

文章编号:1000-582X(2012)07-077-06

# 金属薄壁圆管内翻口过程中应力与变形的解析

牛卫中

(兰州交通大学机电工程学院,兰州 730070)

**摘要:**拉应力内翻管法是一种用于将金属薄壁圆管成形为具有环形底部双层管状件的新工艺,它由内翻口、翻边、拉深翻管 3 个成形工序所组成。基于对圆管内翻口变形过程的研究,推出了管件成形中翻口区部分管壁起皱前后其应力、变形各参数与管坯尺寸、管材性能、模具尺寸、摩擦条件及比例因子  $m$  的解析关系式,并得出了翻口区管壁是否起皱及管件内翻口成形能否成功的判别式。实例表明,在  $m$  为 0.7~0.8 的情况下,根据解析式计算出的管件应力、变形参数与金属塑性成形仿真软件 DYNAFORM 模拟所得数据基本一致,而由判别式作出的结论也与模拟结果和文献中的实验结果相符。

**关键词:**金属成形;管材;翻管;应力分析;起皱

**中图分类号:**TG 302;TG 386.43

**文献标志码:**A

## Analyses on stress and deformation of thin-walled metallic round tube in edge incurving process

NIU Weizhong

(School of Mechatronic Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

**Abstract:** Consisting of three forming processes, i. e. edge incurving, flanging and deep drawing, tension-driven internal inversion method is a new technology for shaping thin-walled metallic round tube into a double-layered tubular part with an annular bottom. Based on the study of edge incurving process of tubes, a number of analytical relations are established which reflect the influences of tube size, material properties, mould size, friction condition and scale factor  $m$  on the stress and deformation parameters of tubular part in the process before and after partial tube-wall in the curling region has wrinkled. Also, some discriminants are proposed for judging if the tube-wall in the curling region wrinkles and if the process is practicable for a certain tubular part. Example indicates that when  $m$  is in the scope of 0.7 to 0.8, the stress and deformation parameters calculated by formulas match those simulated by metal plastic forming simulation software DYNAFORM, and the conclusions derived from discriminants correspond well with the simulation and experiment results.

**Key words:** metal forming; tubes; tube inversion; stress analysis; wrinkling

**收稿日期:**2012-03-06

**基金项目:**甘肃省高等学校研究生导师科研项目(1004-04)

**作者简介:**牛卫中(1962-),男,兰州交通大学教授,主要从事金属塑性成形理论与冲压成形工艺的研究,

(E-mail)niuweizhong18@163.com。

翻管是利用简单模具将金属薄壁圆管翻转成轴对称双层管状件(以下简称管件)的一种特种成形技术。根据管坯端部翻转方向的不同,翻管可分为外翻管与内翻管两种方式<sup>[1-3]</sup>。尽管内翻管所得管件的尺寸精度与表面质量都优于外翻管所得管件,但因普通轴压内翻管成形对管件尺寸与摩擦条件要求苛刻而导致其仍处于实验研究阶段<sup>[2-6]</sup>。为扩大内翻管成形技术的运用,解决因管壁干涉或失稳所造成普通轴压内翻管成形适用卷曲半径范围过窄且管件成形后因无底而难于与其他零件联接的问题,Tomesani 最早提出了拉应力内翻管的方法,并通过低碳钢薄壁圆管进行内翻口一再结晶退火—翻边—拉深翻管实验得出了质量合格的具有环形底部的双层管件<sup>[7]</sup>。然而到目前为止,尚未见到有文献对这种新型翻管法的适用范围、成形极限及合理工艺参数进行过较为深入的理论研究。有鉴于此,笔者将在前期对普通轴压内、外翻管成形所做研究工作<sup>[8-10]</sup>的基础上,通过分析金属薄壁圆管在这种翻管法 3 个成形工序中的应力与变形来探求上述问题的答案,以便为这种新型翻管法的推广应用奠定理论基础。

笔者首先对金属薄壁圆管在内翻口过程中的应力与变形进行工程解析。

### 1 圆管内翻口过程的分析模型

图 1 所示为利用拉应力内翻管法将外径、壁厚、长度分别为  $d_0$ 、 $t_0$ 、 $h_0$  的金属薄壁圆管成形为具有环形底部双层管件的整个过程,所得管件的形状与尺寸如图 2 所示。

