

316L/X70 双金属复合管液压胀接成形机理

唐 越¹, 倪兴健², 王勇勤³

(1. 成都航空职业技术学院 机电工程学院, 四川 成都 610100; 2. 北汽银翔汽车有限公司, 重庆 400000;
3. 重庆大学 机械传动国家重点实验室, 重庆 400000)

摘要: 为了研究双金属复合管在液压胀接成形时的机理, 将复合管成形过程分为3个阶段: 衬管弹塑性变形、基管加载和卸载, 并应用 Tresca 屈服法则, 引入当量屈服强度, 且考虑衬管应变强化现象, 分析了在管内液压逐渐增大的过程中这3个阶段的基管、衬管的应力、应变关系, 得到管道复合所需胀接内压力的选择范围和残余接触压力关于胀接内压力的关系。应用有限元分析和复合管成形实验, 分别验证了管道在胀接过程中基管、衬管接触压力和基管外壁轴向、周向应变的理论解析解的正确性。在制定金属管复合工艺时, 理论解析和数值模拟可以为生产实际提供有效指导。

关键词: 双金属复合管; 液压胀接成形; 接触压力; 胀接内压力; 基管; 衬管

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2018.01.016

中图分类号: TH122 文献标识码: A 文章编号: 1000-3940 (2018) 01-0090-07

Mechanism of hydraulic expansion forming for bimetal composite tube 316L/X70

Tang Yue¹, Ni Xingjian², Wang Yongqin³

(1. Mechanical and Electrical Engineering Department, Chengdu Aeronautic Polytechnic, Chengdu 610100, China;
2. BAIC Yinxiang Automobile Co., Ltd., Chongqing 400000, China;
3. State Key Laboratory of Mechanical Transmissions, Chongqing University, Chongqing 400000, China)

Abstract: In order to study the mechanism of hydraulic expansion forming for bimetal composite tube, the forming process of composite tube was divided into three stages: the elastic-plastic deformation of liner tube, the loading and unloading of base tube. Then, the relations of stress and strain of base tube and liner tube for three stages in the process of internal hydraulic pressure increasing gradually were analyzed by Tresca yield rule based on introducing the equivalent yield strength and considering the strain hardening phenomenon of liner tube, and the choice range of internal bulging pressure required by the tube compounding and the relationship between residual contact pressure and internal bulging pressure were obtained. Furthermore, the correctness of theoretical analysis on the contact pressure of base tube and liner tube in bulging process and the axial and circumferential strains at outer surface of base pipe was verified by the finite element analysis and forming experiments of composite tube. Thus, the effective guidance could be provided by theoretical analysis and numerical simulation when designing the compound forming process of metal tube.

Key words: bimetal composite tube; hydraulic expansion forming; contact pressure; internal bulging pressure; base tube; liner tube

随着运输方式的多样化, 管道运输应运而生, 它是继公路、水路和铁路等运输方式之后的又一大运输方式, 通常用来长距离运输气体、液体和粉末等。随着运输介质种类的递增、运输环境的要求不断提高, 对管道本身耐高温和耐腐蚀等性能提出了诸多要求, 而双金属复合管可以在保证本体强度和刚度等的条件下满足要求。

金属复合管^[1]是将两种或两种以上不同材料的管道, 通过塑性变形或其他成形技术结合在一起的

新型管材, 具体的复合方式分为两大类: 机械复合和冶金复合^[2]。而液压胀接成形属于机械复合成形方式, 通过胀接内压力, 使基管、衬管同时发生径向变形, 从而消除间隙并紧密贴合。相比于单材料管道, 复合管道综合了多种材料的特点, 可获得耐腐蚀、耐高温等良好性能。

金属复合管制备的关键是获得基管、衬管间的永久残余接触压力。晁利宁等^[3]和陈光等^[4]应用弹塑性力学分析和有限元分析建立并讨论了胀接内压力关于残余接触压力的几种计算方法, 为科研和生产提供了依据。姚兴安等^[5]通过非线性有限元方法, 对 TA2 换热管与 TA2 - Q345R 复合管板的连接

收稿日期: 2017-07-24; 修订日期: 2017-10-10

作者简介: 唐 越 (1989-), 男, 硕士, 助教

E-mail: tangyue_2006@126.com

接头进行了胀焊模拟, 得到了 4 种胀焊接头接触面残余接触压力分布。杨连发等^[6-7]采用数值模拟和实验验证的方式, 对复合过程中基管、衬管的变形参数的规律进行了研究, 李明亮^[8]研究了多层复合管成形的工艺参数, 建立了胀接内压力和残余接触压力的函数关系, 并且应用 Marc 有限元分析软件, 对前述计算结果进行了验证。

