿的弯曲不是在一个、而是在几个孔型中实现，并在连续式轧机上采用立轧孔型，如同带自由宽展的轧制方法那样(见图4.33,*е*)。这时不能最大限度地利用蝶式孔型设计的优点。

角钢的对角线轧制方法(图4.33,*д*)的特点是在第一个成形孔型中方坯沿对角线压缩，这样得到的毛坯随后在普通闭口蝶式孔型中轧制。这一方法的优点是采用横截面较小的坯料，轧件很快展宽，角钢腿端质量靠其由坯料的角部形成而得到改善，以及减少由于氧化铁皮的压入形成的缺陷。这一方法的缺点是：方坯必须夹持立在对角线状态送入孔型，第一个成形孔型切槽较深，在第一个孔型中变形不均匀性增大，总变形系数增大和切头增大。

* 采用上述轧制角钢方法应考虑使用所设计的孔型设计的轧机形式。例如，对仅由水平辊机座组成的横列式和顺列式轧机，采用在闭口蝶式孔型中轧制是适宜的。而如果轧机由水平辊机座和

立辊机座交替组成，则在开口孔型中轧制的方法是最好的。

精轧孔型的构成

按所有轧制角钢的方法，在精轧孔型中开始都发生张开腿的矫直，直到它与孔型侧壁完全接触，然后它们压缩到规定的最终厚度（图4.34）。为了避免辊环咬断面的腿端，孔型槽口宽B_{kp}应大于轧件宽B'。为了改善轧件进入孔型的条件，辊环用半径r_6倒圆。

轧制等边角钢的精轧孔型，对称于垂直轴切入轧辊，即内角分角线永远垂直。

非等边的精轧孔型，按其在轧辊上的配置方式可分为两种（见图4.35）：内角分角线呈垂直状态和倾斜状态。按垂直配置内角分角线的方法，两条腿的垂直投影不一样，因而轧件对轧辊的水平作用力P_1和P_4，P_2和P_3互不相等（$P_4>P_1$；$P_3>P_2$）。由于这个原因产生轴向力$\Delta P_в=P_4-P_1$和$\Delta P_н=P_3-P_2$，

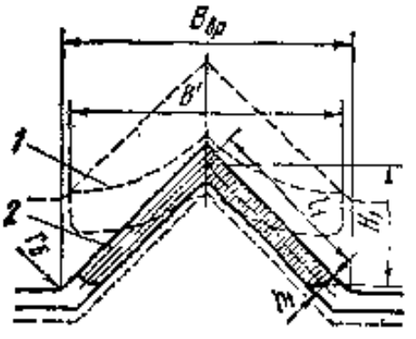


图 4.34 角钢断面在精轧孔型中变形示意图：
1—轧件的原始状态；2—轧件在孔型中的最终状态

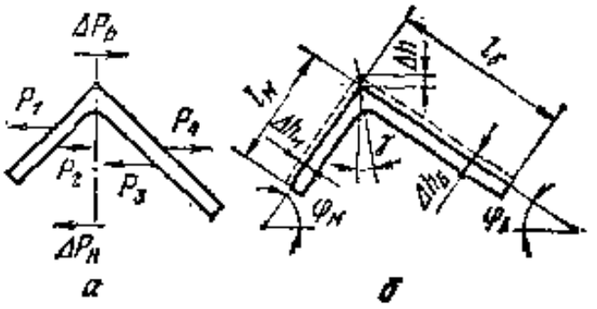


图 4.35 不等边精轧孔型在轧辊上的配置方式：
а—内角分角线垂直配置；
б—内角分角线倾斜配置

它使上、下轧辊向不同方向移动，因此得到不同厚度的腿，使轧机调整困难。除此之外，这一配置孔型方法的特点是切槽深、轧件与孔型侧壁之间摩擦大以及轧制时能耗大等。用内角分角线倾斜配置，当两条腿垂直投影相等时，可消除上述缺点，因此消除了轧辊相对轴向串动。这时角$\varphi_в$，$\varphi_н$和γ由以下简单几何关系

确定：

$$\mathrm{tg}\varphi_б = l_н / l_б,\quad \varphi_н = 90° - \varphi_б,\quad \gamma = (\varphi_н - \varphi_б)/2。$$

第二种精轧孔型配置方法的缺点是当沿高度方向调整轧辊时，长、短腿厚度的变化不一样。由图4.35,б可见：

$$\Delta h_б = \Delta h\cos\varphi_б,\quad \Delta h_н = \Delta h\cos\varphi_н$$

因为$\varphi_б < \varphi_н$，则$\Delta h_б > \Delta h_н$。在改变辊缝时，为了使腿厚相等，必须将上辊沿轴线向短腿方向移动。

精轧孔型可以是闭口的，即带限制宽展（见图4.33,а,第六孔型）；也可以是开口的，即自由宽展（见图4.34）。用带自由宽展的开口精轧孔型是适宜的，因为它们具有以下优点：不存在在轧件上形成耳子的可能性；可在同一个精轧孔型中轧制几个相邻尺寸的角钢，以及同一号数不同腿厚的角钢。当采用开口精轧孔型时，腿部内角按半径 r 倒圆（见图4.32）是在精轧前孔型中完成。

4.3.3 轧辊孔型设计计算方法

轧制角钢的轧辊孔型设计计算问题在А.П.维诺格拉多夫、И.И.库奇科、А.Ф.戈洛温、А.П.切克马廖夫、Б.П.巴赫季诺夫、Д.И.斯塔尔琴科、М.М.施捷尔诺夫、И.М.科切托夫、И.Я.塔尔诺夫斯基、Б.М.伊柳科维奇、А.Н.斯科罗霍多夫及其他学者的著作中讨论了。不同作者提出了自己的角钢断面展开规则和变形系数逐道分配规则，得出了确定孔型尺寸的公式和关系。М.М.施捷尔诺夫最完整地、并考虑到以前各种方法的缺点和研究结果，制定了角钢孔型设计计算方法。这一方法的基本原理归纳如下：

总压下系数$\eta_{общ} = H_0/h_1$（见图4.33,б,д）根据角钢号数按经验曲线确定，一般为4～6，但可增大到8，以便改善断面顶角的填充条件。粗轧孔型中道次压下系数在轧制大角钢时不超过1.6～1.8，轧制中、小角钢时不超过1.8～2.2。腿部最小压下系数受轧制时轧件稳定条件限制，对大角钢为1.07～1.12，对中、小角钢为1.10～1.20。在角钢孔型中的道次数由轧制小角钢时的4～5道到轧制大角钢时的7道之间变化。

M.M.施捷尔诺夫采用沿腿部中线的一定参数H，C和R（见图4.36）的断面展开法，其中展开的腿部半径R和三角形的底C，

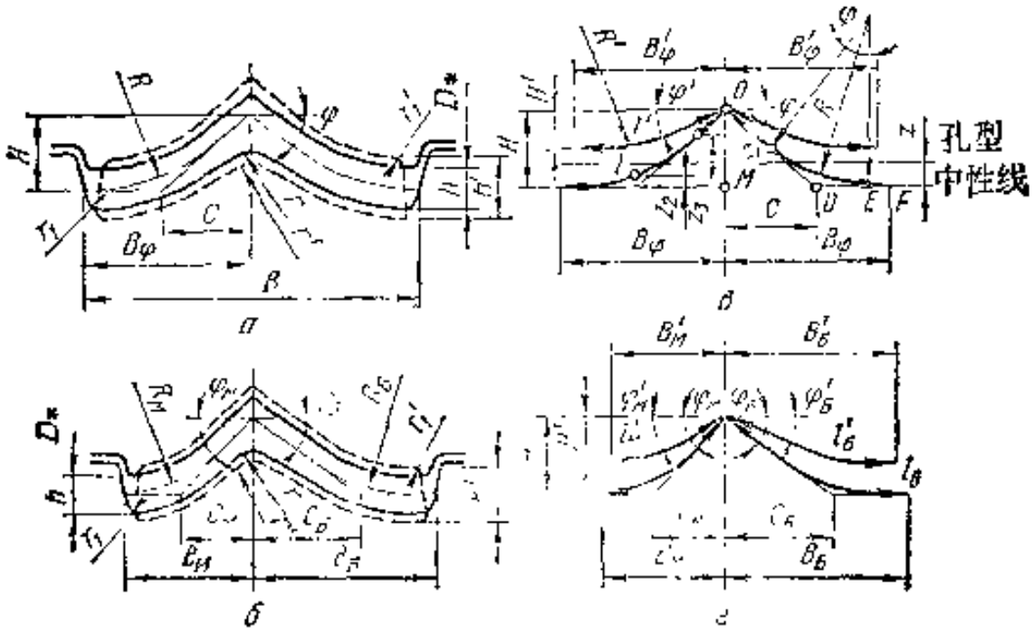


图 4.36 在角钢孔型中的变形示意图：

а—等腿角钢孔型；б—不等腿角钢孔型；в和г—两个相邻孔型的腿部中线的彼此位置（虚线表示腿部弯曲后送进孔型的轧件轮廓）

对于所有孔型都取相同值。

孔型设计计算逆轧向进行。为了计算方便，精轧孔型假定为蝶式形状，其展开参数按以下关系（以等边角钢为例—见图4.36.а,в）：

$$H=(0.4\sim0.5)l;\quad R=(0.80\sim0.95)l,$$

$$\varphi=45°;\quad C=H$$

式中 l——精轧断面腿长，$l=b$。

按计算顺序的每下一个孔型的展开高度H'，建议根据本道的腿部压下量与总压下量的关系确定：

$$\Delta H_z=H_0-h_1;\quad H'=H-\frac{\Delta H}{\Delta H_z}-H_1$$

式中 H_1——假定的精轧孔型高。

既然$C=\text{const}$，则高H'决定下一孔型的展开角，因为$\text{tg}\varphi'=H'/C$。

沿腿部中线的金属自由宽展建议按Б.П.巴赫季诺夫计算

轧辊平辊身上ΔB_{c6}的公式、加上考虑孔型侧壁斜度的修正系数k来确定：$\Delta B_{c\cdot}=k\Delta B_{c6}$。$k$值根据腿部展开角按曲线确定，其值为1.0～2.5。在闭口角钢孔型中轧制时的限制宽展，由考虑限制程度$\gamma_{cm}=0.5\sim0.65$确定：$\Delta B_{cm}=\gamma_{cm}\Delta B_{c\cdot}$。宽展$\Delta B_{cm}$按两条腿长的比例分配到不等边角钢的两条腿上：$\Delta B_6=\frac{l_6}{l_6+l_n}\Delta B_{cm}$，

$\Delta B_n=\frac{l_n}{l_6+l_n}\Delta B_{cm}$。

M.M.施捷尔诺夫利用简单的几何关系得出了确定腿部中线水平投影B_ϕ公式。

4.3.4 按统计公式计算轧辊孔型设计的方法

本书作者在应用数学统计方法的基础上，总结了轧制角钢的轧辊孔型设计的经验。

在逆轧向计算角钢孔型设计时，为了单值地描述金属变形，取以下独立无量纲参数（见图4.36）：

$1/\eta=\frac{h'}{h}$——腿部压下系数；

$\widetilde{H}=H/H_1$——蝶式孔型按中线算的相对高度（H_1——精轧断面的相应高度——见图4.34）；

$\mathrm{tg}\varphi=H/C$——断面展开角的正切；

$\rho=R/h$——腿部展开的折算半径；

$e=(l-l')/l'=\beta-1$——腿部按中线算的相对宽展。

在不等边角钢的孔型设计中，参数$\mathrm{tg}\varphi$和ρ必须对长腿和短腿分别确定：$\mathrm{tg}\varphi_6=H/C_6$，$\mathrm{tg}\varphi_n=H/C_n$，$\rho_6=R_6/h$和$\rho_n=R_n/h$，长腿和短腿在它们的延伸系数相等($\lambda_6=\lambda_n$)的条件下，相对宽展应当一样：$\lambda=\frac{1}{\eta\beta}$，可见，$1/\eta\beta_6=1/\eta\beta_n$，即$\beta_6=\beta_n$，或$\beta_6-1=\beta_n-1$。因此，不要求单独为每条边确定指数$e$。

当确定轧制角钢的坯料高度时，除此之外，知道总压下系数 $1/\eta_\Sigma = H_0/h_1$ 是适宜的。

为了得出确定上述参数的回归方程，分析了在闭口蝶式孔型中轧制 №2—20 等边角钢和 №3.2/2—20/12.5不等边角钢的十五套型钢轧机使用的轧辊孔型设计。这时按每个无量纲参数编制了统计取样，其中作为独立变量包括了角钢号数 N、角钢孔型逆

