

# 双金属管衬拉复合拉拔力的计算<sup>①</sup>

杨贵平 王智祥

(南方冶金学院材料工程系, 赣州 341000)

**摘要** 应用工程法对双金属管衬拉复合过程进行了分析, 提出了双金属管衬拉时的三种流动模式及几何判据: (1) 当  $0 \leq \beta < \beta_0$  时, 为复层变薄流动模式; (2) 当  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$  时, 为芯层变薄流动模式; (3) 当  $\beta = \beta_0$  时, 为比例流动模式。推导出了双金属管衬拉拉拔力的计算公式。结果表明, 理论计算值与实测值的相对误差约小于 15%。

**关键词** 双金属管 衬拉 拉拔力 工程法

**中图法分类号** TG356.6

目前, 国外生产双金属管主要采用离心铸造、爆炸焊接、热装扩管、复合挤压、复合拉拔、热扩散焊接等方法<sup>[1-3]</sup>, 其中复合拉拔法是生产尺寸精度高、表面质量好的双金属管的较好方法。国内曾有人依据组合圆筒机械过盈配合原理, 采用空拉和扩径拉伸方法进行过铝铜双金属管的复合试验<sup>[4]</sup>, 但由于空拉和扩径拉拔过程中复合面的比压小, 因而双金属管的复合面结合强度偏小; 鉴此, 本文选择空拉(双金属管复合管坯)——衬拉(双金属复合管)复合工艺方法, 并以双金属管衬拉复合过程为研究课题。复合拉拔力是双金属管拉拔工艺制订、模具设计、设备选型中所需的重要参数。文献检索表明, 国外学者应用上限法对双金属棒、线材拉拔进行过理论分析<sup>[5, 6]</sup>, 但很少涉及双金属管材; 国内学者仅对双金属管空拉复合过程作了一些探索性理论分析<sup>[7]</sup>, 对双金属管衬拉复合拉拔力的计算还没有现成的公式可以利用, 为此, 本文采用工程法对双金属管衬拉复合进行理论解析。

## 1 双金属管拉拔流动模式

双金属管在拉拔过程中, 与单金属管拉拔

相比, 差异明显在于组成双金属管的复、芯层金属具有不同的屈服应力和塑性, 从而导致在拉拔过程中出现明显的金属不均匀流动。由于双金属管衬拉管坯为空拉复合好的管坯, 且在空拉段变形量很小, 为便于分析, 忽略空拉区的影响, 则双金属管拉拔时金属变形情况如图 1 所示。

根据复层金属和芯层金属变形程度不同, 双金属管拉拔变形流动模式可分为 3 种:

(1) 成比例流动模式, 即两层金属变形程度相同( $\lambda_1 = \lambda_2$ ,  $\lambda_1$  及  $\lambda_2$  为两层金属延伸系数);

(2) 复层金属变薄流动模式, 即复层金属变形程度大于芯层金属变形程度( $\lambda_1 > \lambda_2$ );

(3) 芯层金属变薄流动模式, 即芯层金属变形程度大于复层金属变形程度( $\lambda_1 < \lambda_2$ )。

下面就上述 3 种流动模式, 进一步讨论其出现的几何条件:

(1) 成比例流动模式

双金属管材拉拔时成比例流动, 属于金属塑性变形时均匀流动情况, 就如单一金属管拉拔时均匀流动一样。根据金属沿拉模锥面和芯头流动的边界条件, 整个塑性变形区内金属的流动应汇聚于 0 点, 如图 1 所示。

