

引文格式: 史君林, 练章华, 谷天平, 等. 双金属复合管液压成形力学模型与数值模拟研究 [J]. 塑性工程学报, 2022, 29 (5): 161-169.
SHI Junlin, LIAN Zhanghua, GU Tianping, et al. Mechanical model and numerical simulation study on hydroforming of bimetal composite pipe [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (5): 161-169.

双金属复合管液压成形力学模型与数值模拟研究

史君林^{1,2}, 练章华¹, 谷天平¹, 成旭堂¹, 张颖², 陈俊文³

(1. 西南石油大学 油气藏地质及开发工程国家重点实验室, 四川 成都 610500;

2. 四川轻化工大学 机械工程学院, 四川 宜宾 644000;

3. 中国石油工程建设有限公司西南分公司, 四川 成都 610041)

摘要: 从复合管液压成形力学模型、边界条件约束和弹塑性分析的角度, 讨论了塑性成形过程力学计算模型的差异, 分析了双金属复合管液压成形过程应力、应变以及残余应力的非线性分布规律, 提供了准确的有限元分析模型以及胀接区间确定方法, 探究了基管和衬管间初始间隙对结果的影响。结果表明: 双金属复合管成形过程是一个复杂的非线性过程, 传统的模型对残余接触应力的计算存在误差; 建立了考虑变形协调和轴向等效应力的液压胀接过程模型, 利用应力变化曲线关系准确地确定了胀接应力区间; 胀接完成后基管和衬管最大应力点为衬管外壁; 制管时应减小复合管初始间隙。

关键词: 双金属复合管; 液压成形; 材料非线性; 胀接压力; 有限元方法

中图分类号: TQ051; TE973.4 **文献标识码:** A **文章编号:** 1007-2012 (2022) 05-0161-09

doi: 10.3969/j.issn.1007-2012.2022.05.020

Mechanical model and numerical simulation study on hydroforming of bimetal composite pipe

SHI Jun-lin^{1,2}, LIAN Zhang-hua¹, GU Tian-ping¹, CHENG Xu-tang¹, ZHANG Ying², CHEN Jun-wen³

(1. State Key Laboratory of Oil & Gas Reservoir Geology and Exploitation, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China;

2. School of Mechanical Engineering, Sichuan University of Science & Engineering, Yibin 644000, China;

3. China Petroleum Engineering & Construction Corporation Southwest Company, Chengdu 610041, China)

Abstract: The differences of mechanical calculation models in plastic forming process were discussed from the perspectives of mechanical models, boundary condition constraint and elastic-plastic analysis of hydroforming of composite pipe. The nonlinear distribution laws of stress, strain and residual stress of hydroforming process of bimetal composite pipe were analyzed. The accurate finite element analysis model and the determination method of expansion range were provided. The influence of the initial gap between base pipe and liner pipe on the results was explored. The results show that the forming process of bimetal composite pipe is a complex nonlinear process, and the traditional model has errors in calculation of residual contact stress. The hydraulic bulging process model was established considering deformation coordination and axial equivalent stress, the expansion pressure range was determined accurately using the relationship of stress change curves. The maximum stress point of the base pipe and liner pipe after expansion is the outer wall of the liner pipe. The initial gap of composite pipe should be reduced during pipe making.

Key words: bimetal composite pipe; hydroforming; material nonlinearity; expansion pressure; finite element method

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目 (51974271); 国家自然科学基金联合基金资助项目 (U19A209); 四川省重点研发计划项目 (2020YFSY0038); 中石油 CPECC 资助项目 (CPECC2019KJ13)

通信作者: 练章华, 男, 1964 年生, 博士, 教授, 主要从事 CAD/CAE/CFD、套管损坏机理、管柱力学及射孔完井研究, E-mail: cwtzlh@swpu.edu.cn

第一作者: 史君林, 男, 1992 年生, 博士研究生, 主要从事油气井工程 CAD、管柱力学研究, E-mail: jlshi92@foxmail.com

收稿日期: 2021-12-12; **修订日期:** 2022-02-05

引言

高腐蚀性介质的集输问题一直是困扰管道安全运行的难题,双金属复合管兼具基管的承压特性和衬管的耐腐蚀性能,在石化、核电、轻工和机械工程等行业具有广阔的应用前景^[1]。

双金属复合管根据界面结合方式可划分为机械式复合管和冶金复合管。机械式复合管常通过液压复合工艺成形,而液压成形参数的优化一直是复合管液压成形力学研究的重点,研究人员使用弹塑性力学理论、有限元方法和实验方法得出很多经典的成果。

文献 [2]~文献 [9] 对双层管液压胀合进行了研究,对双层管液压胀形进行了简化并进行了力学推导,得到数值解析计算公式。文献 [10]~文献 [19] 通过实验和有限元方法对双金属复合管成形进行了分析。上述研究极大地推动了双金属复合管液压成形理论的发展。然而,在现场应用中,由于其结构的特殊性,出现了不同程度的衬管屈曲失效和基衬脱落等失效问题,造成了巨大的经济损失和严重的环境污染。由于双金属复合管的力学研究是一个高度非线性的问题,目前仍缺乏对整个塑性成形过程的系统分析,特别是基管和衬管在加压、稳压以及卸压时管体应力分布与结合强度变化规律不明确,对后续复合管服役过程的影响存在很多亟待解决的问题。

本文对比分析了复合管液压成形过程中不同力学计算模型的差异,从弹塑性力学角度结合非线性有限元分析手段对液压胀接过程进行了分析,为进一步完善制造工艺以及维护运行提供了理论依据。