表 4.8 计算等边角钢孔型设计的回归方程

方程号	回 归 方 程	$R_{y,x_1,x_2\cdots}$
1	$1/\eta_\Sigma = 0.1384N^{0.266}A_1^{0.478}n_{ky}^{0.778}$	0.87
2	$1/\eta = 0.7546N^{0.068}A_1^{0.188}N_{ky}^{0.146}n_{ky}^{-0.294}$	0.83
3	$\tilde{H} = 1.5139N^{0.02}A_1^{-0.178}N_{ky}^{-0.400}$	0.73
4	$\rho = 1.2146N^{0.291}A_1^{0.439}N_{ky}^{-1.098}$	0.84
5	$\mathrm{tg}\varphi = 1.4302\tilde{H}^{0.804}$	0.88
6	$e_{cm} = 2.07\times10^{-2}N^{-0.865}N_{ky}^{1.693}A_1^{0.220}(\mathrm{tg}\varphi)^{0.0838}\times(1/\eta)^{1.056}n_{ky}^{-0.643}$	0.85

表 4.9 计算不等边角钢孔型设计的回归方程

方程号	回 归 方 程	$R_{y,x_1,x_2\cdots}$
1	$1/\eta_\Sigma = 0.0548N^{-0.06}A_1^{0.429}n_{ky}^{1.774}$	0.93
2	$1/\eta = 1.2205N^{0.014}A_1^{0.007\,8}N_{ky}^{0.161}n_{ky}^{-0.199}$	0.76
3	$\tilde{H} = 0.9192N^{0.137}A_1^{-0.026}N_{ky}^{-0.552}$	0.78
4	$\rho_\delta = 1.1564N^{0.354}A_1^{0.186}N_{ky}^{-1.166}$	0.73
5	$\rho_\kappa = 0.2717N^{0.285}A_1^{0.715}N_{ky}^{-1.050}$	0.88
6	$\mathrm{tg}\varphi_\delta = 0.9544\tilde{H}^{0.983}$	0.76
7	$\mathrm{tg}\varphi_\kappa = 6.7815N^{-0.610}A_1^{-0.813}N_{ky}^{-0.0229}\times\tilde{H}^{1.695}n_{ky}^{2.119}$	0.82
8	$e_{cm} = 0.65\times10^{-3}N^{-1.297}A_1^{0.047}N_{ky}^{0.543}\mathrm{tg}\varphi_\delta^{-0.801}\times\mathrm{tg}\varphi_\kappa^{0.570}\times1/\eta^{3.261}n_{ky}^{1.187}$	0.76

轧向的顺序号N_{kv}、精轧机座轧辊折算直径$A_1=D_*/h_1$、异形孔型中总道次数n_{kv}以及其它根据推测能影响所研究参数的无量纲参数。编制的包含每个参数100～150个值的取样在电子计算机EC—1022上用相关回归分析程序进行了处理。计算结果得出了回归方程，列于表4.8和4.9中。这些方程以足够高的和显著的复相关系数$R_{y.x_1.x_2...}=0.73\sim0.93$为特征，所以它们完全符合实际地表达角钢轧制中的金属变形规律。

由表4.8和4.9可见，对孔型设计参数在各道中的分配起主要影响的有角钢号数、轧辊直径和孔型（道次）数。腿部相对宽展随A_1、$1/\eta$，和$\mathrm{tg}\varphi$的增大而增大。这符合已形成的关于这些参数对自由宽展影响的概念。参数N和N_{ky}在方程6（见表4.8）和方程8（见表4.9）中间接地考虑限制宽展和其它未考虑的因素的影响。应强调指出，上述方程可以计算限制宽展。在计算自由宽展时，必须考虑宽展限制系数γ_{cm}，它的大小是由在开口角钢孔型中轧制时的宽展和对相应的条件按方程6（见表4.8）和方程8（见表4.9）计算出的宽展的比较结果确定出的。结果确定，系数$\gamma_{cm}=e_{cm}/e_{c*}=\Delta B_{cm}/\Delta B_{c*}$在0.17～0.50范围内变化，平均值$\overline{\gamma}_{mc}=0.38$，所以，可以认为，$e_{c*}=e_{cm}/\overline{\gamma}_{cm}$或$\Delta B_{c*}=\Delta B_{cm}/\overline{\gamma}_{cm}$。

在计算带自由宽展轧制角钢的轧辊孔型设计时，必须确定在立轧孔型中轧件的压下量。统计分析结果得出了计算在立轧孔型中按腿部中线的角钢压下系数的公式：

$$1/\eta_p=1+0.179N^{0.314}(l/h)^{-0.570} \tag{4.33}$$

式中 l和h——立轧孔型中腿部中线长和腿厚，在这些孔型中腿厚不改变。

用所得出的回归方程计算轧辊孔型设计的算法列于第4.3.7节中。

4.3.5 角钢孔型中的几何关系

计算和绘制孔型所必须的部分尺寸，由几何关系确定。

精轧孔型按腿部中线的高度H_1等于：

对等边角钢

$$H_1=l_1\cos45^\circ=0.7071l_1,$$

对不等边角钢

$$H_1=l_{1x}\cos\varphi_x=l_{1x}/\sqrt{1+\operatorname{tg}^2\varphi_x},$$

(1.34)

式中 $l_1=l_{1x}=b-0.5d$，$\operatorname{tg}\varphi_x=B/b$（见图4.32）。

蝶式孔型腿部中线的水平投影由其各部投影相加确定（见图4.36,*в*）：$B_\varphi=MD+DE+EF$。由图4.36,*б*可见，$MD=C=H/\operatorname{tg}\varphi$，$DE=R\operatorname{tg}(\varphi/2)$和$EF=l-AE-OA=l-R\varphi-[H/\sin\varphi-R\operatorname{tg}(\varphi/2)]$。

将这些表达式代入确定B_φ的公式，并考虑到：

$$\sin\varphi=\operatorname{tg}\varphi/\sqrt{1+\operatorname{tg}^2\varphi}$$

经过简单整理后，得到：

$$B_\varphi=l-C(\sqrt{1+\operatorname{tg}^2\varphi}-1)+R[2\operatorname{tg}(\varphi/2)-\varphi] \quad (4.35)$$

不等边角钢的水平投影B_M和$B_б$（见图4.36，*б*,*г*），也按这一公式确定，将其中l,C和φ相应地换成l_x，C_x和φ_x或$l_б$，$C_б$和$\varphi_б$。

腿部圆角半径可按Б.П.巴赫季诺夫的建议确定，根据他的建议，为了使断面外角填充好，在按计算顺序的每下一个孔型中腿部相接处的圆角半径r'应比前一孔型中的大一个超过腿部压下量Δh的量（见图4.36,*а*,*б*）：

对闭口孔型

$$r'=r(1/\eta)+1.2\Delta h$$

对开口孔型

$$r'=r(1/\eta)+2.4\Delta h$$

(4.36)

腿的端部的圆角半径根据孔型锁口位置取：

当锁口在上面时

$$r_1'=r_1+\Delta h$$

当锁口在下面时

$$r_1'\geqslant\Delta h$$

(4.37)

在角钢孔型中的轧件横截面面积按以下公式计算：

$$\left.\begin{array}{l}\text{对不等边角钢}\\ \qquad \omega=1.02h(l_6+l_n)\\ \text{对等边角钢}\\ \qquad \omega=2.04hl\end{array}\right\} \tag{1.38}$$

式中　系数1.02和2.04考虑腿的圆角段的面积的增大。

在确定孔型中性线位置时，断面重心按腿部中线确定，为此将中线总长分成三段（见图4.36,a）：

$$L_1=EF=B_\varphi-R\cdot\mathrm{tg}\frac{\varphi}{2}-C,\quad L_2=AE=R\varphi$$

$$L_3=OA=l-L_1-L_2 \tag{4.39}$$

对每一段按公式确定重心Z_1、Z_2和Z_3（见图4.36，a）

$$Z_1=0;\quad Z_2=R(1-\sin\varphi/\varphi)$$

$$Z_3=H-(L_3\sin\varphi)/2 \tag{4.40}$$

断面的公共重心的纵坐标按下式计算：

$$Z=\frac{L_1Z_1+L_2Z_2+L_3Z_3}{l}=\frac{L_2Z_2+L_3Z_3}{l} \tag{4.41}$$

对不等边孔型，首先按式(4.41)确定每一条腿的重心Z_6和Z_n，而后求整个断面的重心：

$$Z=(l_6Z_6+l_nZ_n)/(l_6+l_n)$$

4.3.6　轧制制度的限制

轧制角钢时最重要的限制是轧件进入孔型条件的限制，特别是对腿部发生很大弯折的那些道次。这种限制写成不等式形式(见图4.34和图4.36)：

$$B'<B_{.p}\quad 或\quad B'_n+B'_6<B_{.p} \tag{4.42}$$

按回归方程2（见表4.8和4.9）确定腿部压下系数时，轧辊对金属的咬入条件方面的限制通常自动满足，因为上述方程是对现在使用的轧制制度进行逼近处理结果得出的，在这些轧制制度中$\alpha<[\alpha]$。

如果根据某种原因压下系数取得大于平均统计值，则必须按

等效断面计算咬入角，检验限制(3.20)。

按轧件在孔型中的稳定性条件，腿部压下系数受最小允许值限制，对大角钢$1/\eta_{min}=1.07\sim1.12$，对中、小角钢$1/\eta_{min}=1.10\sim1.20$，当$1/\eta<1/\eta_{min}$时，可能出现轧件的镰刀弯或扭曲。

轧机设备强度和传动能力方面限制的检验，与轧制简单断面型材（见第3.6.3和3.6.4节）相比没有什么特殊之处。

4.3.7 轧辊孔型设计计算算法

设计合理的轧制角钢的轧辊孔型设计的原始资料的组成，与轧制工字钢和槽钢（见4.1.7节和4.2.5节）的相同。

计算按以下顺序完成：

1．确定精轧孔型尺寸。为此，首先按公式(1.1)计算给定角钢断面的热尺寸$B,b,d=h_1$及腿部中线长度$l_1=l_{1M}=b-0.5d$，$l_{1\delta}=B-0.5d$（见图4.32和图4.34），然后按式(4.34)确定精轧孔型高度H_1。

2．编制孔型设计方案。根据角钢号数确定在角钢孔型中的道次数n_{ky}（对中、小角钢$n_{ky}=4\sim5$，大角钢$n_{ky}=6\sim7$），之后考虑轧机形式和采用的角钢轧制方法（见图4.33和4.3.2节）选择孔型方案。

3．按方程(1)和(2)（见表4.8或4.9）计算在角钢孔型中腿部的总压下系数$1/\eta_\Sigma$和道次压下系数$1/\eta_i$，之后检验关系：

$$1/\eta_\Sigma=\prod_{i=1}^{n_{ky}}1/\eta_i\ (i=N_{ky}=1,2,\cdots,n_{ky})$$

当这一等式不满足时，将所得差值分配到所有道或某些道次中。在确定$1/\eta_i$时，必须考虑轧制时轧件稳定性条件方面的限制：$1/\eta_i>1/\eta_{min}$（见4.3.6节）。

4．从精轧前孔型（$i=N_{ky}=2,3,\cdots,n_{ky}$）开始，计算角钢孔型的展开参数$H_i$，$\rho_i$，$\operatorname{tg}\varphi_i$，其中对等边孔型按方程(3)～(5)（见表4.8）完成计算，而对不等边孔型按方程(3)～(7)（见表4.9）完成计算。

5．计算每个角钢孔型中金属的相对宽展e_i（$i=N_{ky}=1,2,$

…，n_{xy})，其中在闭口孔型中确定限制宽展e_{cmi}，而在开口孔型中确定自由宽展$e_{ccsi}=e_{cmi}/\overline{r}_{cmo}$。轧制等边角钢时，$e_{cmi}$值按方程(6)（见表4.8）计算，而轧制不等边角钢时，按方程(8)（见表4.9）计算。

6．从精轧孔型开始，逆轧向确定轧件和孔型尺寸。这时计算算法与相邻的前、后孔型的形式有关。

a．如果按计算顺序的前后孔型都为角钢孔型，则计算按以下顺序完成（见图4.36）：

计算下一孔型中的腿厚及其中线长度

$$h'=h(1/\eta),\quad l'=l/(1+e) \tag{4.43}$$

确定下一孔型的高度，腿部展开半径和角度

$$H'=\widetilde{H}'\cdot H_1,\quad R'=\rho'\cdot h',\quad \varphi'=\mathrm{arctg}\varphi' \tag{4.44}$$

预先确立三角形底边$C'=H'/\mathrm{tg}\varphi'$后，按式(4.35)计算腿部中线的水平投影。

б．如果前一孔型是角钢孔型，而后一孔型（所求的孔型）是立轧孔型（见图4.33,*e*，孔型4和3），则腿厚h'和腿部中线长l'按式(4.43)计算，而在立轧孔型中断面高度H'，展开半径R'和展开角度φ'取与按计算顺序的下一角钢孔型（见孔型2）中的值相同，即用该孔的参数$\widetilde{H}$、$\widetilde{P}$和$\mathrm{tg}\varphi$按式(4.44)计算。