① 收稿日期: 1997-07-09; 修回日期: 1997-11-25 杨贵平, 男, 34岁, 副教授, 硕士

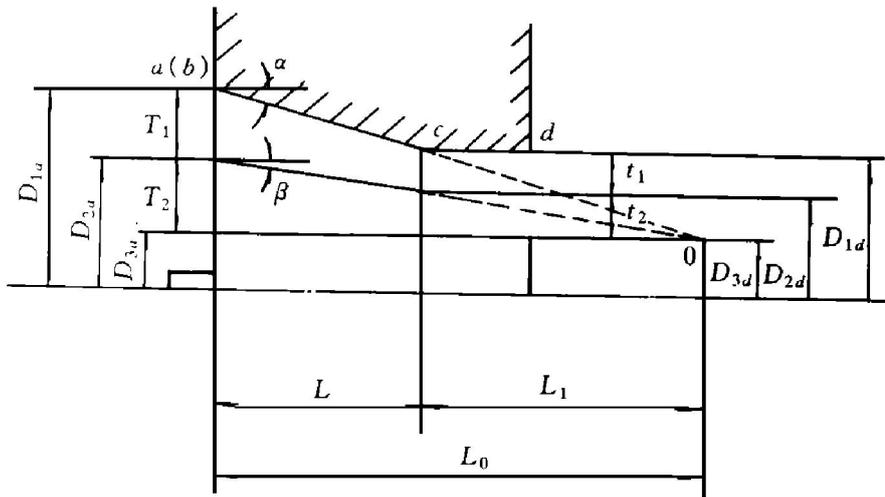


图1 双金属管衬拉拔时金属变形示意图

Fig. 1 Schematic sketch of metal forming for bimetal tube drawing with a fixed plug

由于双金属管成比例流动时，内外层金属延伸系数相等，即  $\lambda_1 = \lambda_2$ ，由此可得

$$\frac{D_{1a}^2 - D_{2a}^2}{D_{1d}^2 - D_{2d}^2} = \frac{D_{2a}^2 - D_{3a}^2}{D_{2d}^2 - D_{3d}^2} \quad (1)$$

在入口和出口处，内外层金属在变形前后的圆环面积比也应相等，由几何关系可得

$$\frac{L_0(\text{tg } \alpha - \text{tg } \beta) \pi (D_{1a} + D_{2a}) / 2}{L_0(\text{tg } \beta - 0) \pi (D_{2a} + D_{3a}) / 2} = \frac{L_1(\text{tg } \alpha - \text{tg } \beta) \pi (D_{1d} + D_{2d}) / 2}{L_1(\text{tg } \beta - 0) \pi (D_{2d} + D_{3d}) / 2} \quad (2)$$

简化为：

$$\frac{D_{1a} + D_{2a}}{D_{2a} + D_{3a}} = \frac{D_{1d} + D_{2d}}{D_{2d} + D_{3d}} \quad (3)$$

式(1)与式(3)相除得

$$\frac{D_{1a} - D_{2a}}{D_{2a} - D_{3a}} = \frac{D_{1d} - D_{2d}}{D_{2d} - D_{3d}} \quad \text{即} \quad \frac{T_1}{T_2} = \frac{t_1}{t_2} \quad (4)$$

式中  $T_1, T_2$ —入口处复管和芯管的壁厚；

$t_1, t_2$ —出口处复管和芯管的壁厚。

由式(4)可见，当双金属管拉拔呈比例流动模式时，复、芯层金属的壁厚比在拉拔前后不变。

由图(1)比例流动时的几何关系可得

$$L_0 = \frac{T_2}{\text{tg } \beta}, \quad L_0 = \frac{T_1 + T_2}{\text{tg } \alpha}$$

消除  $L_0$  参数，并令比例流动时复层与芯层的接触角为  $\beta_0$ ，则有

$$\beta_0 = \arctg\left(\frac{T_2}{T_1 + T_2} \text{tg } \alpha\right) \quad (5)$$