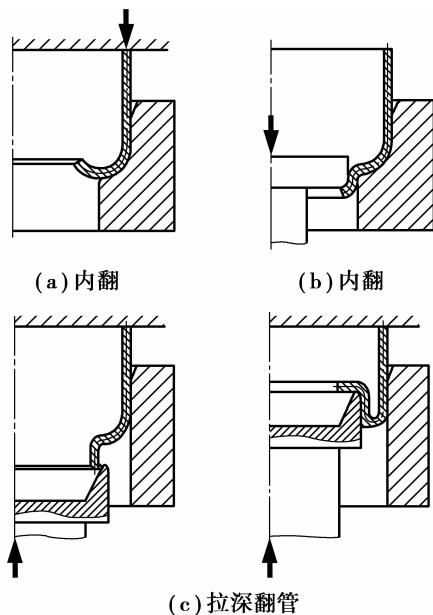


图 1 管件的成形过程

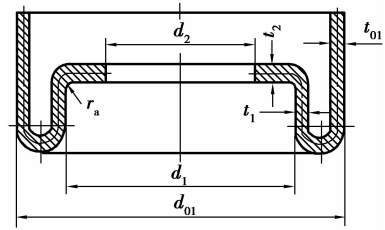


图 2 成形后的管件

定义圆管内翻口时管壁横截面的翻转角为  $\alpha$ , 从图 3(a)可以看出,起皱前翻口区管壁( $\alpha_0 \leq \alpha \leq \alpha_A$ )可分为与翻口凹模圆角区相贴合的贴模段( $\alpha_0 \leq \alpha \leq \pi/2$ )及伸出凹模圆角区底部的内悬段( $\pi/2 \leq \alpha \leq \alpha_A$ )两部分,且内悬段管壁的经向长度取决于管件环形底部的径向宽度。显然,当  $(d_1 - d_2)/d_0$  较大时,成形中翻口区部分管壁将有可能失稳起皱,在起皱瞬时形成图 3(b)所示的初始起皱段( $\alpha_1 \leq \alpha \leq \alpha_2$ )并在翻口结束时保留起皱段( $\alpha_1 \leq \alpha \leq \alpha_m$ )。但只要直筒段管壁不在压力下失稳且起皱段管壁处于内悬段中,则因所产生的皱折可在后面的翻边工序中被消除,因此仍可保证最终成形后的管件内层管壁光滑无皱纹。

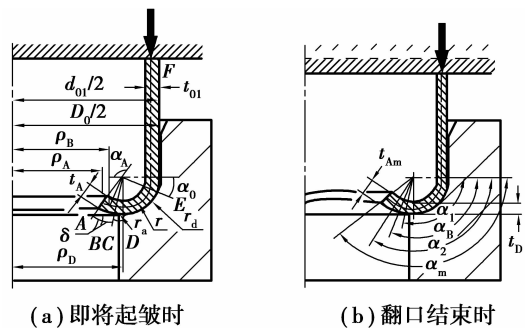


图 3 圆管内翻口过程的分析模型

为简化后面的分析,现作出如下假设:

1)管坯材料各向同性,其真实应力应变关系可表征为  $\sigma = K\varepsilon^n$ 。鉴于翻口区管壁径向宽度相对管坯半径较小且  $n$  值一般不大,故可近似认为翻口区管壁的平均屈服应力为定值  $\sigma_f$ 。

2)翻口凹模内筒径  $D_0$  仅略大于管坯外径  $d_0$ , 变形过程中贴模段管壁外表面与圆角半径为  $r_d$  的凹模圆角区完全贴合,其间的库仑摩擦系数为  $\mu_1$ 。

3)直筒段管壁外径  $d_{01}$ 、壁厚  $t_{01}$  与管坯外径  $d_0$ 、壁厚  $t_0$  的差异最初可被忽略,而翻口区管壁起皱前后其中面的经向卷曲半径均可视为定值  $r \approx r_d - t_0/2$ 。

4)翻口区管壁起皱前各处的壁厚  $t$  与  $\alpha$  呈线性关系<sup>[2,8]</sup>,在起皱瞬时,管壁在端头  $A$ (此时  $\alpha_A = \alpha_2$ )、初始起皱段中部纬切面  $B$ ( $\alpha = \alpha_B$ )、贴模段与内悬段交界面  $D$ ( $\alpha = \pi/2$ )处的壁厚数值分别为  $t_{Am}$ 、 $t_B$ 、 $t_D$ 。

