

## 摘 要

(随着我国输送管线建设的迅猛发展,大直径焊接钢管的需求量日益增加。针对大直径焊接钢管的生产,国内目前急需研究一套系统理论加以指导。)

本文首先对大直径焊接钢管的制管现状进行了系统介绍和评价。然后从板料的塑性弯曲理论入手,在对折弯成形的合理假设和简化的基础上,采用数学解析方法,对直缝管筒折弯成形过程进行了工程理论描述,分析研究了板料在折弯过程中三种变形模式下的变形机理。重点揭示了板料弯曲中的折弯力、弯曲半径和折弯角度之间的内在关系。在板料单次折弯成形理论的基础上,建立了直缝管筒逐步折弯成形的数学模型。通过设计计算程序,生成直缝管筒折弯成形的初步工艺方案。并重点讨论了各工艺要素(折弯力、上模宽度、下模开口距离、折弯次数等)对管筒成形质量和生产效率的影响。同时结合生产实际,进一步通过对工艺方案的综合评价,得到合理的最终工艺方案。

通过对直缝管筒的逐步折弯成形过程的系统研究,对折弯设备的选择、模具设计,以及折弯成形工艺方案的制定等等,提供了重要的理论指导依据。(并具有较大的工程应用价值。)

关键词: 直缝管筒 塑性成形 变形模式 逐步折弯成形

## ABSTRACT

Along with the rapid development of construction of transport pipe-lines in our country, the demands for welded big-diameter pipes become greater and greater. It is in dire need of a set of theory to guide the production of pipes in China at present.

The thesis first of all gives a systematic introduction and evaluation on the present situation of welded big- diameter pipes. Then starting with the theory of plastic deformation of plates, the thesis describes the bending process of open-seam pipes theoretically by applying the mathematical analysis method on the basis of the reasonable presumption and simplification of bending process. It analyzes and studies the deformation mechanism of plates under three deformation modes during the bending process and mainly reveals the internal relationship among the bending force, bending radius and angle during the process. Basing on the theory of single forming , the mathematical model of progressive forming of open-seam pipes is established. The preliminary process plan of bending open-seam pipes is generated through programming. The discussion centers on the effects on pipes quality and productivity by various process factor such as bending force, punch width, die gap and bending times etc. The reasonable final process plan is eventually generated by further comprehensive evaluation of the initial plan and combining the practical production.

Through the systematic study of progressive Forming of the open-seam pipes, it offers important theory reference to the selection of bending equipment, the design of tooling and the decision of process plan etc. What's more , it is of significant value of engineering application.

**Keywords:** Open-seam Pipe Plastic Deformation  
Deformation Mode Progressive Forming

## 第一章 概 述

### 1.1 课题来源

该课题直接来源于国家重点新产品项目：《PPEB5200/125 电液伺服数控折弯机，项目编号：2002ED760003》。

2002 年初，应市场需求，湖北黄石锻压机床有限公司生产了一台 PPEB5200/125 电液伺服数控折弯机，如图 1-1 所示。该机的公称压力为 5200 吨，折弯长度为 12.2 米。是大直径直缝焊管生产线中的大型折弯成形单元，共有 15 个数控轴，可连续地自动完成进出料和折弯成形。是目前国内吨位最大、技术最先进的折弯机。因开发与主机相匹配的用于直缝管筒折弯成形的辅助工艺系统的要求，特提出本课题。

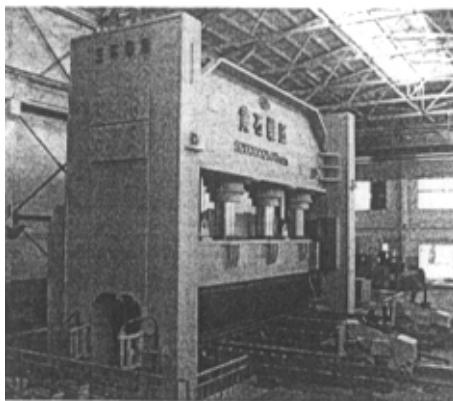


图 1-1 PPEB5200/125 数控板料折弯机

### 1.2 课题研究的的目的和意义

对板料塑性弯曲的研究有着十分广泛的工程背景和应用前景。但是，板料的塑性弯曲是一个相当复杂的问题：既要考虑材料的非线性又要考虑几何非线性，既要计及弹性变形又要计及塑性变形。如何计算折弯成形所需要的力，作为选择折弯设备和设计模具的依据；如何预报弯曲后的回弹，以提高产品的尺寸精度；如何选取最合理的折弯成形工艺

方案，以获得理想的制件质量等等。要回答这些问题，就要求研究一套完善的塑性弯曲理论来加以指导。

直缝管筒的折弯成形是采用逐步折弯成形制管法生产大直径直缝管的关键工序。它直接关系到钢管的几何质量和生产效率。本课题的研究目的是对直缝管筒的折弯成形过程进行理论分析，揭示其弯曲变形机理。为折弯设备选择、模具设计以及工艺方案的制定提供理论依据。通过建立数学模型和设计计算程序，生成直缝管筒的折弯成形初步工艺方案。同时结合生产实际，进一步通过对工艺方案的综合评价，得到合理的最终工艺方案，指导大直径直缝管的生产。

### 1.3 大直径焊管的制管现状

在未来 4 至 5 年内，国外将新建约 3 万公里的天然气输送管线，世界管线钢管的总需求量约 4500 万吨；在未来 20 年内，我国输气管线将形成“三纵、三横、五枢纽、六气库”的供气格局，迎来输送管线建设的新高潮。除上述应用之外，大直径钢管在海上工程、桥梁建设、电力钢管塔、核电站以及其他建筑物中的需求量也将日益增加。

大直径焊管，一般是指直径超过 406 毫米的焊接钢管。大直径焊管的生产在国外已有五十多年的历史，各国所采用的方法也不尽相同。我国起步较晚，今后将有着良好的发展前景。大直径焊管的发展趋势是：壁厚不断加厚，钢级不断提高，多品种、小批量。

按焊缝特点来分，大直径焊管可分为直缝焊管和螺旋焊管两种。现在，不论直缝管还是螺旋管，都必须符合同样的国际标准的要求，在使用中已基本没有了限制。不过，由于螺旋焊管方法所能生产钢管的壁厚一般都不超过 25.4 毫米，所以，在那些需要管壁较厚的管线中只能使用压力成形的直缝焊管。

按管筒成型的方法来分，目前国际上生产大直径焊管的方法大致有以下四种。（对管筒成型工序之外的刨边、预弯、焊接、校圆、扩管、切头倒棱等工序，本文将不予讨论。）

#### a) 逐步折弯成形法

逐步折弯成形法是本文所要研究的课题。是为适应大直径直缝焊管的发展趋势而提出来的一种极具柔性化的成形工艺方法。

如图 1-2 所示，板料预先经刨边机刨边，并在预弯机上进行长向预弯成圆弧边，然后在折弯机上通过上模和一定开口距离的 U 形下模来实现直缝管筒的折弯成形。板料通过逐步进给，完成前、后半圆直至整个

直缝管筒的成形。

折弯成形上模一般有两类：图 1-2a 所示为圆弧形的宽上模（以下简称宽上模），图 1-2b 所示为圆弧形的窄上模（以下简称窄上模）。宽上模主要用于薄壁钢管（一般板厚  $t \leq 25$  毫米）的生产。窄上模主要用于厚壁钢管的生产。与采用宽上模的折弯成形方式相比，采用窄

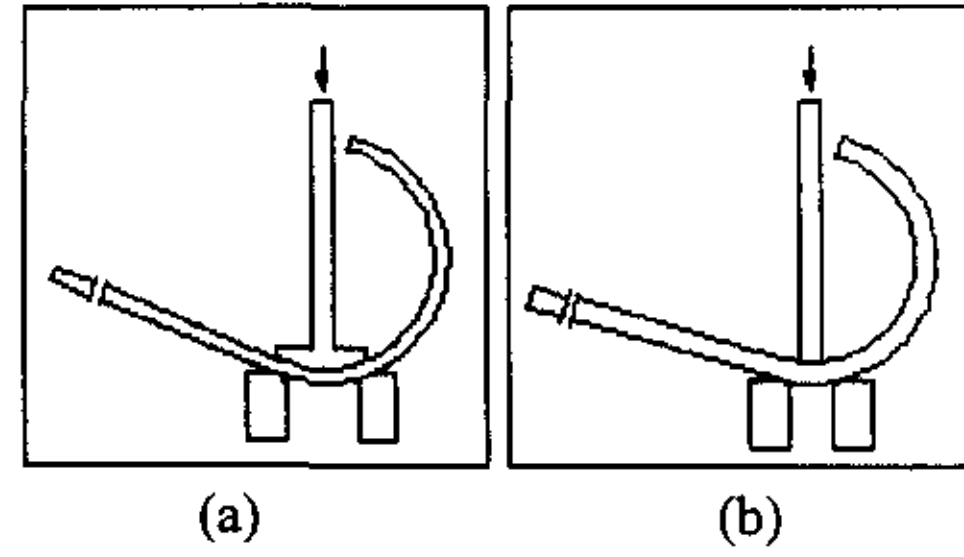


图 1-2 逐步折弯成形法

上模的折弯成形方式折弯次数多，生产效率相对较低，但其工艺方法灵活，加工范围大。特别是对厚壁钢管来说是最为有效合理的选择。

下模一般为通用槽形模（如图 1-3 所示），通过调整和更换垫片可得到多种开口距离，以满足不同管径的工艺要求。该类下模结构简单，模具费用较低。缺点是下模开口调整需要人工来完成，且开口距离不能无级调整。

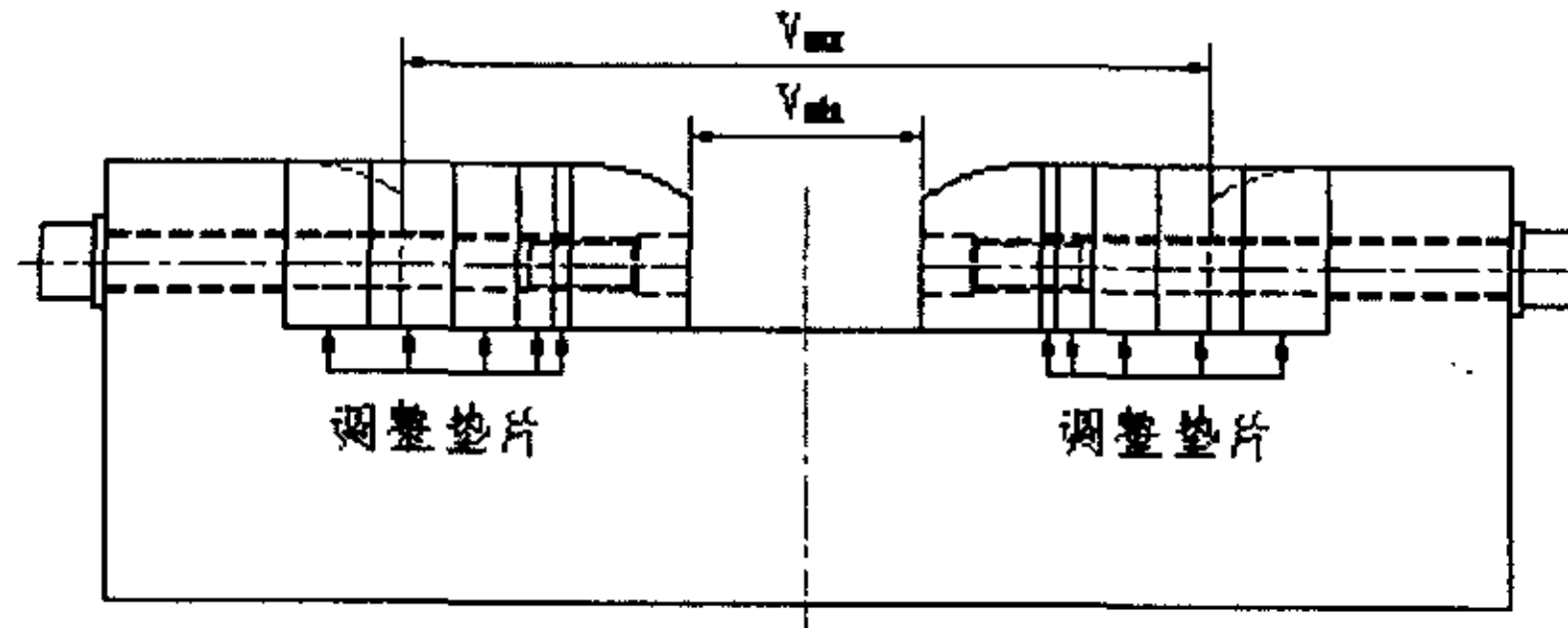


图 1-3 通用槽形下模

### b) UO 成形法

UO 成形法是目前使用最广泛的制管方法。国外有近三十套 UOE 焊管机组。如图 1-4 所示，UO 成形法是首先将预弯后的板料在 U 形压力机上压成截面为 U 形的形状；然后将其在 O 形压力机上进一步压成 O 形。U 形板料折弯均匀一致，无折痕，被选为进行 O 形成形的最佳过渡形状。进行 O 形成形时，不同的直径、板厚、材料所需

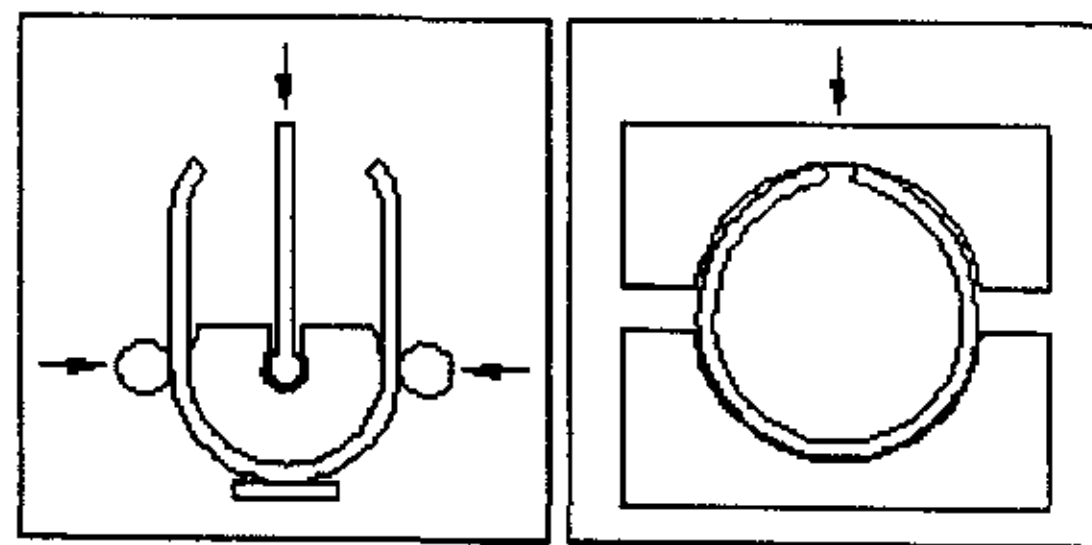


图 1-4 UO 成形法

要的压力不同，最大压力可达到 80,000 吨。该方法适合管筒的大批量生产，生产效率高。成形管筒质量优良。但所需设备与模具多，压力吨位高，投资巨大。且柔性化较低。

#### c) 滚弯成形法

如图 1-5 所示，滚弯成形在制管业中已有很长历史。特别是现代发展的闭环控制液压技术使制管效率有所提高。在采用滚弯成形法成形大直径焊管时，滚弯机是最重要的设备。其下辊为主动轴，长向采用多点支承，横向一般采用可调距式，以满足成形不同管径的需要。上辊通过滚弯机的压力滚子定位，两端轴承支承。由于上辊结构上的原因，这种成形法所生产的钢管比较短，也不能滚弯厚壁钢板。总的来说，生产率较低，但其设备少，容易制造，且具有较大的生产灵活性。因此，在产品范围较大、而产量不高的情况下，这种方法还是有一定优势。

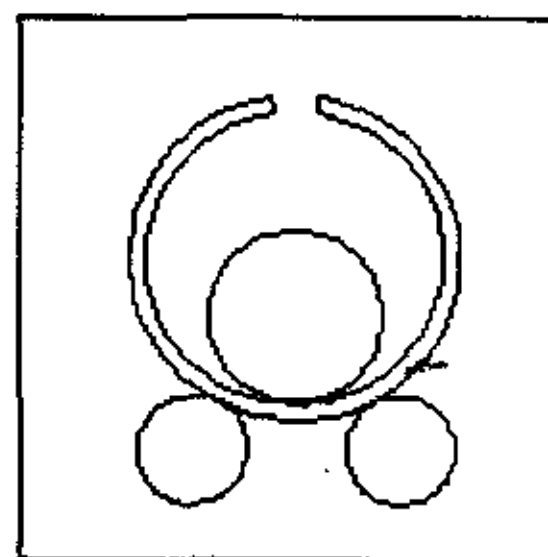


图 1-5 滚弯成形法

#### d) 螺旋制管法

如图 1-6 所示，螺旋制管法是生产大直径焊管的一种有效方法。应用螺旋制管法生产管线管、结构管等也有很长历史。由于采用了双面焊，又有各种探伤方法检查和保证焊缝的质量，因此，在敷设输油输气管线时，螺旋焊管和直缝焊管一样使用。目前，螺旋焊管的管壁厚度可达 25.4 毫米，有的甚至达到 28 毫米。与直缝管的成形工艺相比，有如下优点：设备和原材料费用少，可用一种宽度的带钢（或钢板）生产直径范围相当大的钢管而不需要特殊的成型模具。同时，螺旋管的长度不受工艺方法的限制（只受运输条件的限制）。其缺点是：因采用卷料生产，使螺旋管的壁厚受到限制；焊缝长度比直缝管焊缝长；焊缝和焊头控制困难；因工艺特点，螺旋管一般用于要求不高的场合；另外制管效率也较低。

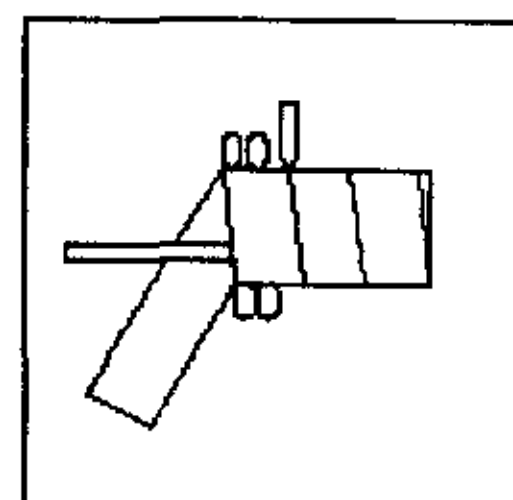


图 1-6 螺旋制管法

上面简要介绍了四种主要的钢管成形方法，除螺旋制管法外，其各自工艺能力范围如图 1-7 所示。从图中可以看出，逐步折弯成形法的工艺能力最强，且包容其它成形法。



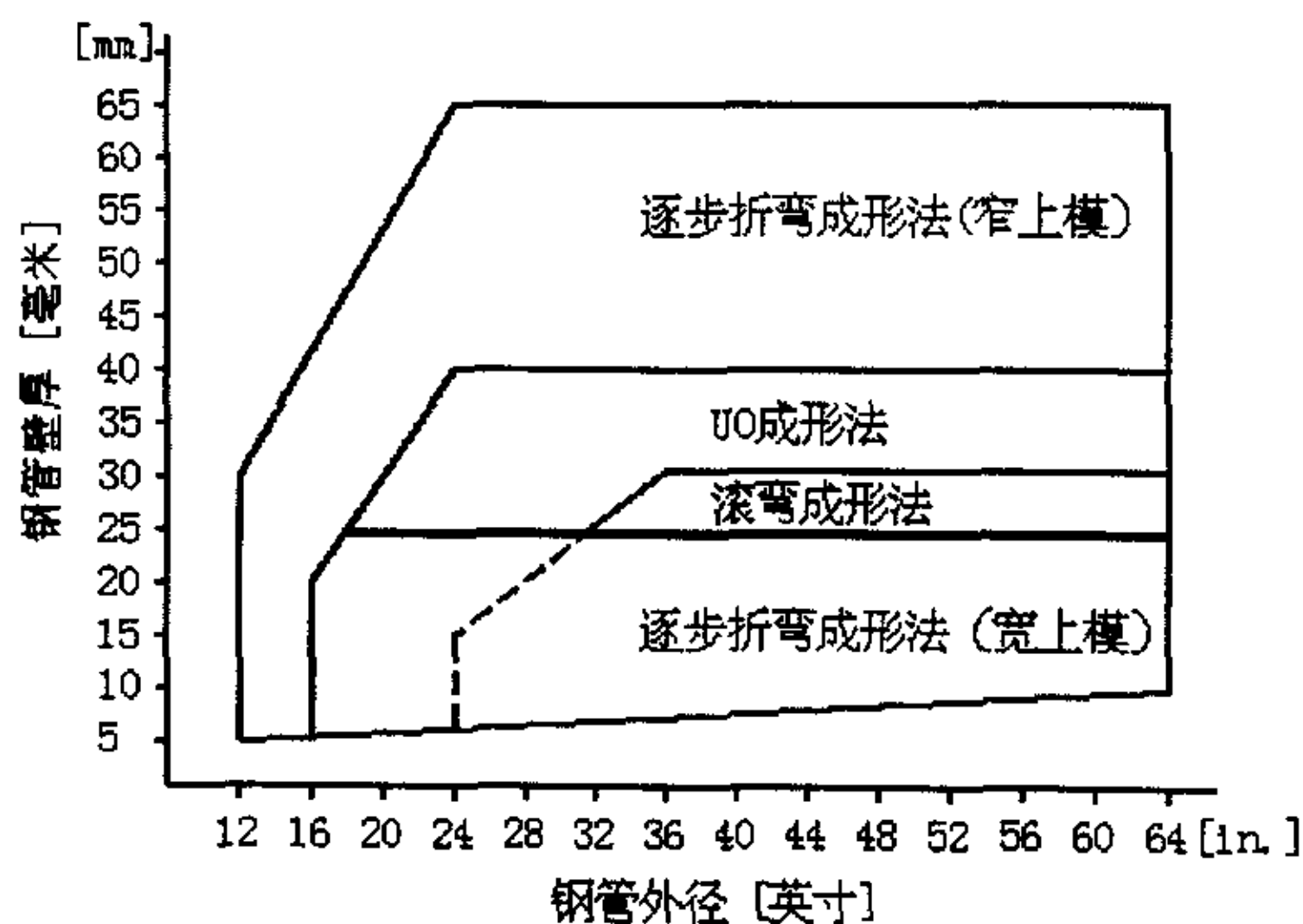


图 1-7 各种制管法工艺能力比较

### 1.4 逐步折弯成形过程描述

图 1-8 为采用宽上模按十五次逐步折弯成形直缝管筒的示意图。

按折弯成形过程来划分，直缝管筒的逐步折弯成形过程又可称为三段式折弯。

第一阶段为首次折弯至七次折弯，成形直缝管筒的后半圆，随着折弯机的滑块向下运动，通过上下模对板料进行折弯成形，直至折弯成形第一段圆弧。在折弯成形过程中，由于板料的弯曲变形，板边会向上翘起，此时前随动托料架跟随板料上升，始终托住板边。滑块返程时，前随动托料架按要求的速度托住板料回到初始倾斜状态。完成板料的第一次折弯成形。随后，前送料机继续推动板料进入下一位置（这时，后送料机也参入板料的辅助定位），进行下一步折弯成形，折弯成形下一段圆弧，根据钢管直径大小不同，如此重复多次，直至完成板料后半圆的折弯成形。这时，前托料机的随动托料架托住板料回到水平位置，前送料机将折弯成形一半的管坯推至折弯机的另一侧。