1 胀接过程模型对比

1.1 液压胀接理论分析

在进行复合管胀接力学参数计算时,传统理论计算公式基于平面应力模型,假设衬管为理想弹塑性材料,基于 Tresca 屈服准则,考虑部分加载和卸载阶段衬管和基管的协调变形关系,推导出残余接触应力和胀接应力计算公式^[6]。

残余接触应力 P_{cr} 为:

$$P_{cr} = \left[1 - \frac{2r_{lo}}{E_1(k_1^2 - 1)(Ar_{lo} + Br_{bi})} \right] p_i - \sigma_{seq1} \ln k_1 \quad (1)$$

胀接应力 p_i 的区间为:

$$\frac{E_1(k_1^2 - 1)(Ar_{lo} + Br_{bi})\sigma_{seq1} \ln k_1}{E_1(k_1^2 - 1)(Ar_{lo} + Br_{bi}) - 2r_{lo}} < p_i \leq \frac{R_{eLb}(k_b^2 - 1)}{2k_b^2} + \sigma_{seq1} \ln k_1 \quad (2)$$

$$\text{式中: } A = \frac{k_1^2(1-\mu_1)+(1+\mu_1)}{E_1(k_1^2-1)}, B = \frac{k_b^2(1+\mu_b)+(1-\mu_b)}{E_b(k_b^2-1)};$$

σ_{seq1} 为衬管当量屈服强度 (MPa); R_{eLb} 为基管屈服强度 (MPa); k_1 为衬管外内径之比, $k_1 = r_{lo}/r_{li}$; k_b 为基管外内径之比, $k_b = r_{bo}/r_{bi}$; r_{bo} 基管的外径 (mm); r_{bi} 基管的内径 (mm); r_{lo} 衬管的外径 (mm); r_{li} 衬管的内径 (mm); μ_1 为衬管泊松比; μ_b 为基管泊松比; E_1 衬管弹性模量 (MPa); E_b 为基管弹性模量 (MPa)。

由式 (1) 和式 (2) 的解析数学模型可以指导复合管的成形压力控制,但从文献 [7] 中公式的详细推导过程可以看出解析方法与实际过程存在一定差异,具体如下:

(1) 解析数学模型采用了平面应力模型,基于 Tresca 屈服准则,计算时忽略了轴向应力的影响以及基管、衬管之间的变形协调;

(2) 材料模型采用衬管材料当量屈服强度 σ_{seq1} 来代替不同间隙下衬管材料真实的塑性硬化强度;而真实情况是衬管进入塑性屈服,加载和卸载都是弹塑性变形非线性过程。

在进行双金属复合管有限元数值分析时,应建立符合实际的模型,充分考虑材料变形非线性过程和基管、衬管之间的变形协调关系。

1.2 受内压圆筒计算模型对比分析

在复合管的胀接成形过程中,从力学分析角度,可以把复合管的胀接成形问题转化为两阶段的受内压圆筒力学分析问题:第 1 阶段为仅衬管承压;第 2 阶段为衬管和基管共同承压。

受内压圆筒力学有限元及理论分析模型有:1/4 平面模型、轴对称模型和三维模型,针对具体的模型与加载方式,又可以细分为如下 8 类,依次为模型 1~模型 8:

(1) 平面应力模型:1/4 平面圆环,内表面受内压,边界对称约束;

(2) 平面应变模型:1/4 平面圆环,内表面受内压,边界对称约束;

(3) 轴对称模型:矩形截面,内表面受内压,两端固定轴向方向约束;

(4) 轴对称模型:矩形截面,内表面受内压,一端自由,另一端对称约束;

(5) 轴对称模型:矩形截面,内表面受内压,

一端固定轴线约束，另一端施加内压产生等效应力；

(6) 三维模型：1/4 圆筒，内表面受内压，边界对称约束，轴线方向两端固定轴向约束；

(7) 三维模型：1/4 圆筒，内表面受内压，边界对称约束，轴线方向一端自由，另一端对称约束；

(8) 三维模型：1/4 圆筒，内表面受内压，边界对称约束，轴线方向一端固定轴线，另一端施加内压产生等效压力。

针对以上 8 类模型，采用弹塑性力学理论^[20]，根据平衡方程、几何方程、应变协调方程和物理方程 (Hooke 定律)，求解得到不同的应力结果，按不同的假设条件可分为以下 3 类：

(1) 平面应力：只有在平面内有应力，垂直方向的应力忽略，即 $\sigma_z = 0$ MPa，对应的模型类别是模型 1、模型 3 和模型 6；

(2) 平面应变：只在平面内有应变，垂直方向的应变忽略，即 $\varepsilon_z = 0$ ，对应的模型类别是模型 2、

模型 4 和模型 7；

(3) 厚壁圆筒弹性解：即 Lamé 公式，考虑了轴向的应力应变，对应的模型类别是模型 5 和模型 8。

内压圆筒的三向应力大小顺序为：周向应力 σ_θ (σ_1) > 轴向应力 σ_z (σ_2) > 径向应力 σ_r (σ_3)，根据基本的力学理论可以计算应力强度，工程常用的第三应力强度 (Tresca) $\sigma_{\text{eqv}3}$ 以及第四应力强度 (Von Mises) $\sigma_{\text{eqv}4}$ ，对应的表达式分别为：

$$\sigma_{\text{eqv}3} = \sigma_1 - \sigma_3 \tag{3}$$

$$\sigma_{\text{eqv}4} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \tag{4}$$

通过对理论公式进行整理，得到受胀接应力 p_i 的圆筒在任意半径 r 处的应力计算公式，结果如表 1 所示。表 1 中 E 为弹性模量， μ 为泊松比， ε_r 、 ε_θ 、 ε_z 分别为径向、周向、轴向应变， R_i 为圆筒内径， R_o 为圆筒外径， K 为圆筒内外径之比， $K = R_o/R_i$ 。