本文以内衬不锈钢复合管线钢为例, 衬管为不锈钢 316L, 基管为管线钢 X70, 研究了液压胀接成形过程中基管和衬管的变化机理, 推导了复合过程 3 个阶段 (衬管弹塑性变形、基管加载和卸载阶段) 的基管、衬管的应力、应变关系, 并应用仿真分析和实验验证其正确性。

1 液压胀接成形弹塑性力学分析

复合管的基管在外层、衬管在内层, 如图 1 所示, 在衬管中通入液体并使液体的压强逐渐增大, 当基管外层贴合到预先放置的模具表层时, 卸载内压力。由于基管和衬管的材料属性不同, 基管的回弹量大于衬管的回弹量, 这使得两管紧密贴合在一起^[9], 管层之间也产生了永久的残余接触压力, 残余接触压力的控制是复合管成型的关键技术。将成形阶段分为衬管弹塑性变形阶段、基管加载阶段和卸载阶段。

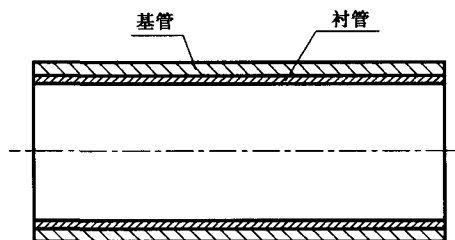


图 1 双金属复合管示意图

Fig. 1 Schematic diagram of bimetal composite tube

1.1 衬管弹塑性变形阶段

复合管的基管和衬管均为圆形管道, 在成形过程中, 忽略轴向力和基管与衬管间的摩擦力, 计算过程中遵循 Tresca 屈服法则。Updike D P 等^[10]在研究复合管成形工艺时, 发现了衬管会发生应变强化现象, 考虑材料的应变强化, 应用当量屈服强度代替实际屈服强度; 而根据文献 [11] 计算得到的当量屈服强度要大于材料的实际屈服强度。复合管成形过程中, 衬管发生弹塑性变形, 而基管只发生了弹性变形, 但两管的弹性回复皆为线性回弹, 因此

为平面应力问题, 建立平面轴对称模型和柱坐标系 (r, θ, z) , 如图 2 所示。图 2 中, R_o 和 r_o 分别为基管和衬管的外径, R_i 和 r_i 分别为基管和衬管的内径, R 和 r 分别为基管和衬管的中性层半径, θ 为切向坐标分量, δ 为基管和衬管间间隙。

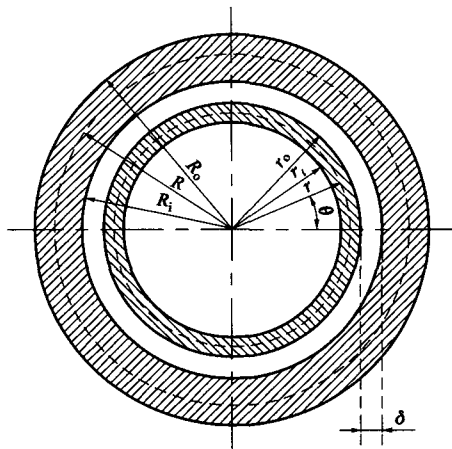


图 2 双金属复合管分析模型

Fig. 2 Analysis model of bimetal composite tube

通入液体压力较小时, 两管未发生接触, 此时只有衬管的弹性变形, 受力情况如图 3 所示。

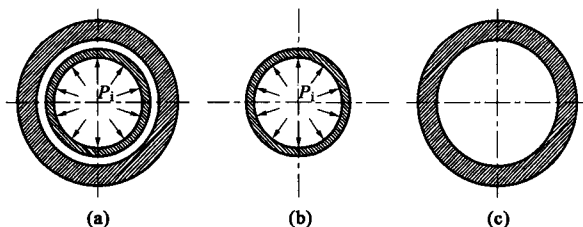


图 3 衬管弹性变形阶段受力分析

(a) 复合管 (b) 衬管 (c) 基管

Fig. 3 Force analysis during elastic deformation stage for liner tube

(a) Composite tube (b) Liner tube (c) Base tube

此时, 衬管所受应力和变形可由 Lamé 公式得到:

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{P_i}{k^2 - 1} \left(1 - \frac{r_o^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta = \frac{P_i}{k^2 - 1} \left(1 + \frac{r_o^2}{r^2} \right) \\ u = \frac{P_i r}{E_1 (k^2 - 1)} \left[(1 - \mu_1) + (1 + \mu_1) \frac{r_o^2}{r^2} \right] \end{cases} \quad (1)$$