因此，可以认为，当变形区内复层与芯层金属的接触角  $\beta = \beta_0$  时，双金属管拉拔时呈比例流动模式。

### (2) 复层金属变薄流动模式

此流动模式由于复层金属变薄，使得复层金属变形程度大于芯层金属的变形程度，且延伸系数比芯层大，变形后复、芯层金属壁厚比小于变形前的壁厚比，即

$$\frac{T_1}{T_2} > \frac{t'_1}{t'_2} \quad (6)$$

式中  $t'_1, t'_2$ —复层变薄流动时变形后复、芯层金属壁厚。

此时，两层金属的流动分别汇聚于两处。

在来料尺寸、拔制工模具尺寸不变的前提下，双金属管拉拔为复层减薄流动模式时，芯层壁厚  $t'_2$  大于成比例流动时芯层壁厚  $t_2$ ，于是从图1变形区的几何关系可得

$$\text{tg } \beta = \frac{T_2 - t'_2}{L} < \text{tg } \beta_0 = \frac{T_2 - t_2}{L} \quad (7)$$

即  $\beta < \beta_0$

式中  $L$ —减径减壁区的水平投影长度。

当  $\beta = 0$  时，芯层金属近似未变形，整个变形都集中在外层金属上，拔制过程相当于芯层金属为芯棒的长芯棒拔制过程，这是复层金属变薄流动模式的一个极限特例。

(3) 芯层金属变薄流动模式

此流动模式由于芯层金属变形程度大于复层金属变形程度, 且延伸系数比复层大, 变形后复层与芯层金属的壁厚比大于变形前的壁厚比, 即

$$\frac{T_1}{T_2} < \frac{t_1''}{t_2''} \quad (8)$$

式中  $t_1''$ ,  $t_2''$ —芯层金属变薄流动模式时复、芯层的最终壁厚。

此时, 两层金属的流动分别汇聚于两处。

同样, 由变形区的几何关系可得

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{T_2 - t_2''}{L} > \operatorname{tg} \beta_0 = \frac{T_2 - t_2}{L}$$

即  $\beta > \beta_0$

当  $\beta = \alpha$  时, 此时复层金属壁厚未变, 只是减径变形, 芯层金属既减径又减壁, 整个变形大多集中于此, 拔制过程中复层金属相当于空拉拔制, 而芯层金属则类似于以复层金属为外模的带芯棒衬拉, 这是芯层金属变薄流动模式的一个极限特例。

综合考察, 双金属管材拉拔时变形流动情况如何, 可以从拉拔前后复、芯层金属的壁厚所决定的层间接触角  $\beta$  进行判断, 即

$0 \leq \beta < \beta_0$ , 则为复层金属变薄流动模式;

$\beta_0 < \beta \leq \alpha$ , 则为芯层金属变薄流动模式;

$\beta = \beta_0$ , 则金属流动为比例流动模式。

## 2 双金属管拉拔力的计算公式

### 2.1 双金属管拉拔过程分析<sup>[8]</sup>

双金属管带芯头拉拔过程中, 管材变形分为 3 个阶段, 见图 2 所示。

I 阶段: 由变形区入口  $a$  断面到  $b$  断面为减径区, 此阶段相当于空拉, 复芯材壁厚基本不变;

II 阶段: 由  $b$  断面到  $c$  断面为减径减壁区, 此阶段管材内径不变, 总外径和壁厚均减小, 各层金属的变形流动由层间接触角  $\beta$  所决定;

III 阶段: 由  $c$  断面到  $d$  断面为定径区, 此时拔制过程相当于结合好的双金属管拔制过程, 复、芯层金属基本上不变形。

为方便解析, 对双金属管带芯头拉拔过程作如下假设:

(1) 复管和芯管为均匀轴对称材料, 且拔制前后两者同轴;

(2) 由于在减径区(空拉区)变形量很小, 可以认为在此区中各层金属壁厚均不变;

(3) 各层金属断面  $\alpha_x$  上沿壁厚方向均匀分布;

