

## 双层卷焊管定径辊减壁区 轧制压力及芯棒轴向力的研究

于恩林 吴 坚 赖明道  
(燕山大学)

用解析法求出了双层卷焊管定径辊减壁区的轧制压力及芯棒轴向力的解析式。理论值与实测值较相符,为管筒成型质量的在线控制提供了一个简单实用的数学模型。

**关键词** 双层卷焊管 减壁区

### ANALYSES OF ROLLING PRESSURE IN WALL-THICKNESS REDUCTION ZONE OF SIZING-ROLL AND OF MANDREL AXIAL FORCE WITH RESPECT TO DOUBLE-COIL-WELDED TUBE SIZING

Yu Enlin Wu Jian Lai Mingdao  
(Yanshan University)

The equations of the subject rolling-pressure and mandrel axial force regarding the double-coil welded tube sizing are derived with analytic method. The theoretical values are very close to measured values. Thus a simple and practical mathematical model for on-line coil-forming quality control is established.

**Key words** double-coil-welded tube wall-thickness reduction zone

#### 1 前言

为了得到内外层紧密贴合的双层卷焊管筒,以保证钎焊质量,除了在成型时采用过盈成型外,在定径机架上加了芯棒。芯棒是由拉杆固定于前方的机架上。管筒在进入定径机架之前已经卷成圆形,然后通过定径辊使管壁在由芯棒和轧辊形成的缝隙间得到压缩变形。管壁压缩量的大小反映了管筒内外层间的紧密程度,进而影响成品管的质量。因此,在成品管的公差范围内,这个压缩量大些为好。但是管壁压缩量增加将导致定径压力及芯棒的轴向拉力的急剧增加。由于受成品管的尺寸限制,芯棒拉杆的截面不能取得很大,尤其在成型小直径的双层卷焊

管时,拉杆的横断面积非常小,成为最薄弱的环节。

与带短芯头冷轧无缝钢管相似,双层卷焊管的定径轧制,也分为两个区,即减径区和减壁区。由于其变形特点,减径区的轧制压力非常小,以至于总定径力可只按减壁区计算。在减壁区,管筒处于内有芯棒外有轧辊的强制变形下,这一变形过程几乎与带芯棒冷轧无缝钢管相当。在实际的轧制中,管筒沿孔槽各部位的滑移情况不同,应力状态和变形状态不同,那么正压力大小也不同,同时摩擦力的方向和数值当然也不尽相同。要获得精确的理论解是十分困难的。鉴于此,本分析是以孔型的顶部为研究对象,针对腰鼓形芯棒导出减壁区的单位轧制压力分

布、平均单位轧制压力、总轧制压力及芯棒的轴向拉力的解析式，为合理地选择轧制压力提供理论依据。

## 2 腰鼓形芯棒减壁区单位轧制压力分布的确定

减壁区双层卷焊管的管壁，是随着孔型与芯棒之间的间隙逐渐减小而得到压缩变形的，这一变形过程与带芯棒冷轧无缝钢管时的减壁变形相当。因此，把这一变形过程处理为单层管并不会产生大的偏差。其变形状态如图1所示。

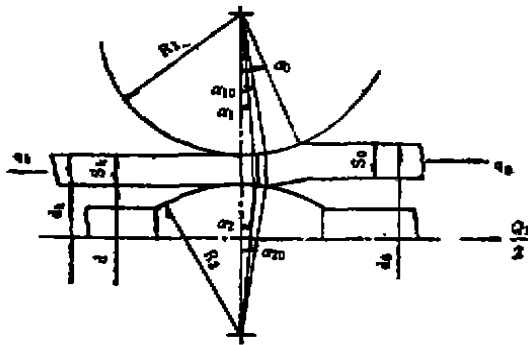


图1 腰鼓形芯棒定径时的变形区

图中  $R_1$ ——轧辊孔型最小半径  
 $q_1, q_0$ ——前后张应力  
 $Q_1$ ——芯棒的轴向力

从减壁变形区取出一微单元进行分析，如图2所示。

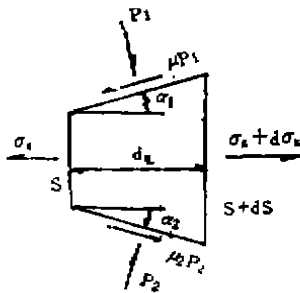


图2 微单元受力分析图

图中  $p_1$ ——轧辊对轧件作用力  
 $p_2$ ——芯棒对轧件作用力

$\mu$ ——轧辊与轧件间摩擦系数

$\mu_2$ ——芯棒与轧件间摩擦系数

按微单元的水平及垂直方向力的平衡条件可得：

$$d(S\sigma_x) + (\text{tg}\alpha_1 \pm \mu)p_1 dx + (\text{tg}\alpha_2 + \mu_2)p_2 dx = 0 \quad (1)$$

$$p_2 = \frac{1 \pm \mu \text{tg}\alpha_1}{1 - \mu_2 \text{tg}\alpha_2} p_1 \quad (2)$$