## 2 内翻口过程中管壁的应力

### 2.1 翻口区管壁起皱前的应力

定义  $\sigma_\rho$ 、 $\sigma_\theta$  为翻口区管壁的经、纬向压应力,在管壁起皱前,根据假设 1),图 3(a)中  $ADE$  段管壁的屈服应力与屈服方程分别应为

$$\sigma_f \approx K \left( \frac{\varepsilon_A}{2} \right)^n = K \left( \frac{\varepsilon_{\theta A}}{2} \right)^n = K \left( \ln \frac{t_A}{t_0} \right)^n, \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = \beta \sigma_f, \quad (2)$$

式中: $\varepsilon_A$ 、 $\varepsilon_{\theta A}$ 、 $t_A$  分别为管壁端头的等效自然应变、周向自然应变与瞬时壁厚; $\beta$  则为考虑经向压应力  $\sigma_\rho$  影响的系数,其数值可近似取为平均值 1.1。

引入计及厚度变化的轴对称薄壳应力平衡方程式<sup>[11]</sup>为

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \left( \frac{1}{\rho} + \frac{dt}{t d\rho} \right) \sigma_\rho - \frac{\sigma_\theta}{\rho} - \frac{\mu}{\sin\alpha} \left( \frac{\sigma_\rho}{R_\rho} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} \right) = 0,$$

并根据假设 2)、3)代入  $\rho = D_0/2 - r_d + r \cos\alpha = \rho_D + r \cos\alpha$ ,  $d\rho = -r \sin\alpha d\alpha$ ,  $R_\rho = r$ ,  $R_\theta = \rho / \cos\alpha$  后<sup>[8,10]</sup>,可得出翻口区管壁起皱前的应力平衡方程为

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\alpha} + \left( \mu + \frac{dt}{t d\alpha} - \frac{r \sin\alpha}{\rho_D + r \cos\alpha} \right) \sigma_\rho = - \frac{r(\sin\alpha + \mu \cos\alpha)}{\rho_D + r \cos\alpha} \sigma_\theta. \quad (3)$$

另由假设 4)知翻口区管壁的壁厚为

$$t = t_0 + (t_A - t_0) \frac{\alpha - \alpha_0}{\alpha_A - \alpha_0} = t_0 [1 + c(\alpha - \alpha_0)], \quad (4)$$

式中

$$t_A = t_0 \left( \frac{d_0 - t_0}{2\rho_A} \right)^{1/2} = t_0 \left( \frac{d_0 - t_0}{D_0 - 2r_d + 2r \cos\alpha_A} \right)^{1/2}, \quad (5)$$

$$\alpha_0 = \arccos \left( 1 - \frac{D_0 - d_0}{2r_d} \right), \quad (6)$$

$$c = \frac{t_A - t_0}{t_0(\alpha_A - \alpha_0)}. \quad (7)$$

将式(2)、(4)、(7)代入式(3)并取  $\mu = 0$ ,得出内悬段管壁化简后的应力平衡方程为

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\alpha} + \left[ \frac{c}{1 + c(\alpha - \alpha_0)} - \frac{r \sin\alpha}{\rho_D + r \cos\alpha} \right] \sigma_\rho = - \frac{\beta \sigma_f r \sin\alpha}{\rho_D + r \cos\alpha},$$

引入边界条件  $\sigma_{\rho A} = 0$  后便可解出:

$$\sigma_\rho = \frac{2r\beta\sigma_f \cos\alpha}{D_0 - 2r_d + 2r \cos\alpha} - \frac{2r\beta\sigma_f \left[ (t_A/t_0) \cos\alpha_A + c(\sin\alpha - \sin\alpha_A) \right]}{[1 + c(\alpha - \alpha_0)](D_0 - 2r_d + 2r \cos\alpha)}.$$

显然,在  $\alpha = \pi/2$  的管壁纬切面  $D$  处有

$$\sigma_{\rho D} = -4r\beta\sigma_f \frac{(t_A/t_0) \cos\alpha_A + c(1 - \sin\alpha_A)}{[2 + c(\pi - 2\alpha_0)](D_0 - 2r_d)}. \quad (8)$$