в．按计算顺序位于立轧孔型之后的角钢孔型(例如图4.33,*e*中的孔型2)，腿部中线长按公式$\widetilde{l'}=l(1/\eta_p)$确定，其中立轧孔型中的压下系数按式(4.33)计算。该孔中断面腿厚h'，以及高H'，展开半径R'和展开角度φ'取与前面立轧孔型中的值相同，即$h'=h$，$H'=H$，$R'=R$和$\varphi'=\varphi$。

孔型中圆角半径按式(4.36)和(4.37)确定。

在计算的基础上绘制孔型图。

由顺序计算的结果确定进入顺轧向第一个异型孔型的矩形坯料的高和宽。

7．按式(4.38)计算每个孔型中轧件横截面面积，然后确定

延伸系数。

8．检验轧件进入孔型的条件方面的限制(4.42)，在不满足不等式(4.42)的情况下，修正孔型槽口宽$B_{.p}$，辊环圆角半径r_6或腿部展开角φ。

9．确定每个孔型中性线的位置，为此预先按式(4.39)～(4.41)计算断面重心的纵坐标。考虑到孔型中性线的位置，确定轧辊工作直径。

10．取符合精轧机座的限制的终轧速度，并计算各道中的轧制速度，然后检验轧制速度制度方面的限制。

11．按算法4.1计算轧制力和力矩。这时在腿部折弯很大的道次中，异型轧件向等效矩形轧件的折算，应按该道轧前和轧后的平均宽度进行：$B_c=(B'+B)/2$。

12．检验工作机座设备强度和传动能力方面的限制(见3.6.3节和3.6.4节)。当某个限制得不到满足时，相应地修正轧制制度或轧辊孔型设计。

4.3.8 轧制角钢的轧辊孔型设计计算举例

原始资料

计算在250连续式小型轧机上轧制腿厚4mm的№4等边角钢的轧辊孔型设计。轧机的技术特性在3.8.8节中已给出。

按国家标准ГОСТ8509—72No.4角钢尺寸(见图4.32,a)为：$b=40.0$mm，$d=4.0$mm，$R=5.0$mm，$r=1.7$mm。腿宽极限偏差为±1.0mm，腿厚极限偏差为+0.3mm～0.4mm，断面横截面面积$\omega_n=308.0$mm^2。角钢用Ст3钢轧制，开轧温度为1050℃。

确定精轧孔型尺寸

初步取终轧温度$t=1000$℃，按公式(1.1)确定精轧断面热尺寸(见图4.32,a和图4.34)：$b=(40.0-0.7\times1.0)\times(1+0.12\times10^{-3}\times1000)=39.3\times1.012=39.8$mm；$d=h_1=(4.0-0.7\times0.4)\times1.012=3.8$mm。断面圆角半径不用换算为热尺寸。腿部中线长$l_1=b-0.5d=39.8-0.5\times3.8=37.9$mm。

精轧孔型高度按式(4.34)$H_1=l_1\cos45°=37.9\times0.7071=$

26.8mm。精轧机座中轧辊折算直径$A_1=D_k/H_1=(D_0-h_1)/h_1=(280-3.8)/3.8=72.68$mm。

编制孔型设计方案

因为№4角钢属于小断面角钢，取角钢孔型数$n_{xy}=4$。由于轧机精轧机组配备有交替的水平辊机座和立辊机座，采取在立轧孔型中控制轧件宽度的开口蝶式孔型的轧制方法(见图4.33,*e*)，角钢孔型初步配置在水平辊机座11，13，15和17上(见图3.25)，而立轧孔型配置在立辊机座12和14上 ($n_{xo}=2$)。为了保证轧制不同腿厚的断面的可能性，精轧孔型17做成开口式的。为了获得要求的腿端圆角半径，第十五机座中的精轧前孔型做成闭口式的。编制的孔型设计方案列于表4.10中。

确定压下系数

按方程1(见表4.8)确定在角钢孔型中的总压下系数，当$N=4$，$n_{xy}=4$和$A_1=72.68$时：$1/\eta_\Sigma=0.1384N^{0.266}A_1^{0.478}n_{xy}^{0.748}=0.1384\times4^{0.266}\times72.68^{0.478}\times4^{0.748}=4.379$。

按方程2(见表4.8)计算各角钢孔型中的压下系数：在第一个孔型中 ($N_{xy}=1$)$1/\eta_1=0.7546N^{0.068}A_1^{0.138}N_{xy}^{0.145}n_{xy}^{-0.294}=0.7546\times4^{0.68}\times72.68^{0.138}\times1^{0.145}\times4^{-0.294}=1.235$；类似地得出在第二个孔型中($N_{xy}=2$)$1/\eta_2=1.365$，在第三个孔型中($N_{xy}=3$)$1/\eta_3=1.448$和在第四个孔型($N_{xy}=4$)$1/\eta_4=1.510$，这时各压下系数的乘积$\prod_{i=1}^{4}1/\eta_i=1.235\times1.365\times1.448\times1.510=3.686$，即小于$1/\eta_\Sigma=4.379$。差值$\delta=4.379/3.686=1.188$分配到按计算顺序的最后二个孔型中，将其中的压下系数增加$\sqrt{\delta}=\sqrt{1.188}=1.090$，结果得到：$1/\eta_1=1.235$；$1/\eta_2=1.365$；$1/\eta_3=1.578$；$1/\eta_4=1.646$和$\prod_{i=1}^{4}1/\eta_i=4.379$。

轧制过程稳定条件的限制，在所有孔型中得到满足，因为$1/\eta_i>1/\eta_{min}=1.10\sim1.20$。

表 4.10　在250连续式轧机上轧制No4角钢的金属变形计算结果

机座号	孔型号			孔型设计方案	$1/\eta$	$\bar{H}$	ρ
	N_r	N_{ky}	N_{kp}				
11	6	4			1.646	0.467	2.612
12	5	—	2		1.000	0.467	2.612
13	4	3	—		1.578	0.524	3.580
14	3	—	1		1.000	0.524	3.580
15	2	2	—		1.365	0.617	5.583
17	1	1	—		1.235	—	—

tgφ	$e(1/\eta_p)$	h, mm	l, mm	H, mm	B_φ, mm	ω, mm²	λ
0.775	0.300	10.1	38.5	12.3	34.9	793.3	1.239
0.775	(1.139)	10.1	33.8	12.5	30.2	696.4	1.139
0.851	0.176	6.4	39.8	14.0	35.3	519.6	1.340
0.851	(1.103)	6.4	36.1	14.0	31.6	471.3	1.103
0.970	0.029	4.7	37.1	16.5	31.6	355.7	1.325
1.00	0.021	3.8	37.9	26.8	26.8	293.8	1.211

4.3.9　在电子计算机上计算轧辊孔型设计的程序

在4.3.7节中叙述的算法，以自动计算程序《角钢》的形式（见图4.37）得到实现。在程序运行的原始资料中，除了轧机技术特性、角钢号数和孔型设计初始参数外，给出道次数，孔型设计方案的数码和终轧速度。原始资料输入后，在模块1～8中按上

述算法1中的3～9项顺序进行计算。在模块9中将异型轧件折算成等效矩形轧件，并形成《分析》程序工作所必需的数据，在《分析》程序中实现轧制的速度制度和温度制度、力能参数和轧机设备负荷系数的计算。在不满足某个限制时，轧辊孔型设计的修正在模块12中在专家参与下实现。此后按信号4控制传给孔型设计的重复计算上，或者传给《分析》程序，以计算新的轧制工艺制度。

程序用《FORTRAN—Ⅳ》语言为EC系列电子计算机编写的。原始资料准备时间为四到五小时，在EC—1020电子计算机上计算时间为十到十五分钟。

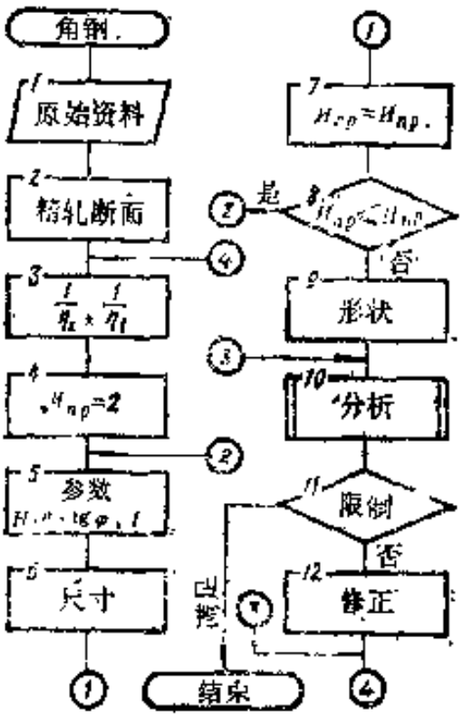
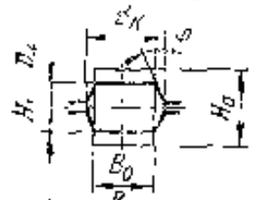
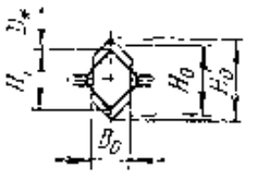
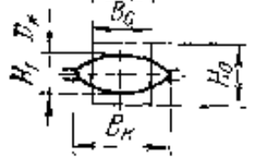
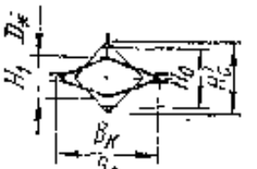
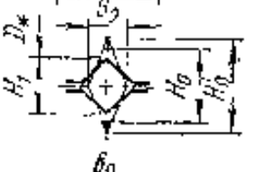
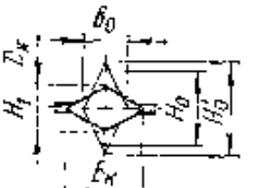
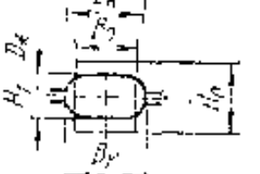
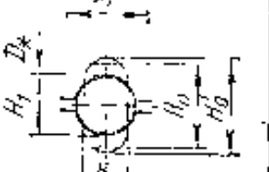
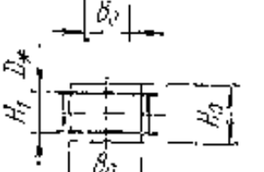
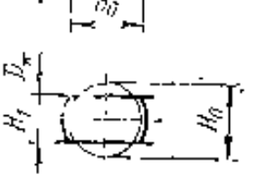
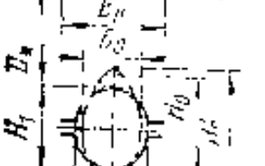


图 4.37 程序《角钢》框图

1～12—程序块

附录1　按不同轧制方案轧制时的无量纲独立参数

轧制方案	参数	轧制方案	参数
	$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\operatorname{tg}\varphi=(B_K-B_П)/H_1$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$
	$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$		$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$
	$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$
	$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$
	$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$		$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$
	$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H/H_0'$
	$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$
	$A=D_*/H_1$ $a_K=B_K/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$ $a_0=H_0/B_0$		$A=D_*/H_1$ $1/\eta=H_0/H_1$
	$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$ $a_K=B_K/H_1$		$A=D_*/H_1$ $a_0=H_0/B_0$ $1/\eta=H_0/H_1$ $\delta_0=H_0/H_0'$

