

双金属衬里复合管内衬塌陷失稳三维有限元研究

谷天平¹, 练章华¹, 王 斌², 成旭堂¹, 史君林¹, 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. 西安向阳航天材料股份有限公司, 陕西 西安 710025; 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: 针对双金属衬里复合管的内衬塌陷失稳问题, 建立了三维有限元力学模型, 研究了受限内衬临界失稳载荷与后屈曲构型之间的相互关系, 并将计算结果与二维平面应变有限元模型的计算结果进行了对比, 最后通过实物实验评价了两种模型的适用性。结果表明: 使用三维有限元模型计算的临界失稳载荷值与实验结果的相对误差为 1.33%; 衬管的临界失稳载荷值是缺陷敏感的, 0.6%的不圆度缺陷会使其临界失稳载荷下降约 50%; 二维模型与三维模型 (长径比 $L/D > 6$) 计算的受限内衬的临界失稳载荷值几乎无误差, 但对于计算衬管的临界坍塌扩展传播压力 P_{pc} , 三维模型的计算结果更接近实验结果。建立的三维有限元力学模型可以准确地求解受限内衬的临界失稳行为, 为双金属衬里复合管的内衬止屈设计、保证集输系统安全运行提供了理论依据。

关键词: 双金属衬里复合管; 内衬; 失稳; 临界失稳载荷; 临界坍塌扩展传播压力

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.05.038

中图分类号: TE973 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3940 (2023) 05-0287-09

3D finite element study on collapse instability for liner in bimetallic lined composite pipe

Gu Tianping¹, Lian Zhanghua¹, Wang Bin², Cheng Xutang¹, Shi Junlin¹, Chen Junwen³

(1. State Key Laboratory of Oil & Gas Reservoir Geology and Exploitation, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China;
2. Xi'an Sunward Aeromat Co., Ltd., Xi'an 710025, China;
3. China Petroleum Engineering & Construction Corporation Southwest Company, Chengdu 610041, China)

Abstract: Aiming at the problem of collapse and instability for liner in bimetallic lined composite pipe, a 3D finite element mechanical model was established, and the relationship between critical buckling load and post-buckling configuration of the confined liner was studied. Then, the calculated results were compared with those of the 2D plane strain finite element model. Finally, the applicability of the two models was evaluated by the physical test. The results show that the relative error between the critical instability load calculated by 3D finite element model and the test results is 1.33%, the critical buckling load value of liner pipe is sensitive to defects, and the 0.6% out-of-roundness defect can reduce the critical buckling load by about 50%. There is almost no error in the calculation of critical buckling load values of the confined liner by using 2D and 3D models (length to diameter ratio $L/D > 6$), but for the critical collapse propagation pressure P_{pc} of liner pipe, the calculated results by 3D model is closer to the test results. Therefore, the established 3D finite element mechanical model can accurately solve the critical instability behavior of confined liner, which provides a theoretical basis for the buckling-stop design of liner for bimetallic lined composite pipe and ensures the safe operation of the gathering and transportation system.

Key words: bimetallic lined composite pipe; liner; instability; critical buckling load; critical collapse propagation pressure

近年来随着酸性气田的勘探开发, 对地面油

气集输系统的耐腐蚀能力提出了严峻的考验, 双金属衬里复合管应运而生^[1-3]。它由碳钢外管和不锈钢衬管同轴装配机械复合而成, 外管起主要的承载作用, 不锈钢衬管起防腐作用, 且衬管的材质可以根据防腐需要选择不同材料, 如: 奥氏体不锈钢、双相不锈钢或镍基合金等^[4]。因其兼顾了经济性和耐腐蚀性的优点, 已被广泛应用于国内外酸性油气田的集输系统中, 如国外沙特 Has-

收稿日期: 2022-03-26; 修订日期: 2022-07-28

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目 (51974271); 中石油 CPECC 资助项目 (CPECC2019KJ13)

作者简介: 谷天平 (1994-), 男, 博士研究生

E-mail: gutianping005@163.com

通信作者: 练章华 (1964-), 男, 博士, 教授

E-mail: cwtzlh@swpu.edu.cn

bah & Arbi 油田, 挪威 Snorre 油田和巴西 Peregrino 油田等, 国内塔里木地区牙哈气田、迪那气田, 川东地区普光气田等, 据统计, 目前国外已累计应用双金属衬里复合管的长度达上万千米, 国内应用长度也已突破 1000 km^[5]。

然而, 在双金属衬里复合管的应用与推广过程中内衬的塌陷、鼓包失效事故频发^[6]。国内外文献中均对复合管内衬塌陷问题进行了报道^[7]。图 1 给出了国内外双金属衬里复合管内衬塌陷的形貌。