再将式(2)、(4)、(7)代入式(3)并取  $\mu = \mu_1$ ,得出贴模段管壁化简后的应力平衡方程为

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\alpha} + \left[ \mu_1 + \frac{c}{1 + c(\alpha - \alpha_0)} - \frac{r \sin\alpha}{\rho_D + r \cos\alpha} \right] \sigma_\rho = - \frac{\beta \sigma_f r (\sin\alpha + \mu_1 \cos\alpha)}{\rho_D + r \cos\alpha},$$

经过积分并引入边界条件式(8)后又可得

$$\sigma_\rho = \frac{2r\beta\sigma_f [p(\alpha_A) e^{\mu_1(\pi/2 - \alpha)} + q(\alpha)]}{[1 + c(\alpha - \alpha_0)](D_0 - 2r_d + 2r \cos\alpha)},$$

式中

$$p(\alpha_A) = \frac{\mu_1 [2 + c(\pi - 2\alpha_0)]}{1 + \mu_1^2} + \frac{c(1 - 3\mu_1^2)}{(1 + \mu_1^2)^2} - \frac{t_A \cos\alpha_A - c(1 - \sin\alpha_A)}{t_0},$$

$$q(\alpha) = \frac{[1 + c(\alpha - \alpha_0)] [(1 - \mu_1^2) \cos\alpha - 2\mu_1 \sin\alpha]}{1 + \mu_1^2} - \frac{c[(1 - 3\mu_1^2) \sin\alpha + \mu_1(3 - \mu_1^2) \cos\alpha]}{(1 + \mu_1^2)^2},$$

由此可知在  $\alpha = \alpha_0$  的管壁纬切面  $E$  处翻口区一侧

$$\sigma_{\rho E} = \frac{(2r_d - t_0)\beta\sigma_f [p(\alpha_A) e^{\mu_1(\pi/2 - \alpha_0)} + q(\alpha_0)]}{d_0 - t_0}. \quad (9)$$

考虑到管壁纬切面  $E$  处存在因经向曲率突变所引起的经向应力增量<sup>[11]</sup>,直筒段管壁此时所受到的轴向压应力为

$$\sigma_c = \sigma_{\rho E} + \frac{t_0 \beta \sigma_f}{2(2r_d - t_0)}. \quad (10)$$

### 2.2 翻口区管壁起皱瞬时及之后的应力

由式(8)–(10)与式(1)、(2)、(5)可见,在翻口区管壁起皱前,其经、纬向压应力与直筒段管壁的轴向压应力均随图 3(a)所示管端翻转角  $\alpha_A$  的增大而增大。当  $\alpha_A$  达到翻口区管壁起皱前的最大翻转角  $\alpha_2$  亦即管端壁厚  $t_A$  变为  $t_{Am}$  时,管壁各处的压应力将达到最大值。此后,由于管端初始起皱段上周向压应力的迅速降低会导致该段上的经向压应力亦可忽略不计,因而在后续的内翻口过程中,非起皱段管壁各处的经向压应力将不断波动,其最小、最大值不难通过将式(8)–(10)及式(5)、(7)中的  $\alpha_A$  分别取为管壁初始起皱段两端的翻转角  $\alpha_1$  与  $\alpha_2$  后求得。

## 3 翻口区管壁起皱与否的判别

为判别圆管内翻口过程中翻口区管壁是否起皱及确定起皱段的范围,不妨借鉴无压边情况下筒形件拉深凸缘变形区起皱问题的分析法<sup>[12]</sup>加以分析。

假设管壁内端 ABC 段在图 3(a) 所示位置纬向失稳起皱, 形成经向长度为  $2r\delta$ 、中部纬向半波长度为  $l$  的波纹, 则此时 ABC 段管壁中部纬向压应力  $\sigma_{\theta B}$  所做的功应等于沿纬向隆起波纹所需的弯曲功与虚拟压边力所消耗的功, 即有

$$\sigma_{\theta B}(2r\delta)t_B \approx \frac{\pi^2 E_r I}{l^2} + \frac{(2r\delta)Cl^2}{\pi^2}, \quad (11)$$

式中  $E_r$  为管材此处的缩减弹性模量, 它与管材的弹性模量  $E$  及此处的切线弹性模量  $E_{t1}$  之间的关系为

$$E_r = \frac{4EE_{t1}}{(E^{1/2} + E_{t1}^{1/2})^2} \approx 4E_{t1} \approx 4nK\epsilon_{\theta B}^{n-1}, \quad (12)$$