附录2　轧辊孔型设计计算曲线图

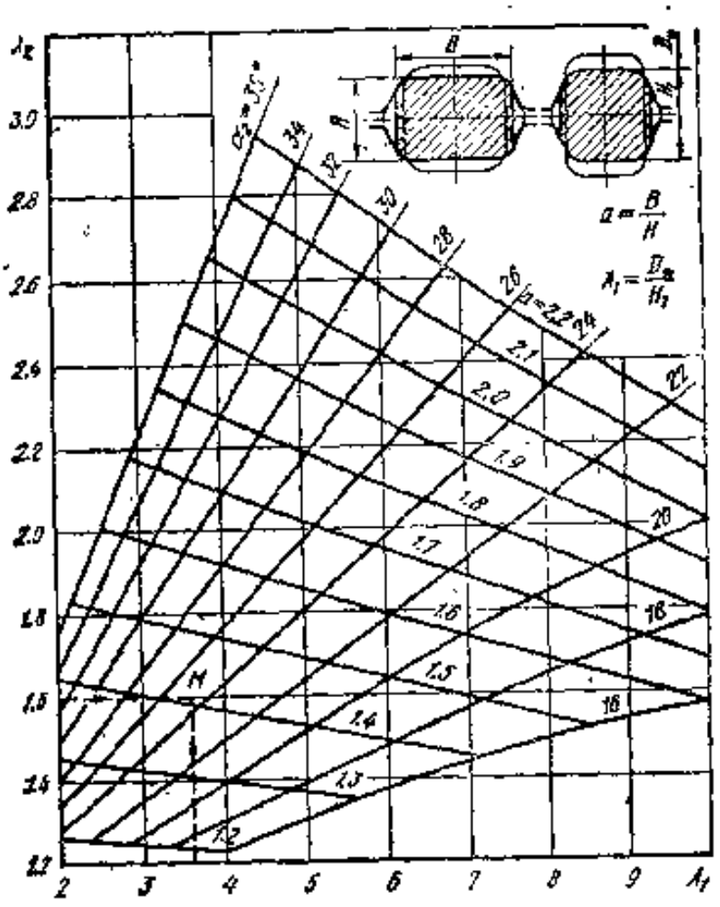


图 П.1.　在箱形孔型中按方—矩形—方方案轧制时确定总延伸系数λ_z的曲线图

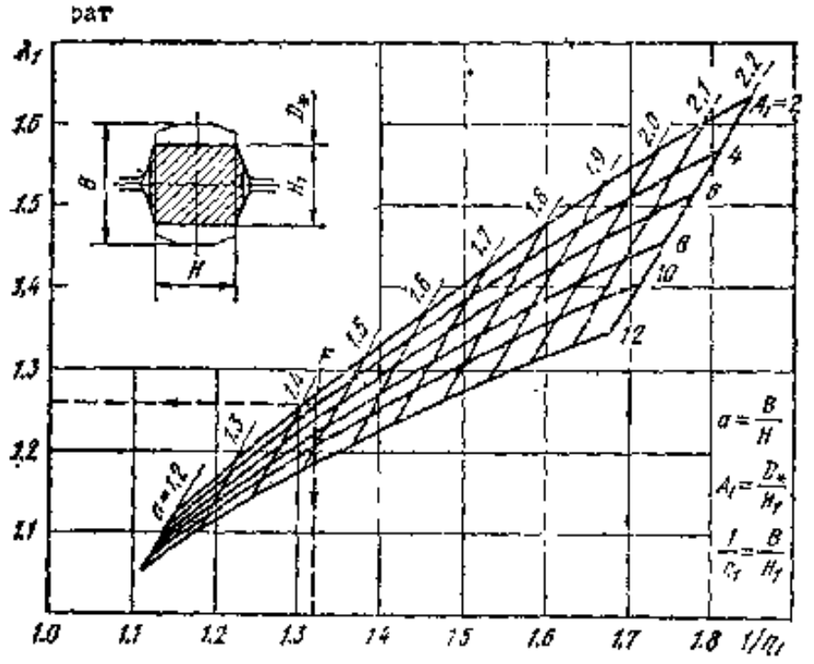


图 П.2　在方箱孔型中轧制矩形轧件时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线图

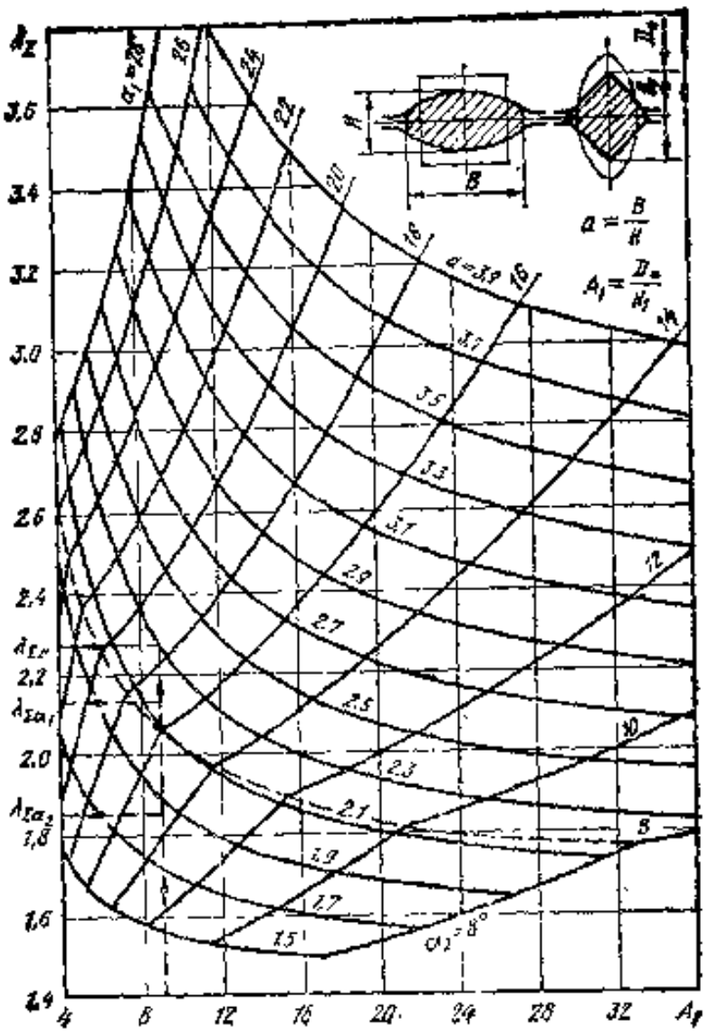


图 П.3 按方-椭圆-方方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线图

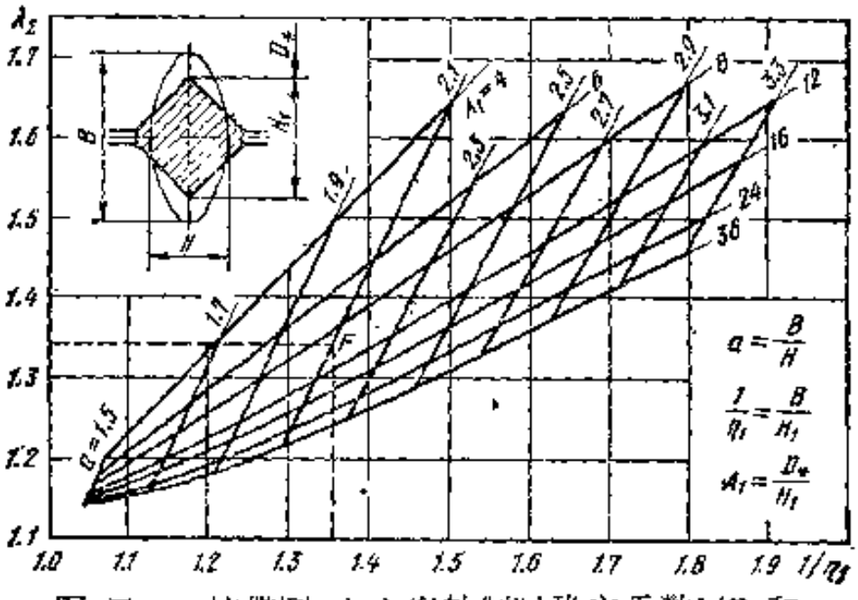


图 П.4 按椭圆-方方案轧制时确定系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线图

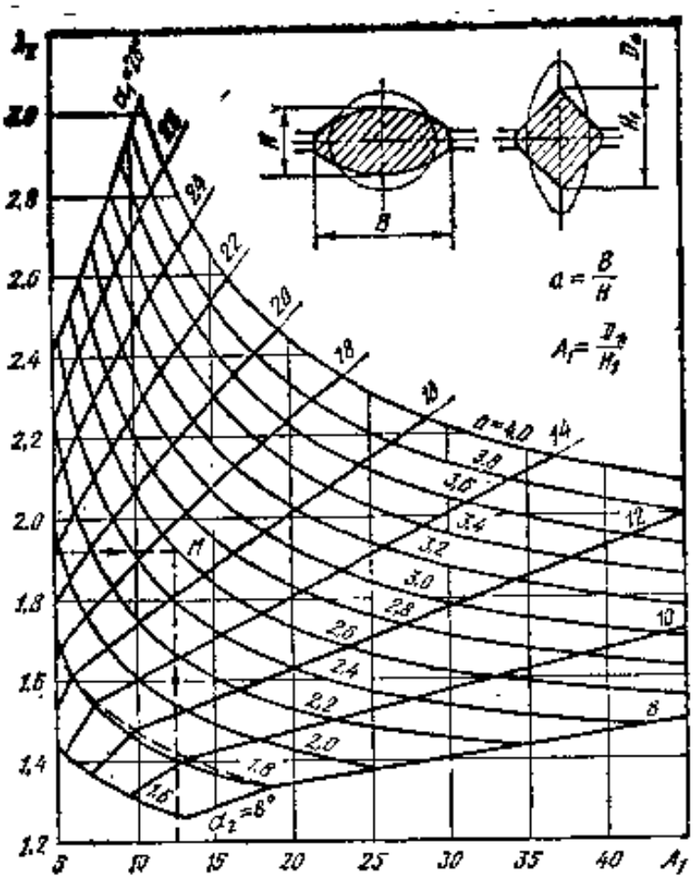


图 П.5　按立椭-椭圆-方方案轧制时确定总延伸系数 λ_Σ 的曲线图

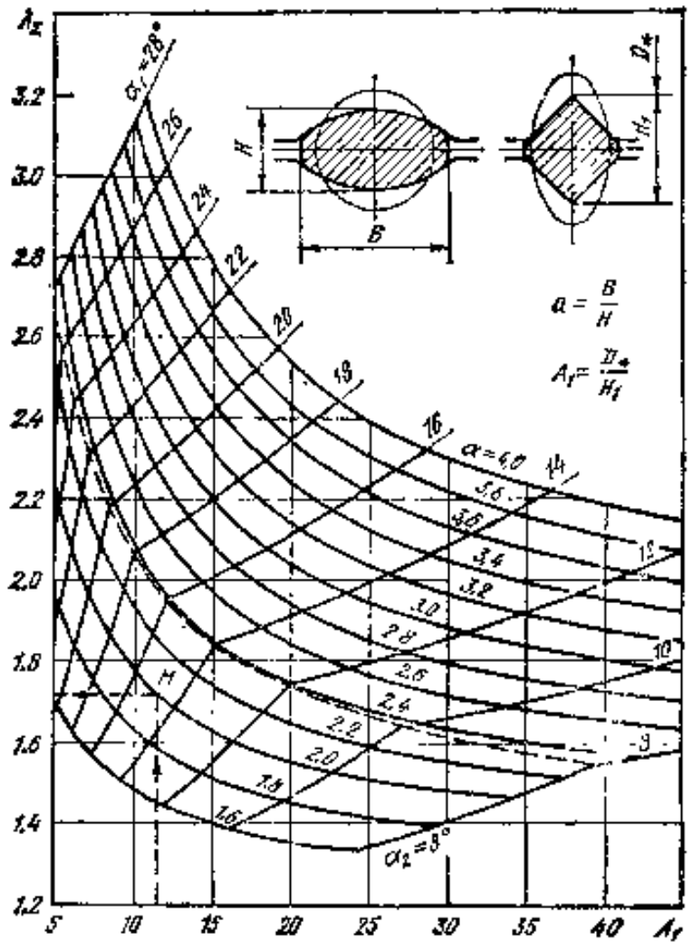


图 П.6　按圆-椭圆-方方案轧制时确定总延伸系数 λ_Σ 的曲线图

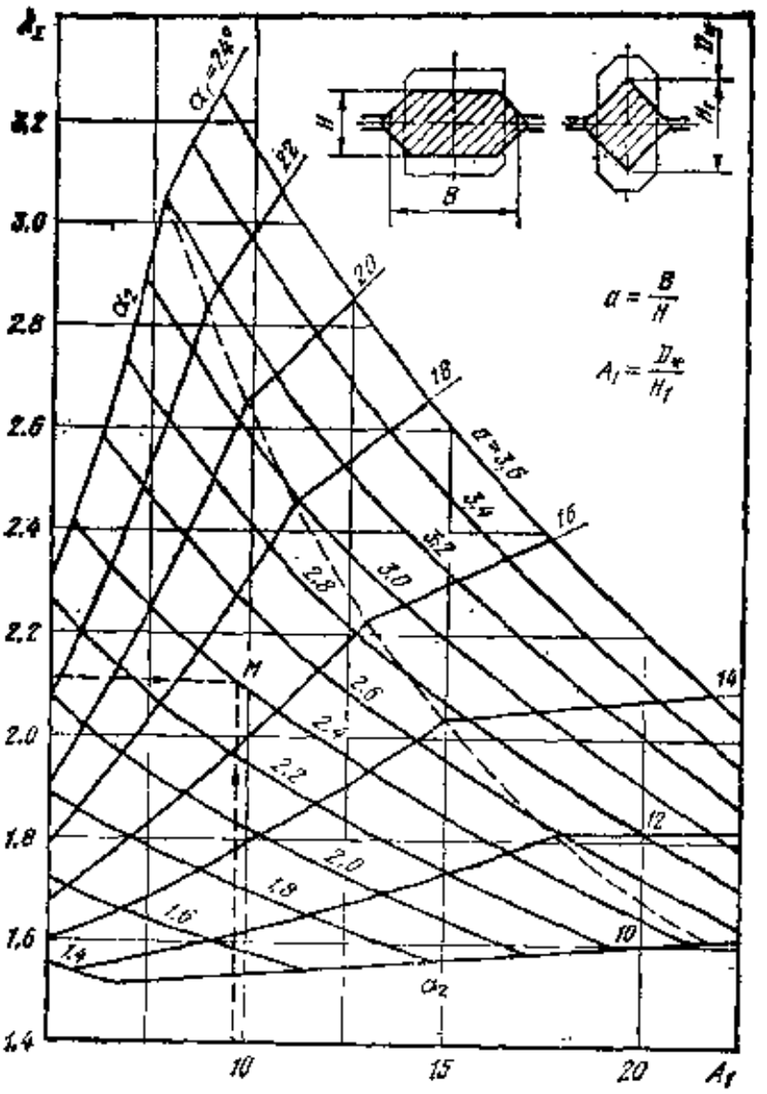


图 П.7 按方-六角-方方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线图

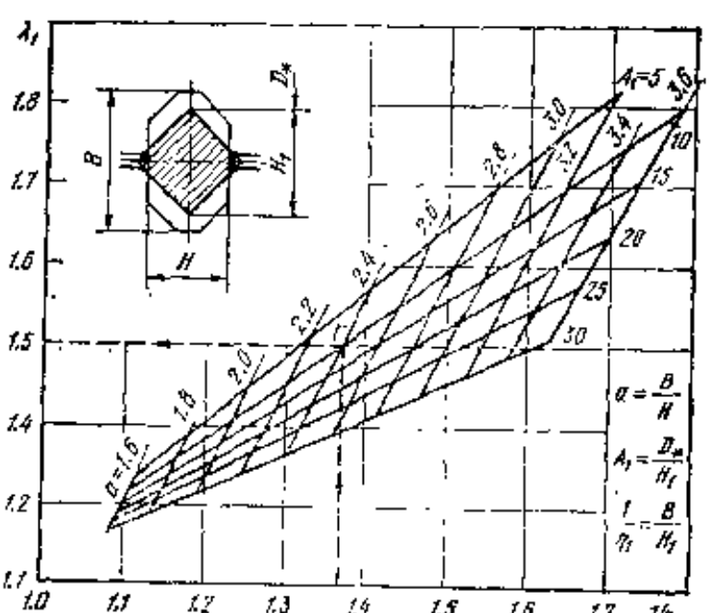


图 П.8 按六角-方方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线图

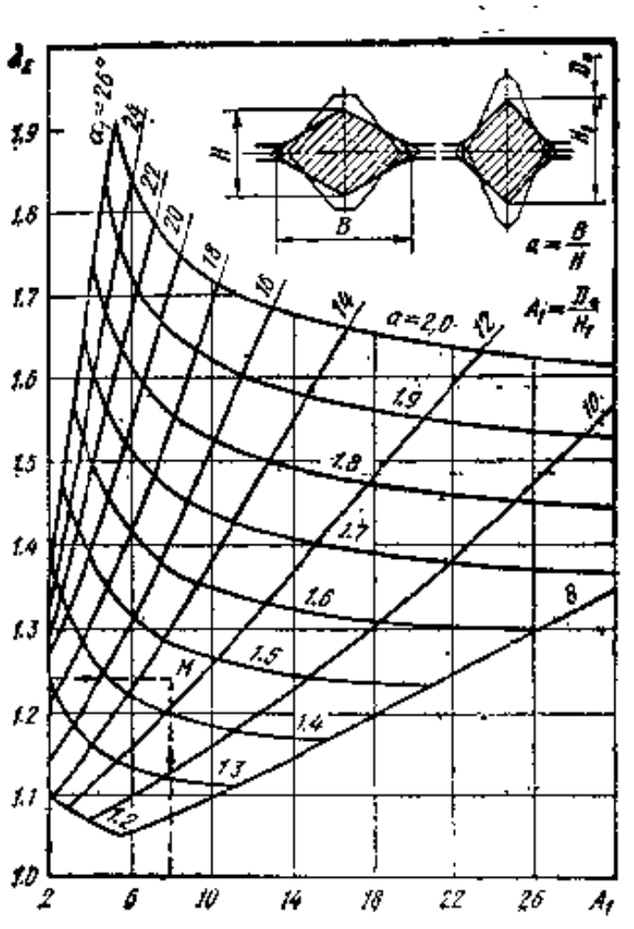


图 П.9 按方-菱-方方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线图

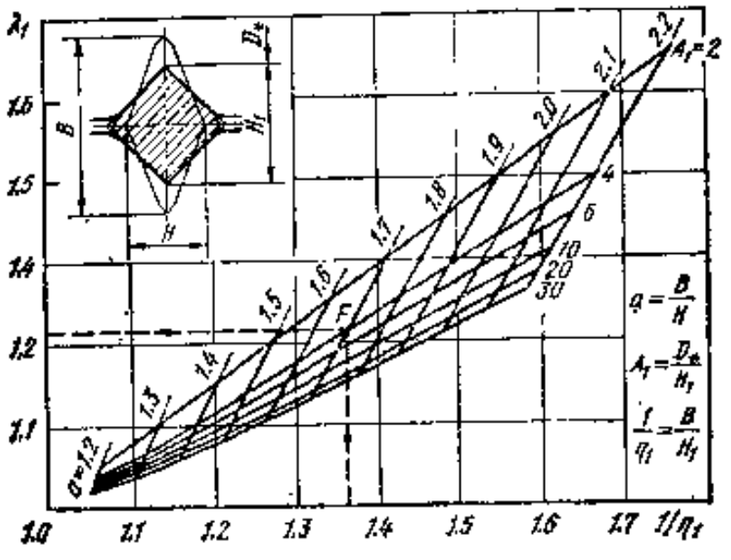


图 П.10 按菱-方方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线图

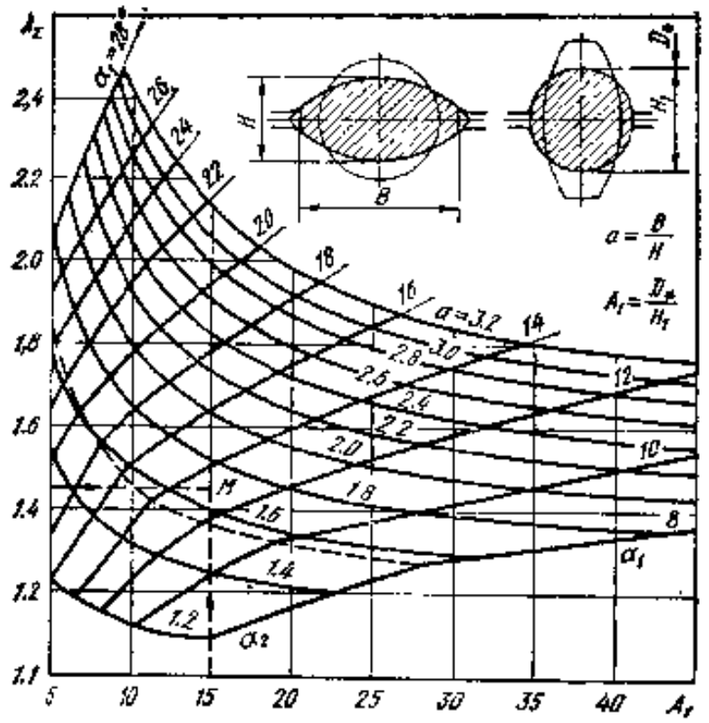


图 П.11　按圆-椭圆-圆方案轧制时确定总延伸系数λ_z的曲线图

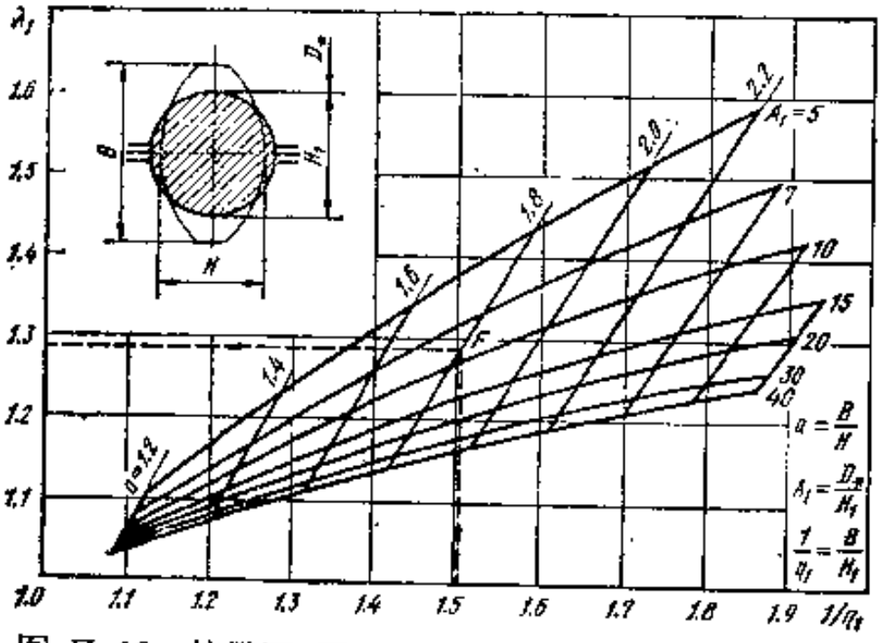