式中: σ_r 为径向应力, MPa; σ_θ 为周向应力, MPa; u 为衬管径向位移, mm; P_i 为胀接内压力, MPa; k 为衬管外内径之比, $k = \frac{r_o}{r_i}$; μ_1 为衬管泊松比; E_1 为衬管弹性模量, MPa。

特刊: 成形工程是由北京机电研究所有限公司出版

随着胀接内压力的升高, 当满足 $\sigma_r |_{r=r_i} = \sigma_{seq1}$ 时, 衬管内壁屈服, 根据 Tresca 屈服法则 $\sigma_\theta - \sigma_r = \sigma_{seq1}$, 此时的胀接内压力 P_{lyi} 为:

$$P_{lyi} = \frac{\sigma_{seq1}(k^2 - 1)}{2k^2} \quad (2)$$

式中: P_{lyi} 为衬管内壁屈服时的胀接内压力, MPa; σ_{seq1} 为衬管当量屈服强度, MPa。此时, 衬管外壁径向位移 u_{1o1} 为:

$$u_{1o1} = \frac{\sigma_{seq1}r_o}{E_1k^2} \quad (3)$$

式中: u_{1o1} 为衬管内壁屈服时的外壁径向位移, mm。

随着管道内部液体压力的逐渐增大, 衬管发生塑性变形, 弹塑性分界面为 $r = r_c$, $r_c < r \leq r_o$ 范围为弹性范围, $r_i \leq r \leq r_c$ 范围为塑性变形范围, 且分界面处压力等于 P' , 此时管道的受力分析如图 4 所示。

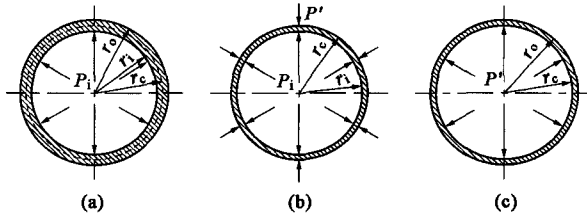


图 4 衬管弹塑性变形阶段受力分析

(a) 衬管 (b) 塑性区 (c) 弹性区

Fig. 4 Force analysis during elastic-plastic deformation stage for liner tube

(a) Liner tube (b) Plastic area (c) Elastic area

弹性区应力和位移可由 Lamé 公式得到:

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{P'r_c^2}{r_o^2 - r_c^2} \left(1 - \frac{r_o^2}{r^2}\right) \\ \sigma_\theta = \frac{P'r_c^2}{r_o^2 - r_c^2} \left(1 + \frac{r_o^2}{r^2}\right) \\ u = \frac{P'r_c^2 r}{E_1(r_o^2 - r_c^2)} \left[(1 - \mu_1) + (1 + \mu_1) \frac{r_o^2}{r^2} \right] \end{cases} \quad (4)$$

$r = r_c$ 分界面处的压力 P' 为:

$$P' = \frac{\sigma_{seq1}(r_o^2 - r_c^2)}{2r_o^2} \quad (5)$$

管道塑性区受到内压力 P_i 和外压力 P' 的作用, 根据 Tresca 屈服法则和受力平衡 $\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0$, 在边界 $\sigma_r |_{r=r_i} = -P_i$ 处有塑性区域的受力分析如下:

$$\begin{cases} \sigma_r = -P_i + \sigma_{seq1} \ln \frac{r}{r_i} \\ \sigma_\theta = -P_i + \sigma_{seq1} \left(\ln \frac{r}{r_i} + 1 \right) \end{cases} \quad (6)$$

随着内压的不断增大, 衬管的弹性区域逐渐减小, 而塑性区域却逐渐增多, 当 r_c 等于 r_o 时, 弹性区域消失, 衬管进入全屈服状态, 由式 (6) 得:

$$P_{ly} = \sigma_{seq1} \ln k \quad (7)$$

式中: P_{ly} 为衬管进入全屈服时的内压力, MPa。

由式 (4)、式 (5) 可得此时衬管外壁的径向位移 u_{1o2} 为:

$$u_{1o2} = \frac{\sigma_{seq1}r_o}{E_1} \quad (8)$$

式中: u_{1o2} 为衬管进入全屈服时的外壁径向位移。

1.2 基管加载阶段

随着衬管内液体压力继续增大, 衬管和基管必然会相互接触, 基管也会发生弹性变形, 当基管碰到预先放置的模具表层时, 管道受力如图 5 所示, 衬管承受胀接内压力 P_i 和层间接触压力 P_c 的作用, 基管承受层间接触压力 P_c 的作用。