第二阶段为第八次折弯至十四次折弯，成形直缝管筒的前半圆，折弯成形前半圆的过程与上述过程相似。

第三阶段为第十五次（即最后一次）折弯，在板料中线处完成直缝管筒的成形。

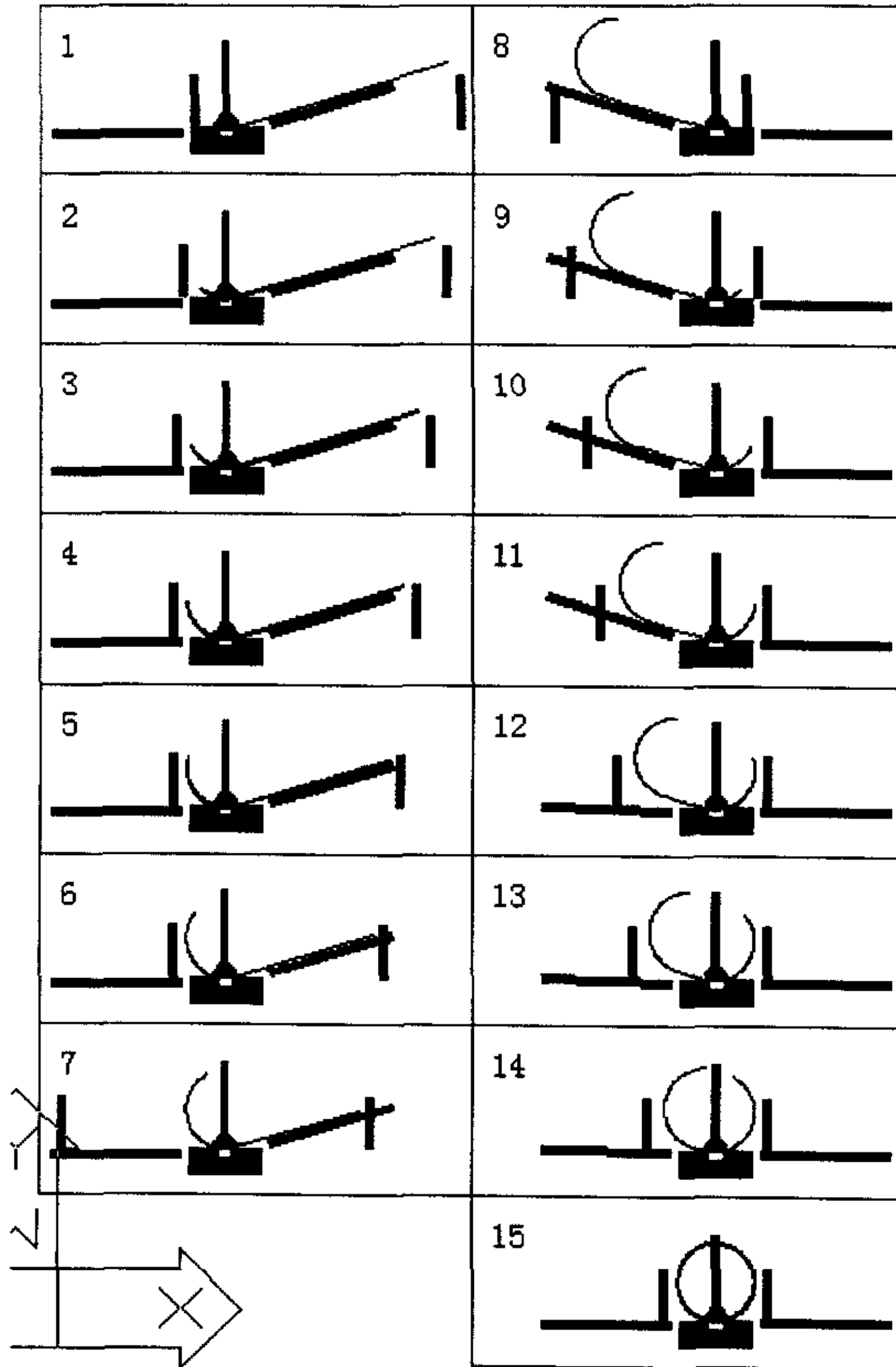


图 1-8 逐步折弯成形过程示意图



## 1.5 国内外研究现状与应用

在国外，采用逐步折弯成形法生产直缝管筒已有近五十年的历史。在法国的贝尔维尔（Belleville）钢管制造厂，安装有日本钢管公司制造的两台下动式的 C 形压力机，每台压力机公称压力为 1800 吨，长度 12 米。采用两台压力机相对布置。当折弯工艺方案确定以后，可实现全自动化生产。先在一台压力机上折弯成形钢板的一半，接着在另一台上成形另一半。可生产直径 406-1067 毫米（16"-42"）、壁厚 5.6-25.4 毫米的直缝钢管，用作输送管。该厂曾生产过包括 X60 和 X65 钢级在内的大量直缝焊管供应世界各国用作石油和天然气的输送管线。

随着管线钢管和结构钢管的壁厚不断加厚，钢级的不断提高，品种和规格的不断增多，常规的成形工艺已经不能适应管线钢管和结构钢管发展的需要。1996 年，德国梅尔公司提出在一台大型压力机上折弯成形大直径厚壁直缝管的新方法，并于 1998 年研制了世界上第一台大型折弯机。该机一共销售了两台，一台在德国安特布吕克钢铁有限公司，另一台在印度威尔世班钢管有限公司。该机的公称压力为 5200 吨，折弯长度为 13 米。主机有数控轴数 10 个，辅机有数控轴数 10 个。该机可加工直径 1700 毫米以下和壁厚 65 毫米以下的钢管（材料 16Mn）。板料折弯工艺辅助系统由曼内斯曼力士乐提供。通过钢管直径、长度、钢管壁厚和材料的屈服极限等数据输入，诸如折弯终点位置及送料位置等工艺参数都自动生成并储存在一个数据库之内。并可实时修正。

随着有限元分析软件的应用，对折弯工艺的分析研究在最近十年取得了突破性的进展。对采用尖刀上模（小 R）情形下板料的单次折弯成形和一个圆弧段的逐步折弯成形，目前国际上已有专业开发的折弯工艺软件可供选用。如比利时 LVD 公司开发的 CADMAN 系列、荷兰 DELEM 公司开发的 DA 系列等等。对板料在圆柱形模中的单次折弯成形以及板料在圆上模、U 形下模的单次折弯成形，国内也有诸多研究。如余同希、章亮焱所著的《塑性弯曲理论及应用》，从解析和数值分析两方面均作了一定深度的研究。

随着我国输送管线建设的迅猛发展，大直径焊接钢管的需求量日益增加。针对大直径焊接钢管的生产，国内目前急需研究一套系统理论加以指导。通过对直缝管筒的逐步折弯成形过程的系统研究，为折弯设备的选择和模具设计，以及折弯成形工艺方案的制定等等，提供理论指导依据。并将具有较大的工程应用价值。

## 1.6 本文的主要工作

本文对以下几个方面进行研究：

1. 刚-线形强化板料单次折弯的全过程解析。重点研究三种变形模式下的折弯力、折弯角度、曲率半径及塑性流动的内在关系。
2. 对直缝管筒的折弯成形过程进行理论分析，建立数学模型并通过设计计算程序，生成直缝管筒的折弯成形工艺方案。
3. 对工艺方案中的工艺要素对成形质量的影响进行了研究和讨论，并提出直缝管筒的逐步折弯成形工艺方案的综合评价方法。

## 第二章 板料弯曲基本原理

### 2.1 板料弯曲应力-应变关系的简化模型

如图 2-1 所示，板料的变形性质，有两个明显不同的范畴，即弹性和塑性。

弹性是由虎克定律来表示和定义的。一般的金属结构，在使用中都不允许超过这个范围。

对板料成形，却必须在塑性范围内进行，才可以得到永久变形，以保持由成形所得到的形状。板料成形必须超过弹性极限，但不应超过缩颈阶段。对有强度要求的零件，如发生超过缩颈点即应视为废品。

将具体材料的简单拉伸（或压缩）实验曲线直接用于实际计算往往是很不方便的。为此，常常根据不同的问题，对不同材料在不同的条件下进行不同的简化。从而可得到基本上能反映该材料的力学性质而又便于进行数学计算的简化模型。最常用的模型有以下几种：

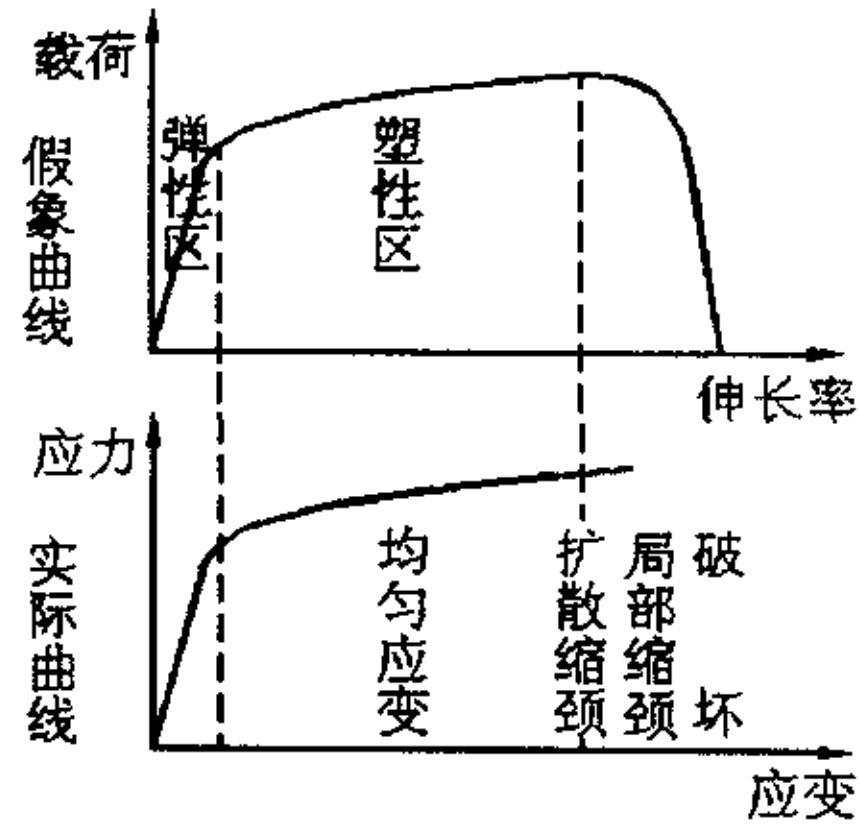


图 2-1 金属的单向拉伸曲线

1. **理想弹塑性模型** 对低碳钢或强化率较低的材料，在应变不太大时可忽略强化效应而简化为如图 2-2 所示的情形。假定拉伸和压缩时屈服应力的绝对值相同，则当应力从零开始作单调变化（不卸载）时，应力应变关系可写为：

$$\begin{cases} \sigma = E\varepsilon, & \text{当 } |\varepsilon| \leq \varepsilon_s \text{ 时} \\ \sigma = \sigma_s \text{sign}\varepsilon, & \text{当 } |\varepsilon| > \varepsilon_s \text{ 时} \end{cases}$$

其中， $\varepsilon_s = \sigma_s / E$

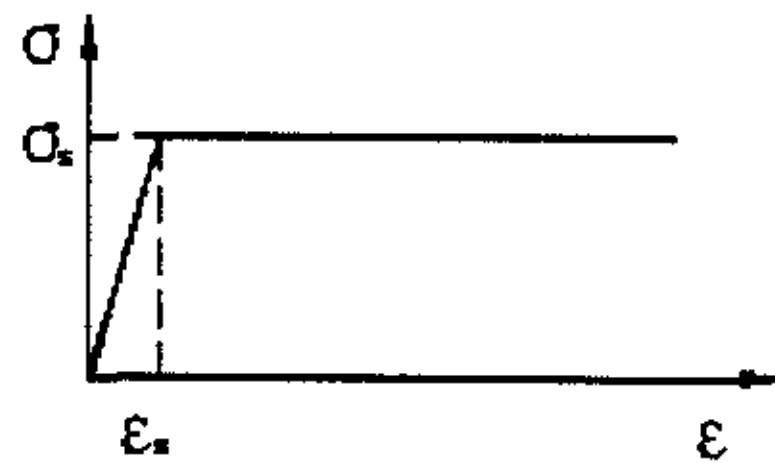


图 2-2 理想弹塑性材料模型

2. **线性强化弹塑性模型** 当材料的强化率较高且在一定范围内变化不大时, 可用两条直线来表示原有的正向拉伸或反向压缩实验曲线 (见图 2-3)。如假定拉伸和压缩时屈服应力的绝对值和强化模量  $D$  都相同, 则当不卸载时, 应力应变关系可写成:

$$\begin{cases} \sigma = E\varepsilon, & \text{当 } |\varepsilon| \leq \varepsilon_s \text{ 时} \\ \sigma = [\sigma_s + D(|\varepsilon| - \varepsilon_s)] \text{sign}\varepsilon, & \text{当 } |\varepsilon| > \varepsilon_s \text{ 时} \end{cases}$$

其中,  $D$  为塑性强化模量

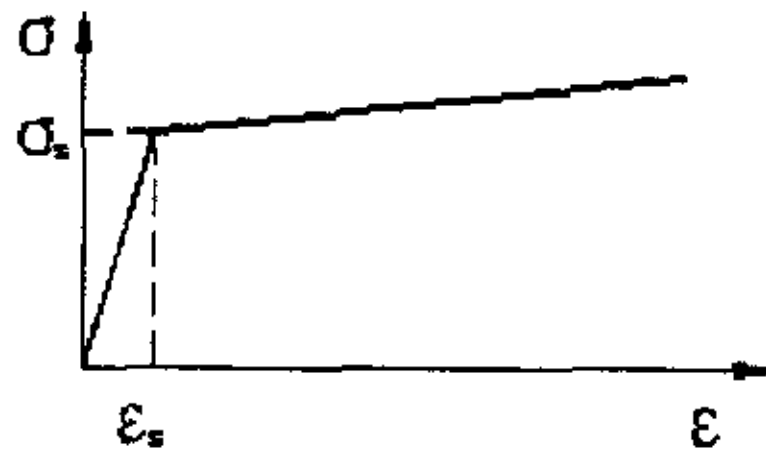


图 2-3 线性强化弹塑性材料模型

3. **幂次强化模型** 应力应变曲线高的金属材料, 不管其曲线斜率如何, 可用下式来逼近实际应变强化曲线 (见图 2-4):

$$\sigma = K|\varepsilon|^n \text{sign}\varepsilon$$

其中,  $K$  为应变强化系数,  $n$  为应变强化指数。



图 2-4 幂指强化材料模型

特别地, 如果总应变较大, 则由于弹性应变远小于塑性应变而常常被忽略。这样的本构模型被称为刚塑性模型。对应力改变符号后产生反向屈服的情形, 本文采用等向强化的简化模型。另外, 考虑到板料及直缝管筒折弯成形的特点, 本文将忽略板料的厚向异性指数  $r$  及应变速率敏感指数  $m$  对直缝管筒折弯成形的影响。

## 2.2 理想刚塑性板料的纯塑性弯曲

### 2.2.1 应力分布

为了便于求解，首先假定材料是理想刚塑性的，既忽略弹性又忽略强化，其应力应变关系如图 2-5 所示。

一般所谓板料，其宽度  $b$  比厚度  $t$  要大的多（例如 10 倍以上），板在弯曲中，宽度方向有横向应力存在，同时，宽度的变化实际上可以认为等于零。可认为能满足平面应变条件。当此宽板承受纯弯曲时，板内一个微元变形成为图 2-6 所示的扇形。由于问题的对称性，微元边界上没有剪应力，且微元受到的应力仅依赖于该微元的径向位置（即曲率半径） $r$ 。这里  $\sigma_\theta$  和  $\sigma_r$  分别为切向应力和径向应力。

从微元平衡易建立平衡方程：

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_\theta - \sigma_r \quad (2-1)$$

另一方面，在平面应变条件下的 Mises 屈服准则的塑性方程为：

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s \quad (2-2)$$

在弯曲时，全板都进入塑性状态，假定塑性应变增量为零的纤维（即应力中性层）位于  $r = \rho$  处，则由前两式可得出：

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s, & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ -\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s, & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases} \quad (2-3)$$

利用边界条件  $\sigma_r|_{r=r_a} = \sigma_r|_{r=r_b} = 0$  对方程(2-3)积分得出：

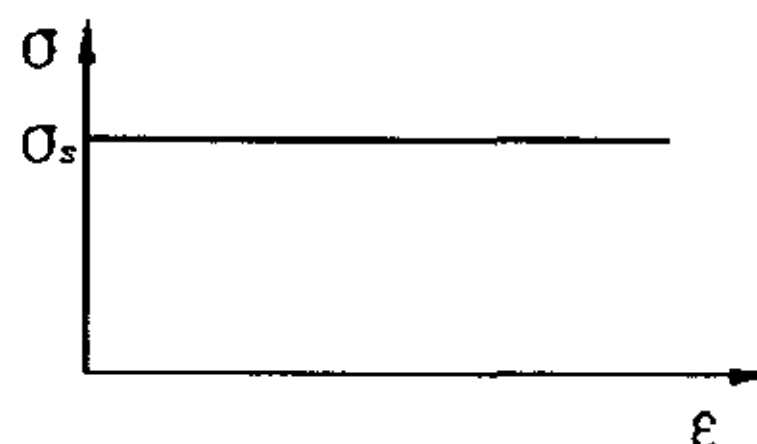


图 2-5 理想刚塑性材料模型

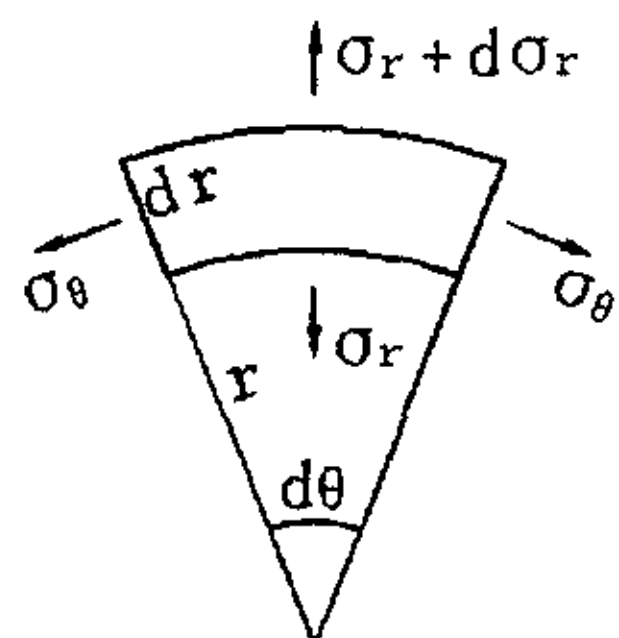


图 2-6 板承受纯弯曲时的一个微元

$$\sigma_r = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s \ln \frac{r}{r_b}, & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s \ln \frac{r_a}{r}, & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases} \quad (2-4)$$

借助于屈服条件，可算出切向应力  $\sigma_\theta$ ：

$$\sigma_\theta = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s \ln \left(1 - \frac{r}{r_b}\right), & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ -\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s \ln \left(1 + \frac{r}{r_a}\right), & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases} \quad (2-5)$$

不难验证，切向应力的合力为零，这是符合所给的边界条件的。板内的应力分布如图 2-7 所示。

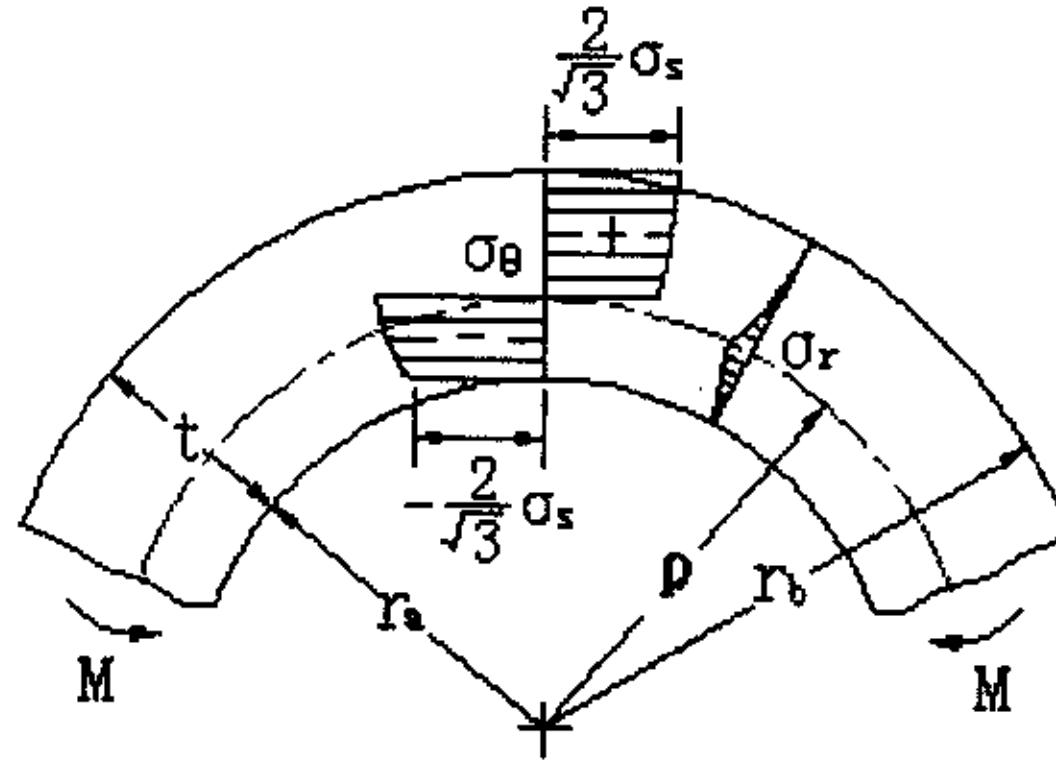


图 2-7 板承受纯弯曲时的应力分布

同时由上式求出弯矩为：

$$M = \int_a^b \sigma_\theta r dr = \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s (r_b - r_a)^2 / 4 = \frac{\sigma_s t^2}{2\sqrt{3}} \quad (2-6)$$