$I$  为 ABC 段管壁在经切面的惯性矩, 考虑到一般情况下  $\delta < \pi/6$ , 此时  $\sin\delta \approx \delta$ ,  $\cos\delta \approx 1$ 。

$$I = \frac{r_B^3}{4\delta}(4r^2 + t_B^2)(\delta^2 + \delta\sin\delta\cos\delta - 2\sin^2\delta) + \frac{t_B^3}{72r\delta}\sin^2\delta(12r^2 - t_B^2) \approx \frac{r_B^3\delta}{6}; \quad (13)$$

$C$  为虚拟压边力与该段管壁中部的挠度之比, 如将夹角刚好完整包含半个波纹的两经切面所截的该段管壁近似视作外周边固支且内、外半径分别为  $R_1 \approx \rho_B/\sin\alpha_B - r\delta$ ,  $R_2 \approx \rho_B/\sin\alpha_B + r\delta$  的圆环板时

$$C \approx \frac{E_r t_B^3}{\lambda^2 R_2^4}, \quad (14)$$

式中  $\lambda$  为与  $R_1/R_2$  相关的系数, 其数值<sup>[13]</sup> 如表 1 所示, 它与  $R_1/R_2$  的关系可被拟合为下式

$$\lambda' \approx 0.65 \left(1 - \frac{R_1}{R_2}\right)^2 = 0.65 \left(\frac{2r\delta}{R_2}\right)^2.$$

表 1  $\lambda$  与  $\lambda'$  的数值

$R_1/R_2$	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.0
$\lambda$	0.040 4	0.026 3	0.015 1	0.006 8	0.001 7	0
$\lambda'$	0.040 6	0.026 0	0.014 6	0.006 5	0.001 6	0

由表 1 可看出, 当  $0.75 \leq R_1/R_2 \leq 1$  时  $\lambda$  与  $\lambda'$  的数值极为接近, 故可在式(14)中以  $\lambda'$  代  $\lambda$ , 得到

$$C \approx \frac{E_r t_B^3}{6.76(r\delta)^4}. \quad (15)$$

将式(11)两端对  $l$  求导并令其等于 0, 在注意到式(13)、(15)后可知起皱临界状态下

$$l \approx 0.866\pi(r\delta),$$

将其代入式(11)并引入式(12)、(13)、(15)后可得

$$\epsilon_{\theta B} = 0.89n \left(\frac{t_B}{r\delta}\right)^2,$$

又因  $\epsilon_{\theta B} \approx \ln\left(\frac{d_0 - t_0}{2\rho_B}\right)$ , 故得

$$r\delta \approx t_B \left\{ \frac{0.89n}{\ln[(d_0 - t_0)/(2\rho_B)]} \right\}^{1/2}.$$

如取  $r\delta = mt_B$ , 这里  $m$  为一数值待定的比例因子, 则有

$$2\rho_B \approx (d_0 - t_0)e^{-0.89n/m^2},$$

$$\alpha_B \approx \cos^{-1}\left(\frac{2\rho_B - D_0 + 2r_d}{2r_d - t_0}\right) \in (0, \pi),$$

于是得管壁初始起皱段两端的翻转角大小为

$$\alpha_1 = \alpha_B - \delta \approx \alpha_B - \frac{2mt_0}{2r_d - t_0} \left(\frac{d_0 - t_0}{2\rho_B}\right)^{1/2},$$

$$\alpha_2 = \alpha_B + \delta \approx \alpha_B + \frac{2mt_0}{2r_d - t_0} \left(\frac{d_0 - t_0}{2\rho_B}\right)^{1/2}.$$

另外, 根据图 3(b) 所示内翻口结束时管壁内悬段经向长度与管件尺寸(见图 2)间存在的关系:

$$r\left(\alpha_m - \frac{\pi}{2}\right) \approx \frac{d_1 - d_2}{2} - r_a + \frac{\pi}{2}\left(r_a + \frac{t_1}{2}\right),$$

又可得出内翻口成形所需的管端最大理论翻转角:

$$\alpha_m \approx \frac{d_1 - d_2 + \pi r_d + r_a}{2r_d - t_1} \approx \frac{d_1 - d_2 + \pi r_d + r_a}{2r_d - t_0}. \quad (16)$$