(4) 由于在拉拔过程中两层金属之间出现相对滑动, 假设复管与外模、芯管与芯头、复管与芯管接触表面摩擦系数为常数, 符合阿芒

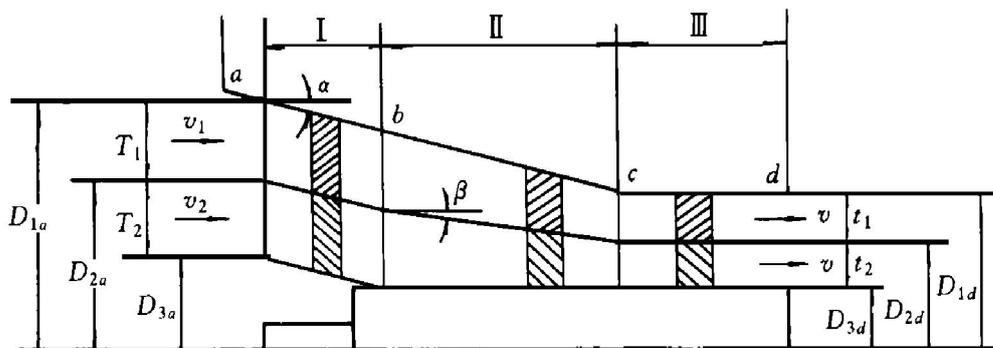


图 2 双金属管拉拔过程示意图

Fig. 2 Schematic sketch for process of drawing bimetal tube

顿-库仑定律, 即  $\tau = f\sigma_n$ , 其中  $f$  为摩擦系数,  $\sigma_n$  为正应力,  $\tau$  为摩擦应力。

### 2.2 双金属管拉拔过程各变形区应力的计算

如前所述, 双金属管衬拉过程中, 复、芯层金属存在不均匀变形, 分为3种流动模式, 很明显是一个非稳定力学问题, 因而应用工程法解析时, 必须分层进行力学分析; 同时, 不同变形流动模式, 复、芯层间剪切应力  $\tau_0$  的方向发生改变, 必然也会影响各变形区的应力表达式, 所以, 实际理论推导中应根据不同的流动模式分别对复、芯层金属进行力学分析。

具体推导时, 对各变形区内各层金属进行单元体受力分析, 建立其力学平衡微分方程, 再与塑性条件进行联解, 就可以得出各层金属在各个变形区的应力计算公式。

#### 2.2.1 减径区(空拉区)各层应力计算

(1) 对于复层金属

$$\frac{\sigma_{xb1}}{\sigma_{s1}} = \frac{A+B}{A} \left| 1 - \left[ \frac{1}{\mu_{ab1}} \right]^A \right| \quad (9)$$

式中  $\sigma_{xb1}$ —复层管在  $b$  断面上的轴向拉应力;  $\mu_{ab1}$ —复层管在  $ab$  段的延伸系数;

$$A = \frac{f_1 \pm f_0}{\text{tg} \alpha} \cdot \frac{(D_{2a} + D_{2b})}{(D_{1a} + D_{1b})}$$

式中  $f_1, f_0$  分别为复管与外模及芯管接触面的摩擦系数;

$$B = 1 - \frac{(D_{2a} + D_{2b})}{(D_{1a} + D_{1b})}$$

讨论 ①当  $0 \leq \beta < \beta_0$  时,  $A$  系数中  $f_0$  前取“-”号;

②当  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$  时,  $A$  系数中  $f_0$  前取“+”号;

③当  $\beta = \beta_0$  时,  $A$  系数中  $f_0 = 0$ 。

(2) 对于芯层金属

①当  $0 \leq \beta < \beta_0$  时,

$$\text{第8} \frac{\sigma_{xb2}}{\sigma_{s2}} = \frac{1+C}{C} \left| 1 - \left[ \frac{1}{\mu_{ab2}} \right]^{2C} \right| \quad (10)$$

②当  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$  时,

$$\frac{\sigma_{xb2}}{\sigma_{s2}} = \frac{C-1}{C} (1 - \mu_{ab2}^{2C}) \quad (11)$$