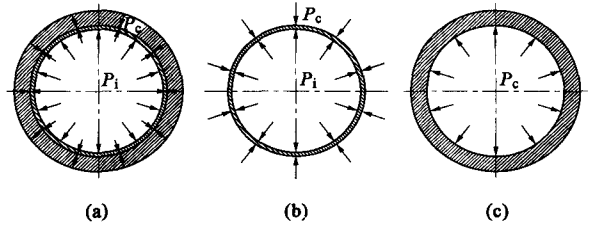


图 5 基管加载阶段受力分析

(a) 复合管 (b) 衬管 (c) 基管

Fig. 5 Force analysis during loading stage for base tube

(a) Composite tube (b) Liner tube (c) Base tube

衬管的应力状态如式 (6) 所示, 由边界条件 $\sigma_r |_{r=r_o} = -P_c$ 可得 P_i 与 P_c 的关系式为:

$$P_i = P_c + P_{ly} \quad (9)$$

基管发生弹性变形, 则有:

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{P_c}{K^2 - 1} \left(1 - \frac{R_o^2}{R^2}\right) \\ \sigma_\theta = \frac{P_c}{K^2 - 1} \left(1 + \frac{R_o^2}{R^2}\right) \\ U = \frac{P_c R}{E_b(K^2 - 1)} \left[(1 - \mu_b) + (1 + \mu_b) \frac{R_o^2}{R^2} \right] \end{cases} \quad (10)$$

式中: U 为基管径向位移, mm; μ_b 为基管泊松比; E_b 为基管弹性模量, MPa; K 为基管外内径之比, $K = \frac{R_o}{R_i}$ 。

由本构方程 $\varepsilon_z = \frac{1}{E_b} [\sigma_z - \mu_b(\sigma_r + \sigma_\theta)]$ (其中, ε_z 为轴向应变, σ_z 为轴向应力) 和式 (10) 可得基管外壁轴向应变 ε_{zbo} 为:

$$\varepsilon_{zbo} = -\frac{2\mu_b P_c}{E_b(K^2 - 1)} \quad (11)$$

根据几何方程 $\varepsilon_\theta = \frac{u}{r}$ (ε_θ 为周向应变) 可得此时衬管外壁周向应变 $\varepsilon_{\theta bo}$ 为:

$$\varepsilon_{\theta bo} = \frac{2P_c}{E_b(K^2 - 1)} \quad (12)$$

复合管的基管不发生塑性变形, 则可以将基管刚要发生塑性变形时的接触压力看作是成形最大接触压力, 其最大值为:

$$P_{cy} = \frac{\sigma_{sb}(K^2 - 1)}{2K^2} \quad (13)$$

式中: P_{cy} 为基管刚要发生塑性变形时的接触压力, MPa; σ_{sb} 为基管屈服强度, MPa。

根据边界条件 $\begin{cases} \sigma_r|_{r=r_i} = -P_i \\ \sigma_r|_{r=r_o} = -P_{cy} \end{cases}$ 和式 (9) 可得最大胀接内压力 P_{imax} 应满足:

$$P_{imax} \leq (P_{cy} + P_{ly}) \quad (14)$$

1.3 卸载阶段

由式 (14) 可知, 当胀接内压力增大到最大值时, 卸载压力, 设卸载瞬时的胀接内压力和层间接触压力分别为 P_{iu} 和 P_{cu} 。在卸载过程中, 胀接内压力由 P_{imax} 减小到 P_{iu} , 层间接触压力由 P_{cmax} ($P_{cmax} = P_{imax} - P_{ly}$) 减小到 P_{cu} 。根据线弹性卸载假设, 由 Lamé 公式得衬管外壁的弹性回复量 Δu 为:

$$\Delta u = \frac{2r_o(P_{imax} - P_{iu})}{E_1(k^2 - 1)} - \frac{r_o(P_{cmax} - P_{cu})}{E_1(k^2 - 1)} [k^2(1 - \mu_1) + (1 + \mu_1)] \quad (15)$$

基管内壁的弹性回复量 Δu 为:

$$\Delta u = \frac{(P_{cmax} - P_{cu})R_i}{E_b(K^2 - 1)} [K^2(1 + \mu_b) + (1 - \mu_b)] \quad (16)$$

卸载过程中还有一个边界条件, 因基管回弹能力大于衬管回弹能力, 基管衬管内外壁始终紧紧贴合, 则此时两管的回弹量相同:

$$\Delta u = \Delta U \quad (17)$$

整理后得:

$$P_{cu} = \left[1 - \frac{2r_o}{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i)} \right] P_{imax} - P_{ly} + \frac{2r_o}{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i)} P_{iu} \quad (18)$$

式中: $A = \frac{k^2(1 - \mu_1) + (1 + \mu_1)}{E_1(k^2 - 1)}$; $B = \frac{K^2(1 + \mu_b) + (1 - \mu_b)}{E_b(K^2 - 1)}$ 。