图 П.12　按椭圆-圆方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线图

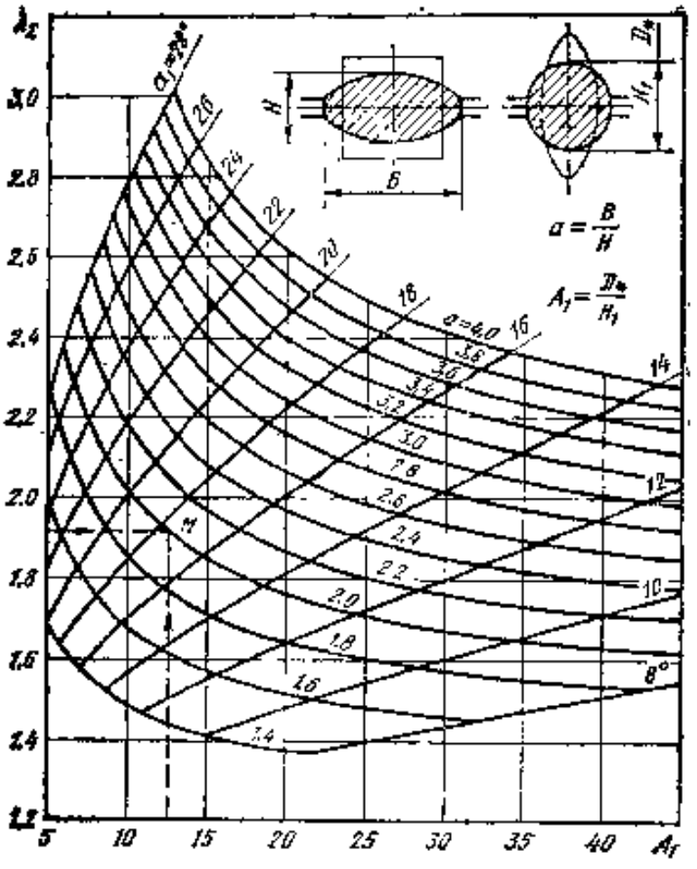


图 П.13　按方-椭圆-圆方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线图

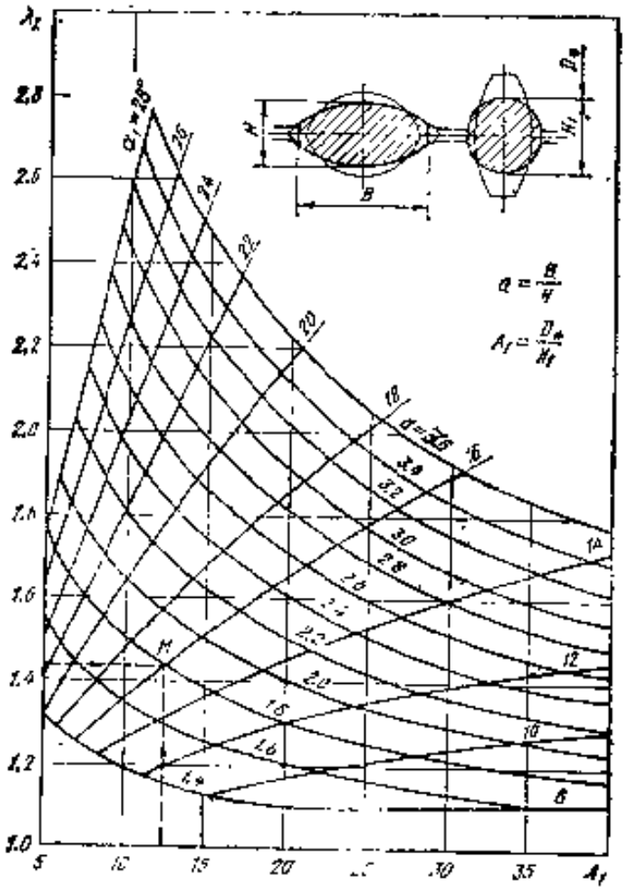


图 П.14　按立椭-椭圆-圆方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

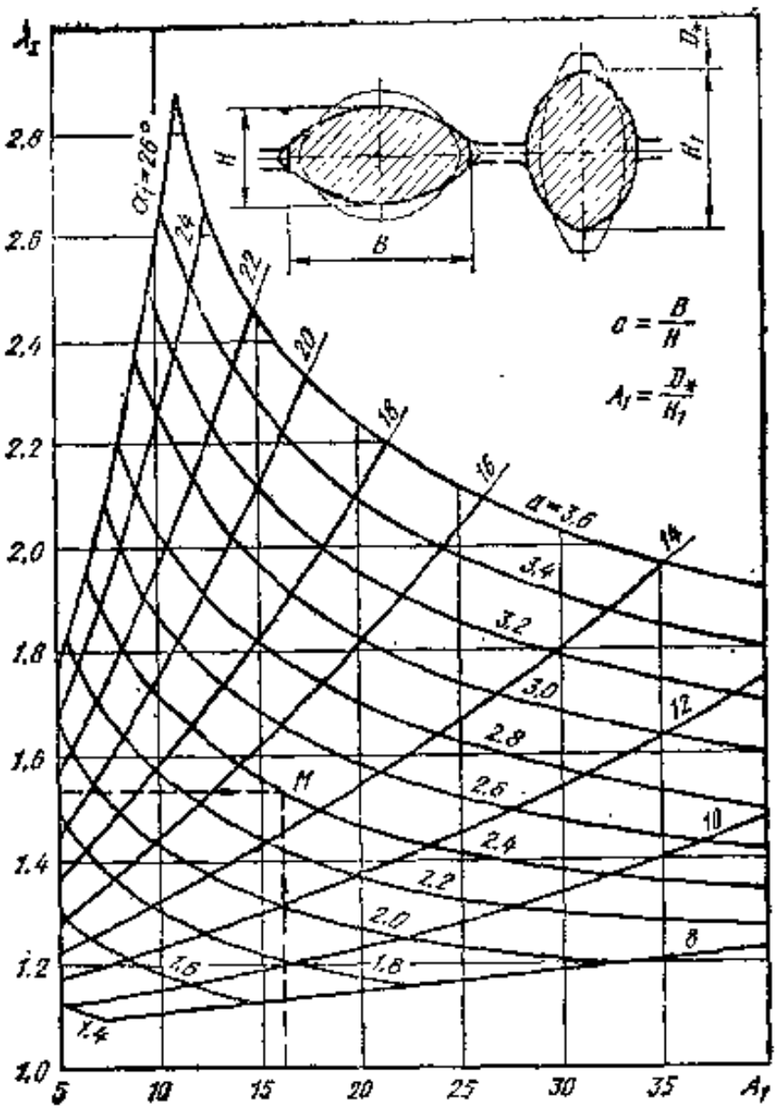


图 П.15　按立椭-椭圆-立椭方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

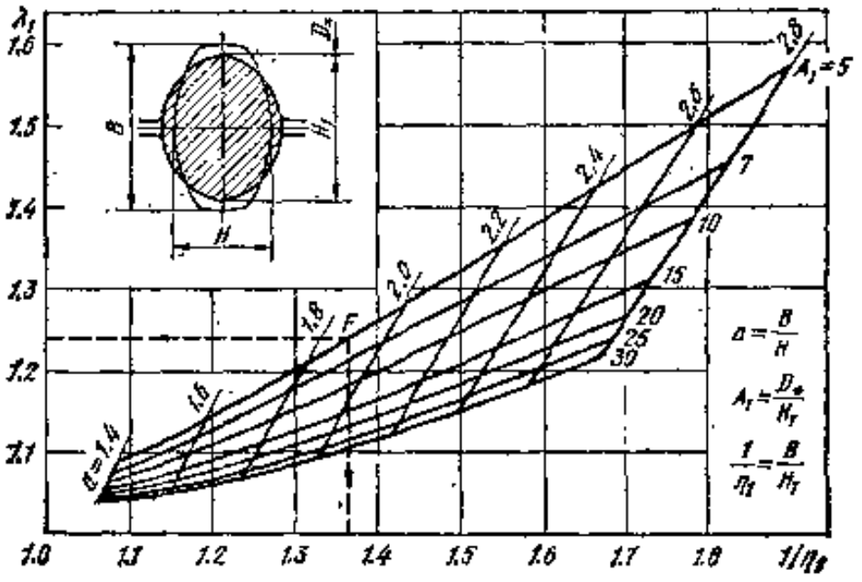


图 П.16　按椭圆-立椭方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线计算图

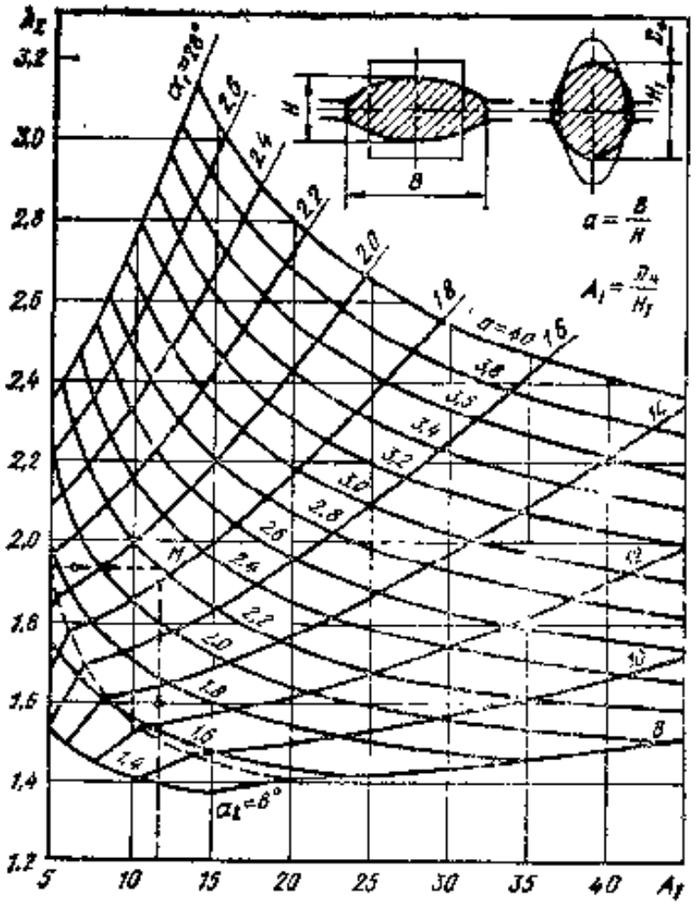


图 П.17 按方-椭圆-立椭方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

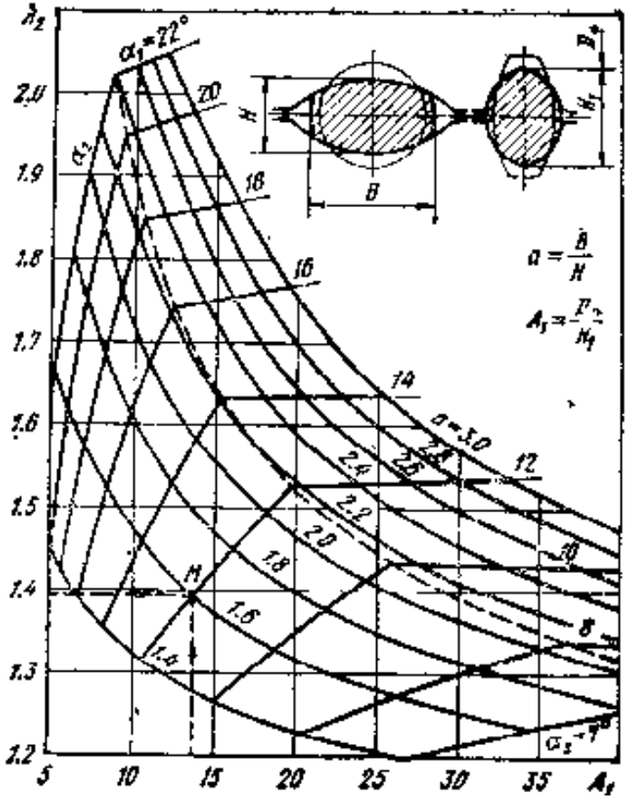


图 П.18 按圆-椭圆-立椭方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

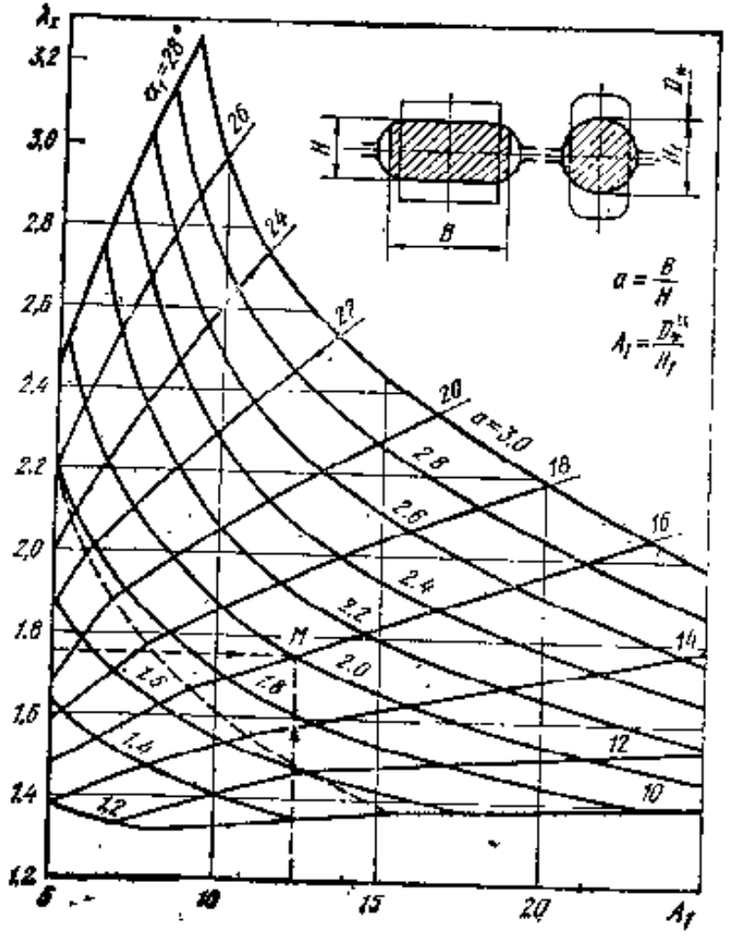


图 П.19 按方-平椭-圆方案轧制时确定总延伸系数 λ_x 的曲线计算图

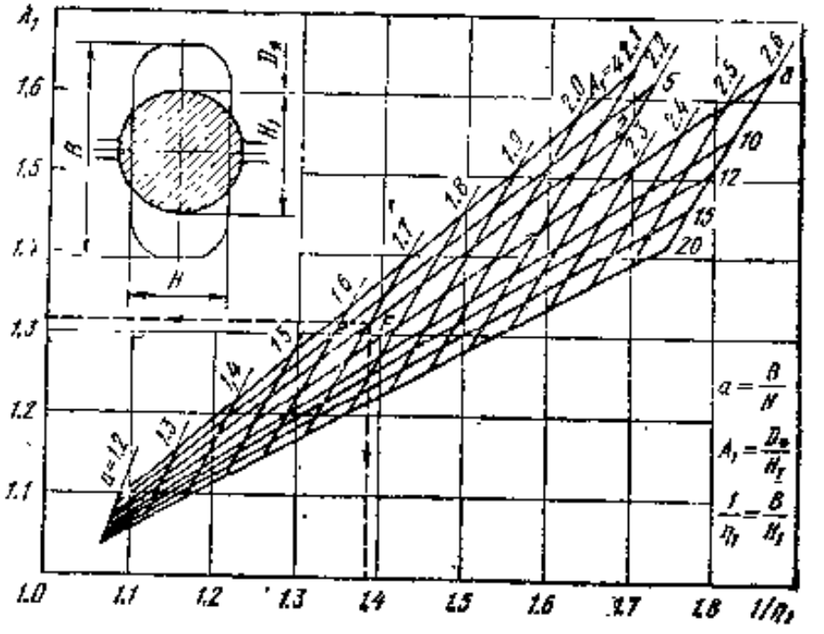


图 П.20 按平椭-圆方案轧制时确定压下系数 $1/\eta_1$ 和延伸系数 λ_1 的曲线计算图

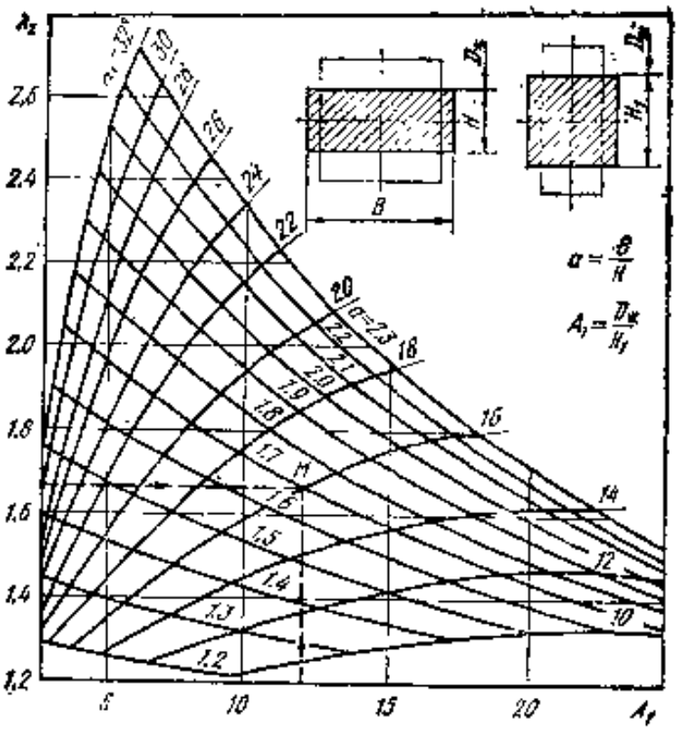


图 П.21　按方-矩形-方方案在平辊上轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

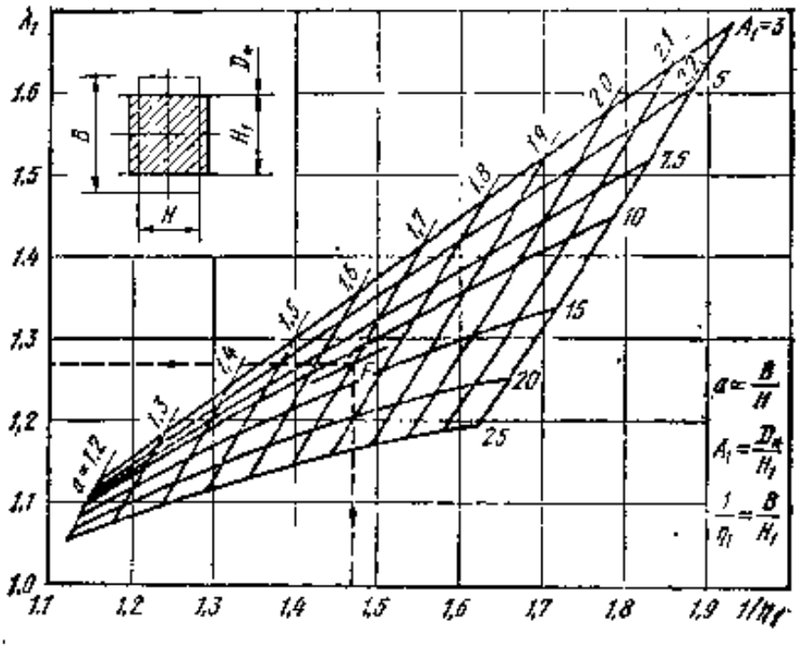


图 П.22　按矩形-方方案在平辊上轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1曲线计算图

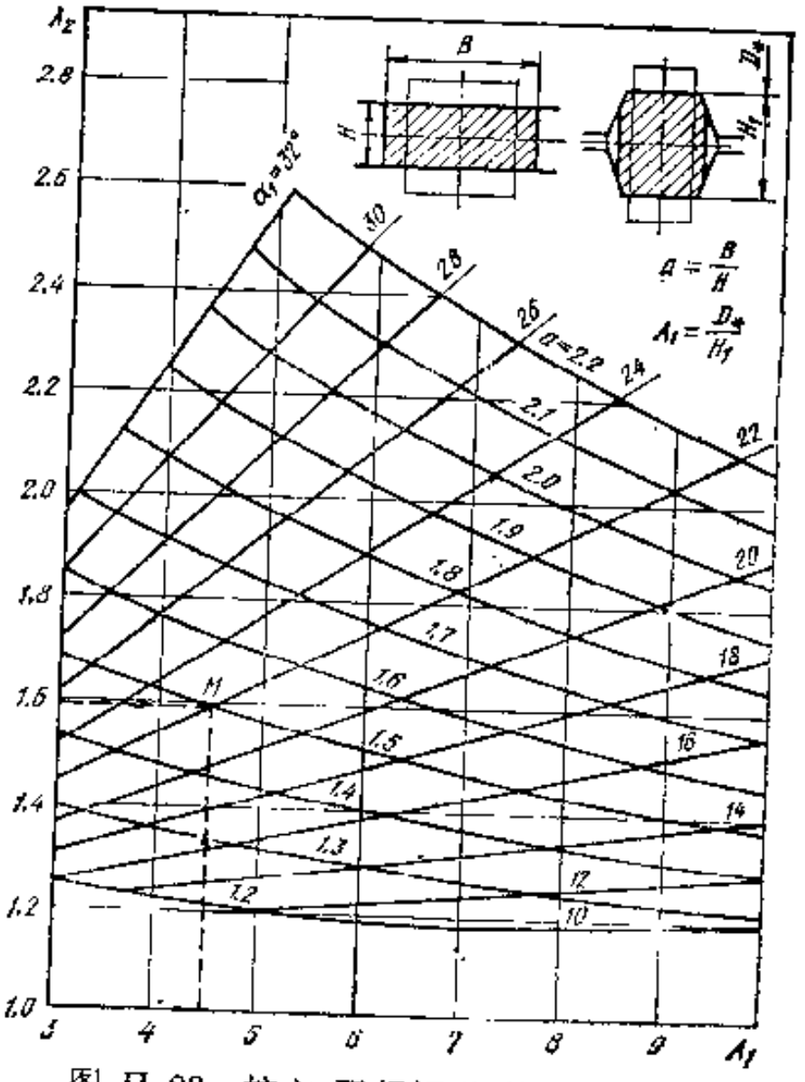