显然, 若  $\alpha_2 > \alpha_m$ , 则圆管内翻口过程中翻口区管壁不会起皱; 反之管壁中起皱段的经向长度为

$$r(\alpha_m - \alpha_1) \approx (r_d - t_0/2)(\alpha_m - \alpha_1).$$

## 4 翻口成功的必要条件及所需压下量

### 4.1 贴模段管壁不起皱的条件

为保证最终成形后的管件内层管壁光滑无皱纹, 要求内翻口成形中管壁起皱段不应延伸至贴模段内, 即应有

$$\alpha_1 = \alpha_B - \frac{2mt_0}{2r_d - t_0} \left(\frac{d_0 - t_0}{2\rho_B}\right)^{1/2} \geq \alpha_{1\min} \approx \frac{\pi}{2}. \quad (17)$$

### 4.2 直筒段管壁不失稳的条件

与普通轴压内翻管成形中的情况相同, 内翻口成形中如直筒段管壁所受轴向压应力过大, 也会导致成形因管壁屈曲失稳而失败。为保证内翻口成形的顺利到位, 根据文献[9], 直筒段管壁所受的最大轴向压应力应满足:

$$\sigma_{\max} < \frac{2E^{1/2}}{E^{1/2} + E_{t2}^{1/2}} \left[ \frac{EE_{t2}}{3(1-\nu^2)} \right]^{1/2} \frac{2t_0}{d_0 - t_0} = \frac{4t_0}{\kappa d_0} \left(\frac{EE_{t2}}{3}\right)^{1/2}, \quad (18)$$

式中  $\nu$  为管材的泊松比, 而

$$E_{t2} = n\sigma_{\max} \left(\frac{K}{\sigma_{\max}}\right)^{1/n},$$

$$\kappa = (1 - \nu^2)^{1/2} \left[ 1 + \left(\frac{E_{t2}}{E}\right)^{1/2} \right] \left(1 - \frac{t_0}{d_0}\right). \quad (19)$$

分别为管材真实应力应变曲线在  $\sigma_{\max}$  处的切线弹性模量与一接近于 1 的修正系数。

将式(19)代入式(18), 经整理后可得出管件成

功内翻口成形的又一必要条件:

$$\sigma_{\text{cmax}} < \sigma_{\text{bu}} \approx \left( \frac{16nEt_0^2 K^{1/n}}{3\kappa^2 d_0^2} \right)^{n/(n+1)}, \quad (20)$$

式中  $\sigma_{\text{bu}}$  为直筒段管壁屈曲失稳所对应的临界压应力,可以看出其数值主要取决于管坯的材料与尺寸。

### 4.3 成形所需压下量及成形后直筒段管壁的尺寸

在内翻口成形可行的情况下,所需的管坯轴向压下量  $h_c$  可根据体积不变条件及  $\rho = \rho_D + r \cos \alpha, t = t_0 [1 + c(\alpha - \alpha_0)]$  由下式近似求出:

$$h_c \approx \frac{2}{(d_0 - t_0)t_0} \int_{\alpha_0}^{\alpha_m} \rho t r d\alpha \approx \frac{r(D_0 - 2r_d)(\alpha_m - \alpha_0)(1 + i) + 4r^2(i \sin \alpha_m - \sin \alpha_0)}{2(d_0 - t_0)}, \quad (21)$$

式中  $\alpha_0, \alpha_m$  分别由式(6)、(16)求得,且

$$i \approx \left( \frac{d_0 - t_0}{D_0 - 2r_d + 2r \cos \alpha_m} \right)^{1/2}.$$

而成形后直筒段管壁的外径与壁厚则分别变为

$$d_{01} \approx d_0 + \frac{d_0}{2} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{cmax}}}{K} \right)^{1/n} - \frac{\sigma_{\text{cmax}}}{E} \right],$$

$$t_{01} \approx t_0 + \frac{t_0}{2} \left[ \left( \frac{\sigma_{\text{cmax}}}{K} \right)^{1/n} - \frac{\sigma_{\text{cmax}}}{E} \right].$$

## 5 算例与分析

Tomesani 曾对表 2 所示尺寸的 UNI Fe 370 低碳钢管(由于其材质与中国 20 钢基本相当,故其成形中的力学性能数据大致如表 3 所列<sup>[14]</sup>)进行内翻口(机油润滑,  $\mu_1 \approx 0.15$ <sup>[15]</sup>)—700 °C 温度下再结晶退火 1 h—翻边(机油润滑)—拉深翻管(无润滑)实验,得出了一种质量合格管件(该管件及对应翻口模的尺寸亦列于表 2)在拉深翻管工序中的翻管力并测出了其成形后子午面上的多处壁厚值。现以该管件为例,因其可顺利内翻口成形即满足式(17),由此得出比例因子  $m \leq 0.8$ , 分别取  $m = 0.60, 0.65, 0.70, 0.75, 0.80$ , 代入前述诸式便可求得表 4 所列数据。