当卸载完成即 $P_{iu} = 0$ 时, 可由式 (18) 得到层间接触压力, 即为管层间残余接触压力 P_{cr} :

$$P_{cr} = \left[1 - \frac{2r_o}{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i)} \right] P_{imax} - \sigma_{seql} \ln k \quad (19)$$

如果残余接触压力为 0, 则此时基管、衬管刚好贴合, 可以看作是最小的胀接内压力, 设为 P_{imin} , 由式 (19) 可以得到:

$$P_{imin} = \frac{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i)\sigma_{seql} \ln k}{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i) - 2r_o} \quad (20)$$

基于文中假设, 结合式 (14) 得到胀接内压力的选择区间为:

$$\frac{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i)\sigma_{seql} \ln k}{E_1(k^2 - 1)(Ar_o + BR_i) - 2r_o} < P_i \leq \frac{\sigma_{sb}(K^2 - 1)}{2K^2} + \sigma_{seql} \ln k \quad (21)$$

以内衬不锈钢复合管线钢为例, 衬管为不锈钢 316L, 基管为管线钢 X70, 两种管材规格分别为 $\Phi 148 \text{ mm} \times 3 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$ 和 $\Phi 200 \text{ mm} \times 24 \text{ mm} \times 1000 \text{ mm}$, 管层间初始间隙 $\delta = 2 \text{ mm}$ 。根据文献 [11], 计算衬管当量屈服强度为:

$$\sigma_{seql} = 367.85 \text{ MPa} \quad (22)$$

基管在胀接成形过程中不会发生塑性变形, 材料参考文献 [8] 可得, 整理衬管与基管的材料参数如表 1 所示。

表 1 基管、衬管的材料性能参数

Table 1 Material property parameters of base tube and liner tube

参数	密度 ρ / ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量 E/GPa	屈服强度 R_{eL}/MPa	抗拉强度 R_m/MPa	泊松比 μ
衬管(316L 钢)	7980	195	297.918	639.276	0.26
基管(X70 钢)	7800	207	532.2	626.8	0.3

根据式 (21) 得到胀接内压力 P_i 的范围为:

$$91.2057 \text{ MPa} < P_i \leq 127.6242 \text{ MPa} \quad (23)$$

根据式 (19) 得残余接触压力与胀接内压力的关系为:

$$P_{cr} = 0.1669P_i - 15.2236 \quad (24)$$

由于考虑了材料的应变强化, 引入了当量屈服强度代替实际屈服强度, 而当量屈服强度大于实际

屈服强度，所以，如果没有考虑应变强化，则最大胀接内压力的范围会减小。

2 液压胀接成形数值模拟与实验验证

2.1 数值模拟模型的建立及边界条件设定

应用 ABAQUS 对双金属复合管液压胀接成形过程进行数值模拟，以内衬不锈钢复合管线钢为研究对象，建立轴对称模型，如图 6 所示。

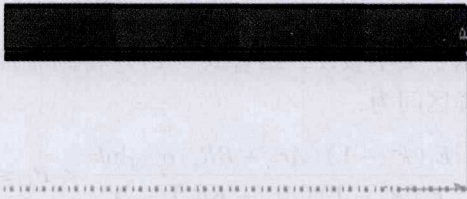


图 6 数值模拟模型

Fig. 6 Numerical simulation model

设置基管和衬管相互接触，接触方式为法向硬接触；切向 Coulomb 摩擦模型，摩擦系数为 0.35。衬管和基管在径向自由膨胀，在轴向有收缩。由双金属复合管液压胀接成形过程可知，载荷的施加应分 3 个阶段：第 1 阶段胀接内压力由 0 逐渐增大到 $P_{i\max}$ ；第 2 阶段保持这个压力；第 3 阶段为卸载阶段，胀接内压力由 $P_{i\max}$ 逐渐卸载到 0。加载采用 Smooth Step 幅值曲线，如图 7 所示。

2.2 胀接内压力与接触压力的分析

由式 (20) 得，当 $P_i = 91.2057 \text{ MPa}$ ，完全卸

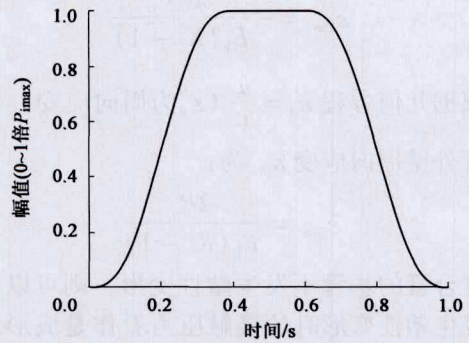


图 7 Smooth Step 幅值曲线

Fig. 7 Curve of Smooth Step amplitude

载后衬管与基管之间距离为 0.01 mm，可以近似地认为两层管已经接触，此时管层间残余接触压力 $P_{cr} = 0 \text{ MPa}$ ，此胀接内压力即为复合管胀接成形最小内压力，完全卸载后复合管接触压力云图如图 8a 所示。

