

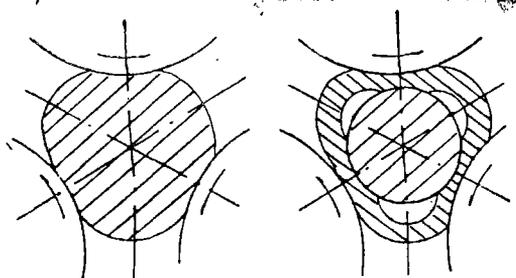
三辊斜轧穿孔的轧制压力计算

周忠民 成友义 曲 鹏

(东北工学院)

【提要】本文按上界法三角形速度场，解析求得了三辊斜轧穿孔的轧制压力计算公式，用以对实验室的三辊斜轧穿孔过程进行了分析计算，计算结果与实测热对比，误差约在 $-1.0\sim+15\%$ 。

三辊斜轧穿孔的轧制压力，一直没有完整的计算公式，本文仅对此作一初步的理论探讨，以求获得可供工程使用的计算方法。



(a) 无芯头斜轧区 (b) 轧轧区

图1 三辊斜轧穿孔变形区横截面图

如图1，三辊斜轧变形区可分为无芯头斜轧区和芯头参与变形的轧轧区，现分别分析于下。

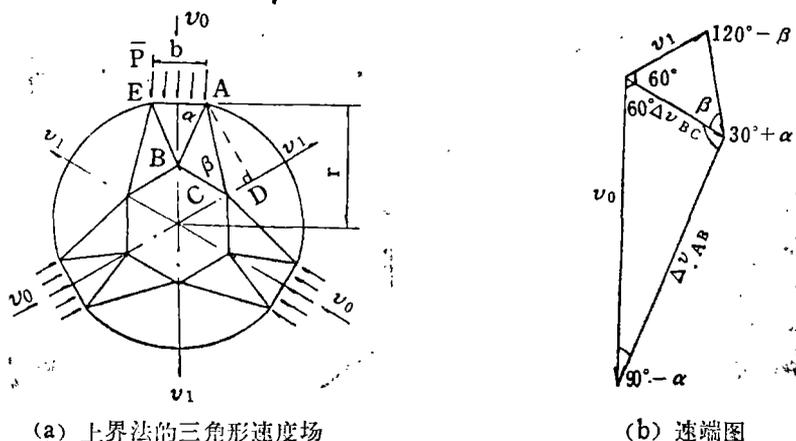
1. 无芯头斜轧区

三辊斜轧与三向锤锻的塑性区滑移线场相符^{1,2}，为简化计算，把三辊斜轧看作连续横锻；轧辊与金属的接触周边是直线；接触表面全粘着，忽略轴向延伸。

图2是无芯头斜轧区的受力变形情况和按上界法三角形速度场所作的速度不连续线

图。b为接触宽度， \bar{p} 为平均单位压力， v_0 为加工表面的运行速度， v_1 为外端移动速度。所以该速度场是满足位移速度边界条件的。

由于受力变形条件对称，用图2(a)的六分之一作速端图(见图2(b))。按正弦定理，由图2(a)知



(a) 上界法的三角形速度场

(b) 速端图

图2 无芯头斜轧区的受力变形图

$$\begin{aligned}
 AB &= \frac{b}{2} \frac{1}{\cos\alpha} \\
 BC &= \frac{b}{2} \frac{\sin(30+\alpha+\beta)}{\sin\beta\cos\alpha} \\
 AC &= \frac{b}{2} \frac{\sin(30+\alpha)}{\sin\beta\cos\alpha} \\
 AD &= \frac{b}{2} \frac{\sin(30+\alpha)\sin(60+\beta)}{\sin\beta\cos\alpha}
 \end{aligned}$$