③当  $\beta = \beta_0$  时,

$$\frac{\sigma_{xb2}}{\sigma_{s2}} = 2\ln(\mu_{ab2}) \quad (12)$$

式中  $\sigma_{xb2}$ —芯层管在  $b$  断面上的轴向拉应力,  $\mu_{ab2}$ —芯层管在  $ab$  段上的延伸系数,

$$c = \frac{f_0}{\text{tg} \alpha}$$

#### 2.2.2 减径减壁区各层应力计算

(1) 对于复层金属

$$\frac{\sigma_{xc1}^{\text{来料}}}{\sigma_{s1}^{\text{两层}}} \frac{1+F-E}{F} \left| 1 - \left[ \frac{1}{\mu_{bc1}} \right]^F \right| + \frac{\sigma_{xb1}}{\sigma_{s1}} \left[ \frac{1}{\mu_{bc1}} \right]^F \quad (13)$$

式中  $\sigma_{xc1}$ —复层管在  $C$  断面上的轴向拉应力;  $\mu_{bc1}$ —复层管在  $bc$  段的延伸系数;

$$E = \frac{\text{tg} \beta}{\text{tg} \alpha} \cdot \frac{(D_{2b} + D_{2c})}{(D_{1b} + D_{1c})}$$

$$F = \frac{f_1 \pm f_0}{\text{tg} \alpha} \cdot \frac{(D_{2b} + D_{2c})}{(D_{1b} + D_{1c})}$$

讨论 ①当  $0 \leq \beta < \beta_0$  时,  $F$  系数中  $f_0$  前取“-”号;

②当  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$  时,  $F$  系数中  $f_0$  前取“+”号;

③当  $\beta = \beta_0$  时,  $F$  系数中  $f_0 = 0$ 。

(2) 对于芯层金属

$$\frac{\sigma_{xc2}}{\sigma_{s2}} = \frac{1+G}{G} \left[ 1 - \left( \frac{1}{\mu_{bc2}} \right)^G \right] + \frac{\sigma_{xb2}}{\sigma_{s2}} \left( \frac{1}{\mu_{bc2}} \right)^G \quad (14)$$

式中  $\sigma_{xc2}$ —芯层管在  $C$  断面上的轴向拉应力;  $\mu_{bc2}$ —芯层管在  $bc$  段的延伸系数;

$$G = \pm \frac{f_0}{\text{tg} \beta} + \frac{f_2}{\text{tg} \beta} \frac{2D_{3b}}{(D_{2b} + D_{2c})}$$

讨论 ①当  $\beta = 0$  时,

$$\frac{\sigma_{xc2}}{\sigma_{s2}} = 1 - \frac{1 - \frac{\sigma_{xb2}}{\sigma_{s2}}}{e^H} \quad (15)$$

式中  $H = \frac{4(D_{2bf_0} + D_{3bf_2})L}{D_{2b}^2 - D_{3b}^2}$ ;

$L$ —减径减壁区水平投影长度。

②当  $0 < \beta < \beta_0$  时,  $G$  系数中  $f_0$  前取“+”号;

③当  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$  时,  $G$  系数中  $f_0$  前取“-”号;

④当  $\beta = \beta_0$  时,  $G$  系数中  $f_0 = 0$ 。

### 2.2.3 定径区各层应力计算

由于此区拉拔双金属管两层结合良好, 并以相同的速度拔出模子, 可以认为此区拉拔过程中两层金属间不存在摩擦, 因此各流动模式在  $d$  断面上的应力计算公式均相同。

(1) 对于复层金属

$$\frac{\sigma_{xd1}}{\sigma_{s1}} = 1 - \frac{1 - \frac{\sigma_{xc1}}{\sigma_{s1}}}{e^K} \quad (16)$$