其中，  $t = (r_b - r_a)$  为弯曲后的板料厚度。

### 2.2.2 中性层半径

在弹性理论中，弯曲时正应力和应变都等于零的一层叫中性层，位置与剖面的重心重合。在塑性理论中，如将弯曲看作是线性的应力-应变状态，这种说法仍然是正确的。但实际上，在塑性弯曲中应力中心层、应变中心层以及剖面重心，互相间都不重合。由于外区拉应力小于内区压应力，中性层必然位于重心之下。随着弯曲程度的增加，应力中心层向曲心内移。应变中性层由于原来积累的变形，其内移总是滞后于应力中心层。

应力中性层的位置可由在  $r = \rho$  处  $\sigma_r$  的连续条件定出，

由  $\ln \frac{\rho}{r_b} = -\ln \frac{r_a}{\rho}$ ，得应力中性层半径：

$$\rho = \sqrt{r_a r_b} \quad (2-7)$$

这说明应力中性层的曲率半径是内外表面曲率半径的几何平均值，它与几何中面  $r = (r_a + r_b) / 2$  并不重合。

应变中性层可用弯曲前后体积不变的条件求出（见图 2-8）。设宽度为  $b$ ，其余尺寸如图。弯曲前的体积为：

$$V = t_0 L b$$

弯曲前的体积为：

$$V = (r_b^2 - r_a^2) \frac{\alpha}{2} b$$

应变中性层长度等于剖面原始长度，即

$$L = \rho_0 \alpha$$

这样应变中性层半径为：

$$\rho_0 = \frac{r_b^2 - r_a^2}{2t_0} \quad (2-8)$$

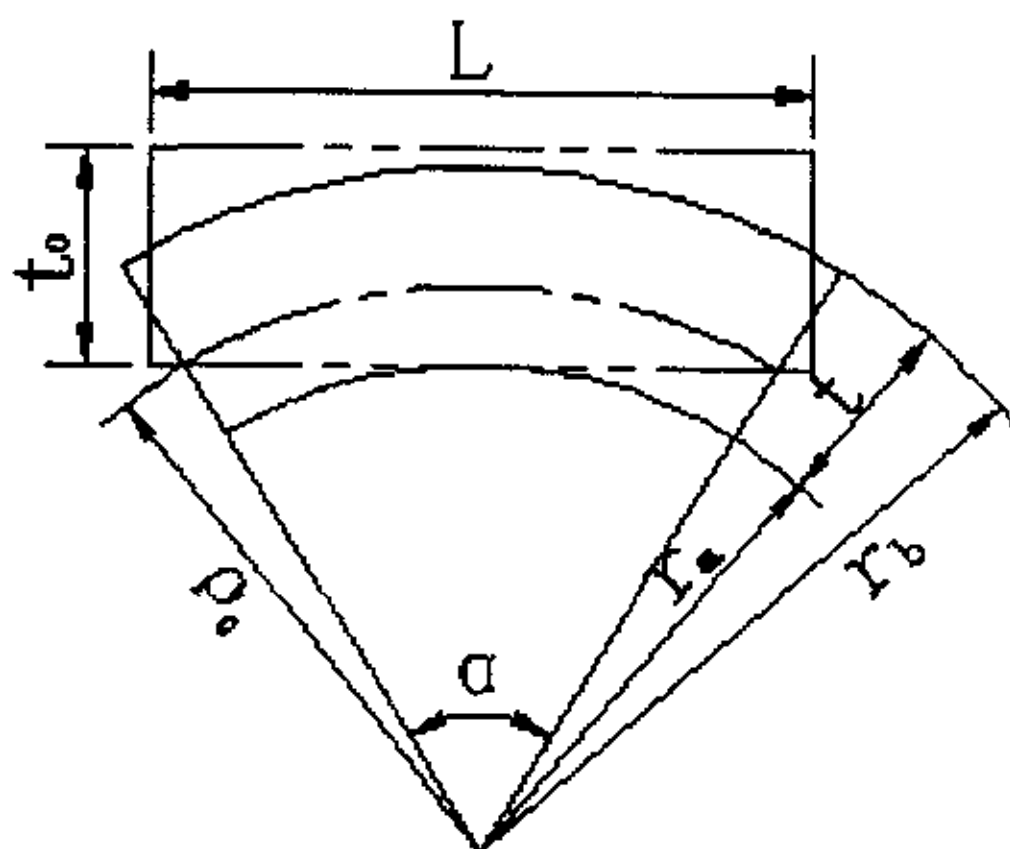


图 2-8 应变中性层

为了看出应力中性层和应变中性层与厚度变薄之间的关系，以  $r_b = r_a + t$  分别代入式 (2-7) 和 (2-8)，整理后得：



$$\rho = \sqrt{\left(r_a + \frac{t}{2}\right)^2 - \frac{t^2}{4}}$$

$$\rho_0 = r_a \frac{t}{t_0} + \frac{t^2}{2t_0}$$

由以上两式可以看出，当弯曲曲率很小时， $t=t_0$ ，应变中性层与重心重合。即使在这种情况下，应力中性层的位置也在重心之下，即向曲心有移动。当曲率半径很小时，由目视就可观察到弯曲后外半径与厚度有所减薄。因此要确定中性层半径的大小，必须先确定弯曲后的板料厚度。

为求弯曲后的板料厚度，可假设：1) 弯曲前后体积不变，2) 内外边层应变绝对值的增量与它们到应力中性层的距离成正比。如图 2-9 所示，是当中心角在弯曲中由  $\alpha$  增加到  $\alpha + d\alpha$  时，其它几何尺寸的变化。

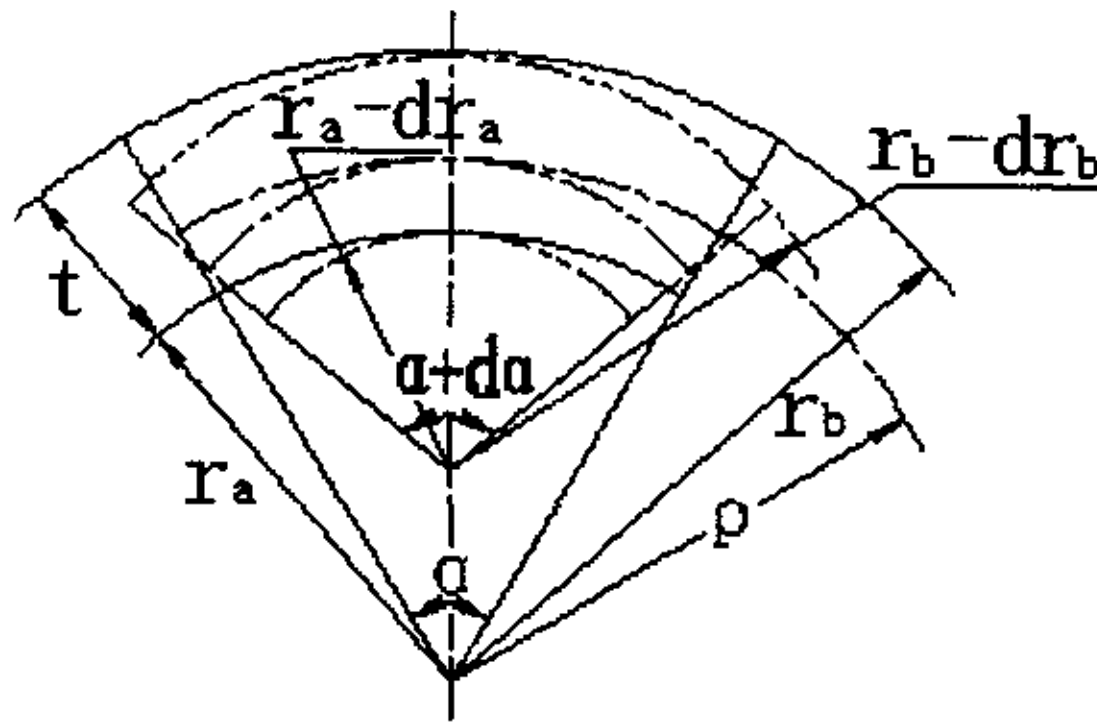


图 2-9 弯曲板厚度变化

根据体积不变的条件，可求得以下方程：

$$\left(r_b^2 - r_a^2\right) \frac{\alpha}{2} = \left[\left(r_b - dr_b\right)^2 - \left(r_a - dr_a\right)^2\right] \frac{\alpha + d\alpha}{2}$$

第二个条件可用以下关系表示：

$$\frac{d\varepsilon_b}{d\varepsilon_a} = \frac{r_b - \rho}{\rho - r_a}$$

应变增量等于原始长度与最后长度之差，有：

$$d\varepsilon_b = (r_b - dr_b)(\alpha + d\alpha) - r_b\alpha$$

$$d\varepsilon_a = r_a \alpha - (r_a - dr_a)(\alpha + d\alpha)$$

由以上四式整理可得：

$$(r_b \rho + r_b r_a - r_a \rho + r_a^2) dr_b - (r_b^2 - r_b \rho + r_a \rho + r_b r_a) dr_a = 0$$

以方程 (2-7) 式  $\rho$  代入上式，得到一个齐次微分方程。根据  $r_a \rightarrow \infty$  时， $t = t_0$  的条件，确定积分常数，求解微分方程得：

$$r_b^4 - t_0 r_b^3 + r_b^2 \left( \frac{t_0}{4} - 2r_a^2 - t_0 r_a \right) + r_b r_a t_0 \left( r_a - \frac{t_0}{2} \right) + r_a^2 \left( r_a^2 + t_0 r_a + \frac{t_0}{4} \right) = 0 \quad (2-9)$$

将任何已知的内半径  $r_a$  (或外半径  $r_b$ )、弯曲前的板厚  $t_0$  代入上式，即可求出相应的外半径  $r_b$  (或内半径  $r_a$ )。进一步可以求出应力中性层和应变中性层半径的大小。

值得强调的是，只有相对弯曲半径很小时，中性层的位移和厚度的减小，才比较显著。当相对弯曲半径大于 3-5 时，在实际上厚度可认为没有变化，中性层与重心重合。在极端情况下，当内半径等于零时，应力中性层相对半径趋近于零，应变中性层相对半径趋近于 0.125，厚度趋近于原厚度的一半。

## 2.3 刚-线性强化板料的纯塑性弯曲

### 2.3.1 应力分布

不考虑弹性变形的刚线性强化板料，其实际应力应变关系如图 2-10 所示，可用下式表示之：

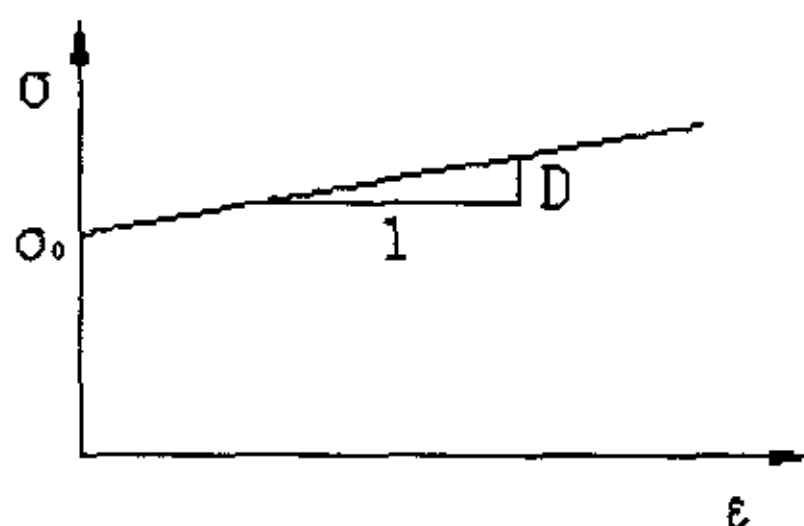


图 2-10 刚线性强化材料模型

$$\sigma = \sigma_s + D\varepsilon_i \quad (2-10)$$

式中， $D$  — 塑性强化模量；

$\varepsilon_i$  — 实际应变,  $\varepsilon_i \approx \varepsilon_{\max}$ 。

$$\varepsilon_i = \ln \frac{r_b}{\rho_0} \quad (2-11)$$

按照式 (2-10)、(2-11), 式 (2-2) 可写成下式:

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \frac{2}{\sqrt{3}} (\sigma_s + D \ln \frac{r_b}{\rho_0})$$

同样, 假定塑性应变增量为零的纤维 (即应力中性层) 位于  $r = \rho$  处, 则由式 (2-1)、(2-11) 可得出:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}} (\sigma_s + D \ln \frac{r_b}{\rho_0}), & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ -\frac{2}{\sqrt{3}} (\sigma_s + D \ln \frac{r_b}{\rho_0}), & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases}$$

利用边界条件  $\sigma_r|_{r=r_a} = \sigma_r|_{r=r_b} = 0$  对方程积分得出径向应力:

$$\sigma_r = \begin{cases} -\frac{2}{\sqrt{3}} [\sigma_s \ln \frac{r_b}{r} + \frac{D}{2} (\ln^2 \frac{r_b}{\rho_0} - \ln^2 \frac{r}{\rho_0})], & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ \frac{2}{\sqrt{3}} [\sigma_s \ln \frac{r}{r_a} + \frac{D}{2} (\ln^2 \frac{r_a}{\rho_0} - \ln^2 \frac{r}{\rho_0})], & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases} \quad (2-12)$$

同样, 借助于屈服条件, 可算出切向应力  $\sigma_\theta$  :

$$\sigma_\theta = \begin{cases} \frac{2}{\sqrt{3}} [\sigma_s (1 - \ln \frac{r_b}{r}) + \frac{D}{2} (2 \ln \frac{r}{\rho_0} - \ln^2 \frac{r_b}{\rho_0} + \ln^2 \frac{r}{\rho_0})], & \text{当 } \rho \leq r \leq r_b \text{ 时} \\ \frac{2}{\sqrt{3}} [\sigma_s (1 + \ln \frac{r}{r_a}) - \frac{D}{2} (2 \ln \frac{r}{\rho_0} - \ln^2 \frac{r_a}{\rho_0} + \ln^2 \frac{r}{\rho_0})], & \text{当 } r_a \leq r \leq \rho \text{ 时} \end{cases} \quad (2-13)$$

弯矩可按内外力的力矩平衡条件确定之:

$$\begin{aligned} M &= \int_{r_a}^{r_b} \sigma_\theta r dr = \int_{\rho}^{r_b} \sigma_\theta r dr + \int_{r_a}^{\rho} \sigma_\theta r dr \\ &= \frac{2}{\sqrt{3}} b [\sigma_s (\frac{r_b^2 - r_a^2}{2}) + D ((\frac{r_b^2 + r_a^2}{4}) \ln \sqrt{\frac{r_b}{r_a}} - \frac{r_b^2 - r_a^2}{8})] \end{aligned} \quad (2-14)$$

根据对刚—线性强化材料的弯曲理论分析, 结果表明, 当材料有强化时, 板的厚度随弯曲曲率的增加而减小, 由于弯矩与  $\sigma$  成正比, 同时与  $t^2$  成正比。所以既受材料强化的影响, 又受板厚减小的影响。其结果

是弯矩在弯曲过程中起初增长, 逐渐达到一个极大值, 然后减小。

在板料的塑性弯曲工艺中, 为了求得所需要的近似弯矩, 可以利用平截面假设、板厚不变以及中性层仍在板料厚度中间的假设, 由式(2-14)求得:

$$M = 1.15 \left( \frac{bt^2}{4} \sigma_s + \frac{bt^2}{8} D \right)$$

另外, 可利用马尔柯威兹公式:

$$M = W \sigma_b (1.3 + 0.8 \delta_b)$$

式中,  $W$  为板料抗弯截面模量,  $W = bt^2/6$ ;

$\sigma_b$  为材料的假象极限强度;

$\delta_b$  为拉伸试验细颈点出现前的最大延伸率;

### 2.3.2 中性层半径

应力中性层根据横剖面上所有正向力之总和等于零求得:

$$F = \int_{r_a}^{r_b} \sigma_\theta dr = 0 \quad (2-15)$$

将切向应力式(2-12)代入式(2-14), 整理后得:

$$\frac{2\sigma_s}{D} \ln \frac{r_b r_a}{\rho^2} + \ln \frac{r_b}{r_a} \ln \frac{r_b r_a}{\rho_0^2} = 0 \quad (2-16)$$

由上式可解得中性层半径为:

$$\rho = \frac{\sqrt{r_b r_a}}{t_0} \left( \frac{2\sqrt{r_b r_a}}{r_b^2 - r_a^2} t_0 \right)^n \quad (2-17)$$

$$\text{式中, } n = \frac{D}{2\sigma_s} \ln \frac{r_b}{r_a}$$

由于上式已相当复杂, 这里只对弯曲部分厚度的减薄作定性的说明。对式(2-16)加以分析, 可以看出, 每项的前一个因子都是正值, 因此, 只有两项的后一个因子中有一个是负值时, 方程才能成立; 即是说, 只要分母  $\rho$  或  $\rho_0$  有一个大于  $\sqrt{r_a r_b}$  时, 就可以得到满足。根据弯曲时中性层内移的普遍现象, 总是  $\rho_0$  大于  $\rho$ , 因而必须是  $\rho_0 > \sqrt{r_a r_b}$  和  $\rho < \sqrt{r_a r_b}$ 。

因此可以得出结论: 在有塑性强化的立体纯塑性弯曲中, 应力中性

层比没有塑性强化纯塑性弯曲，更加靠近曲率中心。

由于求应变中性层半径的公式(2-8)与求外边半径的公式(2-9)，所根据的条件对于有塑性强化的弯曲仍然是适用的。故两式对有塑性强化的弯曲，仍保留原有的形式。

为了求应力中性层半径的近似值，对有塑性强化的材料，仍可用式(2-7)，对于相对弯曲半径大于0.25的情况，用该式带来的误差很小。

## 2.4 回弹

塑性弯曲和任何一种塑性变形一样，都伴随有弹性变形。弹性变形的大小与应力成比例。当载荷卸去后，变形体的体积和形状得到了部分恢复，这种现象称为回弹。

回弹量的大小，可以由弹性恢复应力所产生的反弯矩作用下的弹性变形来确定；弹性恢复应力与弯曲终止时应力的大数和，即为残余应力。剖面在残余应力作用下，保持平衡状态。

对于梁的纯弯曲，在弹性理论中一般可以不考虑径向应力的作用，因其对切向应变和应力大小的影响不大。在回弹时所涉及的是弹性变形问题，这里也引用这个条件。因此，回弹时的切向应变一般可表示为(见图2-11)：

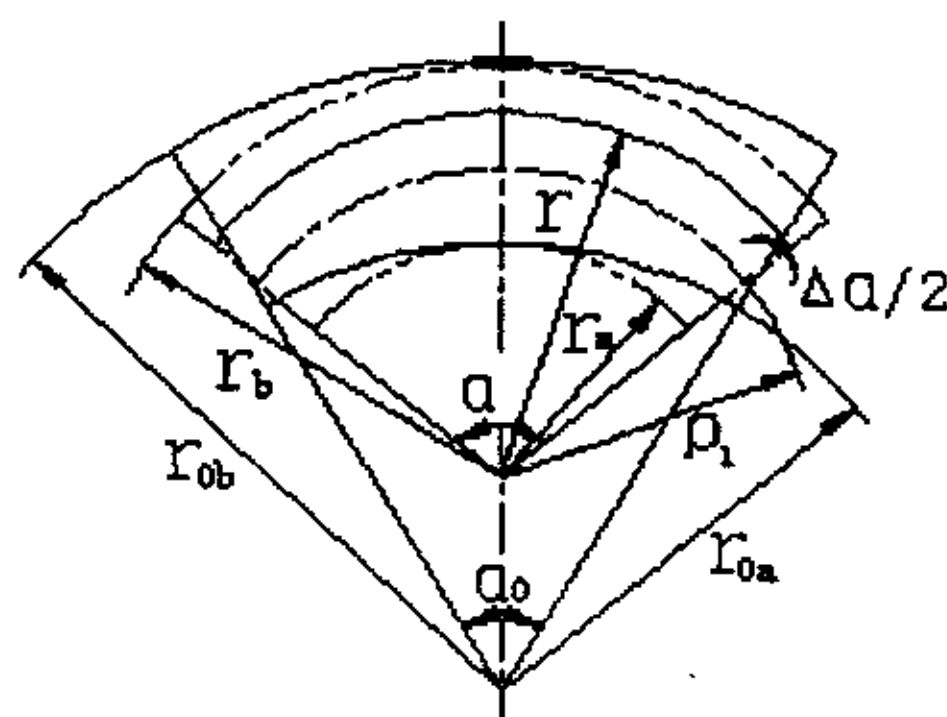


图 2-11 板的弯曲回弹

$$\varepsilon = \frac{(r - \rho_1)\Delta\alpha}{r\alpha} \quad (a)$$

式中  $\rho_1$  为曲梁弹性弯曲时的中性层半径。以  $\varepsilon = \sigma / E$  代入上式，得弹性应力：

$$\sigma = E \frac{(r - \rho_1) \Delta \alpha}{r \alpha} \quad (b)$$

利用作用于剖面上所有正向力的总和为零的条件，即可确定回弹时矩形剖面的中性层位置，即

$$\Sigma F = b \int_{r_a}^{r_b} \sigma dr = \frac{\Delta \alpha E b}{\alpha} \int_{r_a}^{r_b} \frac{(r - \rho_1)}{r} dr = 0$$

$$\text{得: } \rho_1 = \frac{t}{\ln \frac{r_b}{r_a}}$$

回弹角可以根据内外力的力矩平衡条件确定。设  $M$  为外加力矩，与内力  $\sigma$  所形成的力矩平衡，

$$M = b \int_{r_a}^{r_b} \sigma r dr \quad (c)$$

将式 (b) 的  $\sigma$  值代入上式，积分得：

$$M = \frac{\Delta \alpha E b t}{\alpha} (r_m - \rho_1) \quad (d)$$

式中  $r_m = (r_b + r_a) / 2$ ，是梁的平均半径。由上式得回弹角的表达式为：

$$\Delta \alpha = \frac{M \alpha}{E b t (r_m - \rho_1)} \quad (2-18)$$

工件的曲率半径，亦即回弹后的半径，可用内边的应变方程表示：

$$\Delta \alpha (\rho_1 - r_a) = \alpha_0 r_{0a} - \alpha r_a \quad (e)$$

将  $\alpha = \alpha_0 + \Delta \alpha$  代入，整理后得：

$$r_{0a} = r_a + \frac{\rho_1}{\frac{\alpha}{\alpha_0} - 1} \quad (f)$$

将式 (2-18) 的  $\Delta \alpha$  值代入上式，得

$$r_{0a} = r_a + \frac{M \rho_1}{E b t (r_m - \rho_1) - M} \quad (2-19)$$

当相对弯曲半径很大时, 可设  $\rho_1 \approx r_m$ , 由于  $y$  值与  $r_m$  相比较, 也可以忽略, 可令  $r = r_m + y \approx r_m$ , 这样式(b)变为:

$$\sigma = \frac{E y \Delta \alpha}{r_m \alpha}$$

由内外力矩平衡的条件, 确定回弹角, 即

$$\Delta \alpha = \frac{12 r_m M \alpha}{E b t^3} \quad (2-20)$$

这样式(f) 变为:

$$r_{0a} = r_a + \frac{r_m}{\frac{\alpha}{\alpha_0} - 1} \quad (g)$$

将式(2-20)的  $\Delta \alpha$  值代入上式, 得

$$r_{0a} = r_a + \frac{12 r_m^2 M}{E b t^3 - 12 r_m M} \quad (2-21)$$

由上式可知, 当相对弯曲半径很大时,  $r_m \approx r_a$ , 梁在理想纯塑性弯曲时, 塑性极限弯矩  $M_p = \sigma_s b t^2 / 4$ 。其回弹近似公式变为:

$$r_{0a} = \frac{r_a}{1 - 3 \frac{\sigma_s r_a}{E t}} \quad (2-22)$$

上述对弯曲和回弹的分析是对梁(宽度  $b$  与厚度  $t$  同量阶)或即平面应力情形下进行的, 对于  $b$  比  $t$  大很多的宽板, 其单向纯弯曲近似满足平面应变条件。这时, 其弹性范围内的弯矩-曲率关系为:

$$M = \frac{E I}{1 - \nu^2} k = E' I k \quad (2-23)$$

其中  $\nu$  为泊松比,  $E' = E / (1 - \nu^2)$ 。这一关系对于回弹计算也适用。因此, 只要用  $E'$  代替  $E$ , 前述梁的纯弯曲和回弹公式都可应用于板的单向纯弯曲和回弹。