表 1 不同模型的理论计算公式

Tab. 1 Theoretical calculation formulas of different models

变量	平面应力公式	平面应变公式	Lamé 公式
周向应力 σ_θ	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 + \frac{R_o^2}{r^2}\right)$	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 + \frac{R_o^2}{r^2}\right)$	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 + \frac{R_o^2}{r^2}\right)$
轴向应力 σ_z	0	$\frac{2\mu p_i}{K^2-1}$	$\frac{p_i}{K^2-1}$
径向应力 σ_r	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 - \frac{R_o^2}{r^2}\right)$	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 - \frac{R_o^2}{r^2}\right)$	$\frac{p_i}{K^2-1} \left(1 - \frac{R_o^2}{r^2}\right)$
周向应变 ε_r	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - \mu - \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - \mu - 2\mu^2 - \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - 2\mu - \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$
径向应变 ε_θ	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - \mu + \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - \mu - 2\mu^2 + \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} \left[1 - 2\mu + \frac{R_o^2}{r^2}(1+\mu)\right]$
轴向应变 ε_z	$\frac{-2\mu p_i}{E(K^2-1)}$	0	$\frac{p_i}{E(K^2-1)} - \frac{2\mu p_i}{E(K^2-1)}$
第三应力强度 $\sigma_{\text{eqv}3}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{4 \frac{R_o^4}{r^4}} \text{ (Equ1)}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{4 \frac{R_o^4}{r^4}} \text{ (Equ1)}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{4 \frac{R_o^4}{r^4}} \text{ (Equ1)}$
第四应力强度 $\sigma_{\text{eqv}4}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{3 \frac{R_o^4}{r^4}} \text{ (Equ2)}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{3 \frac{R_o^4}{r^4} + 1 - 2\mu^2} \text{ (Equ3)}$	$\frac{p_i}{K^2-1} \sqrt{3 \frac{R_o^4}{r^4} + 1} \text{ (Equ4)}$

从表 1 可以看出，第三应力强度 (Tresca) 计算公式 (简记为 Equ1)，由于轴向应力 σ_z 没有参与计算，所有结果一致，但轴向应力和轴向应变不同。

第四应力强度 (Von Mises) 的平面应力公式、平面应变公式和 Lamé 公式 (分别简记为 Equ2、Equ3 和 Equ4)，对 3 种模型计算的应力强度进行对比，在外壁 $r = R_o$ 处，计算的应力强度比值为 $\sigma_{\text{eqv}4}$

(Equ2) : $\sigma_{\text{eqv}4}$ (Equ3) : $\sigma_{\text{eqv}4}$ (Equ4) = $\sqrt{3}$: $\sqrt{3.82}$: $\sqrt{4}$ 。同理在内壁 $r = R_i$ 处，计算的应力强度比值为 $\sigma_{\text{eqv}4}$ (Equ2) : $\sigma_{\text{eqv}4}$ (Equ3) : $\sigma_{\text{eqv}4}$ (Equ4) = $\sqrt{3K^4}$: $\sqrt{3K^4+0.82}$: $\sqrt{3K^4+1}$ ，结果之间的差异和外内径比值有关。从 Equ1 ~ Equ4 也可以看出，内外径比值 (K 值) 对不同模型的敏感性大。为进一步研究不

同模型的计算差异,以考虑轴向应力的 Lamé 公式 (Equ4) 作为基准,对不同半径 r 处的应力进行对比,结果如图 1 所示。

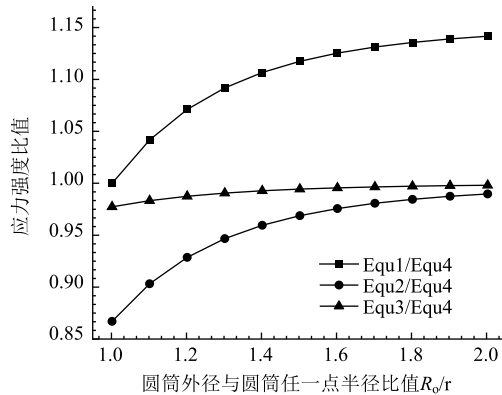


图 1 不同模型的应力强度比值与 R_o/r 的关系
Fig. 1 Relationship between stress ratio and R_o/r of different models

从图 1 可以看出, Equ1 的计算结果值最大,最为保守,且计算结果随 R_o/r 的增加逐渐增大,但增速逐渐减缓,最终趋于稳定。当 $K=2$ 时,与 Equ4 的比值高达 1.143,两者的相对误差达 14.3%。

Equ2 的计算结果较小,即平面应力模型或轴对称模型两端无约束的模型计算结果较小,且壁厚越薄,误差越大。

Equ3 的计算结果最接近 Equ4,即平面应变模型或轴对称模型两端固定轴向方向约束的计算结果误差不大,在工程误差范围内(小于 5%)。

虽然在工程上允许存在一定误差,计算的基管和衬管的应力可以忽略,但是基管和衬管之间的残余接触应力在数值上本身就很小,绝对误差小,而接触压力的相对误差则可能很大。因此,模型计算应力存在的 5%~10% 的相对误差可能是由于计算模型本身导致的,在分析过程中应避免模型产生的误差。

综上所述,为了提高计算效率,在满足计算精度要求的前提下,建议采用施加内压产生轴向等效应力的轴对称模型(模型 5)进行内压圆筒的分析计算。

1.3 受内压圆筒加载-卸载全过程弹塑性分析

在双金属复合管液压胀接过程中,衬管在内压作用下发生了大塑性变形,属于加载卸载过程的弹塑性非线性过程。

在 ANSYS 软件中,按第 5 类模型建立受压圆筒的有限元模型进行弹塑性非线性分析,材料为双线性模型,其屈服应力为 200 MPa,弹性模量为 200 GPa,