图 1 双金属衬里复合管内衬塌陷的形貌

(a) Saipem 公司 (b) 国内某气田

Fig. 1 Collapse morphologies of liner in bimetallic lined composite pipe

(a) Saipem company (b) A gas field in China

塌陷内衬的过度变形对衬管材料的应力腐蚀开裂性能提出了考验。同样, 当管内压力发生波动时, 塌陷内衬的屈曲构型会发生变化, 其疲劳性能也面临着挑战。内衬屏障一旦失效, 管内高腐蚀性、有毒性的介质就会直接侵蚀基管, 很快便会造成管线泄漏, 威胁油气集输系统的安全生产与运行, 这使得双金属衬里复合管在酸性油气田集输环境中的推广受到了严重阻碍。

国内外学者对双金属衬里复合管内衬的塌陷问题已经进行了大量的研究。Yuan L 等^[8-9]基于塑性流动理论对双金属衬里复合管液压成形阶段的力学行为进行了研究, 从控制生产质量角度提出了优化制管间隙和成形压力可以提高衬管的稳定性的建议。Gu T P 等^[10]使用有限元方法研究了温压耦合作用下复合管内衬的轴向稳定性。Vasilakis D 等^[11]对弹性和弹塑性材料内衬的受限失稳行为做了对比, 并使用有限元方法对经典内衬失稳公式的适用性进行了评价。魏帆等^[12]通过实物实验的方法确定了复合管内衬的临界塌陷载荷, 并讨论了初始紧密度、初始间隙杂质等因素对内衬塌陷行为的影响。李循迹等^[13]对国内典型集输用复合管的衬层塌陷问题进行了综述, 提出了可以使用冶金式复合管来代替衬里式复合管, 避免内衬的塌陷。练章华等^[14]设计了塌

陷内衬的旋压修形机器人, 为解决复合管塌陷问题提供了一种新的思路。

然而, 随着对该问题研究的深入, 发现以往研究仍存在以下不足: (1) 所建立的受限衬管塌陷力学模型均服从平面应变力学模型的假设, 即认为内衬的几何和边界条件沿管的轴向分布均相同, 忽略了复合管内衬失稳的局部化特征; (2) 对受限衬管的临界失稳载荷进行了详细研究, 而对于衬管发生屈曲变形后的构型与外载荷之间的相互关系还未见相关文献报道。

因此, 本文采用数值模拟的方法建立了含局部缺陷的受限衬管三维有限元力学模型, 重点研究了局部化缺陷对衬管临界失稳载荷的影响, 分析了临界失稳载荷与后屈曲构型之间的相互关系, 并讨论了临界失稳载荷的缺陷敏感性, 最后, 通过实物实验对数值模拟结果的计算精度进行了验证, 对丰富双金属衬里复合管的内衬塌陷机理研究与止屈设计、保证内衬结构的完整性具有重要意义。

1 内衬塌陷失稳三维有限元模型的建立

1.1 材料本构

本次研究对象为某气田在役双金属衬里复合管,

其规格为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$, 基管和衬管的材料分别为 X60 钢和 825 镍基合金, 通过材料单轴拉伸获得基管和衬管的应力-应变曲线, 考虑到复合管内衬在塌陷变形过程中的应变幅度范围, 取两种材料应变的最大值为 0.1, 如图 2 所示。

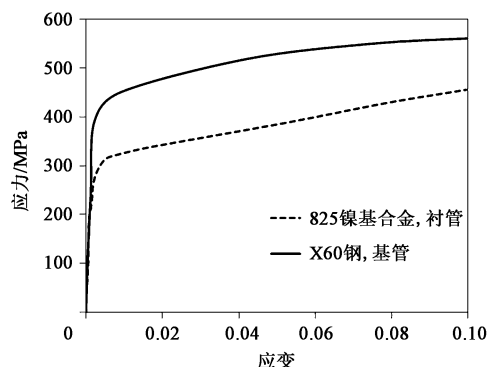


图 2 X60-825 双金属衬里复合管材料的应力-应变曲线

Fig. 2 Stress-strain curves of X60-825 bimetallic lined composite pipe materials

衬管在塌陷过程中, 材料的应变幅度变化较大, 且具有较强的非线性。因此, 不能由一个材料的屈服强度值来定义, 必须准确考虑衬管材料屈服后的应力、应变特征, 即材料强化过程中的应力、应变^[15-18]。为此, 采用 Ramberg-Osgood (R-O) 本构模型对基管和衬管材料的应力-应变关系进行拟合, 其中, R-O 模型的原始表达式为:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 + \frac{3}{7} \left| \frac{\sigma}{R_{el}} \right|^{n-1} \right) \quad (1)$$

式中: ε 为应变; σ 为应力, MPa; E 为弹性模量, GPa; R_{el} 为材料的屈服强度, MPa; n 为材料的应变硬化指数。

拟合后得到的两种材料的参数如表 1 所示。

表 1 X60-825 双金属衬里复合管的材料参数

Table 1 Material parameters of X60-825 bimetallic lined composite pipe

参数	弹性模量/GPa	屈服强度/MPa	应变硬化指数 n	泊松比 ν
基管	207	435	10.0	0.30
衬管	197	275	8.6	0.27

1.2 边界条件与网格模型

根据双金属衬里复合管的内衬失稳局部性的特点, 建立了三维有限长度受限内衬塌陷分析力学模型, 重点考虑了内衬的初始局部缺陷、基衬之间接触行为和径厚比参数变化对内衬临界失稳载荷的影响。考虑到内衬失稳问题中几何和边界条件的对称性, 建