表 2 算例中管坯、管件与翻口模的尺寸 mm

$d_0 \times t_0 \times h_0$	$d_1$	$d_2^{\text{①}}$	$r_a^{\text{①}}$	$D_0$	$r_d$
90.0 × 2.4 × 150.0	72.0	58.0	1.0	91.0	11.5

注:  $d_2, r_a$  的数值系由文献[7]中所给出管件的  $a$  值推算得出。

表 3 算例中管材的力学性能数据

$K/\text{MPa}$	$n$	$E/\text{GPa}$	$\nu$	$\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	$R_t^{\text{①}}$
746	0.223	207	0.28	252	1.27

注:  $R_t$  为管材的厚向异性指数,在计算中根据假设 1) 被取为 1。

表 4 算例中管件的应力与变形参数<sup>①</sup>

$m$	$\alpha_1$ / (°)	$\alpha_2$ / (°)	$t_{Am}$ /mm	$t_D$ /mm	$\sigma_{\text{cmax}}$ /MPa	$\sigma_{\text{bu}}$ /MPa	$t_{01}$ /mm
0.60	137.7	158.8	3.22	2.82	417	571	2.48
0.65	119.0	141.0	3.12	2.82	372	568	2.45
0.70	106.3	129.1	3.03	2.81	332	564	2.43
0.75	96.3	120.2	2.96	2.80	297	560	2.42
0.80	88.0	113.0	2.90	2.78	269	555	2.41

注:由式(6)、(16)、(21)可分别算得  $\alpha_0 = 17.0^\circ, \alpha_m = 142.2^\circ, h_c \approx 21.3 \text{ mm}$ 。

从表 4 可见,算例中管件翻口区管壁初始起皱段两端的翻转角、各处壁厚以及直筒段管壁的轴向最大压应力均随  $m$  增大而减小,且除  $m = 0.60$  (此时  $\alpha_2 > \alpha_m$ ) 外均可得出翻口区管壁将会起皱的结论。如再利用金属塑性成形仿真软件 DYNIFORM 5.6 模拟此管件的翻口成形过程,在代入表 2、表 3 数据及  $h_c \approx 21.3 \text{ mm}$  后又可得出图 4 所示内翻口结束时管件壁厚的分布云图。图中显示,  $\alpha_1 \approx 90^\circ \sim 110^\circ, t_{Am} \approx 2.86 \sim 3.01 \text{ mm}, t_D \approx 2.74 \sim 2.82 \text{ mm}, t_{01} \approx 2.42 \sim 2.46 \text{ mm}$ , 与表 4 中  $m = 0.70 \sim 0.80$  时的解析解数据吻合最好,而此时根据判别式(20)所得出直筒段管壁失稳与否的结论也与模拟结果与文献[7]中的实验结果相符。这表明在  $m$  取值得当的情况下,利用前面推出的解析式计算内翻口过程中管壁不同位置处的应力与变形参数不但可行而且具有较高的准确度,而根据相应判别式所得出翻口区管壁是否起皱及管件内翻口成形能否成功的结论也有一定的可靠度。