当胀接内压力 $P_i = 127.6242 \text{ MPa}$ 时，管道接触压力如图 8b 所示，画出接触界面残余接触压力曲线，并与理论解进行对比，如图 9 所示，其中，残余接触压力平均值为 4.7135 MPa，理论解为 6.0787 MPa，有限元计算得到的残余接触压力小于理论解。产生误差的原因为：理论求解时假设管件为理想圆管，当衬管与基管接触时，管件同时接触或同时分离，而有限元模型中由于网格节点变形不完全一致，衬管与基管在液压胀接过程中不可能出现同时接触或同时分离的情况，从接触压力云图（图 8）中可见，完成液压胀接成形后，管层间有的部分有接触压力，有的部分没有接触压力。

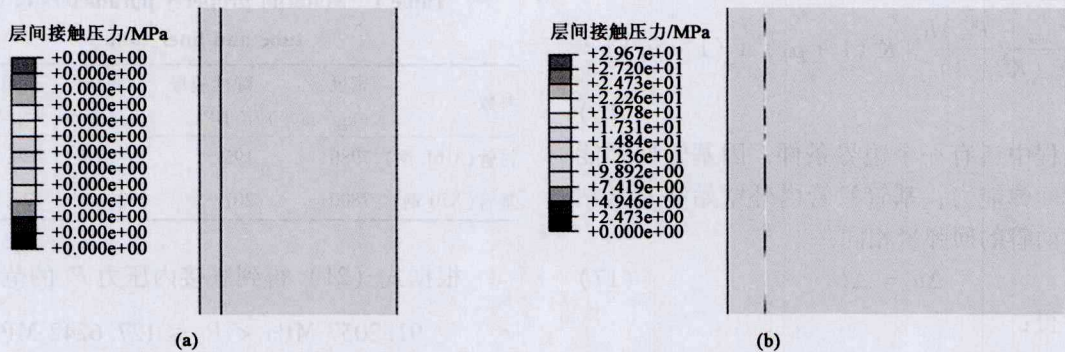


图 8 接触压力云图

(a) $P_i = 91.2057 \text{ MPa}$ (b) $P_i = 127.6242 \text{ MPa}$

Fig. 8 Nephogram of contact pressure

根据式 (9)，第 1 阶段即加载阶段时，胀接内压力和接触压力的关系为：

$$P_c = P_i - 15.2236 \quad (25)$$

根据式 (18)，第 3 阶段即卸载阶段，胀接内

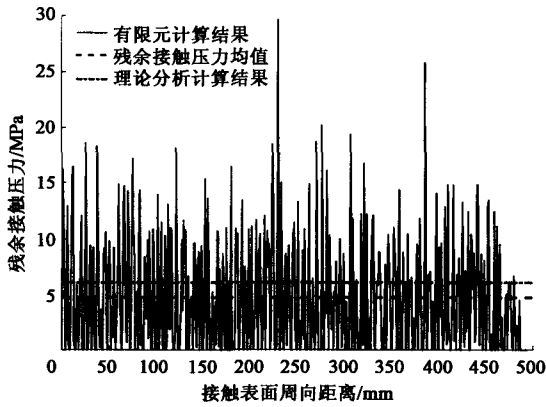


图 9 $P_i = 127.6242$ MPa 时的有限元验证

Fig. 9 FEM verification when $P_i = 127.6242$ MPa

压力和接触压力关系为:

$$P_c = 0.1669P_{i_{max}} + 0.8331P_{iu} - 15.2236 \quad (26)$$

有限元模拟中, 胀接内压力设定为最大值 $P_{i_{max}} = 120$ MPa, 胀接成形过程中接触压力与胀接内压力的关系曲线如图 10 所示。从图 10 中可以看出, 文中推导的解析解与数值解基本吻合, 从而验证了解析解的正确性。

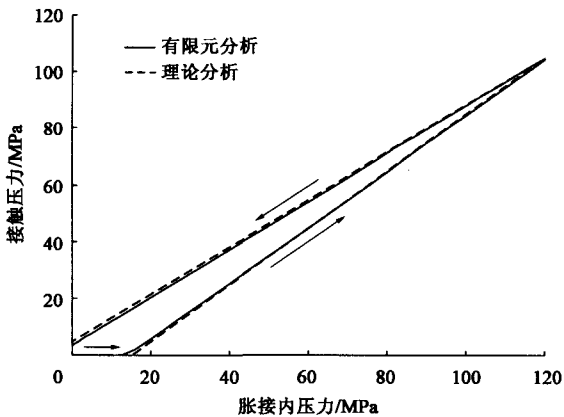


图 10 $P_{i_{max}} = 120$ MPa 时的有限元验证

Fig. 10 FEM verification when $P_{i_{max}} = 120$ MPa

2.3 胀接成形实验数据对于理论计算及数值模拟的比较

双金属复合管实验过程从基管、衬管套装到记录基管外壁变形数据的过程和注意事项如下:

(1) 为了减小基管、衬管摩擦力对实验结果的影响, 对基管内壁和衬管外壁做喷砂处理, 套装基管和衬管, 并对套装好的管道两端面平整;

(2) 内外壁之间存在初始间隙, 在基管外壁两端处钻直径大约为 $\Phi 3$ mm 的小孔, 作为基管、衬管变形时的排气孔;

(3) 胀接内压力实验数值较大, 实验装置良好

的密封性对实验结果有重要影响^[12-13], 设计堵头封闭复合管两端, 在堵头上钻进水口、出水口后, 与复合管两端进行焊接, 并设计套紧装置, 套在复合管道两端, 防止胀形过程中堵头与复合管焊接缺陷扩大, 影响实验效果;

(4) 在基管外壁不同轴向和周向距离处贴应变片, 贴应变片处保证表面清洁和光滑, 连接传感器和测试系统, 为记录数据做准备;

(5) 进水口连接高压进水装置, 出水口连接传感器, 实验中胀接内压力的最大值为 120 MPa, 达到此值后卸载压力, 记录基管外壁轴向应变和周向应变。

由式 (9) 和式 (11) 得基管外壁轴向应变 ϵ_{zbo} 为:

$$\epsilon_{zbo} = -\frac{2\mu_b(P_i - \sigma_{seq1} \ln k)}{E_b(K^2 - 1)} \quad (27)$$

由基管外壁轴向应变关于胀接内压力的关系曲线 (图 11) 看出, 结果吻合度良好, 但是由于理论分析时忽略了管层间摩擦力的影响, 最大相对误差为 6.16%, 而胀接完成后, 数值解与理论解非常接近。

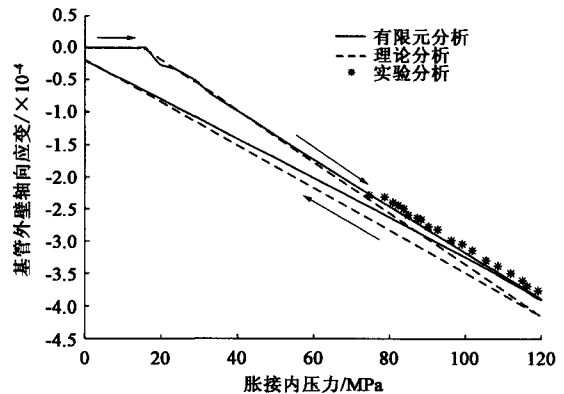


图 11 基管外壁轴向应变对比

Fig. 11 Contrast of axial strain at outer surface of base tube

由式 (9) 和式 (12) 得基管外壁周向应变为:

$$\epsilon_{\theta bo} = \frac{2(P_i - \sigma_{seq1} \ln k)}{E_b(K^2 - 1)} \quad (28)$$

绘制基管外壁周向应变随胀接内压力的变化曲线, 如图 12 所示。从图 12 中可以看出, 理论计算结果、数值计算结果和实验结果基本吻合。

3 结论

(1) 经数值模拟和实验验证, 在衬管弹塑性变

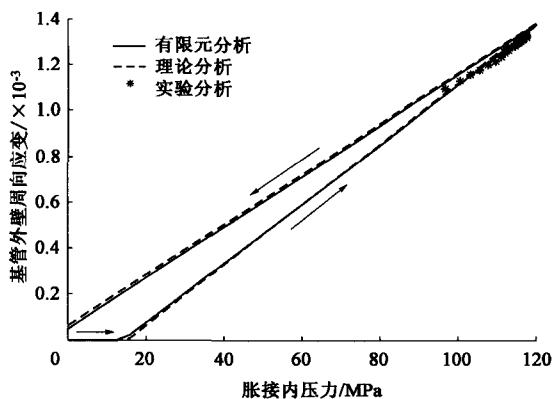


图 12 基管外壁周向应变对比

Fig. 12 Contrast of circumferential strain at outer surface of base tube

形阶段, 引入当量屈服强度可以有效将材料应变强化的因素考虑进去, 如果没有考虑应变强化, 由于材料实际屈服强度小于当量屈服强度, 则最大压力的范围会缩短。

(2) 通过对复合管胀接过程的理论解析, 已知基管、衬管的外形尺寸和材料参数可以推导得到胀接内压力的选择范围和不同胀接内压力对应的残余接触压力。在生产实践中, 根据不同工况和需求, 可以对胀接内压力进行合理的选择, 并可以为后续胀接成形工艺提供依据。