### 第三章 板料单次折弯成形过程解析

#### 3.1 引言

塑性弯曲的数学理论所揭示的中性层移动、径向应力  $\sigma_r$  的存在和板厚变化等等现象，在板的相对曲率  $k=t/r_n$  很大时是重要的，不可忽略的。但在相对曲率  $k=t/r_n$  较小（例如  $k \leq 0.1$ ）时，这些现象并不十分重要。数学理论与工程理论的差异是可忽略的。大直径焊接钢管的相对弯曲半径  $r_n/t$  一般大于 10。当相对弯曲半径小于 3~5 时，板料弯曲时才考虑径向应力存在。故大直径直缝管筒的塑性弯曲可按平面应力状态处理。

目前，大直径焊接钢管的一般材料为低碳结构钢、低合金结构钢等，其应力与应变关系与图 2-1 相似。直缝管筒的折弯成形过程，是板料的大挠度变形过程。其弹性变形与塑性变形相比，可以忽略。刚塑性有限元分析和弹塑性有限元分析给出的结果十分相近。为了定量地考察应变强化对板料弯曲行为的影响，可以采用刚-线性强化材料模型来近似代表其真实应力与应变关系。从而得到较为简单的解答，而不致有太大的误差。

图 3-1 为板料的单次折弯的模具示意图。其中  $t$  为板厚， $R_p$  为上模的半径， $R_d$  为下模的圆角半径，下模的开口距离为  $V$ 。在以下的弯曲分析中假定：(1) 上模和下模均为刚性；(2) 板厚与上模半径相比很小，例如： $t/R_p \leq 0.1$ ；(3) 板料为刚-线性强化材料。

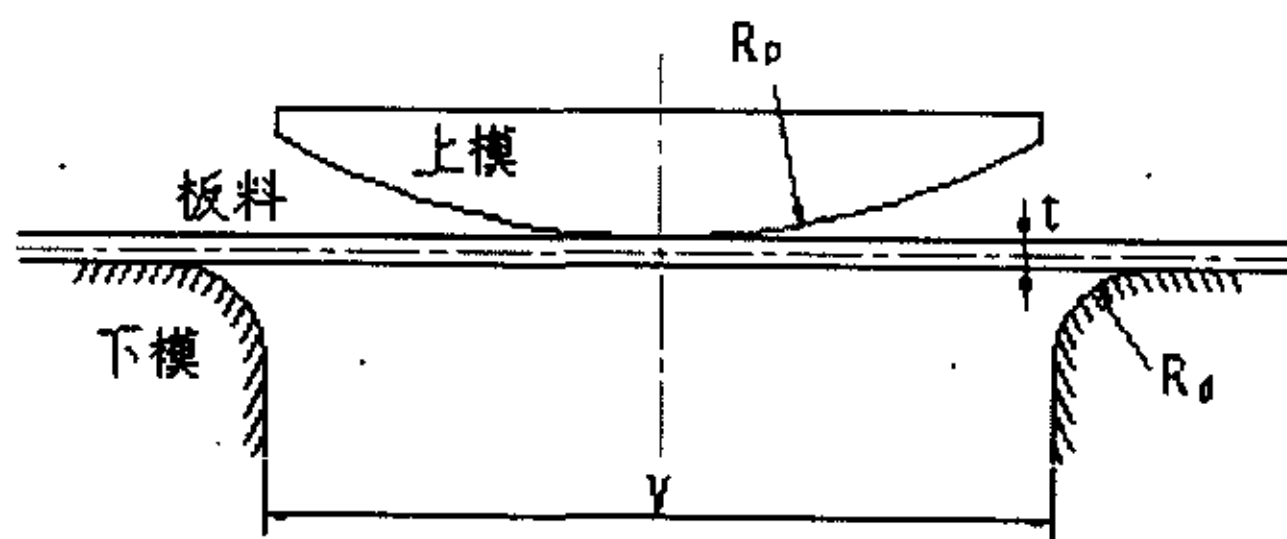


图 3-1 板料单次折弯

设材料的初始屈服应力为  $\sigma_s$ ，则当  $M \leq M_p = 1.15 \sigma_s t^2 / 4$  时板料保持刚性，当  $M > M_p$  时才有塑性变形发生。考察板料在三点弯曲作用下的刚-塑性破坏机构，可知产生塑性变形的初始折弯力为：

$$P^* = 4M_p / V$$

当板料发生塑性大变形时，由于板料几何形状的变化，它的承载能力也会有所变化；在现在的问题中，由于板料与模具的相对位置关系的变化，即它们的接触点在发生变化。因此，在板料的弯曲过程中，不但冲压力的大小会有变化，而且其方向和作用点都会有变化。

余同希，Reddy 和 Reid 等人曾各自独立地指出，刚-线性强化梁在屈服以后的弯曲行为可以与线弹性梁的弯曲行为相比拟。设刚-线性强化梁的材料性质如图 3-2，那么这根梁在屈服以后的弯曲行为（见图 3-3(a)）就完全可以类比于一根弯曲刚度为  $DI$  的弹性梁的弯曲行为（见图 3-3(b)），这里， $D$  是材料的强化模量， $I$  是梁截面的惯性矩。

由于材料的应变强化，原先在理想刚塑性梁的分析中出现的塑性铰现在被一个塑性区所代替，在这个塑性变形区中材料都处于初始屈服后的应变强化状态。因而，刚-线性强化梁中的这种塑性变形区总可以用处理弹性梁弯曲的经典方法来加以分析，然后通过适当的连接条件与刚性区相衔接。

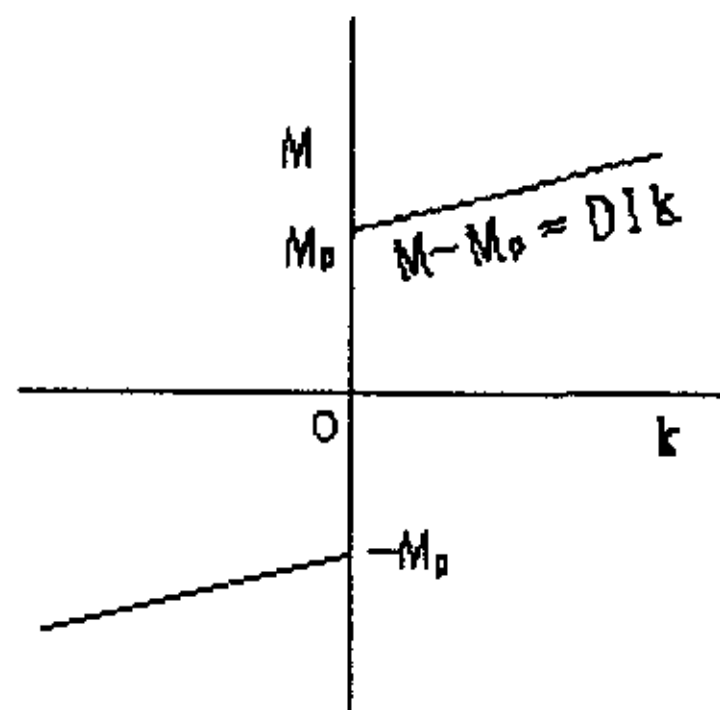


图 3-2 刚-线性强化材料的弯矩-曲率关系

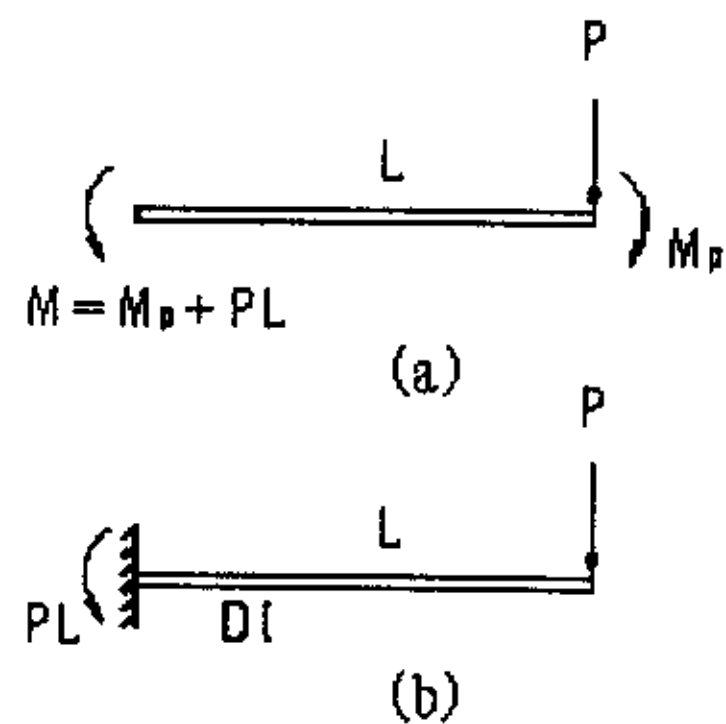


图 3-3 刚-线性强化梁与线弹性梁间的比拟

### 3.2 板料的弹性弯曲

因刚-线性强化梁屈服以后的弯曲行为可与线弹性梁的弯曲行为相比拟，本节先讨论板料的弹性弯曲。

精确的弹塑性理论分析业已证明，对于非薄壁截面的长梁，通常可以忽略剪力对屈服和对变形的影响，因而可以将弹塑性纯弯曲条件下导出的弯矩-曲率关系应用于一般的弹塑性横向弯曲。这时，尽管  $M = M(x)$  沿梁长方向不再是一个常数，但任一截面的曲率与剪力无关；即任一截面的曲率  $k(x)$  只取决于该截面的弯矩  $M(x)$  本身，而与相邻截面的  $M(x)$  无关。因此，对一般的弹塑性弯曲，有  $M(x) = \phi(k(x))$ 。对于静定梁，当外载分布给定，弯矩分布  $M(x)$  也就随之确定了。从而可以求出相应的曲率分布  $k(x)$ 。进一步根据  $k(x)$  求出梁的挠曲形状  $y(x)$ ，以及卸载后的最终形状。在板料单次折弯成形的分析中，仍将引用上述假定和求解手段。在直角坐标系下，曲率可以表示为

$$k(x) = \frac{y''(x)}{[1 + y'^2(x)]^{3/2}}$$

上式为关于  $y(x)$  的非线性微分方程。如果梁（板）的挠度远小于其长度，且挠曲形状又比较平坦，则  $y'^2(x) \ll 1$  可以成立。从而有  $k(x) \approx y''(x)$ 。上述求  $y(x)$  的方法只是在小挠度假定下的一种近似。对于大挠度的弹塑性弯曲则会导致很大的误差。因而无论是从理论上还是从实际应用上来看，研究梁（板）的弹塑性大挠度问题都是十分必要的。

如图 3-4，厚度为  $t$  的板料在折弯力  $P$ （集中作用于点  $O$ ）的作用下发生弹性弯曲。由于弯曲的对称性，只须对半根板料进行分析。

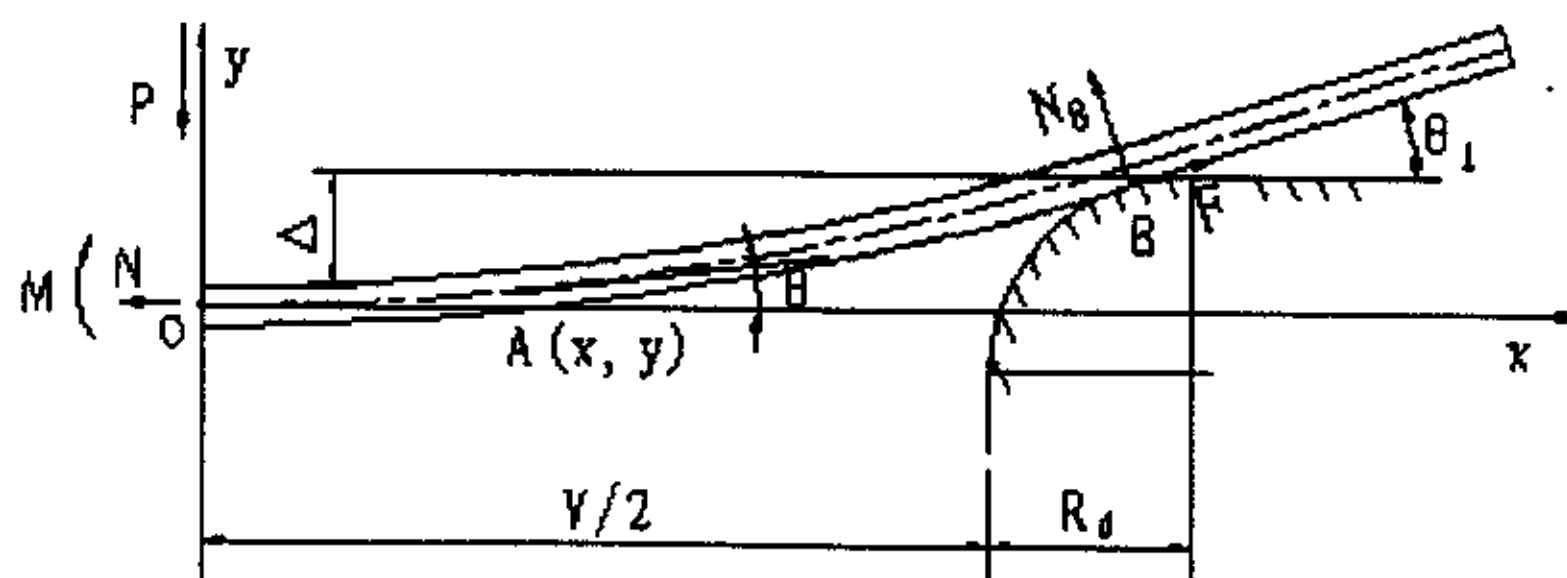


图 3-4 板料弹性弯曲

在板料中点  $O$  所在的横截面上，有弯矩  $M$ 、剪力  $P/2$ 、水平力  $N$ 。设板料与下模的切点为  $B$  点，其转角为  $\theta_1$ 。在图示直角坐标系  $xoy$  中，点

$A(x, y)$  为 OB 段内板料中性层上的任意一点, 其转角为  $\theta$ 。设板料与下模的摩擦系数为  $\mu$ , 下模对板料的正压力为  $N_B$ , 摩擦力为  $F$ ,  $F = \mu N_B$ 。根据垂直方向力的平衡, 有:

$$N_B \cos \theta_1 + F \sin \theta_1 = \frac{P}{2}$$

对 A 点取矩, 得:

$$M_A = \frac{P}{2} \left( \frac{V}{2} + R_d - R_d \sin \theta_1 - x \right) + (N_B \sin \theta_1 - F \cos \theta_1) \left( \Delta + \frac{t}{2} - Y \right)$$

将  $M_A$  代入 Elastica 方程组:

$$\begin{cases} \frac{d\theta}{ds} = \frac{M}{EI} \\ \frac{dx}{ds} = \cos \theta, \frac{dy}{ds} = \sin \theta \end{cases} \quad (3-1)$$

并对  $(d\theta/ds)$  微分一次, 得:

$$\frac{d^2\theta}{ds^2} = -\frac{P}{2EI} \left( \cos \theta + \frac{\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1}{\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1} \sin \theta \right) \quad (3-2)$$

根据数学变换, 有:  $\left(\frac{d\theta}{ds}\right)^2 = 2 \int \frac{d^2\theta}{ds^2} d\theta$

将式 (3-2) 代入上式, 积分, 得:

$$\frac{d\theta}{ds} = \sqrt{kk[(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]} \quad (3-3)$$

式中, 积分常数根据在 B 点有  $M_B=0$ , 即  $d\theta/ds=0$  确定; 其中,

$$kk = \frac{P}{EI(\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1)}$$

特别地, 在板料中点 O 点,  $\theta=0$ , 由式 (3-3) 可求得 O 点的曲率为:

$$K = \frac{d\theta}{ds} = \sqrt{kk(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1 + \mu)} \quad (3-4)$$

由式 (3-1) 及 (3-3) 当  $\theta = \theta_1$  时,  $x_B = V/2 + R_d - R_d \sin \theta_1$ ,  $y_B = \Delta + t/2$ , 可得:

$$x_B = \int_0^{\theta_1} \frac{\cos \theta d\theta}{\sqrt{kk[(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]}} \quad (3-5)$$

$$y_B = \int_0^{\theta_1} \frac{\sin \theta d\theta}{\sqrt{k k [(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]}} \quad (3-6)$$

由以上分析可知，板料处于弹性弯曲状态时，当B点转角 $\theta_1$ 从0逐渐增大时，折弯力、折弯深度可由式(3-3)、(3-4)、(3-5)及式(3-6)采用数值积分方法联合求解确定。利用所推得的公式，不难计算载荷-挠度关系，以及在某一确定载荷下板的挠曲形状。

### 3.3 变形模式 I

我们知道，三点弯曲的理想刚-塑性梁的破坏形式是梁的中点出现一个塑性铰。因此，对于初始平直的刚-线性强化板料，在初始塑性变形之后，必然在板料中部出现一个塑性变形区。由于问题的对称性，只须考察半根板条就可以了。如图3-5，设上模半径为 $R_p$ ，下模开口距离为 $V$ ，下模圆角半径为 $R_d$ 。建立图示直角坐标系 $xoy$ ，OB是塑性区，BC是刚性区，在连接点B处不但有位移、转角、剪力和弯矩的连接条件，还有 $M_B = M_p$ 。设点 $A(x, y)$ 为塑性区OB段内板料中性层上的任意一点，其转角为 $\theta$ 。

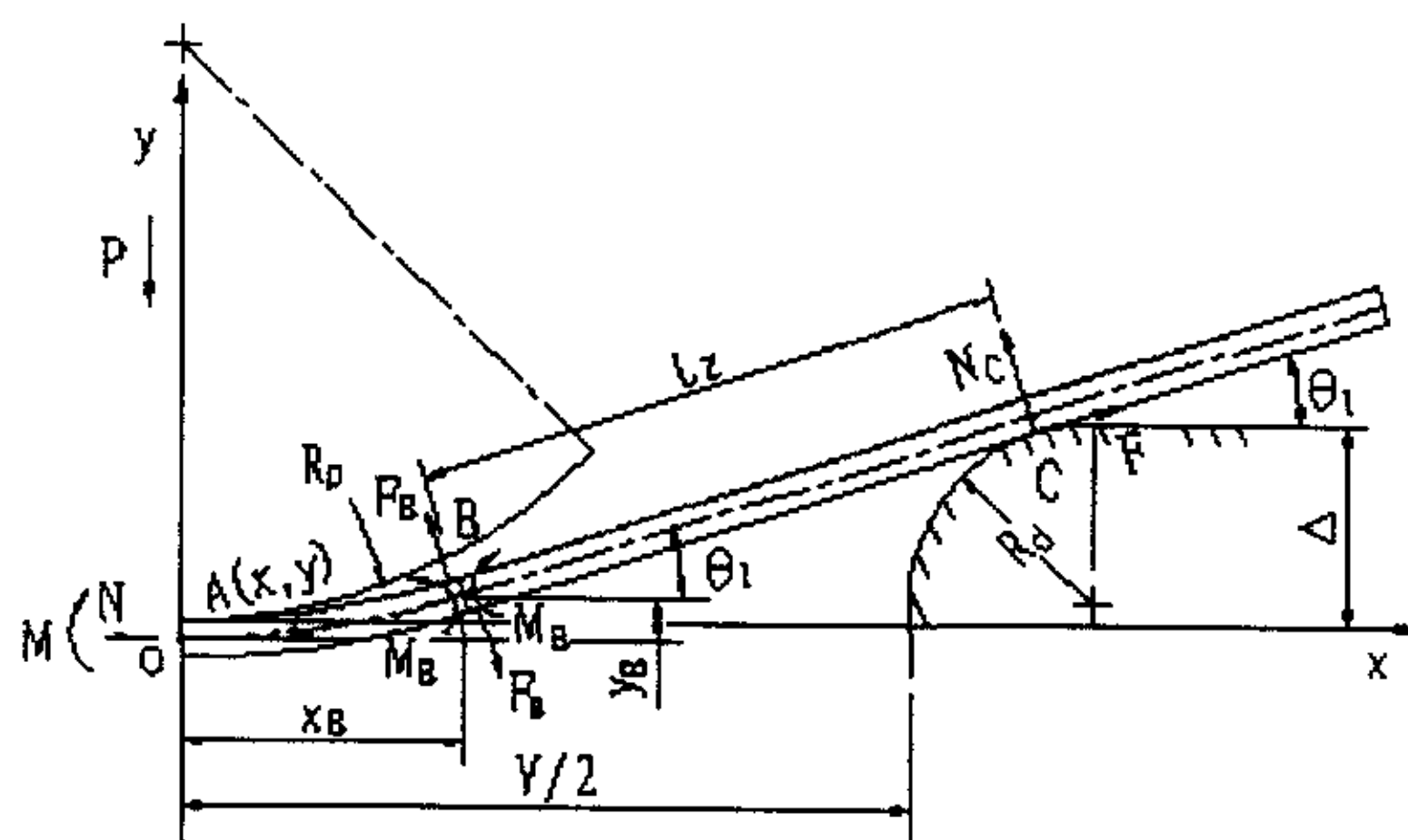


图 3-5 变形模式 I

由图 3-5 可知力学关系如下：

由垂直方向力的平衡，有： $N_c \cos \theta_1 + F \sin \theta_1 = \frac{P}{2}$

刚性区 BC 段： $F_B = N_c$

摩擦力:  $F = \mu N_C$

连接点 B 点弯矩:  $M_B = M_P = N_C (L_z + \frac{\mu l}{2})$

塑性区内 A 点弯矩:  $M_C = M_P + F_B (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1)(x_B - x) + F_B (\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1)(y_B - y)$