将式(2)代入式(1)，并注意  $\mu_2 \text{tg}\alpha_2 \ll 1$ ，则有：

$$d(S\sigma_x) + [\text{tg}\alpha_1 \pm \mu + (\text{tg}\alpha_2 + \mu_2) \cdot (1 \pm \mu \text{tg}\alpha_1)] p_1 dx = 0 \quad (3)$$

方程(3)是平衡方程的一般形式，适应于各种形式的芯棒。式中摩擦系数  $\mu$  前的符号，对于后滑区取上边的符号，对于前滑区取下边的符号。

由图1的几何关系，且考虑到  $\alpha_1, \alpha_2$  的数值均很小，可得：

$$S \approx S_k + \frac{R_1(R_1 + R_2)}{2R_2} \alpha_1^2 \quad (4)$$

$$\text{tg}\alpha_2 \approx \frac{R_1}{R_2} \alpha_1 \quad (5)$$

如果将  $p_1$  及  $\sigma_x$  近似看为主应力，则有塑性条件(压应力为正)：

$$\sigma_x = 2k - p_1 \quad (6)$$

考虑以上诸式，假定材料的强化与壁厚变化成反比，可得腰鼓形芯棒平衡方程的最终形式：

$$\frac{d\left(\frac{p_1}{2k}\right)}{\frac{p_1}{2k}} = R_1 \times \frac{\pm \frac{R_1}{R_2} \mu \alpha_1^2 + \left(1 \pm \mu \mu_2 + \frac{R_1}{R_2}\right) \alpha_1 + (\mu_2 \mp \mu)}{S_k + \frac{R_1(R_1 + R_2)}{2R_2} \alpha_1^2} \quad (7)$$

对上式求解并利用边界条件，可得：

$$p_1 = (2k_k - q_k) \left( \frac{S}{S_k} \right)^{\beta_1 - 1} \cdot e^{\beta_3 \alpha_1 + \beta_2 \arctg \frac{\alpha_1}{\beta_4}} \quad (\text{前滑区}) \quad (8)$$

$$p_1 = (2k_0 - q_0) \left( \frac{S}{S_0} \right)^{\beta_1 - 1} \cdot e^{\beta_3(\alpha_1 - \alpha_{10}) + \beta_2(\arctg \frac{\alpha_1}{\beta_4} - \arctg \frac{\alpha_{10}}{\beta_4})} \quad (\text{后滑区}) \quad (9)$$

式中  $\beta_1 = 1 \pm \frac{R_2}{R_1 + R_2} \mu \mu_2$

$$\beta_2 = 2R_1 \left( \mu_2^2 \mp \mu_2 \mp \frac{c 2\mu S_K}{R_1 + R_2} \right) \cdot \sqrt{\frac{2R_2}{R_1 S_K (R_1 + R_2)}}$$

$$\beta_3 = \pm \frac{2\mu R_1}{R_1 + R_2}$$

$$\beta_4 = \sqrt{\frac{2R_2 S_K}{R_1 (R_1 + R_2)}}$$

以上诸式中的符号选取原则同前。

### 3 总轧制压力的确定

设减壁区平均单位压力为  $\bar{p}_1$ ，减壁区轧件与轧辊接触面积的水平投影面积为  $F_1$ ，则轧辊上的总轧制压力为：

$$P_1 = F_1 \bar{p}_1 \quad (10)$$

式中  $\bar{p}_1 = \frac{1}{\alpha_{10}} \left[ \int_0^\gamma p_{1前} d\alpha_1 + \int_\gamma^{\alpha_{10}} p_{1后} d\alpha_1 \right]$

上式可通过数值积分法求得，式中的中性角  $\gamma$  可由前后滑区的单位轧制压力在中性角处连续性条件下求得。

式(10)中的  $F_1$  由下式确定：

$$F_1 = \left( 1 + \frac{D_i}{12D_{min}} \right) b \sqrt{\frac{\Delta d}{2} D_{min}} \quad (11)$$

式中  $D_i = D_{min} + b$

$$D_{min} = 2R_1$$

$$b = d_k$$

$$\Delta d = 2R_1 \cos \alpha_{10}$$

二次咬入角  $\alpha_{10}$  为：

$$\alpha_{10} = \left( \frac{2R_2}{R_1} \cdot \frac{S_0 - S_K}{R_1 + R_2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

$$\alpha_{20} = \left( \frac{2R_1}{R_2} \cdot \frac{S_0 - S_K}{R_1 + R_2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