式中  $\sigma_{xd1}$ —复层管在  $d$  断面上的轴向拉应力;

$$K = \frac{4D_1 f_1 \cdot L_2}{D_{1d}^2 - D_{2d}^2}, L_2 \text{ 为定径长度。}$$

(2) 对于芯层金属

$$\frac{\sigma_{xd2}}{\sigma_{s2}} = 1 - \frac{1 - \frac{\sigma_{xc2}}{\sigma_{s2}}}{e^M} \quad (17)$$

式中  $M = \frac{4D_3 f_2 \cdot L_2}{D_{2d}^2 - D_{3d}^2}$ 。

### 2.3 双金属管复合拉拔力的计算

根据力的叠加原理, 双金属管的拉拔力  $p$  等于作用在复管最终断面上的拉拔力  $p_1$  和作用在芯管最终断面上的拉拔力  $p_2$  之和, 即

$$p = p_1 + p_2 \quad (18)$$

式中  $p_1 = \left(\frac{\sigma_{xd1}}{\sigma_{s1}}\right) \cdot \bar{\sigma}_{s1} \cdot \frac{\pi}{4} (D_{1d}^2 - D_{2d}^2)$ ;

$$p_2 = \left(\frac{\sigma_{xd2}}{\sigma_{s2}}\right) \cdot \bar{\sigma}_{s2} \cdot \frac{\pi}{4} (D_{2d}^2 - D_{3d}^2);$$

$\bar{\sigma}_{s1}, \bar{\sigma}_{s2}$  分别为复、芯管的平均变形抗力。

若将双金属管视为单层金属管, 并假设沿壁厚方向应力分布均匀, 用  $\sigma_e$  来代表双金属管成品管断面上所受到的等效拉拔应力, 则:

$$\sigma_e = \frac{p}{F_{成}} = \frac{4(p_1 + p_2)}{\pi(D_{1d}^2 - D_{3d}^2)} \quad (19)$$

## 3 实验验证结果及分析

### 3.1 实验条件

利用自行设计的拉拔装置将 250 kN 的材料试验机改装成简易的拉管机。衬拉复合拉拔

模具均为苏式, 外模模角为  $12^\circ$ , 定径带长度为 3 mm, 采用  $d22.0 \text{ mm} \times 3.2 \text{ mm}$  空拉复合管坯, 复管材质为  $L_2$ , 芯管材质为  $T_2$ , 按减径量  $\Delta D = 2 \text{ mm}$ , 减壁量  $\Delta S = 0.3 \text{ mm}$  连续衬拉 4 道次。

衬拉复合后的双金属管断面尺寸用小型工具显微镜放大测量, 拉拔力数据则直接从材料试验机上读得。

### 3.2 理论计算值与实测值的比较

理论计算值与实测值的比较如图 3 所示。实验中共拔制了 8 根铝铜双金属管, 进行了 32 个拉伸道次的拉拔力的计算及实测, 其理论计算值与实测值的相对误差分布见表 1。