由图2 (b) 知

$$\begin{aligned}
 \Delta v_{AB} &= v_0 \frac{\sin 60}{\sin(30+\alpha)} \\
 \Delta v_{BC} &= v_0 \frac{\cos\alpha}{\sin(30+\alpha)} \\
 \Delta v_{AC} &= v_0 \frac{\cos\alpha\sin 60}{\sin(30+\alpha)\sin(60+\beta)} \\
 v_1 &= v_0 \frac{\cos\alpha\sin\beta}{\sin(30+\alpha)\sin(60+\beta)}
 \end{aligned}$$

所以, $v_1 \cdot AD = v_0 \cdot \frac{b}{2}$ 符合体积不变条件, 是运动许可速度场。按上界定理

$$\bar{p} \cdot \frac{b}{2} v_0 \leq K(\overline{AB} \cdot \Delta v_{AB} + \overline{BC} \cdot \Delta v_{BC} + \overline{AC} \cdot \Delta v_{AC}) \quad (1)$$

按图2代入式 (1) 各参数得

$$\frac{\bar{p}}{K} = \frac{\sin 60}{\sin(30+\alpha)\cos\alpha} + \frac{\sin(30+\alpha+\beta)}{\sin\beta\sin(30+\alpha)} + \frac{\sin 60}{\sin\beta\sin(60+\beta)} \quad (2)$$

其中

$$\tan\beta = \frac{\sin(30+\alpha)}{\eta\cos\alpha - \sin\alpha - \cos(30^\circ + \alpha)} \quad (3)$$

式中: K —变形条件下的切变形抗力 $0.57\sigma_s$

$$\eta = \frac{2r}{b}$$

将式 (3) 代入式 (2) 消去 β , 对 α 求 \bar{p}/K 的极小值, 找出 $\frac{\bar{p}}{K} = f(\eta)$ 的关系式, 但最后表达式比较复杂, 因此本文利用计算机采取数值解。对一定的 η 值, α 角以某一级差变化计算 \bar{p}/K , 求得极小值和相应的 α 角, 结果列于表1和图3。图4为计算程序框图。图中: Q 表示 \bar{p}/K 的极小值; N 为 α 角波动范围划分的区段数; D 为极小值时的 α 值; E 是设定的允许误差 0.001 ; α_1 、 α_2 是 α 角的波动范围, 设起始 $\alpha_1 = 0$, $\alpha_2 = 1.57079$; M 表示 α 角的变化级差, $M = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N}$; 式 (3) 以 $\beta = f(\alpha)$ 表之; 式 (2) 以 $\bar{p}/K = f(\alpha)$ 表之。

不同 η 下的 (\bar{p}/K) min 和相应的 α 值

表 1

| η | $\alpha(\text{RAD})$ | (\bar{p}/K) min |
|--------|----------------------|-------------------|
| 1 | 0.389958 | 3.910 |
| 1.2 | 0.556839 | 3.382 |
| 1.4 | 0.675716 | 3.162 |
| 1.6 | 0.764887 | 3.080 |
| 1.8 | 0.834454 | 3.071 |
| 2 | 0.890198 | 3.103 |
| 2.5 | 0.991885 | 3.281 |
| 3 | 1.06107 | 3.521 |
| 3.5 | 1.11113 | 3.785 |
| 4 | 1.15024 | 4.056 |
| 4.5 | 1.18079 | 4.328 |
| 5 | 1.20598 | 4.596 |
| 5.5 | 1.22704 | 4.861 |
| 6 | 1.24508 | 5.121 |
| 6.5 | 1.26057 | 5.375 |
| 7 | 1.27444 | 5.623 |
| 7.5 | 1.28645 | 5.867 |
| 8 | 1.29712 | 6.105 |
| 8.5 | 1.30671 | 6.338 |
| 9 | 1.31566 | 6.566 |