立双金属衬里复合管内衬塌陷失稳的 1/4 三维有限元力学模型。以规格为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$ 的 X60-825 双金属衬里复合管为研究对象, 根据文献 [19] 中的结论, 实验长径比 (L/D) 大于 6 时可忽略边界条件对屈曲载荷的影响, 因此, 本研究取长度 L 为 1 m。本研究重点讨论受限内衬的临界失稳行为, 可以将基管模型设置为离散刚体, 提高大变形结构的分析效率。如图 3 所示, $N_1 \sim N_4$ 为对应边上的单元个数, 参考文献 [19] 中对三维受限衬管局部缺陷模型的网格划分方法, 确定了如下的均布网格密度 (单元数量): $N_1 = 40$ 、 $N_2 = 80$ 、 $N_3 = 60$ 、 $N_4 = 30$, 并在沿衬管壁厚方向分布了 2 个单元, 使用 8 节点六面体线性减缩积分单元 (C3D8R) 建模, 衬管模型共计 14400 个单元。衬管三维有限元力学模型及边界条件如图 3 所示。

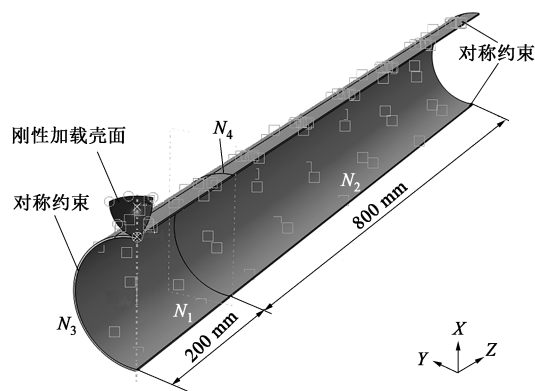


图 3 衬管三维有限元力学模型及边界条件

Fig. 3 Boundary conditions and 3D finite element mechanical model for lined pipe

定义基管、衬管之间的接触行为, 将基管内表面设置为主面, 衬管的外表面设置为从面, 定义两面之间的摩擦因数为 0.3, 使用罚函数法求解。

1.3 局部缺陷的定义

设置衬管三维有限元力学模型的局部初始缺陷时, 引入一个刚性加载的壳面, 并与衬管外表面法向接触, 通过给刚性加载面施加法向位移 δ_0 , 使得内衬的局部区域与基管内壁分离。将变形后的网格坐标作为孤立网格模型, 消除了因位移载荷引起的初始应力, 形成衬管的局部初始缺陷, 从而进行下一步的分析计算。初始缺陷的几何尺寸定义如图 4 所示。其中, R 为衬管的外半径, mm; l 和 s 分别为缺陷的轴向长度和环向长度, mm; θ 为环向弧长 s 对应的圆心角度数; δ_0 为初始缺陷幅度 (即法向位移), mm。

为了更直观地描述不同规格衬管缺陷的幅度,

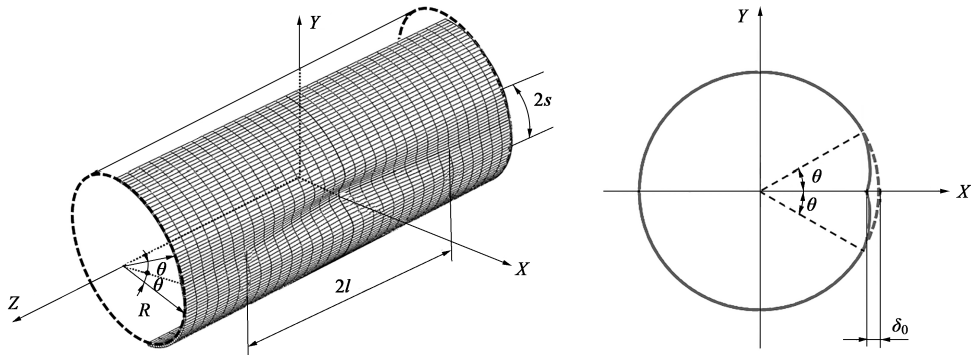


图 4 初始缺陷几何尺寸定义

Fig. 4 Definition of initial defect geometry sizes

将 δ_0/R 定义为内衬的初始不圆度缺陷。

1.4 加载方式确定

流体腔加载是目前分析结构和流体载荷耦合作用最常用的方式,分为压力加载和体积加载两种方式^[20]。受限衬管的结构响应取决于流体施加的压力,而流体施加的压力又受到结构变形的影响。因此,本次分析采用体积加载技术进行载荷的施加,首先,定义流体腔的区域,并生成静水流体单元(F3D3),通过注入腔内流体的体积来加载。