图 П.23 按方-平辊矩形-箱方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

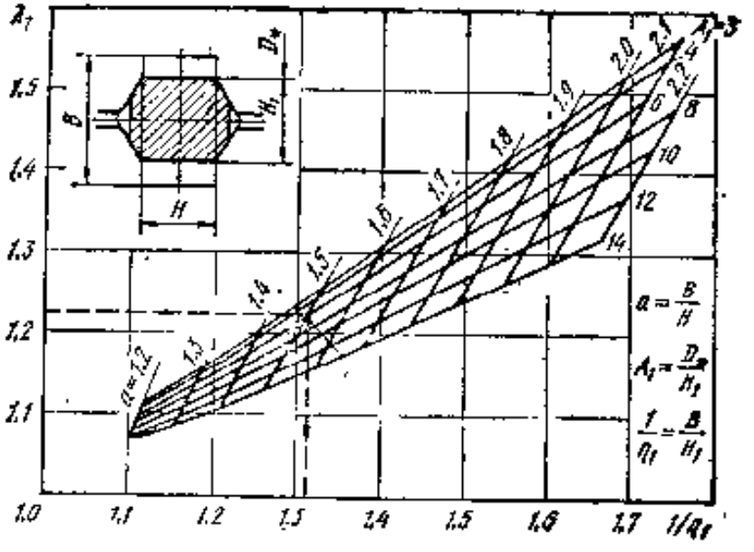


图 П.24 按矩形-箱方方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线计算图

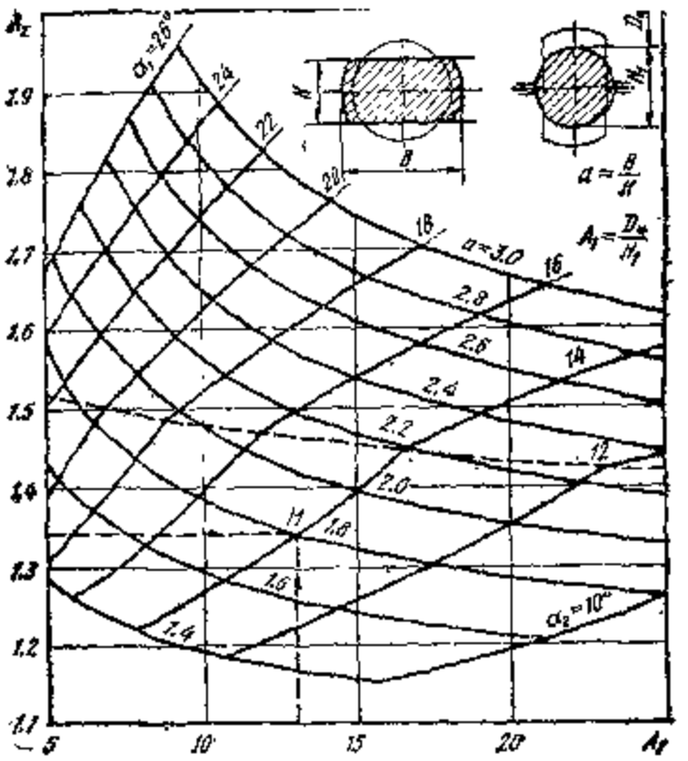


图 П.25　按圆-平辊-圆方案轧制时确定总延伸系数λ_Σ的曲线计算图

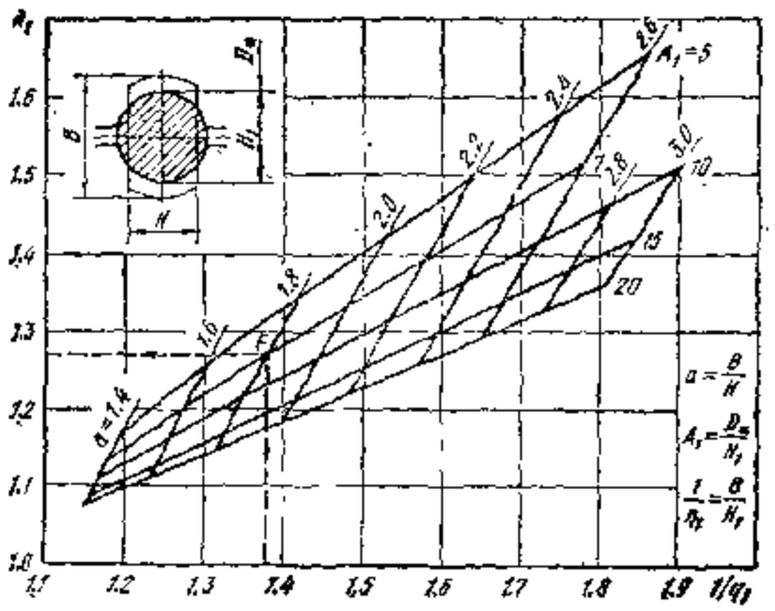


图 П.26　按矩形-圆方案轧制时确定压下系数$1/\eta_1$和延伸系数λ_1的曲线计算图

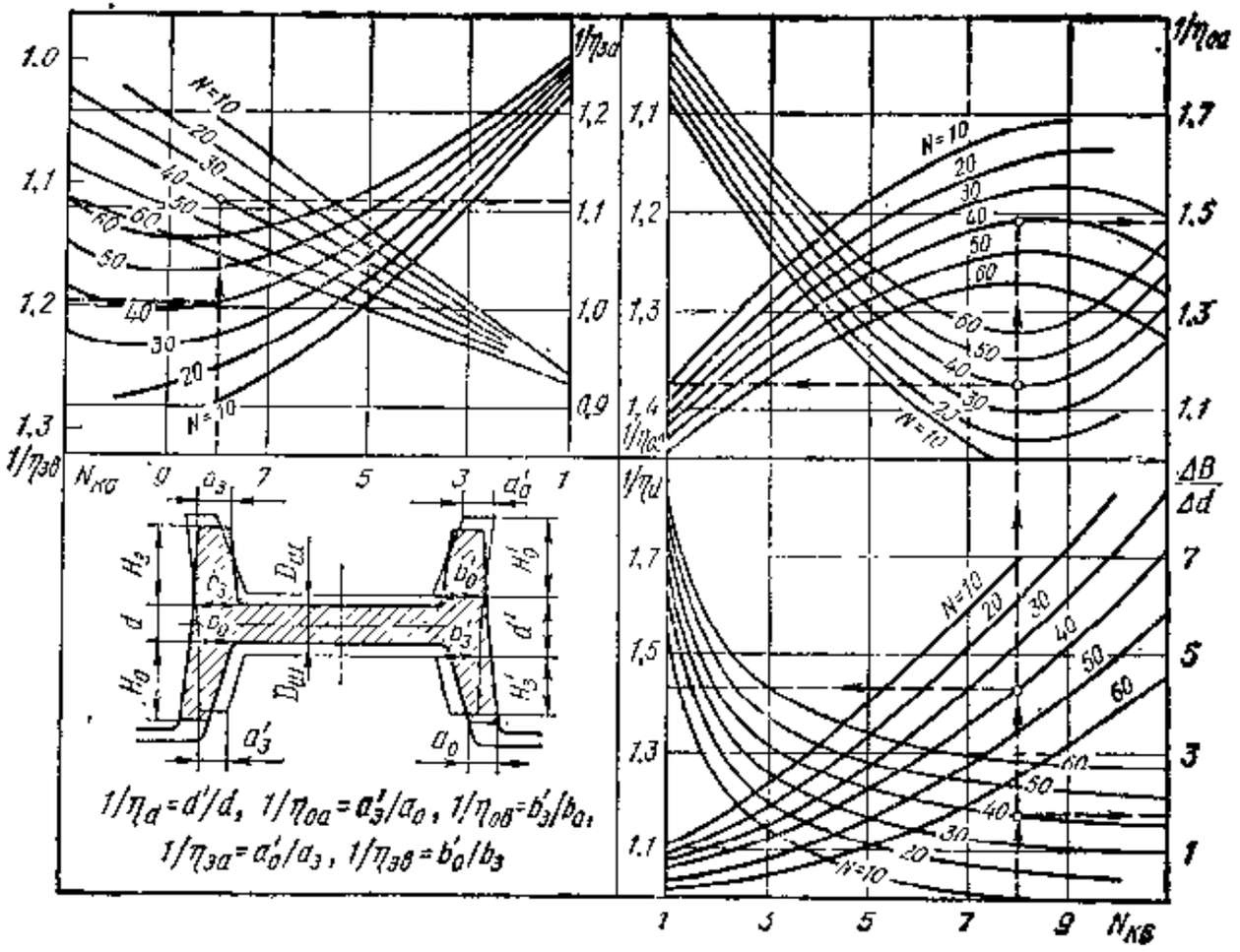


图 П.27　轧制工字钢时确定变形系数的曲线计算图

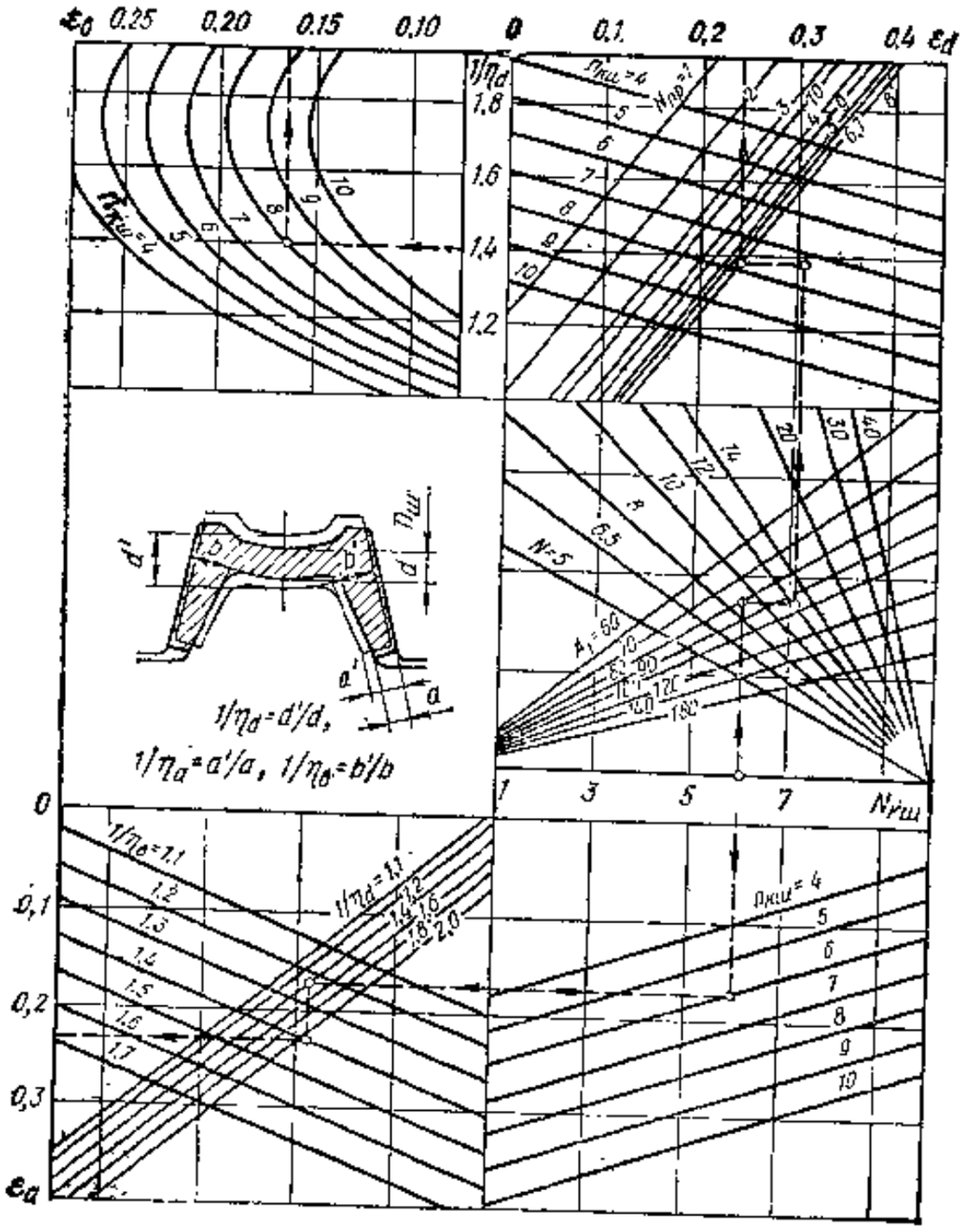


图 П.28 轧制槽钢时确定压下系数的曲线计算图

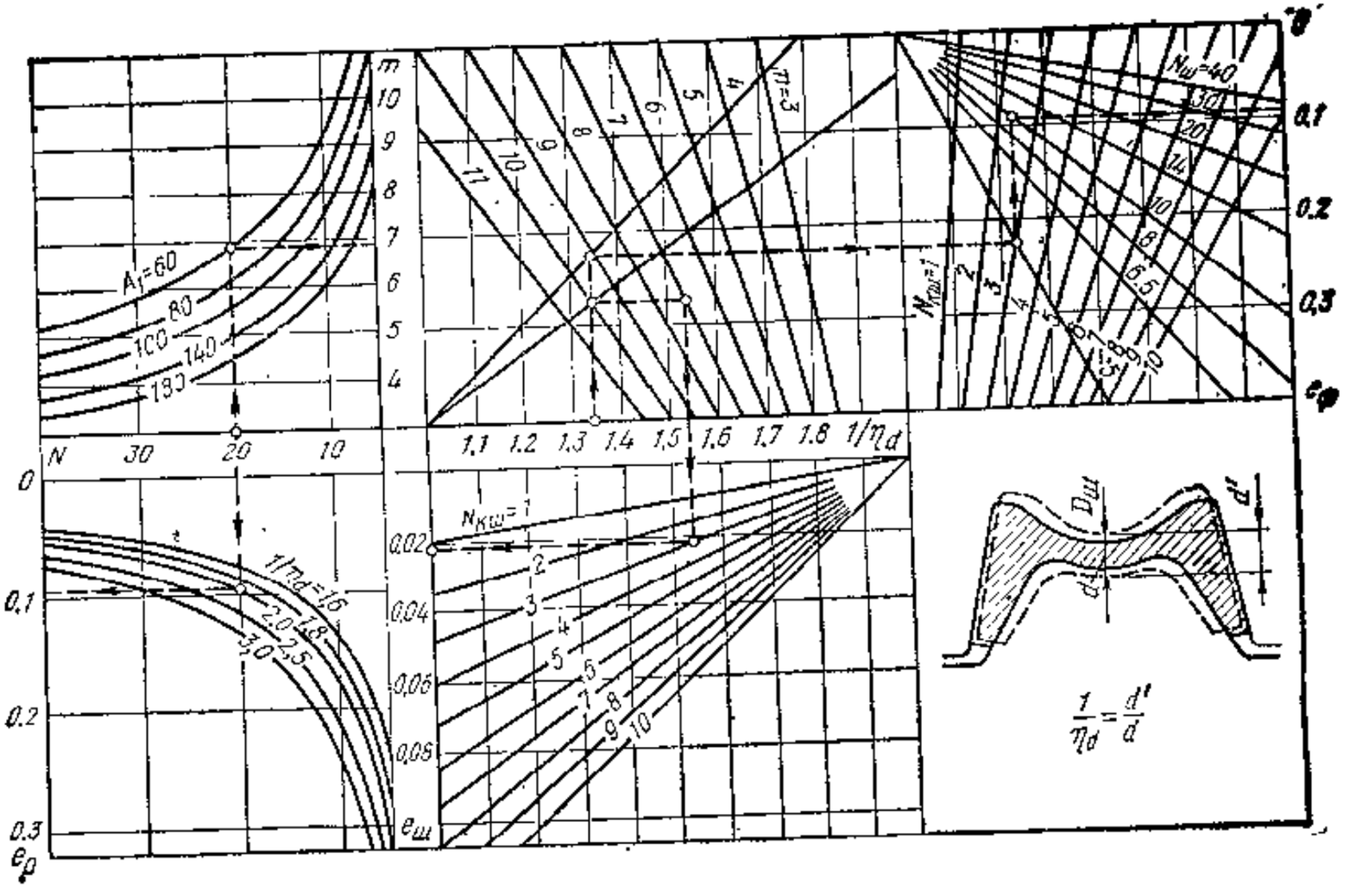


图 П.29 轧制槽钢时确定断面各部分相对宽展的曲线计算图

参 考 书 目

从略。

1. *Королев А. А.* Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов: Учебное пособие для вузов. М.: Металлургия, 1985. 376 с.

2. *Северденко В. П., Бахтинов Ю. Б., Бахтинов В. Б.* Валки для профильного проката. М.: Металлургия, 1978. 224 с.

3. *Тюхтин В. С.* Содержание и научный статус системного подхода. — В кн.: Системный анализ и научное знание. М.: Наука, 1978, с. 42—60.

4. Прокатное производство. Учебник для вузов. 3-е изд./ /*П. И. Полухин, Н. М. Федосов, А. А. Королев, Ю. М. Матвеев.* М.: Металлургия, 1982. 696 с.

5. Технологические и силовые резервы прокатных станов/ /*В. М. Клименко, В. И. Погоржельский, В. С. Горелик, Л. В. Коновалов.* М.: Металлургия, 1976. 240 с.