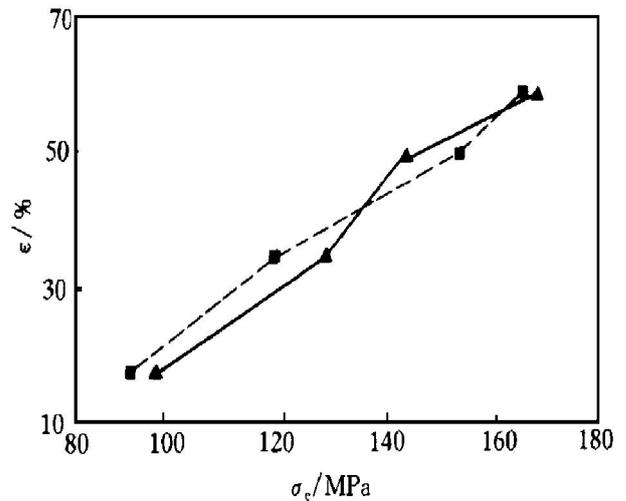


图 3 理论计算值与实测值的比较

Fig. 3 Comparison of theoretical values and measured ones

■—Theoretical values; ▲—Measured values

由图 3 可以看出, 理论计算值与实测值较接近, 且基本上低于实测值, 这说明, 工程法的解相当于下界解。

表 1 中个别道次的计算值与实测值的相对误差大于 15%, 图 3 中也有个别点的理论值略高于实测值, 出现这种现象的原因是由于随着拉拔道次的增加, 金属变形及其硬化程度发生变化, 影响到复、芯层金属接触面间的摩擦系数  $f_0$ , 使  $f_0$  值产生变化, 而在理论推导中假定  $f_0$  为常数, 从而导致个别道次理论计算值与实测值相对误差增大甚至高于实测值。

以上验证结果表明, 本文导出的双金属管

衬拉复合拉拔力计算公式有较高的计算精度,可以满足工程计算要求。

表1 拔制力理论值与实测值相对误差分布

**Table 1** Distribution of relative errors between theoretical values and measured ones

Error range	Total passes	Percentage
$\leq 5\%$	12	37.50%
5% ~ 10%	16	50.00%
10% ~ 15%	2	6.25%
15% ~ 20%	2	6.25%

## 4 结论

(1) 双金属管衬拉过程中金属流动情况可分为3种模式: ①比例流动模式; ②复层变薄流动模式; ③芯层变薄流动模式。这3种流动模式可以根据由拉拔前后复、芯层金属尺寸所决定的层间接触角  $\beta$  进行判断。

(2) 采用工程解析法建立了双金属管衬拉复合拉拔力的计算公式。实验结果表明, 理论

计算值与实测值较吻合, 所推导的拉拔力计算公式有较高的计算精度, 可在工程计算中应用。

## REFERENCES

- 1 Wu Fengwu(吴风梧). Steel Pipe(钢管), 1988, 3: 56.
- 2 Xi Zhenghai(席正海). Metallurgy of Sichuan(四川冶金), 1989, 4: 52.
- 3 Zhou Youwu(邹有武). AISC Techniques(鞍钢技术), 1990, 11: 11.
- 4 Fu Yijian(傅一建). Light Alloy Fabrication Technology(轻合金加工技术), 1992, 20(8): 26.
- 5 Avitzur B, Wu R, Talbert S *et al.* Transactions of the ASME, 1986, 108: 133-140.
- 6 Avitzur B. Wire Journal, 1970, (8): 42-49.
- 7 Qin Jianping(秦建平) and Yin Gang(尹钢). Steel Pipe(钢管), 1995, 1: 22.
- 8 Cao Naiguang(曹乃光). The Principles of Metal Forming(金属塑性加工原理). Beijing: Metallurgical Industry Press, 1983: 212.

# CALCULATION OF COMPLEX DRAWING LOADS FOR BIMETAL TUBE DRAWING WITH A FIXED PLUG

Yang Guiping and Wang Zhixiang

*Department of Materials Engineering, Southern Institute of Metallurgy, Gangzhou 341000, P. R. China*

**ABSTRACT** It was analysed theoretically that the loads of bimetal tube drawing with a fixed plug by using slab method, and its three flow models and corresponding geometry criteria were proposed: (1) while  $0 \leq \beta < \beta_0$ , it is the model of the coating getting thinner; (2) while  $\beta_0 < \beta \leq \alpha$ , it is the model of the core getting thinner; (3) while  $\beta = \beta_0$ , it is the model of homogenous flow. A formula on loads for bimetal tube drawing with a fixed plug is derived, experimental results show that the relative errors between theoretical values and the measured ones are about less than 15%, which can meet the demands of engineering calculation.

**Key words** bimetal tube drawing with a fixed plug drawing loads slab method

(编辑 黄劲松)