根据 Prandtl 式取表 1 中 $\bar{p}/K < 5.14$ 各点回归, 得无芯头斜轧区的平均单位压力计算
公式

$$\frac{\bar{p}}{K} = 0.622\eta + \frac{0.851}{\eta - 0.57} + 1.285 \quad (4)$$

式 (4) 的使用范围为 $1.93 \leq \eta \leq 5.94$, 上限按 Prandtl 公式确定, 下限是式 (4) 的最小极限。

因为随着 η 降低, 变形区内外摩擦阻力的影响加强, 变形条件不再与式 (4) 的设定条件相符, 而应按以下讨论条件考虑。

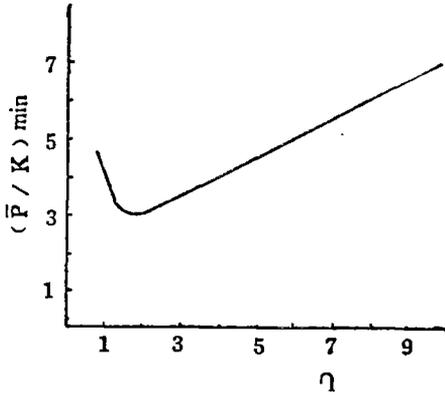


图3 $(\bar{p}/K)_{min}$ 与 η 的关系曲线

2. 芯头参与变形的轧制区

对于芯头参与变形的轧制区，近似地看作一般的轧板过程，为简化计算按对称轧制情况考虑，其受力变形情况见图5 (a)。将接触弧以弦代替，整个接触面按全粘着考虑，则变形区速度不连续线如图5 (a)，速端图见图5 (b)。

图中 v 为轧辊的圆周切线速度， v_1 、 v_0 是出口和入口的外端移动速度，因设接触区全粘着，所以三角形刚性块ABC沿AB以轧辊的圆周切线速度运动，因此该速度场满足位移速度的边界条件。