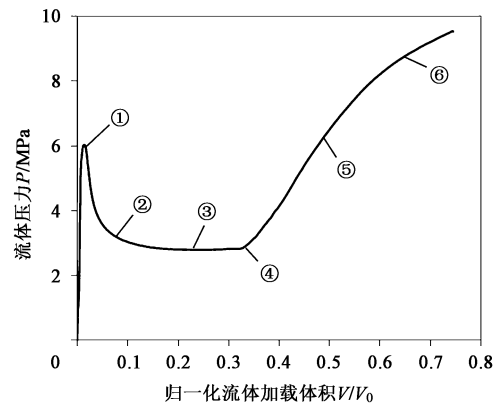


图 5 体积加载控制下流体压力 P 和归一化流体加载体积 V/V_0 的关系

Fig. 5 Relationship between fluid pressure P and normalized fluid loading volume V/V_0 under volume loading control

2 有限元计算分析

2.1 衬管失稳全过程 P - V 响应

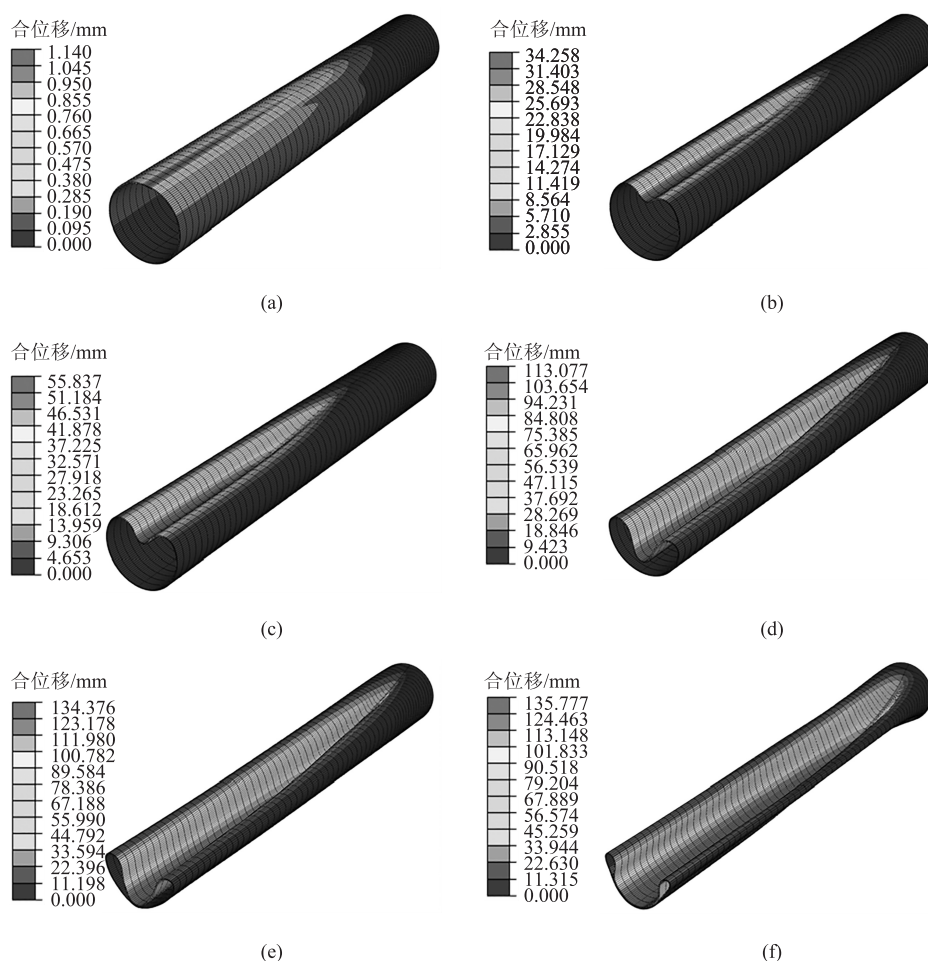
研究对象为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$ 的 X60-825 双金属衬里复合管,定义初始缺陷幅度 $\delta_0 = 0.005R$,通过提取注入腔内的流体体积 V 和注水参考点的流体压力 P 可以得到腔内的 P - V 响应,如图 5 所示,对横坐标的流体体积 V 参数进行归一化处理 (V/V_0 , 其中 V_0 为整个衬管的容积, $V_0 = L\pi R^2/2$),方便对比塌陷内衬的体积变化程度。为了更加直观地获取内衬在塌陷失稳全过程中塌陷体积变化引起的压力变化,在图 5 中选取了 6 个时刻 (①~⑥),并将对应时刻的内衬的变形位移云图进行了对比,如图 6 所示。