切线弹性模量为 2000 MPa,泊松比为 0.3。

受内压筒体在加载-保载-卸载-再加载的加载路径下应力变化如图 2 所示,整个过程是一个完全非线性过程。从图中可以看出,在加载过程中,内壁处应力先线性增加达到屈服值,如图中 a 点所示,存在一个平台,整个壁厚达到屈服后,应力继续增加;而在卸载和再加载过程中,内壁处应力先减小后增加;在再加载阶段,如图中 θ 点,应力最大点出现在外壁,内壁处应力值小于外壁。

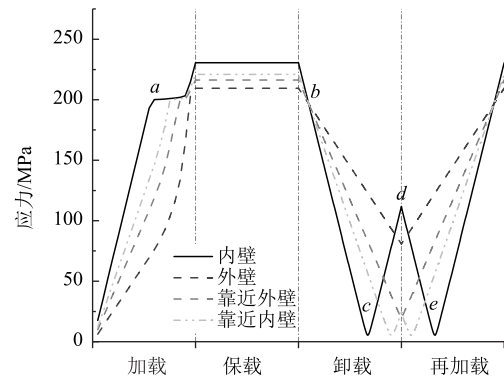


图 2 衬管壁厚方向不同位置的应力

Fig. 2 Stress at different positions of liner pipe in wall thickness directions

由于应力在厚度方向的分布是非线性的,因此要格外关注厚度方向的应力分布,即厚度方向网格数量要足够,应至少为 3~5 个,同时选择加载和卸载过程中合适的分析步长,避免线性加载过大,导致出现拐点,结果不连续,避免误差过大。

2 复合管胀接过程非线性有限元分析

2.1 有限元分析模型

本文采用的 X60-825 复合管规格为 323.8 mm×(10+3) mm,初始间隙为 1 mm,复合管道长度为 1000 mm。

根据前文分析,选择模型 5,采用 ANSYS 建立有限元模型,如图 3 所示,使用二维轴对称 8 节点平面单元 Plane183,基管与衬管之间采用接触单元 Targe169-Conta172 并建立接触对。衬管厚度方向划分 6 个网格,基管厚度方向划分 8 个网格,整个模型共 8430 个单元。

2.2 材料属性

材料取自国内某公司提供的 X60 碳钢管和 Incoloy825 镍基合金管,按国家标准 GB/T 228.1—2010^[22] 在 TS 试验机上进行拉伸试验,获得真实应力-应变数据,X60 碳钢的屈服应力为 413.79 MPa,

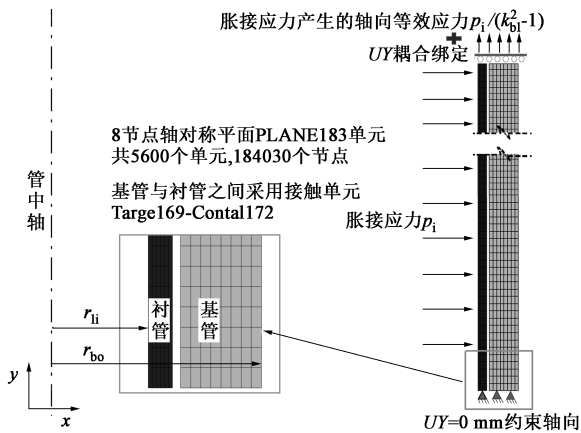


图 3 胀接过程有限元力学模型

Fig. 3 Finite element mechanical model of expansion process

弹性模量为 207 GPa，泊松比为 0.3。Incoloy 825 镍基合金屈服应力为 275 MPa，弹性模量为 195 GPa，切线弹性模量为 1750 MPa，泊松比为 0.26。本构模型采用 ANSYS 软件中双线性随动强化材料模型。

2.3 边界条件

在液压成形过程中，基管和衬管之间是封焊在一起且焊有堵头封堵，在内压作用下轴线方向承受拉力，且协调变形。因此设定轴向上应力沿厚度方向均匀分布，计算式为：

$$p_{eq} = p_i \pi r_{ii} / (\pi r_{bo} - \pi r_{ii}) = p_i / (k_{bi}^2 - 1) \quad (5)$$

式中： p_{eq} 为胀接应力 p_i 引起的轴向等效应力； k_{bi} 为基管外径 r_{bo} 和衬管内径 r_{ii} 之比， $k_{bi} = r_{bo} / r_{ii}$ 。

边界条件为：一端约束轴向位移 $UY=0$ mm，另一端耦合基管和衬管的轴向位移 UY ，并施加轴向等效应力 $p_i / (k_{bi}^2 - 1)$ ，见图 3 所示。

2.4 载荷加载方式

加载路径对结果有一定影响，为此建立 3 个加载分析步，首先从零缓慢的线性加载到最大设计值，稳定该设计值一段时间后，再逐渐线性卸载到零。

在设置加载过程时，加载计算步长对计算结果有很大影响，因此需要控制加载的增量步长。若设置的增量步长不合理，加载和卸载过程中可能会出现较大误差。整个加载过程是非线性的，初始阶段不考虑基衬管之间的耦合作用，内壁处的应力 σ_i 与

胀接应力 p_i 在弹性阶段的关系为： $\sigma_i = \frac{\sqrt{3k_i^4 + 1}}{k_i^2 - 1} p_i$ ，

若每步计算的应力增量不大于 1 MPa，则每次加载的最大载荷增量 p_{incr} 需设置为： $p_{incr} = \frac{k_{bi}^2 - 1}{\sqrt{3k_i^4 + 1}}$ 。因此，对于衬管壁厚较薄的双金属复合管，为确保计