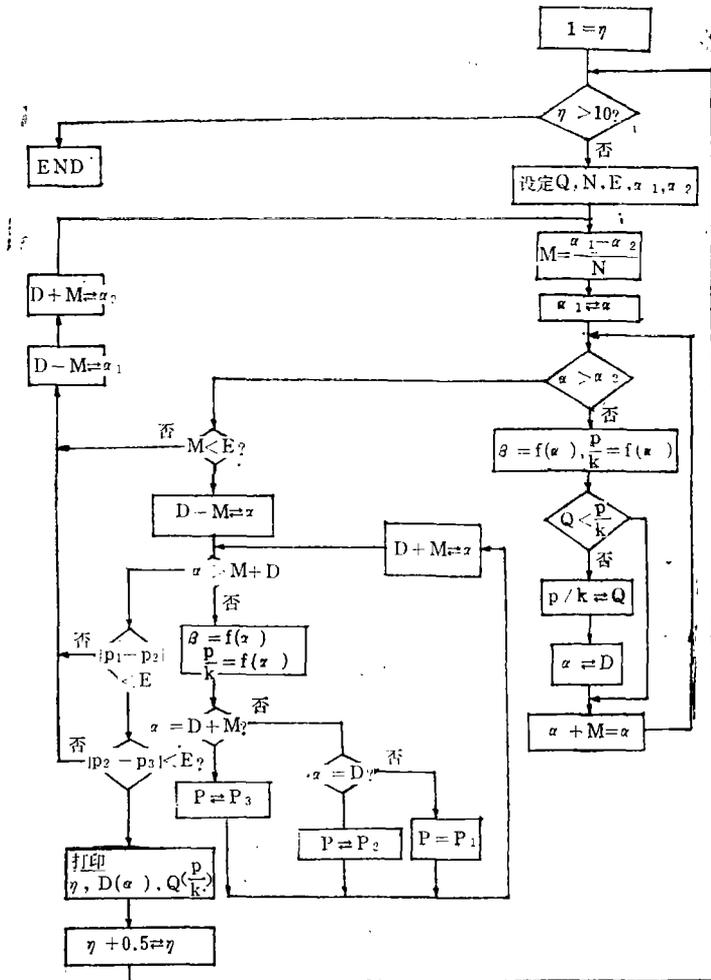


图4 计算程序框图

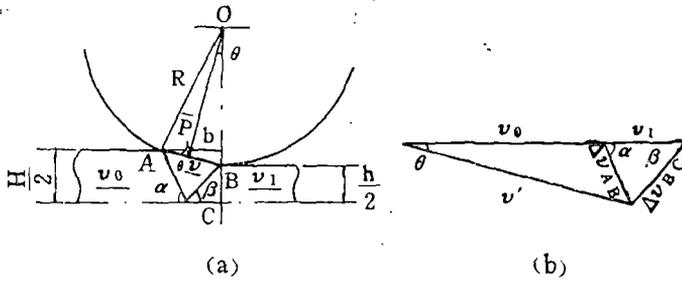


图5 轧区的三角形速度场图 (a) 和速端图 (b)

根据正弦定理, 按图5 (a)

$$\frac{\overline{BC}}{\sin(\alpha - \theta)} = \frac{\overline{AC}}{\sin(\beta + \theta)}$$

$$\overline{BC} = \frac{h}{2\sin\beta}, \quad \overline{AC} = \frac{H}{2\sin\alpha}$$

所以

$$\frac{h}{H} = \frac{\sin\beta \sin(\alpha - \theta)}{\sin\alpha \sin(\beta + \theta)} \tag{5}$$

按图5 (b)

$$\Delta v_{AC} = \frac{v \sin\theta}{\sin\alpha}, \quad \Delta v_{BC} = \frac{u \sin\theta}{\sin\beta}$$

$$\frac{v_1}{\sin(180^\circ - \theta - \beta)} = \frac{v}{\sin\beta} = \frac{u_0}{\sin(\alpha - \theta)} = \frac{u}{\sin(180^\circ - \alpha)}$$

$$\frac{v_0}{v_1} = \frac{\sin\beta \sin(\alpha - \theta)}{\sin\alpha \sin(\beta + \theta)} \tag{6}$$

由式 (5)、(6) 知, $v_0 H = v_1 h$ 符合体积不变条件, 所以图5 (a) 的速度场是运动许可速度场。

按上界法知

$$M\omega \leq K(\Delta v_{AC} \overline{AC} + \Delta v_{BC} \overline{BC}) \tag{7}$$

式中: M ——轧制力矩;

ω ——轧辊转速。

由图5 (a) 知

$$M\omega = \overline{p} b v \sin\theta \tag{8}$$

式中: \overline{p} ——变形区任一横截面的平均单位压力;

b ——变形区水平接触宽度。

按图 (5) 将各参数及式 (8) 代入式 (7) 整理得

$$\frac{\overline{p}}{K} = \frac{1}{2b} \left(\frac{H}{\sin^2\alpha} + \frac{h}{\sin^2\beta} \right) \tag{8}$$

用拉格朗日极值法求 \overline{p}/K 的极值。

由式(5)知

$$\frac{h \sin \alpha}{\sin(\alpha - \theta)} = \frac{H \sin \beta}{\sin(\beta + \theta)}$$

令
$$\varphi(\alpha, \beta) = \frac{\sin(\alpha - \theta)}{h \sin \alpha} - \frac{\sin(\beta + \theta)}{H \sin \beta} \quad (10)$$

构成函数

$$F(\alpha, \beta) = \frac{\bar{p}}{K} + \lambda \varphi(\alpha, \beta)$$

$$\frac{\partial F(\alpha, \beta)}{\partial \alpha} = 0 \text{ 得 } \frac{\lambda}{h} \sin \theta \tan \alpha - \frac{H}{b} = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial F(\alpha, \beta)}{\partial \beta} = 0 \text{ 得 } \frac{H}{\lambda} \sin \theta \tan \beta - \frac{h}{b} = 0 \quad (12)$$