结合图 5 和图 6 可知,在刚性外管约束的前提下,衬管结构的最初刚度较大,因此,该段的压力急剧上升,对应①时刻。当开始体积加载时,流体腔内压力急剧上升至 6.01 MPa,达到最大值。继续保持体积加载,衬管材料的非弹性行为开始导致其结构失稳。②~④时刻,随着腔内压力明显下降,局部塌陷体积逐渐增大,在对称平面 XOZ 上,坍塌

部分 ($\theta \leq 90^\circ$) 的内衬与未坍塌部分 ($\theta \geq 90^\circ$) 的壁面相靠近,同时,塌陷开始沿衬管轴向向下传播,且塌陷传播的压力稳定在一个值附近,本次算例中的塌陷传播压力稳定在 2.80 MPa 附近。这说明内衬发生失稳后继续加载,内衬会继续迅速变形 (图 6b~图 6d),即一旦衬管发生失稳,其变形结构的承载能力大幅减弱,并且在一个值附近趋于稳定。当屈曲传播至靠近管端时,由于衬管管端与基管密封,内衬的环向被固定约束,其环向变形被阻止,屈曲的轴向传播受限。若继续保持体积加载,塌陷内衬的环向变形会在远离管端的未充分塌陷的部位再次发生,腔内的压力会逐渐上升 (④~⑥时刻),直至衬管坍塌部分 ($\theta \leq 90^\circ$) 的冠顶与未坍塌部分 ($\theta \geq 90^\circ$) 的内管接触,该过程中流体压力会持续上升,直至流体压力充满整个腔体。

2.2 衬管临界失稳状态

为了深入研究衬管临界失稳时的载荷与后屈曲构型之间的关系,对复合管失稳有限元模型的 XOY

图6 P - V 响应对应时刻的内衬变形位移云图

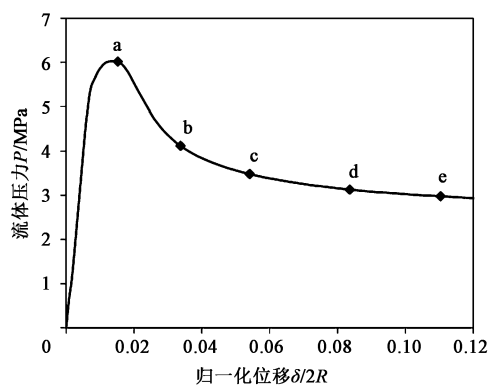
(a) 时刻① (b) 时刻② (c) 时刻③ (d) 时刻④ (e) 时刻⑤ (f) 时刻⑥

Fig. 6 Liner deformation displacement cloud maps at corresponding time of P - V response

(a) Time ① (b) Time ② (c) Time ③ (d) Time ④ (e) Time ⑤ (f) Time ⑥

面(对称面)的变形内衬坐标和对应的载荷值进行了提取,并重点分析了内衬冠顶的最大位移 δ 与流体压力 P 之间的变化关系,如图7所示。选取 P - δ 响应曲线上5个典型时刻的参数做了标记(a~e),然后对这5个典型时刻局部变形内衬外壁的位置坐标进行了提取,绘制出了对应时刻内衬变形的轮廓,为了方便对比分析内衬的变形程度,对衬管外壁的 X 和 Y 轴坐标参数进行了归一化处理,如图8所示。

由图7和图8可知,开始加载时流体压力 P 急剧上升,a时刻流体压力达到最大值,为6.01 MPa,此时内衬冠顶的归一化位移 $\delta/2R$ 为0.015,即在冠顶($\theta=0^\circ$)处衬管外壁与基管内壁分离1.064 mm时达到了衬管的临界失稳状态。保持体积加载速率不变,a~e时刻的流体压力明显下降,但内衬的变形却继续进行,这说明一旦内衬发生初次失稳,小于临界失稳的载荷也会使变形

图7 流体压力 P 与归一化位移 $\delta/2R$ 响应曲线Fig. 7 Response curve of fluid pressure P and normalized displacement $\delta/2R$

继续。参考图5中的结果可知,衬管失稳的传播压力稳定在2.80 MPa附近,相比初始的临界失稳载荷值下降了53.47%。

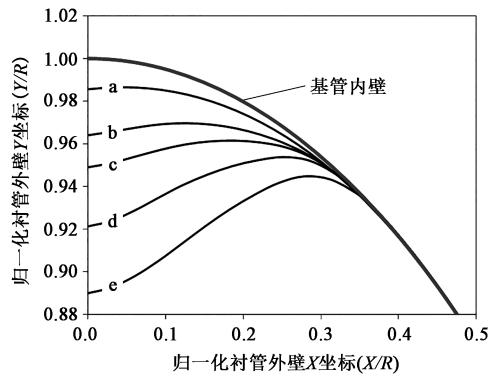
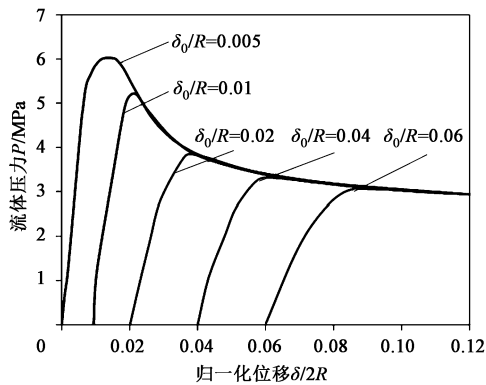