如§3.1 所述, 塑性区 OB 可以比拟于一根弯曲刚度为 DI 的弹性悬臂梁, 因此其弯曲变形可参照§3.2 所采用的方法进行分析。

根据图 3-2 所示刚-线性强化材料的弯矩-曲率的关系, 相应的 Elastica 方程组为:

$$\begin{cases} \frac{d\theta}{ds} = \frac{M}{DI}, M = M_A - M_P \\ \frac{dx}{ds} = \cos \theta, \frac{dy}{ds} = \sin \theta \end{cases} \quad (3-7)$$

由上面方程组及与§3.2 节所述的数学变换, 结合在 B 点  $M=0$ , 即  $d\theta/ds=0$  的边界条件, 可得:

$$\frac{d\theta}{ds} = \sqrt{kk'[(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]} \quad (3-8)$$

式中,  $kk' = \frac{P}{DI(\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1)}$

$$x_B = \int_0^{\theta_1} \frac{\cos \theta d\theta}{\sqrt{kk'[(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]}} \quad (3-9)$$

$$y_B = \int_0^{\theta_1} \frac{\sin \theta d\theta}{\sqrt{kk'[(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1) \cos \theta - (\cos \theta_1 + \mu \sin \theta_1) \sin \theta + \mu]}} \quad (3-10)$$

令  $\theta = \theta_1$ , 由式 (3-8) 可得点 O 的曲率为:

$$K_O = \frac{d\theta}{ds} = \sqrt{kk'(\sin \theta_1 - \mu \cos \theta_1 + \mu)} \quad (3-11)$$

结合板料弯曲时的几何约束条件, 有:

$$\begin{cases} R_o = \frac{1}{K_o} \leq R_p \\ x_B + L_z \cos \theta_1 = \frac{V}{2} + R_d - (R_d + \frac{t}{2}) \sin \theta_1 \\ \Delta + \frac{t}{2} = y_B + L_z \sin \theta_1 + R_d - (R_d + \frac{t}{2}) \cos \theta_1 \end{cases}$$

当给定板料的折弯角度后，可采用数值积分方法求解上述方程组，不难得到 P-Δ 关系，B 点的位置和 O 点的曲率半径  $R_o (=1/K_o)$ 。

在变形模式 I 的情况下取：板料厚度  $t=30\text{mm}$ ，板料弯曲宽度  $b=1000\text{mm}$ ，板料屈服极限  $\sigma_s=350\text{MPa}$ ，板料塑性强化模量  $D=2.1 \times 10^3 \text{ Mpa}$ ，上模半径  $R_p=380\text{mm}$ ，下模开口  $V=300\text{mm}$ ，下模圆角  $R_d=80\text{mm}$ ，计算结果见表 3-1。表中记录了 B 点转角、折弯力、折弯行程、OB 段弧长及点板料中点的 O 曲率半径随折弯角度的变化规律。

表 3-1 变形模式 I 计算结果

折弯角度 (°)	点B转角 (°)	折弯力 (ton)	折弯行程 (mm)	OB段弧长 (mm)	点O曲率半径 (mm)
179	0.5	83.4	2	13	784.9
178.6	0.7	84.4	2.7	15.3	656.9
178.2	0.9	85.4	3.5	17.2	574.2
177.8	1.1	85.8	4.3	18	516.8
177.4	1.3	86.9	5	20.5	470.8
177	1.5	87.2	5.8	20.8	436.6
176.6	1.7	88.4	6.6	23.2	406.4
176.2	1.9	88.4	7.3	23.2	383.4

显然，变形模式 I 仅当点 O 的曲率半径  $R_o=1/K_o \leq R_p$  时上述解才有效，否则板料中部与上模几何上不相容。而一旦  $R_o \leq R_p$ ，变形模式 I 就将被下述的变形模式 II 所代替。

### 3.4 变形模式 II

如图 3-6 所示，在这一模式中，随着折弯深度的增加，上模与板料的接触点 O 开始从对称轴逐渐移至上模圆弧段两侧，最终有可能到达点 A'。我们把这一弯曲变形过程定义为变形模式 II。不失一般性，设上模



的宽度为  $B_p$ ，则上模圆弧段所对应的圆心角之半  $\theta_p = \arcsin\left(\frac{B_p}{2R_p}\right)$ 。根据刚

-塑性强化材料假定，OA 是塑性区，AB 也是塑性区，BC 是刚性区，在刚性区与塑性区的连接点 B 处有  $M=M_p$ 。

与模式 I 的分析类似，利用刚-线性强化梁与线弹性梁在弯曲行为上的比拟，不难写出塑性段 OAB 满足的方程。最后得出的是以 O, A, B 点的转角和曲率为未知量的一组方程。与模式 I 相比，与模式 II 多了一附加的几何参数，即板料中点 O 与上模端部的间隙  $\Delta_1$ 。

通过对变形模式 I 的结果分析表明，板料与模具的摩擦力对计算结果影响很小。为了简化计算，在变形模式 II 中，假定板料与模具为无摩擦接触。

由图 3-6 可知力学关系如下：

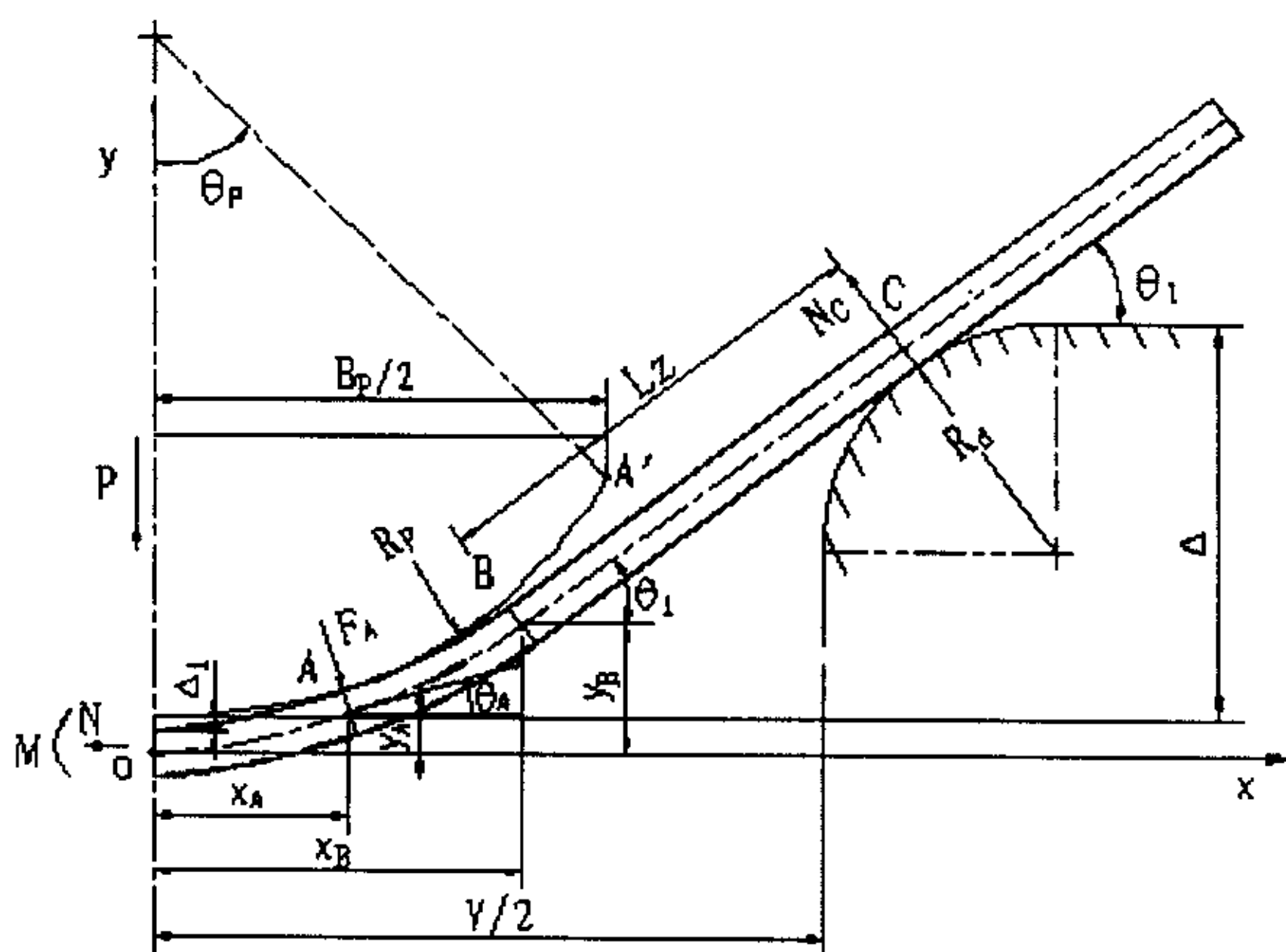


图 3-6 变形模式 II

由垂直方向力的平衡： $P = 2F_A \cos\theta_A = 2N_C \cos\theta_1$

B 点弯矩： $M_B = M_p = N_C L_z$

AB 段弯矩： $M_{AB} - M_p = N_C \cos\theta_1 (x_B - x) + N_C \sin\theta_1 (y_B - y)$

$$\begin{aligned} \text{OA 段弯矩: } M_{OA} - M_P &= N_C \cos \theta_1 (x_B - x) + N_C \sin \theta_1 (y_B - y) \\ &\quad - F_A \cos \theta_A (x_A - x) - F_A \sin \theta_A (y_A - y) \end{aligned}$$

根据式 (3-8) 分别对塑性区 AB 段进行数学变换, 求解, 得:

$$\begin{cases} x_B - x_A = \int_{\theta_A}^{\theta_1} \frac{\cos \theta d\theta}{\sqrt{kk'' \sin(\theta_1 - \theta)}} \\ y_B - y_A = \int_{\theta_A}^{\theta_1} \frac{\sin \theta d\theta}{\sqrt{kk'' \sin(\theta_1 - \theta)}} \end{cases} \quad (3-12)$$

$$\text{式中, } kk'' = \frac{P}{DI \cos \theta_1}$$

随着折弯深度的增加, 当  $\theta_A < \theta_P$  时, 根据式 (3-8) 对塑性区 OA 段进行数学变换, 求解, 得:

$$\begin{cases} x_A = \int_0^{\theta_A} \frac{\cos \theta d\theta}{\sqrt{\frac{P}{DI} \left( \frac{\sin(\theta_1 - \theta)}{\cos \theta_1} - \frac{\sin(\theta_A - \theta)}{\cos \theta_A} \right)}} \\ y_A = \int_0^{\theta_A} \frac{\sin \theta d\theta}{\sqrt{\frac{P}{DI} \left( \frac{\sin(\theta_1 - \theta)}{\cos \theta_1} - \frac{\sin(\theta_A - \theta)}{\cos \theta_A} \right)}} \end{cases} \quad (3-13)$$

点 O 和点 A 的曲率  $K_O$ 、 $K_A$  分别为:

$$\begin{cases} K_O = \sqrt{\frac{P}{DI} (\tan \theta_1 - \tan \theta_A)} \\ K_A = \sqrt{\frac{P}{DI} \cdot \frac{\sin(\theta_1 - \theta_A)}{\cos \theta_1}} \end{cases} \quad (3-14)$$

结合板料弯曲时的几何约束条件:

$$\begin{cases} \theta_A \leq \theta_P \\ x_A = (R_p + \frac{t}{2}) \sin \theta_A \\ \Delta_1 + R_p + \frac{t}{2} = (R_p + \frac{t}{2}) \cos \theta_A + y_A \\ \Delta + \Delta_1 + \frac{t}{2} = y_B + L_z \sin \theta_1 + R_d - (R_d + \frac{t}{2}) \cos \theta_1 \\ \frac{V}{2} + R_d = x_B + L_z \cos \theta_1 + (R_d + \frac{t}{2}) \sin \theta_1 \end{cases} \quad (3-15)$$

不难根据以上方程组确定板料弯曲过程中的折弯力、折弯深度、板料上各点的曲率和转角以及板料中点与上模端部的分离间隙。

§1.3 中图 1-2 中, 曾介绍过直缝管筒的折弯成形上模的宽度有宽窄之分。上模的宽窄是相对下模开口距离和折弯深度而言的。对变形模式 I 而言, 因上模与板料的接触点始终在点 O, 所以不用考虑上模的宽度。在变形模式 II 中, 随着折弯深度的增加, 上模与板料的接触点 O 从对称轴逐渐移至两侧。对窄上模而言, 点 A 很快就移至上模圆弧的两端点 A'。因而上模与板料的接触点 A' 就成为数学模型中的一个约束条件。如果在板料弯曲过程中, 上模与板料的接触点 A 始终未到达上模圆弧的两端点 A', 即不必考虑上模的宽度这一因数。我们称此上模为宽上模。反之称为窄上模。实际上, 在折弯成形中, 即使对同一下模开口距 V, 当折弯深度达到某一值时, 上模与板料的接触点也有可能移至上模圆弧的两端点 A'。这时, 所谓的“宽上模”就变成了“窄上模”。

通过对板料折弯过程进行编程计算, 结果表明: 变形模式 I 和变形模式 II 的计算结果前后衔接得很好; 从模式 I 到模式 II 的转换点依赖于模具参数和材料特性; 当材料的强化越弱, 或模具的  $R_p/V$  值越小时, 板料中点与上模端部的分离发生得越早, 且间隙发展得越迅速; 在模式转换点之前 (即变形模式 I), 板料中点 O 的曲率半径  $r_0$  从  $\infty$  减小到  $R_p$ , 而转换到模式 II 之后, 板料中点 O 的曲率半径  $r_0$  继续减小, 板料与上模接触点的曲率半径  $r_A$  逐渐增大。

在变形模式 II 时取值同变形模式 I, 为了完整描述采用宽上模进行折弯成形的整个过程, 便于与下面的变形模式 III 的计算结果进行对照。设上模宽度  $B_p > 360\text{mm}$ , 即不用考虑上模宽度这一因素。计算结果见表 3-2。表中记录了 B 点转角、A 点转角、折弯力、折弯行程、塑性区 OA 段弧长、塑性区 AB 段弧长、板料中点与上模端部的分离间隙以及直边长

度与折弯角度之间的动态关联关系。

表 3-2 变形模式 II 计算结果

折弯角度°	点B转角°	点A转角°	折弯力ton	折弯行程mm	OA段弧长mm	AB段弧长mm	分离间隙mm	直边长度mm	点O曲率半径mm	点A曲率半径mm
176	2	0.1	89	7.7	1	25	0	201	380	380
175	2.5	0.6	91	9.5	4	25	0	198	380	380
170	5	3.3	101	18.3	23	22	0	178	380	380
165	7.5	6	113	26.1	41	20	0	159	379	380
160	10	8.7	127	33.1	60	17	0	139	379	381
155	12.5	11.4	146	39.3	78	15	0.01	120	378	382
150	15	14.1	172	44.6	97	12	0.02	102	378	384
145	17.5	16.7	209	48.9	115	10	0.06	82	377	386
140	20	19.4	267	52.6	134	7	0.11	64	376	388
135	22.5	22.1	377	55.3	152	5	0.17	44	375	390
130	25	24.8	661	57.1	171	3	0.28	25	374	393
125	27.5	27.5	3275	57.8	189	1	0.43	5	373	396

板料的变形模式 II 的特征如下：

- 1) 变形模式 I 对应的折弯角度很小，主要以变形模式 II 为主；
- 2) 板料塑性段 OA 的成形长度主要由折弯深度决定，板料塑性段 OA 的曲率半径主要由上模圆弧半径决定。
- 3) A 点转角始终小于 B 点转角，但其差值越来越小；
- 4) 直边长度逐渐减小，折弯力逐渐增大。特别地，当直边长度小于板厚之后，折弯力急剧增大；
- 5) 随着折弯角度的减小，板料中点与上模端部之间开始有微量的分离间隙，并逐渐增大；
- 6) 板料中点 O 的曲率半径  $r_o$  逐渐减小，板料与上模接触点 A 的曲率半径  $r_A$  逐渐增大。

为了更直观的描述板料在变形模式 II 中的变形过程，根据表 3-2 的结果，得到如图 3-7 所示的变形过程图。

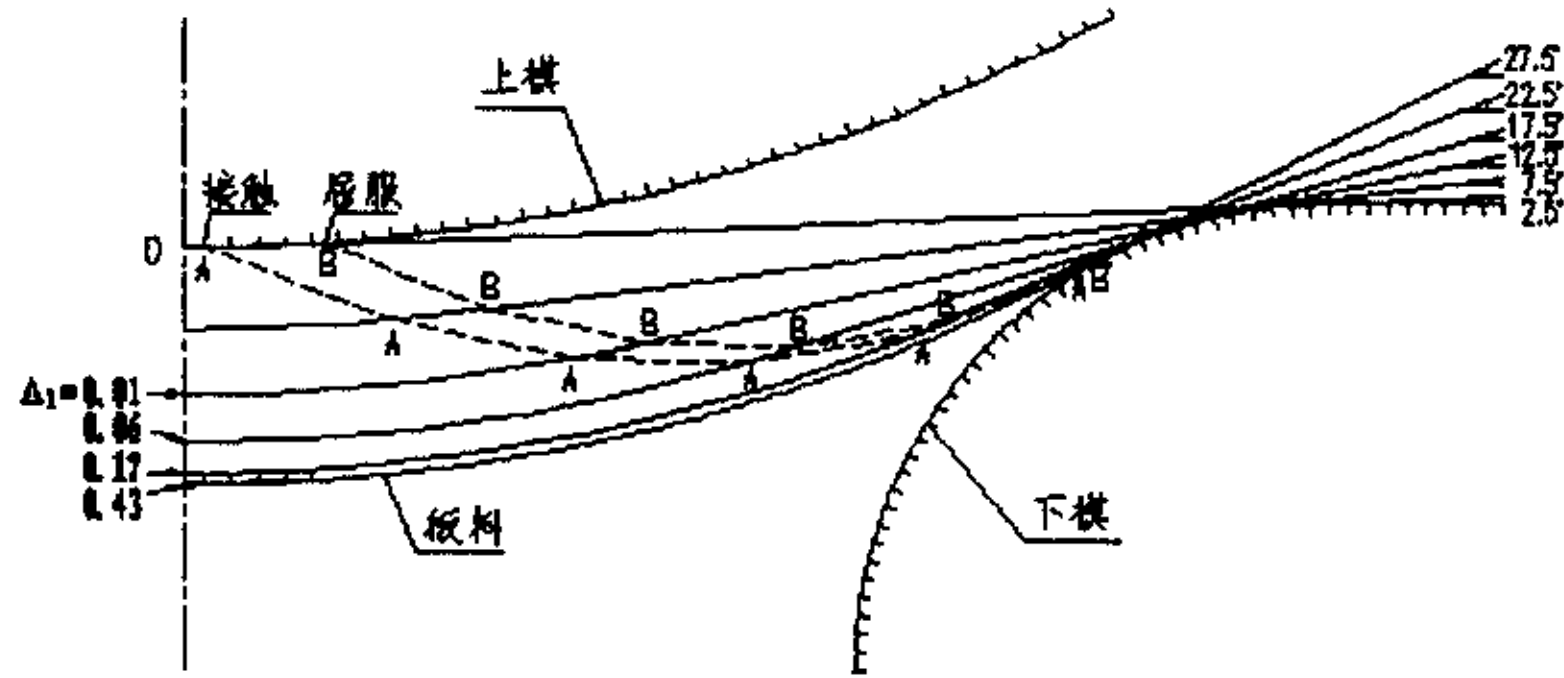


图 3-7 板料折弯过程中的形状

### 3.5 变形模式III

在变形模式III中，我们研究板料与上模的接触点移至点 A' 以后的弯曲变形行为。即采用窄上模进行板料折弯的弯曲变形行为。

如图 3-8 所示，上模的宽度为  $B_p$ ，上模的圆弧段角点为 A'。同样，OA' 是塑性区，A'B 也是塑性区，BC 是刚性区，在刚性区与塑性区的连接点 B 处有  $M=M_p$ 。

接触点 A' 的转角从  $\theta_p = \arcsin(B_p / R_p / 2)$  开始逐渐增大。同时增加点 A' 的约束条件，即：

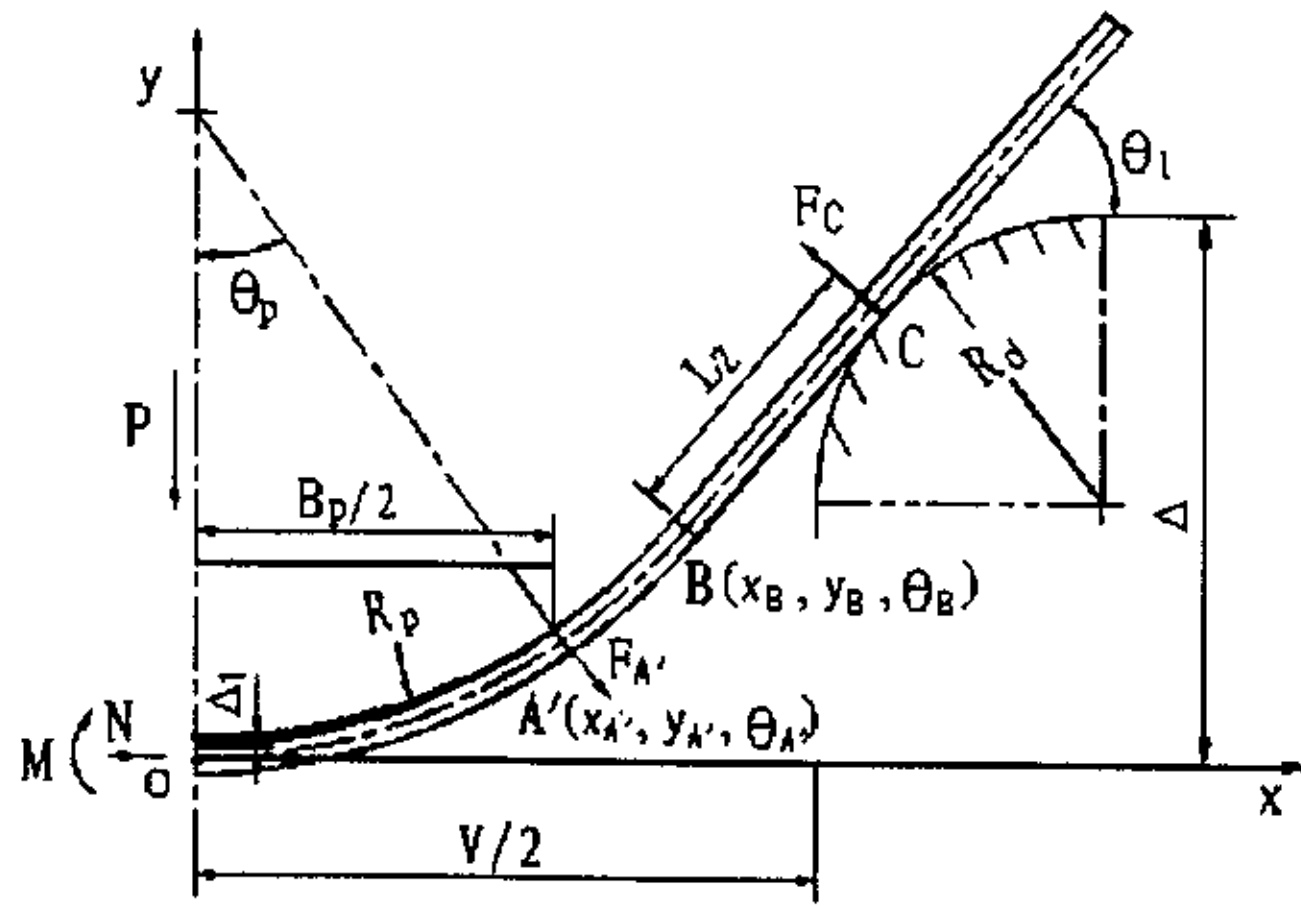


图 3-8 变形模式III

$$\begin{cases} x_{A'} = (R_p + \frac{t}{2}) \sin \theta_p \\ y_{A'} = \Delta_1 + (R_d + \frac{t}{2})(1 - \cos \theta_p) \end{cases}$$