联解式(10)、(11)、(12)得

$$\tan \alpha = \tan \beta = \frac{H+h}{H-h} \tan \theta \quad (13)$$

即 $\alpha = \beta = \tan^{-1} \left(\frac{\bar{h}}{b} \right)$ 时, \bar{p}/K 最小。

其中:

$$\bar{h} = \frac{H+h}{2};$$

$$b = \frac{H-h}{2 \tan \theta};$$

$$H = \frac{d_x - d_{DX}}{2} \Delta h_x;$$

$$h = \frac{d_x - d_{DX}}{2}.$$

式中: d_x ——毛管任一横截面直径;

d_{DX} ——任一横截面的芯头直径;

Δh_x ——每三分之一转的减壁量。

式(13)代入式(9)得:

$$\frac{\bar{p}}{K} = \frac{b}{h} + \frac{\bar{h}}{b} \quad (14)$$

3. 变形区接触宽度

变形区接触宽度按下式计算

$$b_x = \sqrt{\frac{D_x d_x}{D_x + d}} \cdot \Delta h_x \quad (15)$$

式中: Δh_x ——为1/3螺距的减壁量, 半径压下量。

我们将轧卡试样的接触宽度与计算结果对比, 所有对比资料都具有以下特点(见图6)。

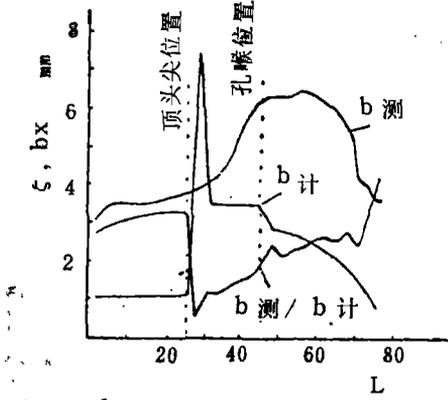


图6 沿变形区长度上接触宽度的变化特点

$$\left(\xi = \frac{b_{x \text{ 测}}}{b_{x \text{ 计}}} \right)$$

6), 修正系数 $\xi < 1.0$, 这是由于一般计算过程中未考虑变形金属的切向流动和切向滑动系数沿变形区变化的结果, 实际切向滑动系数在压缩带附近最低。但这一部分的计算面积很小, 对计算总接触面积的影响不大。

所以能否正确计算接触宽度不仅关系到计算总轧制压力的准确性, 也关系到单位压力计算的准确性, 对计算轧机力能参数的影响很大, 应予以重视。

根据我们的初步工作, 平均接触宽度的修正系数可按下式计算。

$$\xi = 1.36 + 0.073 \frac{d}{h} \quad (10)$$

式中: d 、 h ——分别为穿孔毛管的外径与壁厚。

4. 弯曲力

在轧区, 轧辊除变形外还需克服辊缝处的弯曲阻抗, 因为轧制过程中辊缝间管壁的弯曲曲率影响的工艺因素较多难以确定, 所以用与轧辊相切的内接圆估算最大弯曲力, 因横断面变形受力情况基本对称, 取其六分之一分析之。

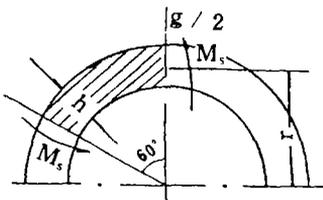


图7 确定管壁弯曲力的示意图

M_s ——管壁的最大弯曲力矩, 以塑性弯曲条件代入。

$$M_s = \frac{\sigma_s h^2}{4}$$

σ_s ——轧区锥内轧件各截面的平均变形抗力;

我们发现具有以下规律:

1) 在我们测定的范围内 ($\frac{d}{h} = 7-11$), 修正系数 (ξ) 比二辊斜轧穿孔高, 波动范围约在 1.57~2.16;

2) 与一般资料介绍的情况相反, 沿变形区长度上实心区的修正系数最大 2.8~3.5; 压缩带附近的修正值最小 1.2~1.8 (顶头前端 0.53~0.90); 轧区居中;

3) 修正系数随 $\frac{d}{h}$ 的增加而加大, 在我们测定的范围内基本上成直线关系。送进角增加有下降的趋势;