### 4 腰鼓形芯棒轴向力的确定

芯棒的受力状态如图3所示。正压力  $p_2$  可由式(2)确定，于是得出芯棒的轴向拉力  $Q_1$

$$Q_1 = 2\pi R_2 \left[ \int_0^{\alpha_{20}} \frac{R_1}{R_2} \gamma (R_2 \cos \alpha_2 - a) \cdot (\sin \alpha_2 + \mu_2 \cos \alpha_2) p_2 前 d\alpha_2 + \int_{\frac{R_1}{R_2} \gamma}^{\alpha_{20}} (R_2 \cos \alpha_2 - a) (\sin \alpha_2 + \mu_2 \cos \alpha_2) \cdot p_2 后 d\alpha_2 \right] \quad (14)$$

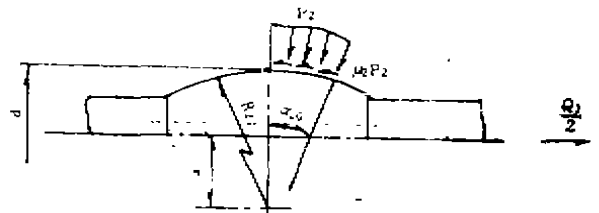


图3 腰鼓形芯棒受力分析

### 5 理论结果与实测值的比较和分析

图4~8示出了各种因素对单位轧制压力沿减壁变形区分布的影响。图9~13示出了各种因素对总轧制压力、芯棒轴向拉力及中性角与二次咬入角之比的影响。由图可见腰鼓的曲率半径对它们的影响很小。

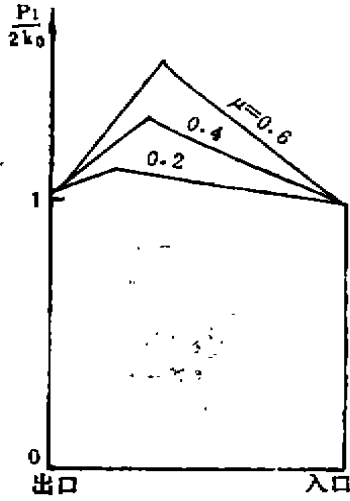


图4  $\mu$ 对轧制压力的影响

$R_1 = 61, R_2 = 240, S_0 = 0.94, \mu_2 = 0.1, S_k = 0.92, q_0 = q_k = 0, \sigma_s = 24\text{kg/mm}^2$

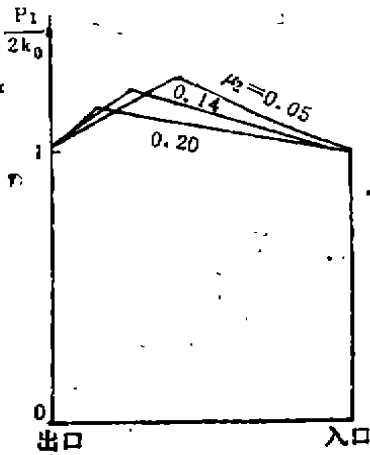


图5  $\mu_2$ 对轧制压力的影响

$R_1 = 61, R_2 = 240, S_0 = 0.94, \mu = 0.33, S_k = 0.92, q_0 = q_k = 0, \sigma_s = 24\text{kg/mm}^2$

图14示出了轧制力及芯棒轴向力的理论计算与实测值的对比。随着管筒定径时延伸率的增加，轧制力及芯棒轴向拉力都在增加。实测值与理论值的变化规律是一致的，两者基本都是线性变化，只是理论值比实测值小。

图15所示为轧制力及芯棒轴向拉力的直接对比。图中的斜线倾角为45°的等值线。

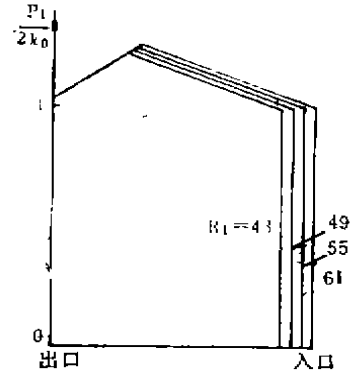


图6  $R_1$ 对轧制压力的影响

$R_2 = 240, S_0 = 0.94, S_k = 0.92, \mu = 0.33, \mu_2 = 0.1, q_0 = q_k = 0, \sigma_s = 24\text{kg/mm}^2$