采用与变形模式 II 相同的分析方法，不难确定板料与上模的接触点移至点 A' 以后的弯曲过程中的折弯力、折弯深度、板料上各点的曲率和转角以及板料中点与上模端部的分离间隙。

在变形模式 III 时，除设上模宽度  $B_p=250\text{mm}$  外，其它条件同变形模式 I 的取值。计算结果见表 3-3。

表 3-3 变形模式 III 计算结果

折弯角度°	点B转角°	点A'转角°	折弯力ton	折弯行程mm	OA'段弧长mm	A'B段弧长mm	分离间隙mm	直边长度mm	点O曲率半径mm	点A'曲率半径mm
140	20	19.4	262	52.6	132	8	0.32	65	372	384
137	21.5	20.8	268	54.6	133	8	2.05	63	346	358
134	23	22.3	273	56.6	133	8	3.77	61	323	337
131	24.5	23.7	280	58.5	134	8	5.51	59	303	318
128	26	25.2	285	60.4	134	8	7.26	57	286	301
125	27.5	26.6	290	62.4	135	8	9.03	55	270	286

与表 3-2 对照，从表 3-3 可以看出，板料与上模的接触点移至点 A'（此时对应的  $\theta_p \approx 19.2^\circ$ ，折弯角度为  $141.6^\circ$ ）以后：

- 1) 板料塑性段 OA' 的成形长度主要由上模圆弧段长度决定，板料塑性段 OA' 的曲率半径主要由折弯深度决定。
- 2) 在变形模式 III 中，随着折弯深度的增加，板料塑性段 OA' 的曲率半径分布与上模半径相差甚远，板料中点 O 的曲率半径  $r_0$  继续逐渐减小；相反，上模圆弧段角点 A' 的曲率半径  $r_{A'}$  则开始减小；且变化幅值较大。
- 3) 折弯力增长较缓慢，与之对应的直边长度减短亦较缓慢；
- 4) 塑性段 OA' 与塑性段 A'B 几近不变；
- 5) 与变形模式 II 中的分离间隙相比，板料中点与上模端部之间的分离间隙明显增大。

### 3.6 关于变形模式 II 的回弹计算

对于刚-线性强化板料按变形模式 II 加载结束之后的回弹计算, 可以参照图 2-13 的弯矩-曲率关系直接写出:  $M - M_p = DI/r$ 。其中  $M$  和  $r$  分别是板内某一截面在卸载前的弯矩和曲率半径, 而对于卸载, 按假定有:  $M = E'I/r^e$ 。其中  $r^e$  回弹的曲率半径。因而, 最终的曲率为:

$$\frac{1}{r'} = \frac{1}{r} - \frac{1}{r^e} = \left(1 - \frac{D}{E'}\right) \frac{1}{r} - \frac{M_p}{E'I} \quad (3-16)$$

其中  $r'$  为最终的曲率半径,  $E' = E/(1 - \nu^2)$ , 见式 (2-23)。

特别地, 对于板料的中部区域 (图 3-6 中的 OA 段), 由前面分析可知:  $r_0 < R_p$  而  $r_A > R_p$ , 其平均曲率半径  $r \approx R_p$ 。由式 (2-6) 和 (3-16)

$$\text{得: } r' = \frac{R_p}{1 - \frac{2\sqrt{3}\sigma_s R_p}{E't} - \frac{D}{E'}} \quad (3-17)$$

在 §2.4 中曾给出了板料纯弯曲的回弹公式 (2-21), 但该式要先求出板料所受弯矩, 在实际应用时并不方便。随后在式 (2-21) 基础上推导了理想塑性材料纯塑性弯曲的回弹公式 (2-22)。本节给出的式 (3-17) 就是考虑材料强化时板料弯曲回弹比的一个近似表达式, 它在作理论估算时无疑是十分有用的。



## 第四章 逐步折弯成形原理与应用

如何根据已知条件计算折弯成形所需要的力,以作为选择折弯机和设计模具的依据;如何计算弯曲回弹,以提高产品的尺寸精度;如何选取最优的折弯成形工艺方案,以获得合理的制件质量等等。要回答上述问题,就要求对直缝管筒的逐步折弯成形过程进行理论分析,建立其数学模型。通过程序求解,输出用于指导直缝管筒逐步折弯成形的合理优化的工艺方案。即:根据钢管的设计技术要求,结合企业设备能力和钢管的整个生产过程,对用于成形直缝管筒的折弯设备、折弯模具和折弯板料等工艺要素提出工艺准备、工艺参数和工艺规程的指导性文件。

设折弯成形次数为  $n$  次(一般  $n$  为奇数)。按成形过程来划分,直缝管筒的逐步折弯成形过程可称为三段式折弯。第一阶段为首次折弯至  $(n-1)/2$  次折弯,成形直缝管筒的后半圆,第二阶段为第  $(n+1)/2$  次折弯至  $(n-1)$  次折弯,成形直缝管筒的前半圆,第三阶段为第  $n$  次(即最后一次)折弯,在板料中线处将板料成形为直缝管筒。

按板料变形受力状态来划分,直缝管筒的逐步折弯成形过程可分为两种变形模式:不对称式折弯模式与对称式折弯模式。前  $(n-1)$  次折弯为不对称式折弯模式,最后一次折弯为对称式折弯模式。通过对板料单次折弯成形地过程解析,其研究方法和有关结论将应用于直缝管筒的这两种折弯模式的分析。在下面的分析中,板料仍按照刚-线性强化材料模型处理。

### 4.1 不对称式折弯模式

从表 3-2 计算结果可以看出,随着折弯深度的增加,板料的直边长度逐渐减小,特别是当直边长度小于板厚以后,折弯力急剧增大。因折弯成形设备能力的限制,直边的存在是不可避免的。对直缝管筒来说,管筒开口处有过长的直边直接影响其圆度和外观质量,也给后续加工带来不便。为了解决这一矛盾,一般是在直缝管筒首次折弯成形之前,在专用的预弯机上,将板料两端弯曲成所要求的弧形。

因此,在直缝管筒的首次折弯时,板料与上、下模两侧的接触条件是不同的:一侧是与板料的预完弯的圆弧段接触,另一侧与板料的直边相接触。这种几何形状上的不对称必然导致板料受力状态的不对称。同样可知,直到第  $(n-1)$  次折弯,均处于这种状态。我们称之为不对称式

折弯模式。

通过§3.5 中图 3-6 的分析可知,板料中与上模端部之间有微量的分离间隙,随着折弯角度的减小,分离间隙呈增大趋势。但与管筒半径相比是可以忽略的。另外,当折弯深度较深时,或当直边小于两倍板厚以后,点 A 与点 B 的转角已十分接近。为了能采用初等数学的求解方法,提高计算速度,得到更加简捷实用的输出结果,在建立直缝管筒的折弯成形的数学模型时,将 OA 段弧的曲率半径近似以上模半径  $R_p$  代替,并忽略 AB 段弧。同时考虑不对称式折弯时已成形弧段的变形协调条件,其折弯成形时的数学模型如图 4-1 所示。

设  $P(i)$  为第  $i$  次折弯时的实际折弯力,  $V$  为下模开口距离,  $R_p$  为上模半径,  $R_0$  为管筒外半径,  $R_d$  为下模圆角半径,  $t$  为板厚。  $\Delta(i)$  为第  $i$  ( $i=1, 2, \dots, n-1$ ) 次折弯时的折弯深度。板料与下模的接触点(即切点)分别为  $Q_1$ 、 $Q_2$ , 在点  $Q_1$ , 下模对板料的正压力和摩擦力分别为  $N_1(i)$ 、 $F_1(i)$ , 在点  $Q_2$ , 下模对板料的正压力和摩擦力分别为  $N_2(i)$ 、 $F_2(i)$ 。板料与上模的接触点分别为  $A_1$ 、 $A_2$  点。图中  $OA_1$  对应的圆心角为  $\alpha(i)$ ,  $OA_2$  对应的圆心角为  $\beta(i)$ ,  $A_2Q_2$  对应的圆心角为  $\gamma(i)$ 。按照刚-塑性假定,  $A_1A_2$  段为塑性段, 内半径近似为上模半径  $R_p$ 。直线  $A_1Q_1$  段(直边长度为  $L_2(i)$ )为刚性段, 已成形弧  $A_2Q_2$  段也为刚性段, (其对应内半径为  $R_p'$ , 即回弹后内半径, 即直缝管筒的内半径)。在刚-塑性转换点  $A_1$ 、 $A_2$  有:  $M_{A_1}=M_{A_2}=M_p$ 。  $M_p$  为初始塑性屈服弯矩。

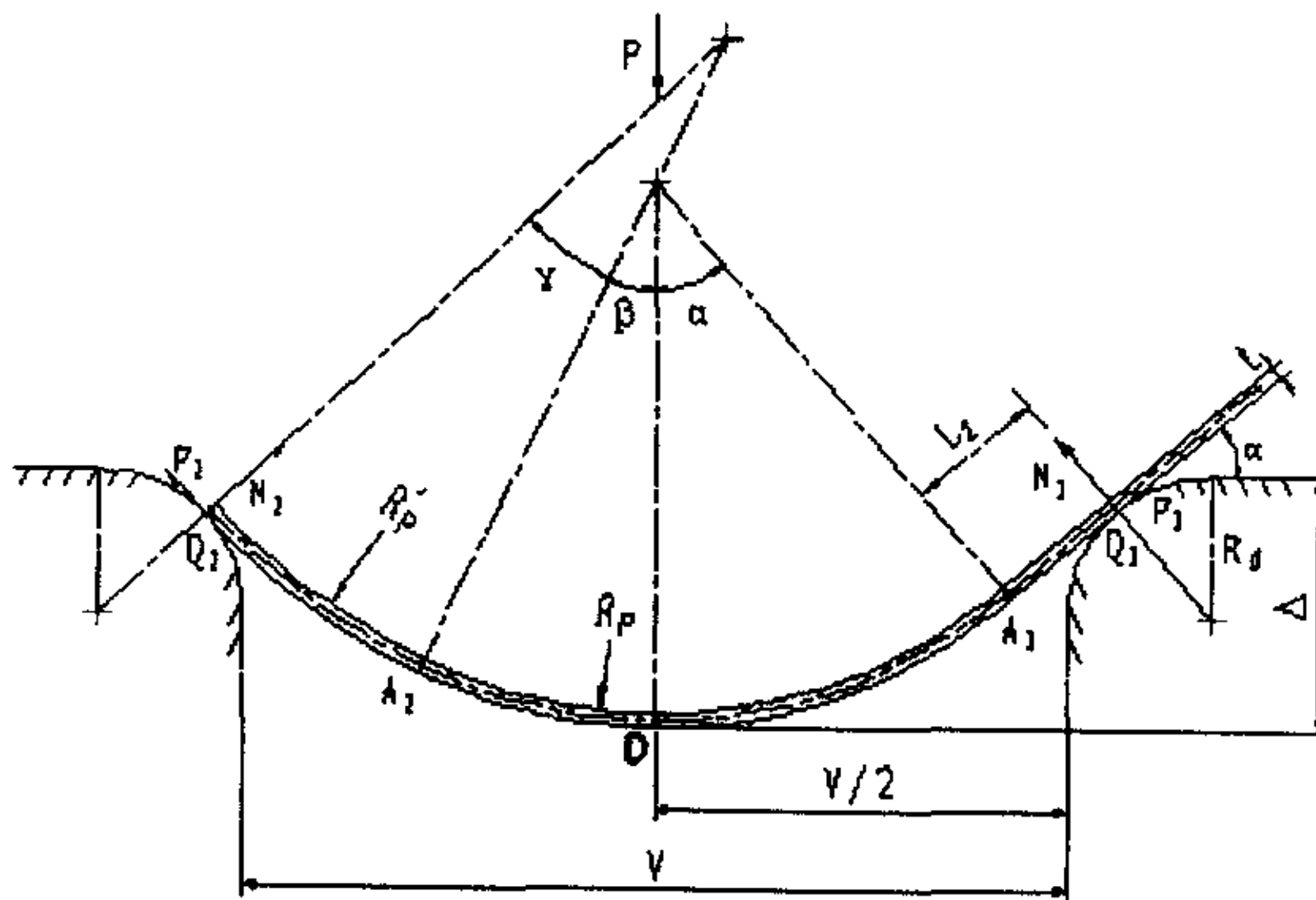


图 4-1 不对称式折弯模式

根据力及力矩平衡关系, 有:

$$\left\{ \begin{array}{l} F_1(i) = \mu N_1(i); F_2(i) = \mu N_2(i) \quad ; \quad \mu \text{ 为滑动摩擦系数} \\ M_p = 1.15 \frac{\sigma_s t^2 L}{4} \quad ; \quad \sigma_s \text{ 为初始屈服应力, } L \text{ 为钢管长度} \\ M_p = N_1(i) L_z(i) + F_1(i) \frac{t}{2} \\ M_p = N_2(i) (R_p' + \frac{t}{2}) \sin(\gamma(i)) + F_2(i) (R_p' + \frac{t}{2}) (1 - \cos(\gamma(i))) \\ P(i) = N_1(i) \cos(\alpha(i)) + F_1(i) \sin(\alpha(i)) + N_2(i) \cos(\beta(i) + \gamma(i)) \\ \quad + F_2(i) \sin(\beta(i) + \gamma(i)) \end{array} \right. \quad (4-1)$$

根据板料变形的几何关系, 有:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta(i) = (R_p + R_d + t) + (R_p' - R_p + t) \cos(\beta(i)) \\ \quad - (R_p' + R_d) \cos(\beta(i) + \gamma(i)) \\ \Delta(i) = (R_p + R_d + t) - (R_p + R_d + t) \cos(\alpha(i)) + L_z \sin(\alpha(i)) \\ V/2 = (R_p + R_d + t) \sin(\alpha(i)) + L_z(i) \cos(\alpha(i)) \\ V/2 = (R_p' + R_d + t) \sin(\beta(i) + \gamma(i)) - (R_p' - R_p) \sin(\beta(i)) \end{array} \right. \quad (4-2)$$

方程组 (4-1)、(4-2) 为不对称式折弯模式的两组基本方程。在材料属性 (包括回弹) 及模具参数已知的前提下, 一旦所求解的第  $i$  次折弯时的折弯力  $P(i)$ 、折弯深度  $\Delta(i)$ 、直边长度  $L_z(i)$  或折弯角度  $\alpha(i)$  这四个变量中有一个确定 (在其定义域内) 时, 通过解上列十个非线性方程组, 即可得到另外三个变量的数值解。反之, 亦可根据折弯力 (或允许的直边长度值) 来确定下模开口距离的大小。

## 4.2 对称式折弯模式

在直缝管筒的折弯成形过程中, 当板料进入最后一次折弯时, 因板料在弯曲成形过程中几何形态上的对称性, 直缝管筒的折弯成形就从前 (n-1) 次不对称式折弯模式进入了对称式折弯模式。

如图 4-2 所示, 根据材料的刚-塑性假定, 点 A 为刚塑性的转换点,  $M_A = M_p$ 。弧 AQ 和 A'Q' 段为刚性段, 其内半径  $R_p'$  为回弹后的内半径, 即直缝管筒的内半径。弧 AA' 段为塑性段, 其内半径近似为上模半径  $R_p$ 。由左右对称的特点, 有  $\alpha(n) = \beta(n)$ 。

同样，由力及力矩平衡关系，有：

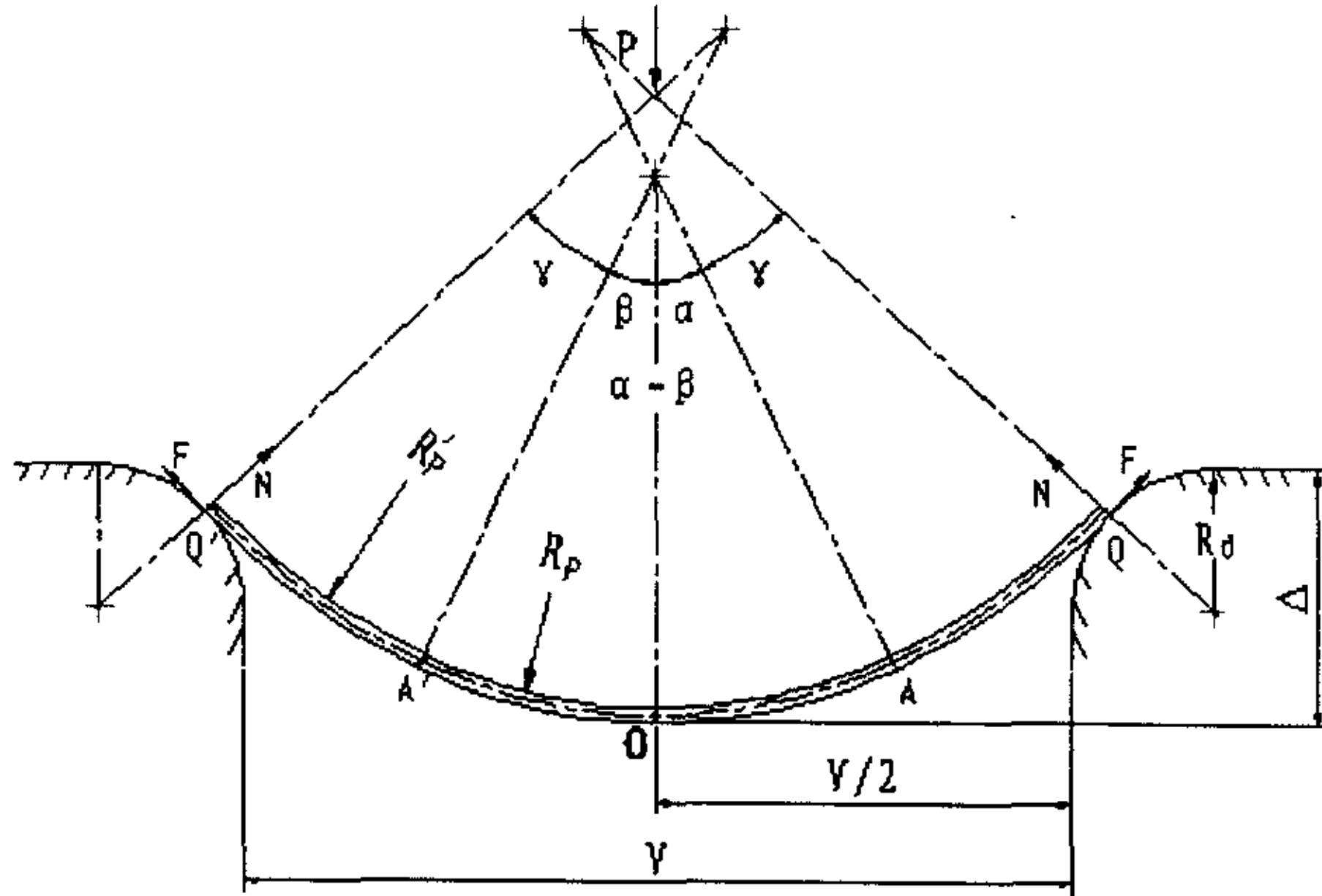


图 4-2 对称折弯模式

$$\begin{cases}
 F(n) = \mu N(n); \quad \mu \text{为滑动摩擦系数} \\
 M_p = 1.15 \frac{\sigma_s t^2 L}{4}; \quad \sigma_s \text{为初始屈服应力, } L \text{为钢管长度} \\
 M_p = N(n) \left( R_p + \frac{t}{2} \right) \sin(\gamma(n)) + F(n) \left( R_p + \frac{t}{2} \right) (1 - \cos(\gamma(n))) \\
 \frac{P(n)}{2} = N(n) \cos(\alpha(n) + \gamma(n)) + F(n) \sin(\alpha(n) + \gamma(n))
 \end{cases} \quad (4-3)$$

根据板料变形的几何关系，有：

$$\begin{cases}
 \Delta(n) = (R_p + R_d + t) + (R_p' - R_p + t) \cos(\alpha(n)) \\
 \quad - (R_p' + R_d) \cos(\alpha(n) + \gamma(n)) \\
 V/2 = (R_p' + R_d + t) \sin(\alpha(n) + \gamma(n)) - (R_p' - R_p) \sin(\alpha(n))
 \end{cases} \quad (4-4)$$

同样，方程组 (4-3)、(4-4) 给出了最后一次折弯成形时的折弯力  $P(n)$ 、折弯深度  $\Delta(n)$ 、和折弯角度  $\alpha(n)$  这三个变量之间的相互关系。

### 4.3 联合求解

以上通过对直缝管筒折弯成形过程的分析,建立了不对称式折弯模式和对称式折弯模式的数学模型。要求输出完整的折弯成形工艺数据,还必须补充直缝管筒的弯曲回弹方程、逐步变形的连续性方程等等。

**弯曲回弹方程** 弯曲回弹是弯曲模设计中的一个较复杂的问题。特别是在相对弯曲半径较大和材料的屈服极限点较高的情况下,弯曲回弹现象较严重。由于影响弯曲回弹的因数很多,很难从理论上精确计算弯曲的回弹量,因此难以确定模具成形部分的尺寸。一般的做法是,对弯曲回弹量进行理论上的计算,作为模具设计的依据,根据试模时实际的回弹量来修整模具。

如按刚-线性强化材料的假定,由§3.7 给出的回弹公式(3-17)变为:

$$R_p' = \frac{R_p}{1 - \frac{4.46(1-\nu^2)\sigma_s R_p}{Et} - (1-\nu^2)\frac{D}{E}} \quad (4-5)$$