4) 计算值在芯头前端突然增高 (见图

如图 7 示, 管壁塑性弯曲时, 变形区单位长度上的作用力 q

$$q = \frac{4M_s}{r \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}}$$

式中: r ——穿孔轧锥毛管的平均半径;

h ——辗轧锥管体的平均壁厚。

$$P_w = q \times l_2 \quad (18)$$

式中： l_2 ——辗轧锥实际的工作长度。

5. 轧制压力计算举例

轧制是在30三辊斜轧机上进行的，辊径46毫米，辊面锥角均为 3.5° ，轧辊转速为108转/分。穿孔芯头是球面型芯头，直径28毫米，长50毫米，顶尖为半径3毫米的半球。管坯直径36.6毫米，材质20钢。穿后毛管直径35毫米，壁厚3.1毫米。轧辊送进角 5° ，孔喉直径31毫米，芯头超出孔喉16.4毫米。平均穿孔温度，第一组 67°C ，第二组 0°C 。

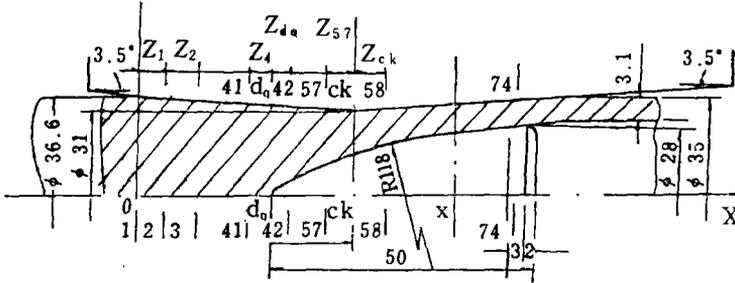


图8 变形区纵剖面图

计算按图8所示剖面进行，实测轴向出口滑动系数 $S_x = 0.7$ ，切向滑动系数全变形区皆取 $S_y = 1.0$ ，计算各截面的间隔为该截面的三分之一螺距。各变形区计算使用的公式见表2。

表 2

| 无 芯 头 区 | 入口锥芯头区 | 出口锥变形区 |
|---|---|---|
| $D_x = D_s - 2(l_1 - x) \tan \beta_1$ | $D_x = D_s - 2(l_1 - x) \tan \beta_1$ | $D_x = D_s - 2(x - l_1) \tan \beta_2$ |
| $d_x = d_p = 2x \tan \beta_1$ | $d_x = d_p - 2x \tan \beta_1$ | $d_x = d_p - 2l_1 \tan \beta_1$ |
| $F_x = \frac{\pi}{4} d_x^2$ | $F_x = \pi (d_x - h_x) h_x$ | $+ 2(x - l_1) \tan \beta_2$ |
| $\Delta r_x = Z_{x-1} \tan \beta_1$ | $\Delta h_x = y_x - y_{x-1} + Z_{x-1}$ | $F_x = \pi (d_x - h_x) h_x$ |
| | $\cdot \tan \beta_1$ | $\Delta h_x = y_x - y_{x-1} \tan \beta_2$ |
| $b_x = \sqrt{\frac{D_x d_x}{d_x + D_x} \Delta r_x}$ | $b_x = \sqrt{\frac{D_x d_x}{D_x + d_x} \Delta h_x}$ | $b_x = \sqrt{\frac{D_x d_x}{D_x + d_x} \Delta h}$ |

表中： D_x, D_s ——任一剖面的辊径和最大辊径；

d_x, d_p ——任一剖面的坯料直径和坯料平均直径；

β_1, β_2 ——入口锥和出口锥的辊面锥角；

y_x ——任一剖面芯头的实际半径；

$\Delta r_x, \Delta h_x$ ——无芯头区每三分之一螺距的半径减缩量 and 芯头区的减壁量；

h_x ——任一剖面壁厚；

l_1 ——入口锥变形区长度；

$$l_1 = \frac{d_R - d_{CK}}{2 \tan \beta_1}, \text{ 式中: } d_{CK} \text{ 为喉直径;}$$

l_2 ——出口锥变形区长度；

$$l_2 = \frac{d_C - d_{CK}}{2 \tan \beta_2}, \text{ 式中: } d_C \text{ 为穿孔毛管直径;}$$

Z_x ——轧件每转三分之一转的前进距离；

$$Z_x = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{F_C}{F_x} \cdot \frac{S_x}{S_y} \cdot \tan \alpha, \text{ 式中 } \alpha \text{ 为送进角;}$$