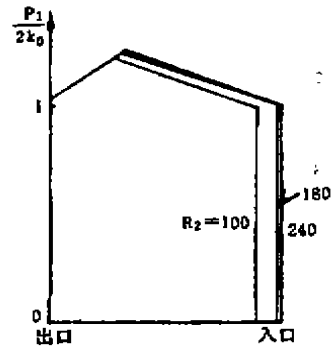


图7  $R_2$ 对轧制压力的影响

$R_1 = 61, S_0 = 0.94, S_k = 0.92, \mu = 0.33, \mu_2 = 0.1, q_0 = q_k = 0, \sigma_s = 24\text{kg/mm}^2$

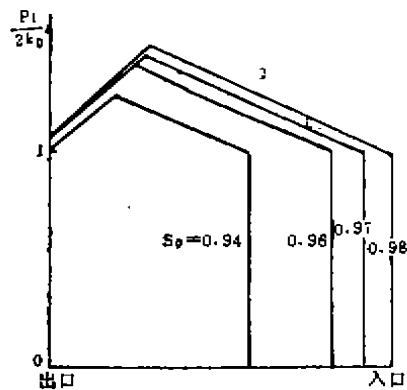


图8  $S_0$ 对轧制压力的影响

$R_1 = 61, R_2 = 240, S_k = 0.92, \mu = 0.33, \mu_2 = 0.1, q_0 = q_k = 0, \sigma_s = 24\text{kg/mm}^2$

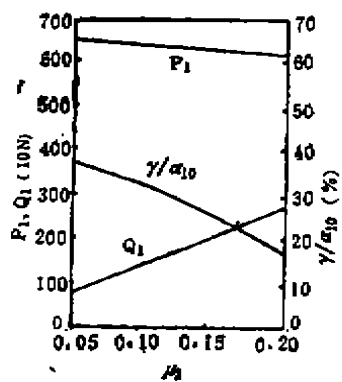


图9  $\mu_2$ 的影响曲线

$R_1=61, R_2=240, S_k=0.92, S_0=0.94, \mu=0.33, \mu_2=0.33, q_0=q_k=0, \sigma_0=24\text{kg/mm}^2$

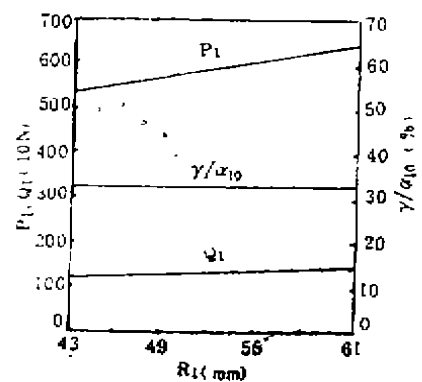


图12  $R_1$ 的影响曲线

$R_2=240, S_k=0.92, S_0=0.94, \mu=0.33, \mu_2=0.1, q_0=q_k=0, \sigma_0=24\text{kg/mm}^2$

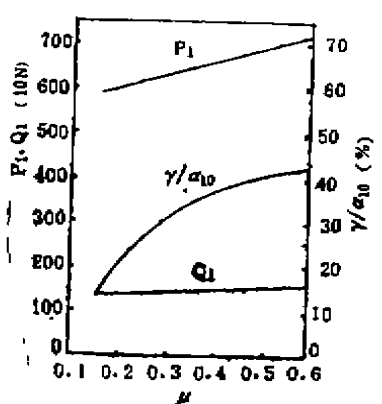


图10  $\mu$ 的影响曲线

$R_1=61, R_2=240, S_k=0.92, S_0=0.94, \mu=0.33, \mu_2=0.1, q_0=q_k=0, \sigma_0=24\text{kg/mm}^2$

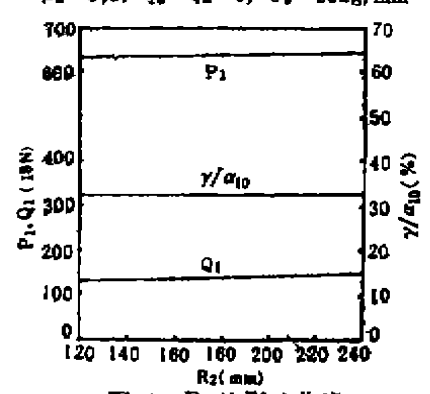


图13  $R_2$ 的影响曲线

$R_1=61, S_k=0.92, S_0=0.94, \mu=0.33, \mu_2=0.1, q_0=q_k=0, \sigma_0=24\text{kg/mm}^2$