算精度，增量步应尽可能设置的小。

3 结果分析与讨论

3.1 基管和衬管变形协调

加载过程中复合管的轴向应变-胀接应力的关系如图 4 所示，图中对比了轴向上基管和衬管变形协调情况下的轴向应变 ε_z 和无变形协调没有耦合 UY 的情况下基管、衬管轴向应变 ε_{z-B} 、 ε_{z-L} 。

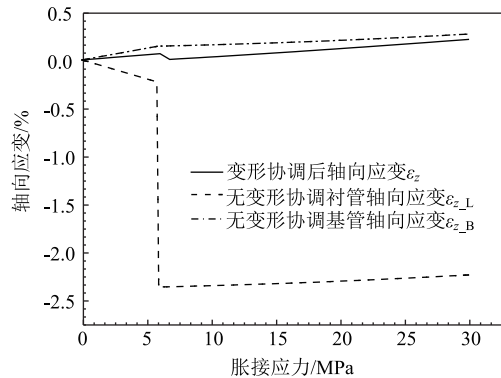


图 4 液压胀接过程中轴向应变变化曲线

Fig. 4 Variation curves of axial strain during hydraulic expansion process

从图 4 中可以看出，在等效轴向应力作用下，基管处于拉伸状态；而衬管在胀接应力作用下，由于体积不变定律，轴向缩短。二者在耦合的作用下最终协调变形，轴向应变较小，且为伸长状态与基管保持一致。

胀接过程中的应力变化如图 5 所示，在基管和衬管接触后，接触应力不断增加，由于变形协调，在基管和衬管未接触时基管上产生一定的应力，而在理论分析中这一部分是被忽略的。

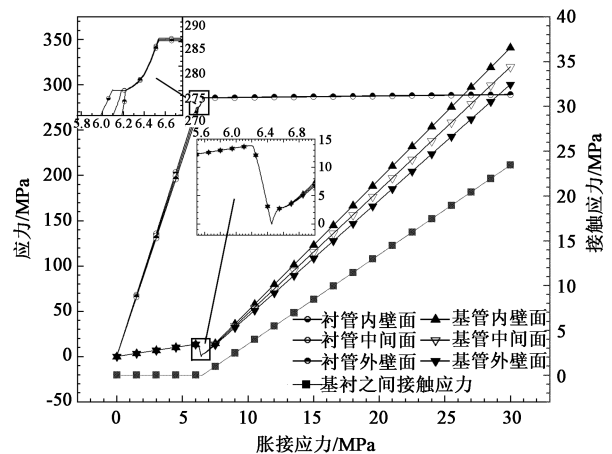


图 5 液压胀接过程中应力变化曲线

Fig. 5 Variation curves of stress during hydraulic expansion process

图 6 为卸载过程中应力变化，从图中可以看出衬管的应力变化与图 2 中卸载时壁应力变化基本一致，呈现先减小后增大的变化趋势。卸载时基管和衬管之间的接触应力不断减小，为确保有效地胀接卸载后的复合管存在残余应力，在卸载结束后，此时已经没有内压作用，但衬管外壁应力大于内壁应力，且大于基管应力，内壁不再是应力最大位置，这与衬管弯曲、鼓包和褶皱等失效存在一定的关系。

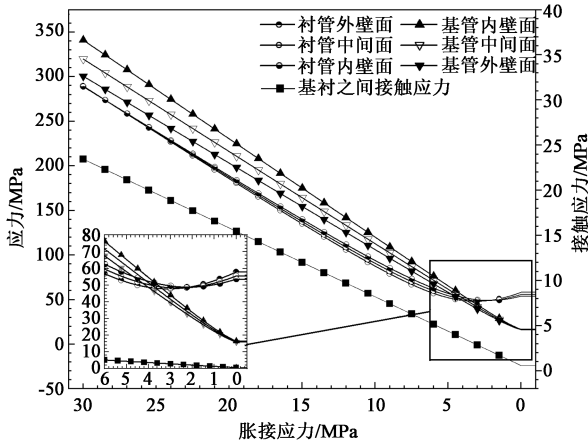


图 6 卸载过程中应力变化曲线

Fig. 6 Variation curves of stress during unloading process

因此在实际中如果应力控制不当，则可能发生衬管脱落或者塌陷失效，在后续的运行维护中，应注意加载和卸载的应力非线性分布规律。

3.2 胀接过程弹塑性应力应变分析

在液压胀接前，衬管和基管之间存在初始间隙，随着胀接应力不断升高，基管的变形呈现非线性，衬管内外壁先后屈服，产生塑性变形填充基管和衬管间隙，从图上看存在一个台阶状态。图 7 为液压胀接过程中应变变化曲线，从图 5 中可以看出，衬管整体进入屈服后产生大的塑性变形来贴合间隙，基管和衬管之间的间隙逐渐减小，直至两层管接触，此时还没有残余接触应力；随胀接应力的继续升高，衬管和基管同时发生变形，变形协调一致。卸载时，基管和衬管都有一定的弹性回复量，基管的弹性回复量大于衬管，使衬管和基管之间产生相互作用力，即残余接触应力。

图 8 为不同胀接应力下的基管内壁和衬管外壁应力-应变曲线，基管一直处在弹性形变范围内，加卸路径一致；而衬管则进入了塑性区域，产生了塑性变形，变形规律呈非线性，能准确分析出变形规律。