F_x 、 F_C 为任一横截面面积和出口毛管横截面积。

一定变形条件下的变形抗力按[3]提供的资料确定。任一剖面的总变形率 (ϵ_x)

$$\epsilon_x = \frac{F_R - F_x}{F_R} \cdot 100\% \quad (19)$$

式中: F_R ——坯料面积。

$$\text{变形速度} = u_x = \frac{\epsilon_x}{l_x} \cdot v_x \quad (20)$$

式中: u_x ——轧件任一截面的轴向速度；

l_x ——入口到任一截面的距离。

总轧制力 (P_z) 按式 (21) 计算

$$P_z = \frac{\xi}{l_1 + l_2} \sum \frac{b_x + b_{x+1}}{2} \Delta l_x \cdot \sum \frac{\bar{p}_x + \bar{p}_{x+1}}{2} \Delta l_x \quad (21)$$

式中: \bar{p}_x ——任一截面的平均单位压力；

Δl_x ——相邻两截面间的间距。

轧制总压力为 $P = P_x + P_w$

计算结果与实测值对比见表3。

如将各截取剖面的轧制力用图线表示 (见图9)，则可看出轧制力沿变形区轧制轴向的分布情况。

轧制总压力实测值与计算结果比较

表 3

| 组 别 | 实测值 | 用理论接触宽度计算值 | | 用修正总接触宽度计算值 | |
|-----|-------|------------|----------------|-------------|----------------|
| | P (吨) | P (吨) | 对比实测值的相对误差 (%) | P (吨) | 对比实测值的相对误差 (%) |
| 第一组 | 3.645 | 2.128 | -41.62 | 4.135 | +13.44 |
| 第二组 | 4.913 | 2.769 | -43.62 | 4.885 | -0.57 |

由图9可见，沿变形区在芯头尖端前后压力分布比较稳定，因此有可能确定几个适当的

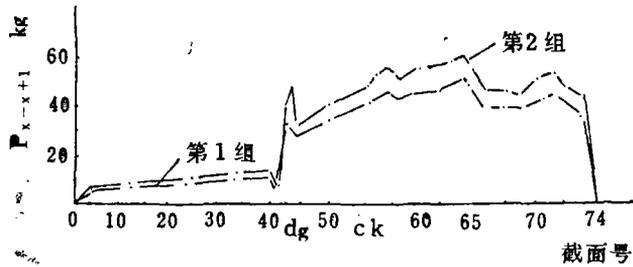


图9 相应图8各截取剖面间的轧制力分布状态

截面对总轧制力进行初步的估算。

按图9,我们建议选用以下截面:0、24、 d_4 、52、CK、67、74,按修正总接触宽度的方法计算。计算结果,第一组估算总压力为4.19吨,与实测值比误差+1.9%;第二组估算总压力为5.00吨,与实测值比误差+1.9%。

通过上述分析计算,我们认为:

1. 本文介绍的单位压力计算方法和接触宽度修正系数计算式可供工程计算使用。
2. 压力沿变形区轴向各区段的分布,在芯头尖端前后比较稳定,可用截取几个适当的剖面进行简化算法,作为一般工程估算。
3. 三辊斜轧穿孔是否能正确计算接触宽度,对总轧制力计算的准确性较二辊斜轧穿孔的影响更大,应予足够的重视。

参 考 文 献

- [1] А.И.Целиков等, Вестномаш, 1991, №7
- [2] 叶山益次郎, 回转塑性加工学, 1981
- [3] В.Зюниев等, 热轧时钢的变形抗力, 1982