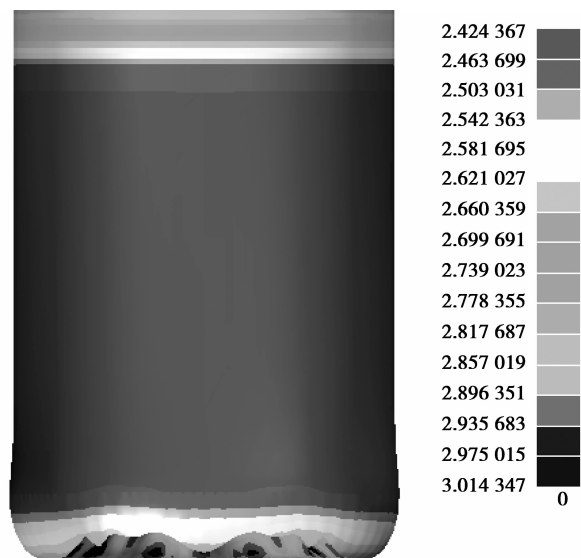


图 4 管件壁厚的分布云图

## 6 结 语

为探索利用拉应力内翻管法来成形具有环形底部的金属薄壁双层管件,笔者对其第一道工序——圆管的内翻口变形过程进行了研究。基于翻口区部分管壁可能失稳起皱的假设,推出了起皱前后管壁各处应力、变形参数与管坯尺寸、管材性能、模具尺寸、摩擦条件及比例因子  $m$  的解析关系式,以及翻口区管壁是否起皱、管件内翻口成形能否成功的判别式,并且通过计算实例确定出  $m$  的合理范围为  $0.7\sim 0.8$ ,从而为深入研究这一成形工序提供了重要的理论依据。但  $m$  在各种不同情况下取值范围是否相同或相近,仍有待于通过实验进一步确定。

### 参考文献:

- [1] Rosa P A R, Rodrigues J M C, Martins P A F. External inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation [J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2003, 43(8):787-796.
- [2] Rosa P A, Rodrigues J M C, Martins P A F. Internal inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation [J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2004, 44(7/8): 775-784.
- [3] 罗云华. 翻管变形机理及翻管成形极限的研究[D]. 武汉:华中科技大学,2007.
- [4] Reid S R, Harrigan J J. Transient effects in the quasi-static and dynamic internal inversion and nosing of metal tubes [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1998, 40(2/3): 263-280.
- [5] 罗云华, 张祥林, 黄早文. 管材向内翻卷变形的力学分析[J]. *华中科技大学学报:自然科学版*, 2005, 33(12): 16-18.  
LUO Yunhua, ZHANG Xianglin, HUANG Zaowen. Mechanical analysis of the deformation produced by internal inversion on round tubes [J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology: Nature Science Edition*, 2005, 33(12): 16-18.
- [6] 罗云华, 黄早文, 张祥林. 轴压下金属圆管内翻工艺的实验研究[J]. *塑性工程学报*, 2005, 12(增刊): 81-84.  
LUO Yunhua, HUANG Zaowen, ZHANG Xianglin. Experimental study on internal inversion of metal tube under axial load [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2005, 12(Sup.): 81-84.
- [7] Tomesani L. Analysis of a tension-driven outside-in tube inversion [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 64(1/3): 379-386.
- [8] 牛卫中. 管件圆角模稳定内翻成形时应力与壁厚的解析[J]. *上海交通大学学报*, 2008, 42(5): 752-756.  
NIU Weizhong. Analyses of stress and wall-thickness of tubular piece in a steady internal inversion process on fillet die [J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University*, 2008, 42(5): 752-756.
- [9] 牛卫中. 薄壁铝合金管圆角模内翻成形性的若干判别式[J]. *四川大学学报:工程科学版*, 2009, 41(5): 114-119.  
NIU Weizhong. Some discriminants for the formability of thin-walled tubes of aluminum alloy in internal inversion process on fillet die [J]. *Journal of Sichuan University: Engineering Science Edition*, 2009, 41(5): 114-119.
- [10] 牛卫中. 利用一种新的模型解析圆角模外翻管成形参数[J]. *华中科技大学学报:自然科学版*, 2007, 35(9): 15-18.  
NIU Weizhong. Using a new model for analyzing forming parameters in external inversion process of round tubes on fillet die [J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology: Nature Science Edition*, 2007, 35(9): 15-18.
- [11] 翁克索夫 E II, 约翰逊 W, 工藤英明. 金属塑性变形理论 [M]. 王仲仁, 汪涛, 贺毓辛, 等, 译. 北京: 机械工业出版社, 1992: 463-499.
- [12] 胡世光, 陈鹤峥, 李东升, 等. 钣金冷压成形的工程解析 [M]. 2 版. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2009: 185-189.
- [13] 徐灏. 机械设计手册: 第一卷 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1991: 180-181.
- [14] 杨连发, 郭成. 液压胀形薄壁管材料流动应力方程的构建 [J]. *西安交通大学学报*, 2006, 40(3): 332-336.  
YANG Lianfa, GUO Cheng. Stress strain relationship of tubular metal in hydraulic bulging test [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2006, 40(3): 332-336.
- [15] 李尧. 金属塑性成形原理 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2010: 130.

(编辑 王维朗)