3.3 胀接区间确定

根据 API SPEC 5LD—2015^[23] 及 SY/T 6623—

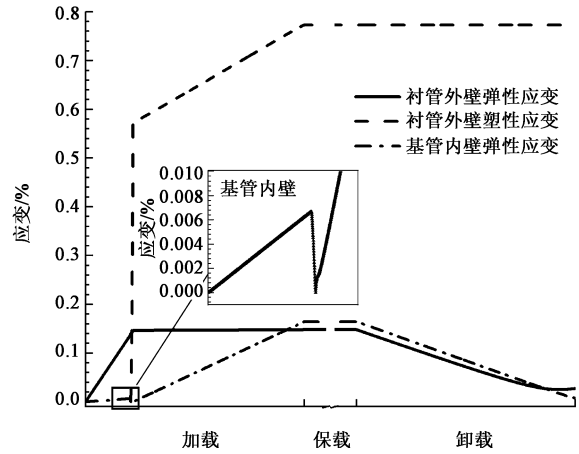


图 7 液压胀接过程中应变变化曲线

Fig. 7 Variation curves of strain during hydraulic expansion process

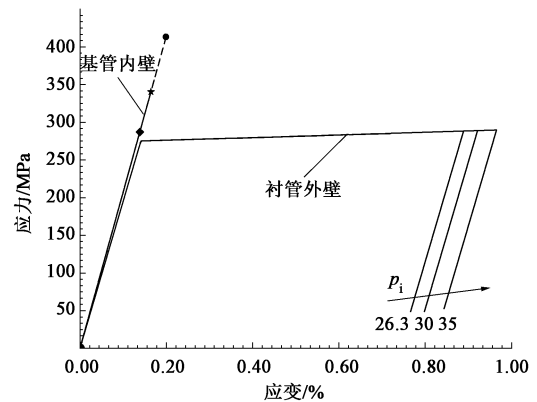


图 8 不同胀接应力下基管内壁和衬管外壁应力-应变曲线

Fig. 8 Stress-strain curves of inner wall of base pipe and outer wall of liner pipe with different expansion stresses

2012^[24] 标准的要求，紧密度应为 0.2 MPa，即残余接触应力应不小于 0.2 MPa，本文通过有限元可以计算出制管完成后的残余接触应力。

从图 5 和图 6 中也可看出胀接应力与接触应力呈非线性关系，图 9 为不同胀接应力下液压胀接过

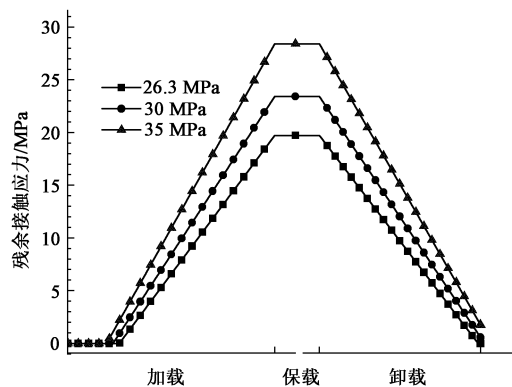


图 9 液压胀接过程中残余接触应力变化曲线

Fig. 9 Variation curves of residual contact stress during hydraulic expansion process

程中残余接触应力变化曲线，通过改变不同的胀接应力，得到准确卸载内压，最终基管和衬管的残余接触应力为 0.2 MPa，即最小胀接应力，但是需要计算的次数较多。

本文提出通过液压胀接过程中的应力变化曲线来确定胀接压力区间，即胀接应力-衬管外壁应力曲线与胀接应力-基管内壁应力曲线的交点为最小胀接应力，基管内壁的屈服应力对应的胀接压力则为最大胀接应力。

以往采用的图解法需计算衬管的当量屈服强度^[7]，当量屈服强度取值精度较差，对结果影响较

大，计算结果误差大，因此可采用本文的有限元计算方法，对不同批次的复合管材料进行力学参数模拟分析，准确获取胀接区间。

3.4 不同初始间隙分析

基管内壁与衬管外壁的应力与胀接应力关系曲线如图 10 所示，从图中可以看出，初始间隙越大，达到屈服后，衬管塑性变形越大，要达到相同的紧密度，胀接应力越大，间隙越大，则在相同的胀接应力下，紧密度越小，因此初始间隙的增大降低了复合管的紧密度，在装配时应尽量减小基管和衬管之间的初始间隙。