图 8 临界失稳时局部变形内衬的位置坐标关系曲线

Fig. 8 Location coordinate relationship curves of local deformation for liner in critical instability state

2.3 初始不圆度缺陷对临界失稳载荷的影响

初始缺陷幅度 δ_0 对复合管内衬的临界失稳载荷值的影响较大。因此, 使用刚性加载壳面对初始缺陷幅度进行了调整, 将图 6 中的 $\delta_0/R=0.005$ 的 $P-\delta$ 响应曲线作为对比项, 其余分析项分别为: $\delta_0/R=0.01$ 、 0.02 、 0.04 和 0.06 , 对不同初始不圆度 (δ_0/R) 下的流体压力与冠顶最大位移的 $P-\delta$ 响应曲线进行分析, 其结果如图 9 所示。

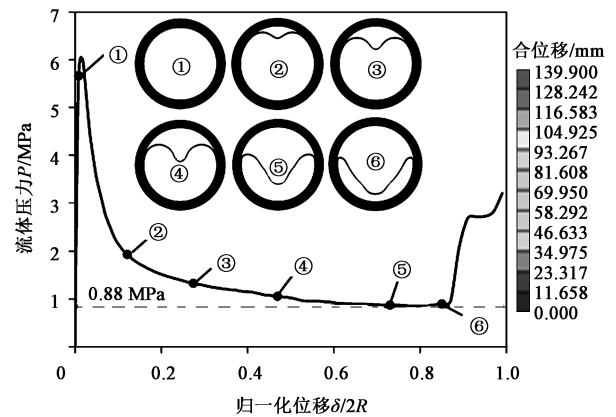
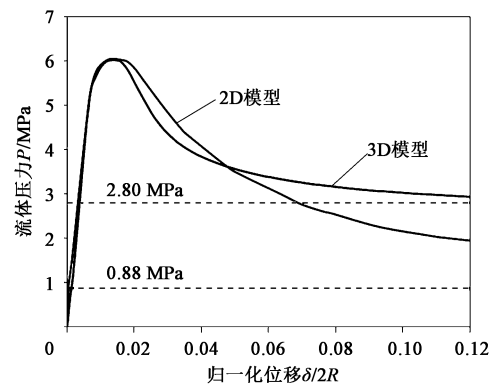
图 9 流体压力 P 与归一化位移 $\delta/2R$ 的 $P-\delta$ 响应曲线Fig. 9 $P-\delta$ response curves of fluid pressure P and normalized displacement $\delta/2R$

由图 9 可知, 随着初始不圆度 δ_0/R 的增加, 衬管的临界失稳载荷明显下降, 且下降幅度是有限的, 均在初次失稳的 $P-\delta$ 响应曲线附近。以本次研究中的复合管的材质和规格为例, 当不圆度缺陷为 0.6% 时, 则会使其临界失稳载荷下降约 50%, 极大地削弱了内衬的环向载荷承载能力。因此, 特别建议在双金属衬里复合管的制造阶段严格控制内衬的不圆度缺陷。此外, 通过对比不同缺陷幅度的 $P-\delta$ 响应曲线发现, 局部缺陷的幅度和程度仅影响复合管的临界失稳载荷, 几乎不影响结构失稳后塌陷的

扩展和传播压力。

2.4 三维与二维有限元模型计算结果对比

为了对比本研究中选择使用的三维有限元模型和二维有限元模型计算结果的误差, 对同样的研究对象——规格为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$ 的 X60-825 双金属衬里复合管, 使用同样的加载方法, 建立了双金属衬里复合管的平面应变有限元力学模型, 复合管内衬失稳的平面应变模型建模方法可参考文献 [20], 计算平面应变条件下流体压力和内衬变形位移的 $P-\delta$ 响应曲线, 其结果如图 10 所示。两种模型的 $P-\delta$ 响应曲线对比如图 11 所示。

图 10 双金属衬里复合管平面应变条件下内衬失稳 $P-\delta$ 响应曲线Fig. 10 $P-\delta$ response curves of liner instability for bimetallic lined composite pipe under plane strain condition图 11 双金属衬里复合管内衬失稳二维与三维模型的 $P-\delta$ 响应曲线对比Fig. 11 Comparison of $P-\delta$ response curves for 2D and 3D models of liner instability for bimetallic lined composite pipe

由图 11 可知, 两种模型的内衬临界失稳载荷值计算结果吻合度较高, 几乎无误差。由此可见, 使用二维平面应变模型和三维模型在求解复合管衬里的临界失稳载荷值时的计算结果几乎相同。但超过临界失稳载荷后的 $P-\delta$ 响应曲线逐渐出现了明显的差异, 在 $\delta/2R \leq 0.047$ 时, 二维模型失稳压力计算