式中,  $R_p$  — 回弹前半径,这里指上模半径,  
 $R_p'$  — 回弹后半径,这里指直缝管筒内半径,  
 $t$  — 直缝管筒壁厚,  
 $D$  — 材料塑性强化模量,  
 $E$  — 材料弹性模量,  
 $\sigma_s$  — 材料屈服极限,  
 $\nu$  — 泊松比,

在回弹计算中,一般是已知工件回弹后的半径,求回弹前的半径。将式(4-5)作数学变换,得:

$$R_p = \frac{(1 - (1-\nu^2)\frac{D}{E})R_p'}{1 + \frac{4.46(1-\nu^2)\sigma_s R_p'}{Et}} \quad (4-6)$$

通过上式,建立了直缝管筒的内半径与上模半径的关系。

**逐步变形的连续性方程** 不对称式折弯模式和对称式折弯模式的数学模型只是建立了直缝管简单次折弯的相关变量的依赖关系,而逐步变形的连续性方程则是建立直缝管筒每步之间折弯参量的分配关系。

设大直径直缝焊接钢管的直径（外径）为  $D_0$ ，壁厚为  $t$ ，如不计弯曲时的板厚减薄及中性层移动，则其展开宽度：

$$C_{ZK} = \pi(D_0 - t) \quad (4-7)$$

如设直缝管筒的合理开口距离为  $L_{CK}$ ，则直缝管筒的直径（外径） $D_1$  近似为：

$$D_1 \approx \frac{C_{ZK} + L_{CK}}{\pi} + t = D_0 + \frac{L_{CK}}{\pi} \quad (4-8)$$

因  $R_p'$  为回弹后半径，即直缝管筒内半径，又有：

$$D_1 = 2(R_p' + t)$$

由以上三式可得  $R_p'$  与  $D_0$  的关系为：

$$R_p' = \frac{\pi D_0 + L_{CK}}{2\pi} - t \quad (4-9)$$

设直缝管筒折弯次数为  $n$ ，各步折弯弧长为  $\lambda(i)$ ， $(i=1, 2, \dots, n)$ 。板料单边有效预弯弧长为  $L_{CW}$ ，根据弯曲前后板料长度近似相等，得到逐步变形的连续性方程：

$$C_{ZK} = 2L_{CW} + \sum_{i=1}^n \lambda(i) \eta(i) \quad (4-10)$$

其中， $\lambda(i)$  由图 4-1、图 4-2 求出： $\lambda(i) = (R_p + \frac{t}{2})(\alpha(i) + \beta(i))$

$\eta(i)$  为每步折弯的送进率，即板料实际送料长度与折弯成形长度的比值。

联合不对称式折弯模式方程组 (4-1)、(4-2)，对称式折弯模式方程组 (4-3)、(4-4)，弯曲回弹公式 (4-6)，以及变形连续性方程 (4-10)，在折弯次数  $n$  确定或下模开口距离  $V$  确定的前提下，即可求解其它各相关变量，从而可以通过进一步地求解，输出直缝管筒逐步折弯成形的工艺方案。

## 4.4 逐步折弯成形的工艺方案

工艺方案是根据产品设计要求、生产类型和企业的生产能力,提出的工艺技术准备工作、具体任务和措施的指导性文件。对直缝管筒逐步折弯成形的工艺方案来说,主要是指:根据钢管的设计技术要求,结合企业设备能力和钢管的整个生产过程,对用于成形直缝管筒的折弯设备、折弯模具和折弯板料等工艺要素提出工艺准备、工艺参数和工艺规程的指导性文件。

根据前面对直缝管筒逐步折弯成形的研究方法,针对 PPEB5200/125 电液伺服数控折弯机的工艺需要,我们编制了图 4-3 所示的通用程序,来分析各种参数变化条件下的直缝管筒逐步折弯成形问题。取得了很好的效果。

在程序设计中,程序输入是程序设计的依据,具体包括以下三个方面:

1) 钢管的设计要求。即钢管的尺寸参数和材料特征参数。钢管的尺寸参数包括钢管直径  $D_0$ 、钢管壁厚  $t$ 、钢管长度  $L$  等;材料参数包括钢管所用材料的弹性模量  $E$ 、强化模量  $D$ 、屈服极限  $\sigma_s$ 、极限强度  $\sigma_b$ 、泊松比  $\nu$  等。

2) 折弯成形设备的工艺能力。如折弯机的公称压力  $P^*$ 、加工工艺范围等。

3) 折弯模具的信息。包括模柄的厚度  $B_m$ 、上模的宽度  $B_p$ 、下模的可调开口距离  $V$ 、下模的圆角半径  $R_d$  等。

本程序设计的指导思想是:在充分发挥设备能力  $P^*$  的前提下,以最少的折弯次数  $n$  为目标(这意味着最高的生产效率),搜索最小的下模开口距离  $V$  和板料单步最大可成形长度。尽管程序所输出的并不一定是最佳的方案。但是,通过合理改变折弯压力  $P^*$  和上模宽度  $B_p$  的输入值可以得到多套可行性方案。通过对成形工艺方案的综合评价,最终选取认可的工艺方案。

下面对程序设计补充说明如下:

1) 通过对§3.5 和§3.6 中变形模式 II 和变形模式 III 的结果分析,为控制所成形弧段的圆度误差,本程序中,板料单次折弯的最大可能成形长度  $\lambda$  按上模的宽度  $B_p$  取值。在实际应用中需根据具体要求和工艺验证作合理修改。而程序中输入的最小成形长度  $\lambda_{min}$  是认为设定的一个搜索下限条件,其实质是控制折弯次数的上限。

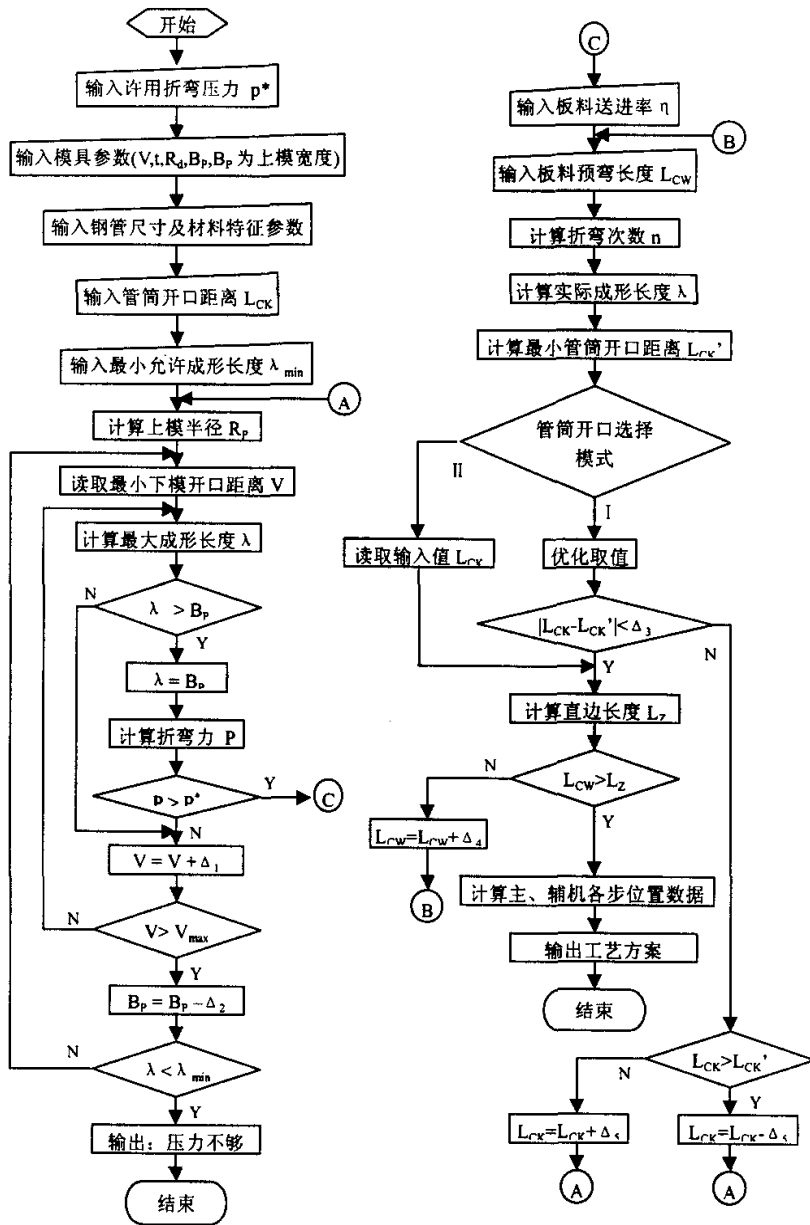


图 4-3 程序流程图



2) 在图示的程序设计中, 对各步的成形长度  $\lambda(i)$  和各步板料送进率  $\eta(i)$  的分配作了一定的简化处理, 即令  $\lambda(i) = \lambda$ ,  $\eta(i) = \eta$ 。事实上, 根据对直缝管筒的后续工序—校圆合缝的受力变形特点, 可以通过改变各步的成形长度和送进率, 有效地控制直缝管筒的曲率分布。

3) 当某一折弯方案确定后, 管筒的最小可能开口距离可根据弹性理论中的卡氏定理求得。

通过程序输入和运算, 就可以输出直缝管筒逐步折弯成形的工艺方案了。具体可分解为以下三个方面内容:

1) 折弯板料的工艺准备。即钢管的展开尺寸、最小预弯长度和各步折弯线尺寸等。

2) 折弯模具的工艺准备。上模的形式选择、上模的半径  $R_p$ 、下模的开口距离  $V$  等。

3) 折弯成形设备的工艺参数。包括各步折弯的实际折弯力  $P$ 、折弯深度、加凸工作台的加凸补偿量以及相关辅机的位置数据(如前、后托料和前、后送料机等)等工艺参数。

表 4-1、4-2、4-3 为在 PPEB5200/125 电液伺服数控折弯机上折弯直缝管筒的一个应用实例(供参考)。

表 4-1 设计输入

钢管尺寸参数输入		折弯设备与模具参数输入	
钢管直径	1016 mm	许用折弯力 P	5000 Ton
钢管壁厚	25.4 mm	模柄厚度 $h_m$	70 mm
钢管长度	12200 mm	上模宽度 $B_p$	260 mm
材料模型选择		下模最小开口 $Y_{min}$	140 mm
<input type="checkbox"/> 理想弹-塑性材料 <input checked="" type="checkbox"/> 刚-线性强化材料 <input type="checkbox"/> 幂指强化材料		下模最大开口 $Y_{max}$	480 mm
材料特征参数输入		下模圆角半径 $R_d$	80 mm
弹性模量	210 Gpa	下模 H	60 mm
强化模量	2.1 Gpa	C形管筒设置参数输入	
屈服强度	350 Mpa	C形管筒开口距	80 mm
极限强度	550 Mpa	板料预弯长度	100 mm
泊松比	0.3	板料最小成形长度	100 mm
		板料送进率	0.8
		<input checked="" type="checkbox"/> 优化C形管筒开口距	

表 4-2 总体工艺方案输出

折弯次数	下模开口	折弯力 Ton	折弯深度	上模半径	C形管筒直径	管筒开口	折弯长度	展开长度	加凸补偿
17	300	4544	39.8	440	1045	80	100	3108	3.05

表 4-3 辅机各数控轴位置参数输出

折弯序号	前送料 X1 (mm)	后送料 X3 (mm)	前送料 $\alpha 1^\circ$	前送料 T1°	前送料 R1 (mm)	后送料 $\alpha 2^\circ$	后送料 T2°	后送料 R2 (mm)
1	2897	215	0	18.2	80	0	0	80
2	2735	371	4.3	18.2	80	0	0	80
3	2572	489	4.3	18.2	80	0	0	80
4	2409	563	4.3	18.2	80	0	0	80
5	2247	586	4.3	18.2	80	0	0	80
6	2084	582	4.3	18.2	80	0	0	80
7	1922	582	4.3	18.2	80	0	0	80
8	1759	582	4.3	18.2	80	0	0	80
9	215	1916	0	0	80	0	18.2	80
10	371	1753	0	0	80	4.3	18.2	80
11	489	1590	0	0	80	4.3	18.2	80
12	563	1427	0	0	80	4.3	18.2	80
13	586	1264	0	0	80	4.3	18.2	80
14	582	1101	0	0	80	4.3	18.2	80
15	582	938	0	0	80	0	0	80
16	582	775	0	0	80	0	0	80
17	575	575	0	0	80	0	0	80

## 4.5 折弯工艺要素对管筒成形的影响

在折弯成形工艺方案中，影响管筒成形质量的因素很多，如设备的控制精度、模具的制造误差和材质状况等等，对于设备、模具和材料的这类系统性因素，本节将不予讨论。本节将重点阐述加凸补偿量、折弯力、上模宽度、下模开口距离、折弯次数和送进率等人为工艺要素与管筒折弯成形之间的关系。为折弯成形工艺方案的选择提供理论上的依据。

### a) 加凸补偿量

对板料折弯来说，加凸补偿是一个十分重要的概念。

在载荷的作用下，折弯机床的工作台和滑块会产生如图 4-4 所示的弹性变形，使得上模进入下模的深度在全长上不均匀，影响制件的折弯角度和直线度。为了解决这一问题，现大多数机床采用加凸补偿装置，产生一族基于滑块和工作台挠度曲线的预置加凸曲线，以补偿其变形，使上模进入下模的深度在全长基本上保持均匀，以提高制件的折弯角度和直线度的精度。



图 4-4 挠曲变形

加凸补偿量根据折弯力的大小确定。确定加凸补偿量的前提是确定最大负载时机床的挠度值。因负载与挠度为线性关系，故加凸补偿量根据折弯力的大小线性确定。在实际折弯过程中，加凸补偿量的微量调整根据板料在折弯全长上的折弯角度误差来修正。

在采用逐步折弯成形法成形直缝管筒时，当加凸补偿量不合适时，由于每步折弯角度误差的积累，将导致直缝管筒的开口距离在全长上不一致，同时也将影响到直缝管筒的直线度。加凸补偿量偏大时，将导致管筒的开口距离在管长方向上中间小，两端大；加凸补偿量偏小时则正好相反。同时，不合适的加凸补偿将会使折弯模具在长度方向上受力不均，严重时将导致模具塑性变形和破坏。

### b) 折弯力 P

折弯力是指折弯板料所需要的压力。对折弯力的分析研究是选择折弯设备、进行模具设计和确定工艺方案的前提。

根据第三章中计算三的已知条件假定，图 4-5 为采用宽上模和窄上

模折弯板料时折弯力随折弯角度的变化关系曲线。

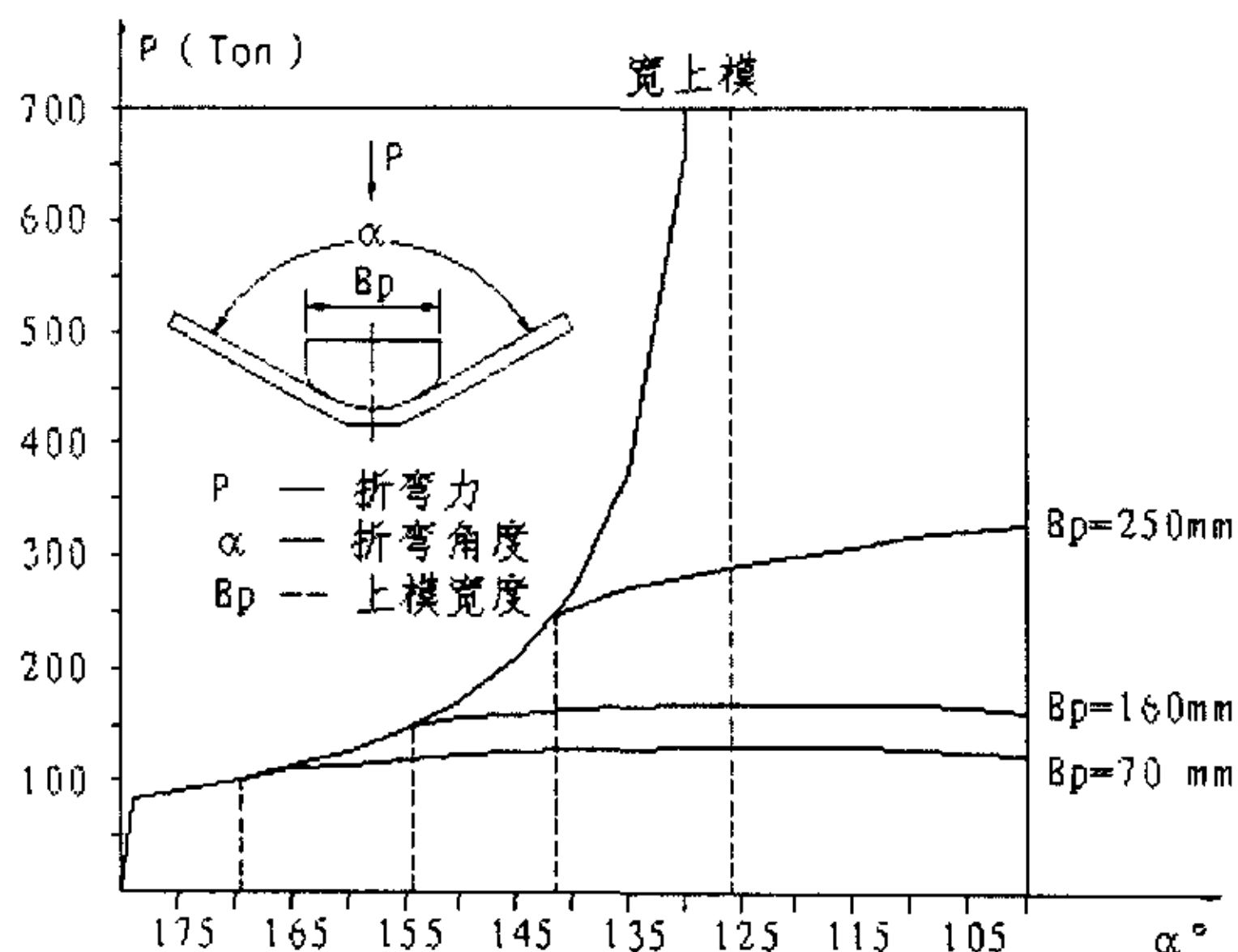


图 4-5 折弯力与折弯角度的关系

图 4-5 表明，在板料折弯过程中，折弯力是随着折弯角度的变化而变化的。

对宽上模而言，折弯力随着折弯角度单调增大。计算及试验结果表明，当板料直边长度小于板料厚度以后，折弯力急剧增大。板料最终可折弯角度由折弯设备的公称压力和下模开口距离决定。

对窄上模而言，随着折弯角度增加，折弯力在开始阶段不断增大。当到达某一折弯角度时，折弯力达到最大值。此时的折弯角度值由上模宽度和下模开口决定。随后折弯力开始减小。

### c) 上模宽度 $B_p$

前面曾介绍过上模的两种结构形式，即宽上模和窄上模。模具设计时如何确定上模的宽度，如何根据上模的宽度选择合理的折弯成形工艺方案，对直缝管筒逐步折弯成形有着十分重要的意义。

通过第三章对板料折弯的变形模式 II 和变形模式 III 的过程分析可知，上模的宽窄是相对下模开口距离和折弯深度而言的。如果在板料弯曲过程中，上模与板料的接触点 A 始终未到达上模圆弧的两端点 A'，即不必考虑上模的宽度这一因数。我们称此上模为宽上模。反之称为窄上模。实际上，在折弯成形中，即使对同一下模开口距  $V$ ，当折弯深度达到某一值时，上模与板料的接触点也有可能移至上模圆弧的两端点 A'。

这时，所谓的“宽上模”就变成了“窄上模”。

直缝管筒的成形是通过对板料逐步折弯成形为一定长度的近似圆弧段来实现的。采用宽上模折弯时，由表 3-2 的计算结果可知，板料塑性段 OA 的曲率半径主要由上模圆弧半径决定，其平均曲率半径近似等于上模半径，我们视塑性段 OA 为折弯成形的有效近似圆弧段。其长度主要由折弯深度决定。采用宽上模折弯的特点是：折弯成形弧段的曲率半径容易控制，上模圆弧半径根据管筒弯曲回弹前的半径来设计。折弯成形弧段的长度可通过折弯深度（或折弯力）控制。生产效率高。

采用窄上模折弯时，根据第三章中计算三的已知条件假定，由图 4-5 可以得到上模宽度对折弯力的影响。上模宽度与板料最大折弯力及板料相关成形参数的关系，如表 4-4 所示。结果表明，折弯同一规格的板料，所需的最大折弯力随着上模宽度的减短而减小。因此，采用窄上模折弯，可以成形厚壁管筒。另外，当窄上模宽度取某一固定值时，表 3-3 的计算结果表明，板料塑性段 OA' 的曲率半径主要由折弯深度决定。我们视塑性段 OA' 为折弯成形的有效近似圆弧段，其近似半径取其平均值。其长度由上模宽度决定。因此，可以采用一套通用窄上模，通过控制折弯深度折弯成形不同直径的管筒。但是，折弯成形长度基本不变，因而折弯次数多，生产节拍长。因积累误差的影响，管筒的圆度不易控制。

表 4-4 上模宽度与最大折弯力及板料变形关系

上模 宽度mm	最大折 弯力ton	折弯 角度°	折弯 行程mm	OA'段 弧长mm	A'B段 弧长mm	分离 间隙mm	直边 长度mm	点O曲率 半径mm	点A'曲率 半径mm
70	131	117	99.8	37	44	4.3	118	98	101
100	139	119	91.2	53	35	6.8	111	121	126
130	152	117	88.1	70	27	9.7	101	138	146
160	170	118	81.1	86	21	11.5	91	163	174
190	197	116	77.6	103	16	13.7	78	181	196
220	241	105	81.2	122	11	20.3	60	176	196
250	321	104	75.1	140	7	22.1	44	195	219