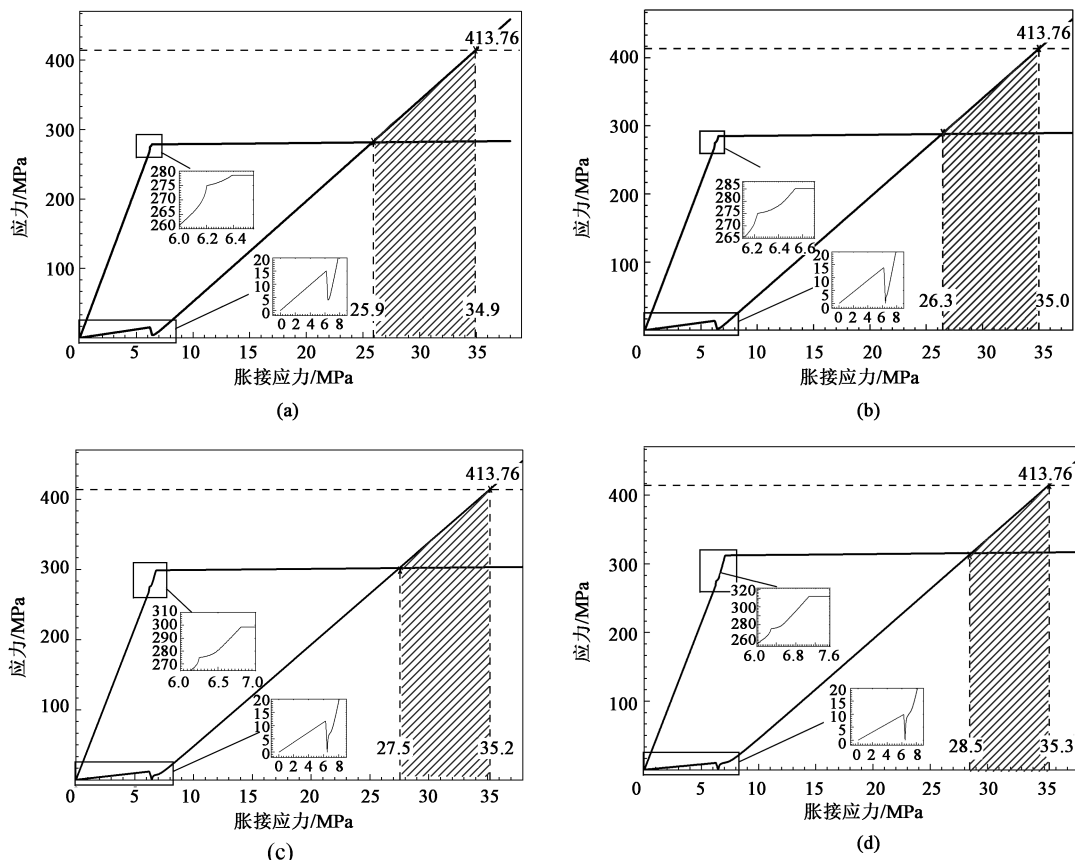


图 10 液压胀接过程中不同初始间隙下基管内壁与衬管外壁的应力-胀接应力关系曲线

(a) 初始间隙为 0.5 mm (b) 初始间隙为 1 mm (c) 初始间隙为 2 mm (d) 初始间隙为 3 mm

Fig. 10 Relationship curves of stress-expansion stress of inner wall of base pipe and outer wall of liner pipe with different initial clearances during hydroforming

(a) Initial gap of 0.5 mm (b) Initial gap of 1 mm (c) Initial gap of 2 mm (d) Initial gap of 3 mm

在实际中应尽量减小复合管初始间隙，但初始间隙并非均匀不变的，初始间隙受不平整度、弯曲度、表面粗糙度等影响，需要进行胀接参数测试和评价，及时调整制管参数以保证成形质量。

4 结论

(1) 对比分析了不同的计算模型，研究表明：

轴向载荷对内压厚壁圆筒的计算结果有较大影响，模型存在的 5%~10% 的相对误差是由于计算模型本身导致的，建议采用施加轴向等效应力的轴对称模型（本文的模型 5），壁厚方向网格数应至少为 3~5 个，加载计算步长对非线性结果有较大影响。

(2) 根据应力变化曲线确定液压胀接区间，胀接应力-衬管外壁应力曲线与胀接应力-基管内壁应

力曲线的交点为最小胀接应力, 基管内壁的屈服应力对应的胀接压力则为最大胀接压力。

(3) 复合管成形过程是一个复杂非线性过程, 在成形过程中, 衬管进入完全塑性状态, 由于变形协调, 基管在整个成形过程中存在应力。卸载过程中, 衬管应力呈现先减小后增大的趋势。应力最大值点从开始的衬管内壁转移到衬管外壁, 且如果压力控制不当, 则可能导致衬管屈曲失效, 因此在后续的运行和维护中应充分考虑基、衬管应力非线性特征。

(4) 考虑轴向等效应力 $p_i/(k_b^2-1)$, 耦合基管和衬管轴向位移 UY 的变形协调的双金属复合管液压胀接有限元模型, 可以较准确反映胀接过程非线性应力应变变化规律, 结果表明: 增大初始间隙会降低复合管的紧密度, 应尽量减小复合管初始间隙。

参考文献:

- [1] 杨专钊. 油气集输用双金属复合管 [M]. 北京: 石油工业出版社, 2018.
YANG Zhuanzhao. Bimetallic composite pipe for oil and gas gathering and transportation [M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2018.
- [2] UPDIKE D P, KALNINS A, CALDWELL S M. Residual stresses in tube-tube sheet joints with grooves [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1992, 114 (2): 249-251.
- [3] 吕建斌, 刘岩, 郭会光. 双层管复合成形的力学分析 [J]. 太原重型机械学院学报, 1995, 16 (2): 103-108.
LÜ Jianbin, LIU Yan, GUO HuiGuang. The mechanics analyses of compositily forming double-deck pipes [J]. Journal of Taiyuan Heavy Machinery Institute, 1995, 16 (2): 103-108.
- [4] 王学生, 王亚辉, 李培宁, 等. 液压胀复合管的应力应变分析 [J]. 郑州工业大学学报, 2001, 22 (1): 33-35.
WANG Xuesheng, WANG Yahui, LI Peining, et al. Analysis of stress and strain for clad pipe manufactured by hydraulic expansion [J]. Zhengzhou Journal of Zhengzhou University of Technology, 2001, 22 (1): 33-35.
- [5] 洪瑛, 王学生, 陈琴珠, 等. 液压胀管理论计算中材料模型的双线性简化 [J]. 机械设计与研究, 2018, 34 (1): 199-202.
HONG Ying, WANG Xuesheng, CHEN Qinzhu, et al. Bilinear simplification of material model in theoretical calculation of hydraulic expansion [J]. Machine Design and Research, 2018, 34 (1): 199-202.
- [6] LIU F J, ZHENG J Y, XU P, et al. Forming mechanism of double-layered tubes by internal hydraulic expansion [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2004, 81 (7): 625-633.
- [7] 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 Fujun. Research on double-layered pressure pipes and their on-line safety monitoring technology [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2005.
- [8] 刘富君, 郑津洋, 郭小联, 等. 双层管液压胀合的原理及力学分析 [J]. 机械强度, 2006, 28 (1): 99-103.
LIU Fujun, ZHENG Jinyang, GUO Xiaolian, et al. Principle and miechans analysis for bimietalle tube formed by hydraulic expansion [J]. Journal of Mechanical Strength, 2006, 28 (1): 99-103.
- [9] AKISANYA A R, KHAN F U, DEANS W F, et al. Cold hydraulic expansion of oil well tubulars [J]. International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2011, 88 (11-12): 465-472.
- [10] 杜青松, 曾德智, 杨斌, 等. 双金属复合管塑性成形有限元模拟 [J]. 天然气工业, 2008, 28 (9): 64-66.
DU Qingsong, ZENG Dezhi, YANG Bin, et al. Finite-element simulaton on plastic formng of bimetal composite pipe [J]. Natural Gas Industry, 2008, 28 (9): 64-66.
- [11] 曾德智, 杨斌, 孙永兴, 等. 双金属复合管液压成形有限元模拟与试验研究 [J]. 钻采工艺, 2010, 33 (6): 78-79.
ZENG Dezhi, YANG Bin, SUN Yongxing, et al. Finite element simulation and experimental study on hydro-forming of lined steel pipe [J]. Drilling & Production Technology, 2010, 33 (6): 78-79.
- [12] 孙显俊, 陶杰, 郭训忠, 等. Fe/Al 复合管液压胀形数值模拟及试验研究 [J]. 锻压技术, 2010, 35 (3): 66-70.
SUN Xianjun, TAO Jie, GUO Xunzhong, et al. FE simulation and practice of the hydro-bulging process for Fe/Al clad tube T-shape [J]. Forging & Stamping Technology, 2010, 35 (3): 66-70.
- [13] 裴中涛, 李剑敏, 闻步正, 等. 双金属复合管的弹塑性分析及有限元模拟 [J]. 化工机械, 2011, 38 (6): 749-752.
PEI Zhongtao, LI Jianmin, WEN Buzheng, et al. Elastoplasticity analysis and finite element simulation of thermometal composite tubes [J]. Chemical Engineering & Machinery, 2011, 38 (6): 749-752.
- [14] 谭丁森, 张建勋, 秦庆华. 带环形焊缝双金属复合管屈曲失效研究 [J]. 塑性工程学报, 2021, 28 (2): 154-161.
TAN Dingsen, ZHANG Jianxun, QIN Qinghua. Research on buckling failure of bi-material metal pipes with girth weld [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28 (2): 154-161.
- [15] 袁林, 刘浩伟, 余志兵. 双金属复合管液压成形 [J]. 塑性工程学报, 2022, 29 (1): 26-34.
YUAN Lin, LIU Haowei, YU Zhibing. Hydroforming of bimetallic composite pipes J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (1): 26-34.
- [16] GU T P, ZHANG Q, LIAN Z H, et al. Research and application of equivalent pipe model in stress analysis of lined pipe systems [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2021, 192.
- [17] 晁利宁, 鲜林云, 余晗, 等. 双金属复合管液压成形的有限元模拟及残余接触压力计算 [J]. 焊管, 2016, 39 (7): 1-6, 10.

- CHAO Lining, XIAN Linyun, YU Han, 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, 10.
- [18] 陈俊文, 于浩, 张玉明, 等. 双金属衬里复合管制管过程紧密度影响因素研究 [J]. *石油机械*, 2021, 49 (2): 133-142.
- CHEN Junwen, YU Hao, ZHANG Yuming, et al. Study on the influencing factors of compactness of bimetal-lined composite pipe during forming process [J]. *China Petroleum Machinery*, 2021, 49 (2): 133-142.
- [19] 练章华, 李帅, 牟易升, 等. 双金属衬里复合管堆焊及对接焊有限元力学分析 [J]. *中国安全生产科学技术*, 2020, 16 (11): 53-58.
- LIAN Zhanghua, LI Shuai, MOU Yisheng, et al. Finite element mechanical analysis on surfacing and butt welding of bimetal lined composite pipe [J]. *Journal of Safety Science and Technology*, 2020, 16 (11): 53-58.
- [20] 徐秉业, 刘信声, 沈新普. *应用弹塑性力学* [M]. 2版. 北京: 清华大学出版社, 2017.
- XU bingye, LIU Xincheng, SHEN Xinpu. *Applied elastoplastic mechanics* [M]. The Second Edition. Beijing: Tsinghua University Press, 2017.
- [21] 黄进杰, 杨连发, 马建平. 基于液压胀形的三叶等距型面装配式凸轮轴的接触有限元分析 [J]. *锻压技术*, 2020, 45 (3): 101-108.
- HUANG Jinjie, YANG Lianfa, MA Jianping. Contact finite element analysis on assembled camshaft with isometric-trilateral sectional profiles based on hydraulic expansion [J]. *Forging & Stamping Technology*, 2020, 45 (3): 101-108.
- [22] GB/T 228.1—2010, 金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法 [S].
- GB/T 228.1—2010, *Metallic materials—Tensile—Testing—Part 1: Method of test at room temperature* [S].
- [23] API Specification 5LD-2015 (R2020), CRA clad or lined steel pipe [S].
- [24] SY/T 6623—2012, 内覆或衬里耐腐蚀合金复合钢管规范 [S].
- SY/T 6623—2012, *Specification for clad or lined corrosion resistant alloy clad steel pipe* [S].