参考文献:

- [1] 赵卫民. 金属复合管生产技术综述 [J]. 焊管, 2003, 26 (3): 10-14.
Zhao W M. Production techniques of metal composite pipe [J]. Welded Pipe and Tube, 2003, 26 (3): 10-14.
- [2] 凌星中. 内复合双金属管制造技术 [J]. 焊管, 2001, 24 (2): 43-46.
Ling X Z. Manufacturing technology of inner compound metal pipe [J]. Welded Pipe and Tube, 2001, 24 (2): 43-46.
- [3] 晁利宁, 鲜林云, 余晗, 等. 双金属复合管液压成型的有限元模拟及残余接触压力计算 [J]. 焊管, 2016, 39 (7): 1-6.
Chao L N, Xian L Y, Yu H, et al. Finite element simulation and residual contact pressure calculation for bimetal composite pipe hydraulic forming [J]. Welded Pipe and Tube, 2016, 39 (7): 1-6.
- [4] 陈光, 张继革. 液压胀管中胀接残余接触压力的理论计算方法及分析 [J]. 电站辅机, 2010, 31 (3): 6-10.
Chen G, Zhang J G. Theoretical calculation method and analysis on residual kiss pressure during hydraulic tube expansion [J]. Power Station Auxiliary Equipment, 2010, 31 (3): 6-10.
- [5] 姚兴安, 王海峰. 热交换器胀焊接头胀接残余接触压力模拟计算 [J]. 石油化工设备, 2017, 46 (1): 12-19.
Yao X A, Wang H F. Study on residual contact stress for titanium-

made heat-exchanger joint made by expansion and welding [J].

Petro-chemical Equipment, 2017, 46 (1): 12-19.

- [6] 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 L F, Guo C. Stress strain relationship of tubular metal in hydraulic bulging test [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2006, 40 (3): 332-336.
- [7] 于强, 杨连发, 巢鹏飞, 等. 薄壁管液压胀形过程的数值模拟 [J]. 模具工业, 2005, 31 (11): 3-6.
Yu Q, Yang L F, Chao P F, et al. Numerical simulation of hydraulic bulging process of thin-walled tube [J]. Die & Mould Industry, 2005, 31 (11): 3-6.
- [8] 李明亮. 多层复合管液压胀接原理与工艺研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
Li M L. Study of Principle and Process on Multi-layer Clad Pipe Formed by Hydraulic Expansion [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.
- [9] Wang X, Li P, Wang R. Study on hydro-forming technology of manufacturing bimetallic CRA-lined pipe [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2005, 45 (4-5): 373-378.
- [10] Updike D P, Kalnins A, Caldwell S M. Residual stresses in tube-tubesheet joints with grooves [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1992, 114 (2): 249-251.
- [11] 刘富君. 双层压力管道及其在线安全监控技术研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2005.
Liu F J. Study on Double-layered Pressure Pipe and Its Online Safety Monitor [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2005.
- [12] 李坤, 杨连发, 魏军, 等. 新型管材冲击液压成形装置的设计 [J]. 锻压技术, 2017, 42 (6): 77-81.
Li K, Yang L F, Wei J, et al. Design on a new type of tube impact hydroforming equipment [J]. Forging & Stamping Technology, 2017, 42 (6): 77-81.
- [13] 陈大勇, 徐勇, 张士宏, 等. 圆角结构对新型金属桥塞密封件液压成形性能的影响 [J]. 锻压技术, 2017, 42 (3): 123-129.
Chen D Y, Xu Y, Zhang S H, et al. Influence of fillet structure on the hydroformability of new metal bridge plug seal [J]. Forging & Stamping Technology, 2017, 42 (3): 123-129.

《锻压技术》郑重声明

为充分尊重作者权益, 坚决抵制学术不端行为, 积极引导优良学风, 努力为学术创新营造良好氛围, 本刊郑重声明: 对一稿多投, 重复发表, 存在署名有争议, 引用他人著述未注明出处, 抄袭、剽窃、弄虚作假, 或以上情况的变相形式等学术不端行为的文章, 坚决拒绝刊登。一经发现, 立即撤稿, 并由本刊视情节轻重给予书面警告、拒绝刊登有其署名的稿件、通知其所在单位等处理。轻者给予3~5年不允许刊发其论文的处罚, 情节严重者, 将以适当方式予以公布, 该作者的论文永久不得刊用。

《锻压技术》编辑部