6. *Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е.* Теория продольной прокатки: Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1980. 320 с.

7. *Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А. М.* Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник. М.: Металлургия, 1983. 352 с.

8. Теория прокатки: Справочник *А. И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин и др.* — М.: Металлургия, 1982. 335 с.

9. *Паршин В. А., Эудов Е. Г., Колмогоров В. Л.* Деформируемость и качество. М.: Металлургия, 1979. 192 с.

10. *Цуканов Г. Э., Чехранов В. Д., Токарев В. А.* Многослитковая прокатка. М.: Металлургия, 1979. 96 с.

11. Сортовые профили проката: Справочник/*В. В. Лемпицкий, И. П. Шулаев, И. С. Тришевский* и др. М.: Металлургия, 1981. 624 с.

12. *Сейер Р. и Моллер Р.* Действительно ли необходимо использование калиброванных валков. Пер. с анг. Б — 37100. — Wire Journal, № 2, 1978, с. 68—72.

13. *Хензель А., Шпитель Т.* Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справочник. Пер. с нем. М.: Металлургия, 1982. 360 с.

14. *Гун Г. Я.* Теоретические основы обработки металлов давлением. (Теория пластичности): Учебник для вузов. М.: Металлургия, 1980. 456 с.

15. *Колмогоров В. Л.* Механика обработки металлов давлением: Учебник для вузов. Ч. 1 и 2. М.: Металлургия, 1986, с. 688.

16. *Смирнов В. К., Шилов В. А., Литвинов К. И.* Деформации и усилия в калибрах простой формы. М.: Металлургия, 1982. 144 с.

17. Математическая статистика: Учебник для вузов/*В. М. Иванова, В. Н. Калинина, Л. А. Нешумова и др.* М.: Высшая школа, 1981. 371 с.

18. *Конвей В. В., Максвел В. Л., Миллер Л. В.* Теория расписаний. М.: Наука, 1975. 360 с.

19. *Смирнов В. К., Шилов В. А., Колобков И. А. и др.* — Алгоритмы и программы: Информ. бюл. М.: ВНТИЦ, 1977, № 4 (18), с. 47—48.

20. *Смирнов В. К., Шилов В. А., Колобков И. А. и др.* — Алгоритмы и программы: Информ. Бюл. М., ВНТИЦ, 1980, № 2 (34), с. 50.

21. *Лохматов А. П., Теряев В. Л., Глудис И. Л. и др.* — Черная металлургия: Бюл. научн.-техн. информ., вып. 4 (912), 1982, с. 11—24.

22. Алгоритм автоматизированного выбора обжатий при прокатке двутавров на универсальном стане/*Е. Л. Белкин, Н. Ф. Грицук, Н. Ю. Вавилов и др.* — В кн.: Сортопрокатное производство. Харьков, 1975, вып. 3, с. 126—130.

[General Information]
书名=轧辊孔型设计
作者=
页数=348
SS号=11057570
出版日期=

封面
书名
版权
前言
目录
正文