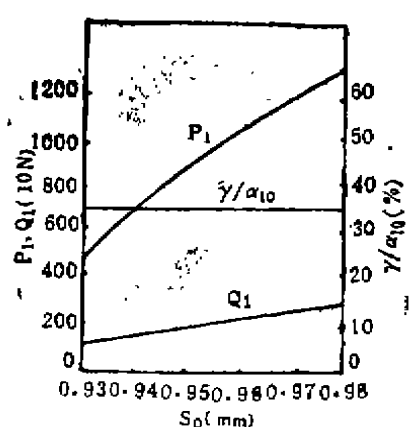


图11  $S_0$ 的影响曲线

$R_1=61, R_2=240, S_k=0.92, \mu=0.33, \mu_2=0.1, q_0=q_k=0, \sigma_0=24\text{kg/mm}^2$

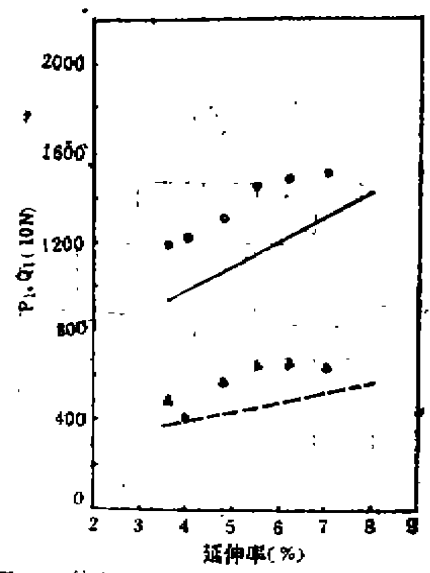


图14 轧制力、芯棒拉力与延伸率的关系  
——理论 ○实际 ——理论 △实际

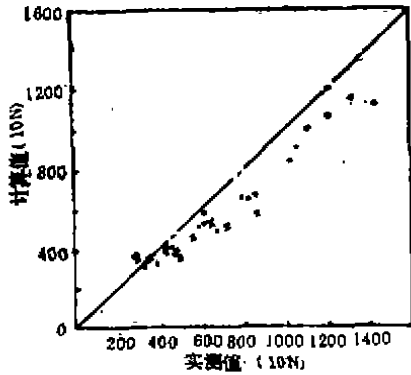


图15 轧制力、芯棒拉力计算与实测值对比

● —  $P_1$       × —  $Q_1$

由图可知,当轧制力较小时,两者基本相等(分布在等值线两侧),当轧制力较大时,实测值大于理论值。

## 6 结语

以上用解析法求得了定径辊减壁区的单位轧制压力、总轧制力及芯棒轴向力的关系式。理论计算结果与实测结果基本一致。结果还表明管筒在成型过程中的延伸率与总定径力呈线性关系,这说明不但延伸率是衡量管筒成型质量的参数(国外),定径力也是控制成型质量的一个指标,而且是一个更直接的指标。这就为控制管筒的成型质量找到了一个新的途径,也为成型质量的在线控制提供了一个简单、实用的数学模型。

(收稿日期:1991-03-10)

(上接第25页)

m/min(可调速),国外拔机的拔管速度已达100m/min。

通常,拔制速度越高,金属在变形区中轴向移动速度越大,空拔管的直径缩小量也越大。但是,我们在300kN可调速拔机上的实验研究表明,拔制速度对空拔管直径缩小量的影响甚微,如图8所示。出现这种情况

也许是拔制速度太慢的缘故。因此可以认为,低速拔制对空拔管直径缩小量影响不大。

## 7 结论

7.1 空拔管的直径缩小量随着减径量增大而增大。

7.2 非连拔道次的直径缩小量比连拔道次的大。

7.3 模角越大,直径缩小量越大。

7.4 在拔制速度较低时,拔制速度对直径缩小量影响不大。

## 参考文献

- [1] 张才安,无缝钢管生产简明教程,重庆,重庆大学出版社,1988年,12
- [2] 张才安等,模角对空拔管几何尺寸的影响,钢管,1989年,4

(收稿日期:1991-05-27)

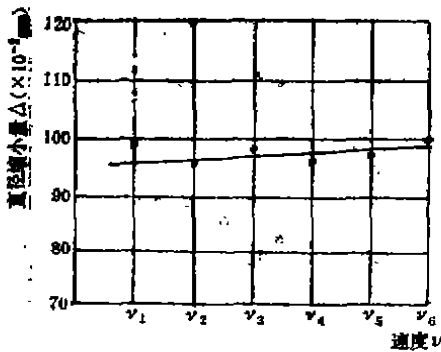


图8 拔制速度与直径缩小量相关图