通过上述分析比较，上模宽度的设计原则应该是：在保证模具强度的前提下，应当充分发挥折弯设备的能力，尽量减少折弯次数，提高生产效率和有效控制管筒的圆度误差，上模应优先选用宽上模。

d) 下模开口距离  $V$

针对不同管径、不同壁厚的钢管，在逐步折弯成形时，一般是通过调节下模开口距离，来控制折弯力与有效成形长度。同时兼顾板料预弯边弧段与首次折弯成形段的连接。

根据第三章中计算三的已知条件假定，当改变下模开口距离时，折弯力与下模开口距离的关系，如图 4-6 所示，

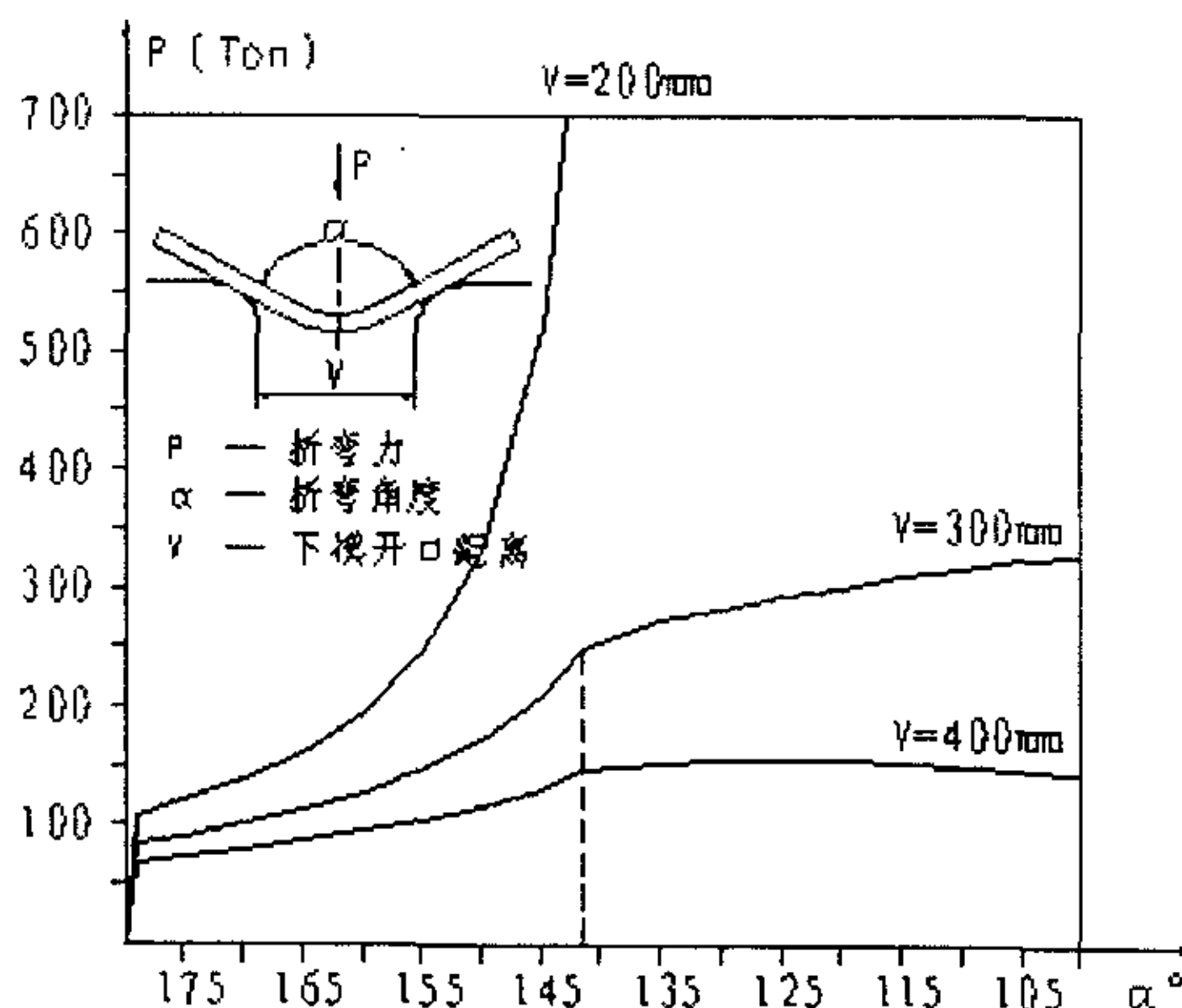


图 4-6 下模开口距离与折弯力的关系

从上图可以看出，当上模宽度固定时，下模开口距离的变化对折弯力的影响。与图 4-5 对比可知，增大（或减小）下模开口距离与减小（或增大）上模宽度，对折弯力的影响是一致的。尽管如此，因板料最大折弯成形长度与上模宽度相关，改变下模开口距离不仅可以有效的控制折弯力，而且可以保证折弯成形长度。图 4-7 为折弯成形长度与折弯角度的变化关系。

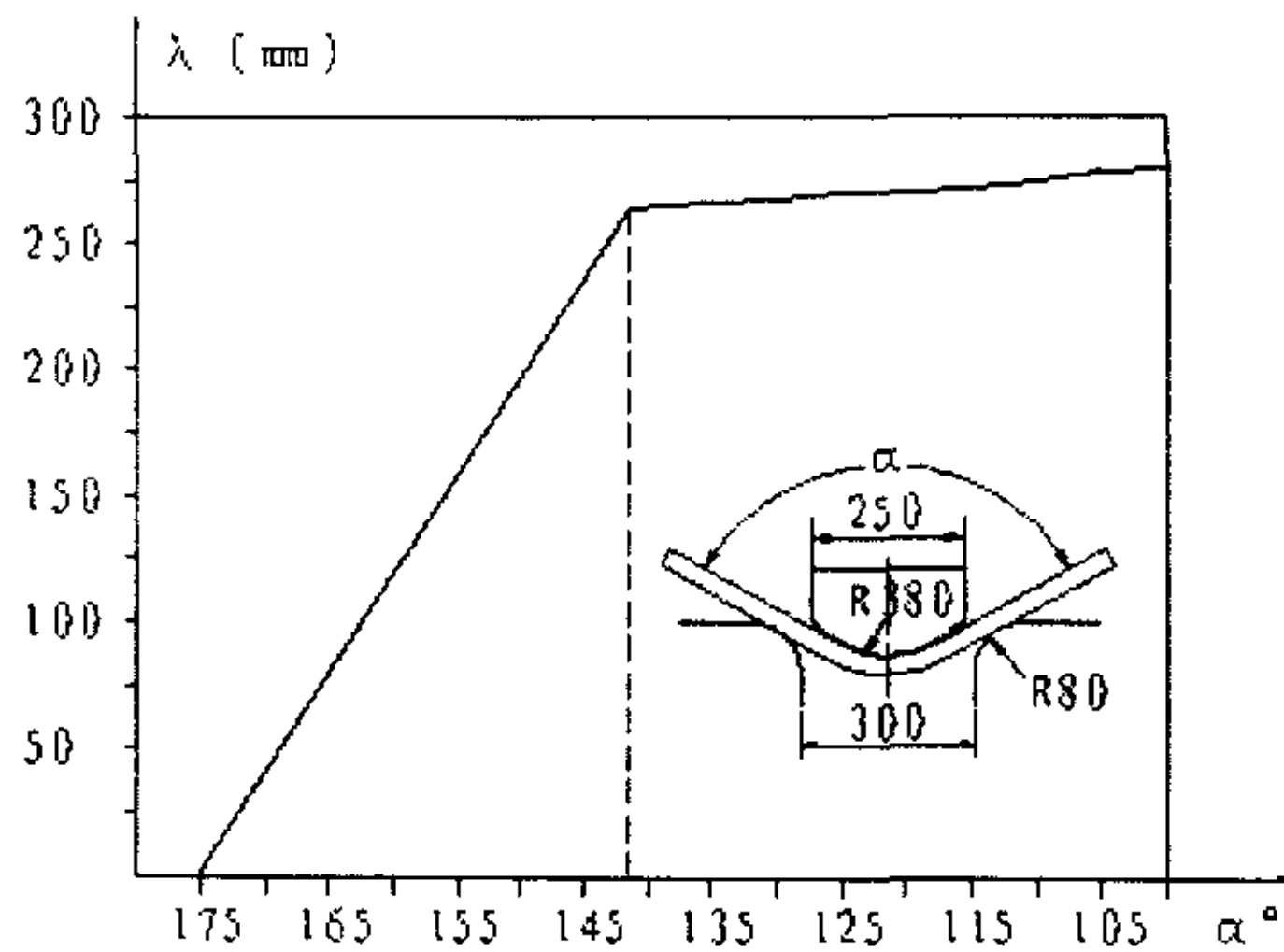


图 4-7 折弯成形长度与折弯角度的关系

#### e) 折弯次数 $n$ 、送进率 $\eta$

当上模与下模相关参数确定后，折弯次数与送进率的选择必须根据管筒成形质量和生产节拍综合确定。

折弯次数少，生产节拍短，生产效率高；同时对管筒开口距离误差影响小。设折弯次数为  $n$ ，钢管直径为  $D_0$ ，每步折弯角度误差为  $\Delta\theta$ ，则管筒开口距离误差为：
$$\Delta L_{CK} \approx \frac{D_0}{2} \cdot n \cdot \Delta\theta$$
。但是在下模开口不变的情况下，

折弯次数少，有效折弯成形长度必须加长，折弯成形弧段所对应的圆心角将增大，由回弹公式 (2-20) 可知，弯曲回弹角度将增大，因而将导致管筒开口距离的加大。针对这个问题，如采用自动调整下模，可以通过改变最后一次折弯时的下模开口距离来解决。

从管筒圆度来考虑，希望送进率小一些。即希望在后序折弯中对前序已折弯成形弧段进行尽可能长的二次折弯成形，从表 3-2 及表 3-3 的计算结果可知，板料折弯成形弧段 OA 的曲率分布并不是均匀的。从板料中点 O 到板料与上模的接触点 A，其曲率半径是逐渐增大的。目前一般是通过这种反复成形的方式达到增加管筒圆度和控制回弹的目的。

随着有限元技术的应用，通过对回弹进行定量的数值计算，以获得回弹后制件的实际形状和尺寸，然后根据回弹量设计修正上模的形状，通过若干次迭代可以得到理想的上模形状。因而，在保证管筒质量的前提下，可以采用较高的送进率和较少的折弯次数，以提高生产效率。这对回弹量较大的高强度钢管特别重要。



### 4.6 逐步折弯成形工艺方案的综合评价

通过前面对逐步折弯成形的理论分析，我们建立了各相关变量之间的数学关系，并结合程序设计和求解，生成了用于直缝管筒折弯成形的指导性文件。但是，直缝管筒的逐步折弯成形，一般都存在很多可行的工艺方案。但是，如何评价和选择合理的工艺方案呢？

对工艺方案进行评价的方法，必须是根据钢管的设计要求，结合生产的具体情况，从技术目标和经济目标两方面进行决策，逐步优化。技术目标包括直缝管筒的几何质量、工艺可实施性、可靠性、安全性等。经济目标是指生产成本、生产效率等。具体评价目标一般有 6-8 项，过多可能会影响主要功能目标。为比较各目标的重要程度，定量评价时要设加权系数。加权系数是反映目标重要程度的量化系数，加权系数大，意味重要程度高。常用的评价决策方法有评分法和模糊评价法。

评价一个工艺方案的好坏，首先必须要以直缝管筒的几何质量为评价目标。本节以评分法评价直缝管筒的几何质量为例来说明。

评分法用分值作为衡量方案优劣的定量评价。对于多个评价目标的系统分别取各目标的分值，再求总分。评分工作一般采用集体评分，以减少由于个人主观因素对分值的影响。对几个评分者所评的分数取平均值或去除最大最小后的平均值作为有效分值。评分法一般采用 10 分制，以 0-10 分表示。“理想状态”取为 10 分，“不能用”取为 0 分。分数可参考表 5-1。

表 5-1 评分标准

0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
不能用	差	较差	勉强可用	可用	中	良	较好	好	优	理想

对于某些产品若能根据工作要求定出具体评分值则更便于操作。对应中间值可用直线插入法求得。

大直径直缝焊管的生产在我国起步较晚，目前有关的质量标准规范还不健全。且直缝管筒只是焊管生产过程中的一个过渡制品。其质量一般由企业根据生产实际情况来控制。参照日本“铁塔用高强度钢管标准 JIS (G3474-1988)”和电力部“输电线钢管杆制造技术 DL/T 646-1998”的规定，如表 5-2 所示，为直缝管筒的几何质量控制目标项（特性参数），表 5-3 是某直缝管筒的特性参数分值表，表 5-4 为特性参数实际值，表 5-5 为评分结果。由评分结果可以得出方案 A 为最佳方案。



表 5-2 直缝管筒的几何质量评价目标项


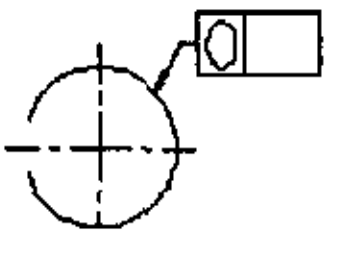
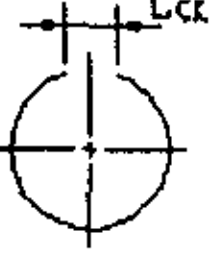
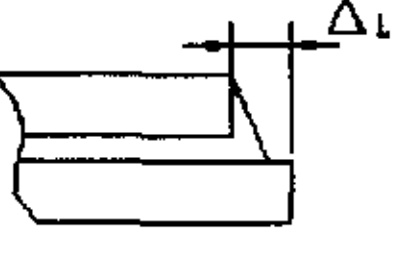
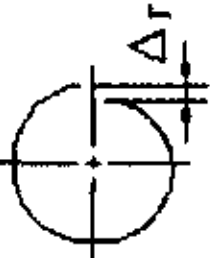
项目	直线度	圆度	开口距离	开口纵向位错	开口径向位错
图例					

表 5-3 某直缝管筒的特性参数分值表

评价 分值	特 性 参 数					
	直线度	圆度	开口距离 (毫米)	纵向位错 (毫米)	径向位错 (毫米)	生产节拍 (分钟)
10	0.05%	0.4%	80	3	3	15
9	0.06%	0.6%	85	4	5	18
8	0.07%	0.8%	90	5	8	20
7	0.08%	1%	95	7	10	25
6	0.1%	2%	100	10	15	30
5	0.15%	2.5%	110	15	30	35
4	0.3%	3.5%	150	22	50	40
3	0.5%	5%	180	35	60	50
2	1%	7%	200	50	75	60
1	2%	8%	220	65	95	80
0	4%	10%	250	80	120	100

表 5-4 某直缝管筒的特性参数值

评价目标		直线度	圆度	开口距离	纵向位错	径向位错	生产节拍
实际值	A	0.1%	1%	80	6	5	20
	B	0.08%	3.5%	120	5	6	40
	C	0.2%	2%	90	8	4	30

表 5-5 某直缝管筒的工艺方案评分结果

评价目标		直线度	圆度	开口距离	纵向位错	径向位错	生产节拍	加权总分
加权系数		0.22	0.18	0.12	0.08	0.25	0.15	
方案评分	A	6	7	10	7.5	9	8	7.83
	B	7	4	4.75	8	8.67	4	6.92
	C	4.67	6	8	6.67	9.5	6	7.18

## 第五章 结 论

直缝管筒的逐步折弯成形原理与应用的研究具有较大的理论意义和经济效益。本文就直缝管筒的折弯成形过程进行了全面系统的分析和研究，并达到了预期的目标。文中所做的工作主要有以下几点：

- 1) 对大直径焊接钢管的制管现状进行了系统介绍和评价。
- 2) 针对大直径钢管的折弯成形，进行了合理的假设和简化，建立了板料弯曲的工程理论基础。
- 3) 分析研究了板料折弯过程中的三种变形模式。其中对变形模式III的提出和分析研究是本文的创新点之一。对板料自由折弯具有重要的理论指导意义。同时也是建立直缝管筒逐步折弯成形数学模型的理论基础。
- 4) 建立了直缝管筒逐步折弯成形过程的体系结构，通过建立数学模型和设计计算程序，自动生成初步工艺方案。并重点讨论了各工艺要素（折弯力、上模宽度、下模开口距离、折弯次数、送进率等）对管筒成形质量和生产效率的影响。同时结合生产实际，进一步通过对工艺方案的综合评价，得到最终合理的工艺方案。经实践证明，所得结果正确有效。这是本文的重点，也是最大的创新点。
- 5) 利用得出相应的结论为国内整个制管行业积累了宝贵的经验。同时可推广应用于锥形管和异形管的折弯成形。

当然，针对直缝管筒的折弯成形，本论文仅对采用圆上模、U形下模的模具配置进行了基本方面的研究。还有很多方面没有涉及。如：对采用圆上模、圆下模的模具配置时的管筒逐步折弯成形的分析研究；多点折弯、反复成形对板料回弹和曲率分布的影响；折弯模具形状的反求工程；折弯工艺方案的优化等等。尽管如此，文中一定还存在不少问题与毛病，在此希望继续从事本专业研究的工程技术人员对本系统进行不断完善，为社会，为行业服务。

## 参考文献

1. 余同希、章亮炽, 塑性弯曲理论及其应用, 科学出版社, 1992.
2. 梁炳文、胡世光编著, 板料成型塑性理论, 机械工业出版社, 1987. 12.
3. 梁炳文、陈孝戴、王志恒编著, 板金成形性能, 机械工业出版社, 1999. 5.
4. 塑性变形的物理基础, 冶金工业出版社, 1989. 11.
5. 弹性·塑性·有限元, 湖南科学技术出版社.
6. 余同希、张亮炽, 塑性弯曲成形的研究进展, 应用科学学报, 6(3), 1988.
7. R. Hill, 王仁译, 塑性数学理论, 科学出版社, 1966.
8. 章亮炽、余同希, 梁和板弹塑性弯曲成形的计算机辅助设计程序, 计算结构力学及其应用, 4, 1987.
9. 余同希、章亮炽、王仁, 一般柱面曲模的计算机辅助设计方法, 机械工程学报, 4, 1987, 19 页.
10. 章亮炽、余同希, 宽板弹塑性纯弯曲的一个精化理论, 北京大学学报(自然科学版), 24, 1988.
11. T. X. Yu and W. Johnson, , The press-brake bending of rigid/linear work-hardening plates, Int. J. Mech. Sci., 23, 1981, p307-318.
12. S. I. Oh and S. Kobayashi, Finite element analysis of plane-strain sheet bending, Int. J. Mech. Sci., 22, 1980, p583-594.
13. T. X. Yu and W. Johnson, , A theoretical analysis of the bending into cylindrical dies of metal strips , Proc. Insin. Mech. Engrs , 198C, 1984, pp99-108.
14. W. Johnson and A. N. Singh, Springback after cylindrically bending metal strips, Conference on Large Deformation, Delhi, Dec., 1979.
15. E. T. Onat and R. M. Haythornthwaite, The load carrying capacity of circular plates at large deflection, Trans ASME, J. Appl. Mech., 23, 1956.
16. 肖景容、李尚健, 塑性成形模拟理论, 华中理工大学出版社, 1989.
17. 板料成型的技术路线, 上海交通大学学报, 1999. 2, P178.
18. 板料成型回弹问题研究, 塑性工程学报, 2000. 1.
19. 板料成形中的回弹计算和模具修正, 机械强度, 邵鹏飞等, 2001, 23(2): P187.
20. 板条多点成形技术研究综述, 塑性工程学报, 李东平等, 8(2), P46.
21. 板条多点成形中曲率分布及回弹控制研究, 机械工程学报, 李淑慧等, 37(11),

- P92.
22. 板料成型接触摩擦过程的有限元模拟, 塑性工程学报, .2000. 1.
  23. 板料通过圆角时的影响因素研究, 塑性工程学报, 金森等, 8 (2), P63.
  24. 宽板 V 型自由弯曲回弹的有限元模拟, 塑性工程学报, 李雪春等, 8 (2), P1.
  25. 郑莹、吴勇国等, 板料成形数值模拟进展, 塑性工程学报, 1996.3(4).
  26. 肖军、李尚健, 金属材料弯曲成形计算机模拟进展, 塑性工程学报, 1997, 4(2).
  27. 叶义、彭颖红等, 板料成形数值模拟的关键技术及难点, 塑性工程学报, 1997, 4(2).
  28. 肖祥芷, 冲压工艺与模具计算机辅助设计, 国防工业出版社, 1996.
  29. 曹简, 板料成形数值模拟研究进展. 海内外青年科学家论坛, 1998.
  30. 谢水生、王祖唐, 金属塑性成形工步的有限元数值模拟, 冶金工业出版社, 1997.
  31. 李润方编写, 接触问题数值方法及其在机械设计中的应用, 重庆大学出版社, 1999. 2.
  32. 有限元处理金属塑性成型过程的接触问题, 塑性工程学报, 2000. 2.
  33. 机械结构有限元分析, 赵汝嘉主编, 西安交通大学出版社, 1990. 3.
  34. 金属板料成型的一步有限元模拟方法, 上海交通大学学报, 2000. 10, vol 34.
  35. 板料成型冲压中有限元分析的接触搜索法, 塑性工程学报, 2000. 2.
  36. 材料力学 (上, 下) 单辉祖主编, 高等教育出版社, 1999. 3.
  37. 王国强主编, 实用工程数值模拟技术及其在 ANSYS 中的实践, 西北工业大学出版社.
  38. 有限元网格划分的基本原则, 机械设计与机械制造, 2000. 1.
  39. 用有限元逆算法计算板料成形毛坯形状和应变分布, 塑性工程学报, 兰箭等, 8 (2), P60.
  40. 板料成形数值模拟中的 2 维截面分析技术, 中国机械工程, 李大永等, 12 (7), P808.
  41. 冲压加工技术最新进展, 江西高校出版社.
  42. 板成型仿真动力显式的虚拟凸模速度分析, 上海交通大学学报, 2000. 10, vol. 34.
  43. 板料冲压成型过程的三维动态模拟, 华中理工大学学报, 2000. 3, vol. 28, No. 3.
  44. Kobayshi S. A Review on the Finite-Element Method and Metal Forming Process Modeling. J Appl Metal Work, 1982, 2 (3): 163~169.

45. Wu W T, Li G, Arvind A. Development of A Three Dimensional Finite Element Method Based Process Simulation Tool for the Metal Forming Industry. ASME, 1996, 80(8): 143~150.
46. Sitaraman S, Kinzel G L, Altan T. A knowledge based system for process sequence design in axisymmetric sheet metal forming. J of Mater Proc Tech, 1991,25(3):247~271.
47. 胡世光, 板料压制工作中考虑应变刚的工程计算法, 北京航空学院科研报告, 1964.
48. 林兴等编译, 实用塑性弯曲译文集, 中国工业出版社, 1962.
49. Machines and Plants for the Manufacture of Welded Large-Diameter Pipes, mannesman Demag, 1996, 10.
50. Rexroth Information Quarterly, 力士乐信息季刊, 1996, No. 4.

## 致 谢

在论文完成之际，回想论文写作的日日夜夜，心中充满了无限感激之情，我要深深地感谢我的导师陈作炳教授以及机电学院各位老师。尤其是陈老师在各方面都给予我无微不至的关心和帮助，特别是在学业上，陈老师严谨的治学态度、活跃的学术思想以及博采众长的学术作风使我受益匪浅，终生难忘。这份论文自始至终都融进了陈老师的教诲、帮助和心血。在此，我向他表示衷心的感谢，并致以崇高的敬意！

同时，我要感谢黄锻的工程技术人员，他们对我的论文提出了不少好的建议，为我拓宽了思路，使我得以顺利完成论文，尤其是当我处于困难的时候给了我莫大的鼓励和帮助，在此，我向他们一并表示谢意！

叶泽刚

2002年9月9日