结果高于三维模型,当 $\delta/2R>0.047$ 时,结果正好相反。当 P - δ 响应曲线逐渐稳定在一个值附近时,说明此时使得衬管发生坍塌的载荷不变,但变形仍然在持续,该值称为衬管的临界坍塌扩展传播压力值 P_{pc} ^[21-22]。由计算结果可知,二维模型的 P_{pc} 值为0.88 MPa,而三维模型 P_{pc} 值为2.80 MPa,两种模型在计算 P_{pc} 值时出现了偏差。为了验证两种模型在计算临界坍塌扩展传播压力值的计算误差,设计了复合管内衬坍塌的实物实验。

3 实物实验结果对比

对国内某复合管生产厂家的规格为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$ 的X60-825双金属衬里复合管进行内衬临界失稳载荷测定实验,试件的长度为1.6 m,在试样居中位置的基管上设置了注水孔以加压,管端的基衬连接部位采用了堆焊处理来密封两管之间的间隙,依据GB/T 241—2007^[23]进行衬管临界失稳载荷测定实验,获取内衬发生坍塌失稳的临界值。

3.1 实验设备和实验条件

双金属衬里复合管内衬失稳实验设备及组成部件如图12所示。由静水压加载系统、压力监测系统和实验平台3大部分组成。在室温(25℃)条件下,使用清水为加压介质,通过注水孔定速注入基衬间隙,并实时监测基衬间的压力变化情况。加载时必须控制流体加载的速率,避免产生压力冲击的现象,提高内衬失稳临界压力值的测量精度。

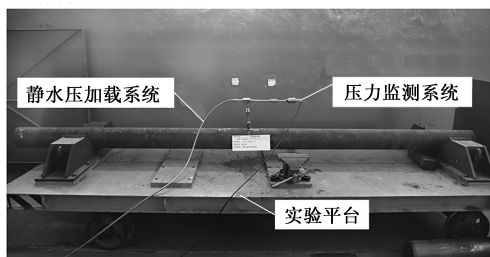


图12 双金属衬里复合管内衬失稳实验设备及组成部件
Fig. 12 Test equipment and components of liner instability for bimetallic lined composite pipe

通过压力监测系统及时观测基衬间隙的压力值,当压力曲线达到最高值后开始下降时,停止加载并观察内衬的变形情况,该最高值即为衬管的临界失稳载荷值。然后以相同的加载速率继续注水加载5 min,观察压力曲线的变化情况。这样做的目的是为了获取当内衬已经发生初次失稳后,变形内衬的

后屈曲行为过程中压力与结构之间的相互作用行为,获取变形内衬的临界坍塌扩展传播压力值 P_{pc} ,加载完成后再次观察内衬坍塌形貌,记录数据,实验结束。

3.2 实验结果分析

实验结束后,观察到衬管发生严重坍塌变形,且呈现出典型的“单叶”型失稳形貌,如图13所示。

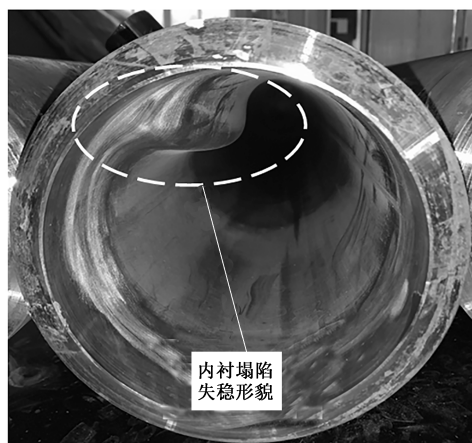


图13 实验后双金属衬里复合管内衬坍塌失稳形貌
Fig. 13 Collapse instability morphology of liner for bimetallic lined composite pipe after test

提取并分析整个实验过程中流体压力随时间的变化曲线,结果如图14所示。

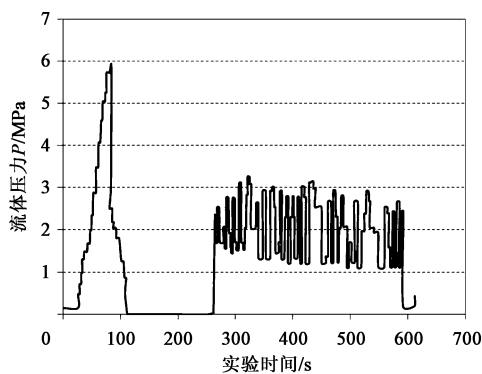


图14 实验全过程流体压力随时间的变化关系
Fig. 14 Changing relationship of fluid pressure with time in whole process of test

由图14可知,实验测得的该双金属衬里复合管内衬临界失稳载荷值为5.93 MPa,而图5中使用三维有限元模型计算的临界失稳载荷值为6.01 MPa,两者的相对误差仅为1.33%。由此可见,使用本文建立的受限内衬失稳三维有限元模型可以准确地计算衬管的临界失稳载荷值。

图14中还可以发现,达到临界失稳状态后,在

实验时间为 261 s 后保持原加载速率不变继续注入流体, 环空的压力值将在一个几乎固定的压力区间 (1~3 MPa) 附近波动, 此时内衬的塌陷变形区域和体积正在沿着轴向和环向相对稳定扩展, 该压力值称为衬管的临界坍塌扩展传播压力值 P_{pc} 。本次实验中所用测得该复合管样品的 P_{pc} 值约为 2.00 MPa, 相比于临界失稳载荷的 5.93 MPa 下降了约 66.3%。由此可见, 若衬管已经发生了初次失稳, 其环向稳定性会显著下降。因此, 在双金属衬里复合管应用过程中, 应注意控制内衬发生初次失稳, 避免衬管塌陷传播扩展现象的发生。

由衬管的临界坍塌扩展传播压力值 P_{pc} 的实验研究结果可知, 本次实验中测得的该双金属衬里复合管样品的 P_{pc} 值约为 2.00 MPa。由图 11 可知, 内衬失稳二维平面应变有限元模型计算的 $P_{pc} = 0.88$ MPa, 而三维模型计算的 $P_{pc} = 2.80$ MPa, 很显然, 使用三维模型计算的 P_{pc} 值更接近实验结果, 二维平面应变模型计算的结果低估了内衬的坍塌传播临界载荷。分析其原因为: 平面应变模型假设复合管沿着轴向的几何模型和边界条件是相同的, 即认为衬管仅存在环向的塌陷传播, 忽略了塌陷传播过程中衬管的轴向行为, 如几何缺陷的局部化特征、管端的约束行为等等, 导致了计算结果的偏差。而三维模型克服了二维平面应变模型的缺点, 可以较好地考虑衬管沿着轴向的几何和边界条件, 因此, 在计算内衬的坍塌传播过程时, 计算结果较为准确。

4 结论

(1) 使用本文中建立的内衬失稳三维有限元力学模型计算的内衬临界失稳载荷值与实物实验测得的结果的相对误差为 1.33%。验证了本文中所建立的有限元模型的计算精度。

(2) 以规格为 $\Phi 168.3 \text{ mm} \times (14.2+2) \text{ mm}$ 的 X60-825 双金属衬里复合管为例, 衬管 0.6% 的不圆度缺陷则会使其临界失稳载荷下降约 50%, 建议在双金属衬里复合管的制造阶段严格控制内衬的不圆度缺陷。

(3) 受限衬管一旦发生结构失稳后, 其环向承载能力会明显下降。以本文中研究的复合管为例, 其内衬塌陷的临界坍塌扩展传播压力值 P_{pc} 相比初始的临界失稳载荷下降了 53.47%。

(4) 计算双金属衬里复合管受限内衬的临界失稳载荷时, 二维平面应变模型与使用三维模型 (长径比 $L/D > 6$) 的计算结果几乎无误差。但在计算衬管的临界坍塌扩展传播压力 P_{pc} 时, 二维模型计算的结果低估了 P_{pc} 值, 使用三维模型计算的 P_{pc} 值更接近实验结果。

参考文献:

- [1] 杨专钊, 李安强, 魏亚秋. 双金属复合管标准发展现状及存在的问题 [J]. 油气储运, 2020, 39 (4): 395-399.
Yang Z Z, Li A Q, Wei Y Q. Development status and existing problems of standards for bimetal composite pipe [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2020, 39 (4): 395-399.
- [2] 张洋, 王天宝, 孙洁, 等. T2/20 双金属复合管的弯曲变形规律及参数优化 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (10): 176-185.
Zhang Y, Wang T B, Sun J, et al. Bending deformation rules and parameters optimization on T2/20 bimetal clad tube [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (10): 176-185.
- [3] 谷天平, 练章华, 陈俊文, 等. 双金属复合管线应力分析中当量折算模型的建立与应用 [J]. 中国安全生产科学技术, 2022, 18 (10): 123-129.
Gu T P, Lian Z H, Chen J W, et al. Establishment and application of equivalent conversion model in stress analysis of bimetal clad pipeline [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2022, 18 (10): 123-129.
- [4] 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 L, Liu H W, Yu Z B. Hydroforming of bimetallic composite pipes [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (1): 26-34.
- [5] 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 Z Z. Bimetallic Composite Pipe for Oil and Gas Gathering and Transportation [M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2018.
- [6] 李发根, 杨家茂, 冯泉, 等. 在役双金属复合管道失效机制及控制措施分析 [J]. 焊管, 2019, 42 (9): 64-68.
Li F G, Yang J M, Feng Q, et al. Failure mechanism and control measures analysis of bimetal composite pipelines [J]. Welded Pipe and Tube, 2019, 42 (9): 64-68.
- [7] Jardin A, Liu S L, Pavone D, et al. Study on corrosion resistant alloy lined pipe delamination [A]. Proceeding of the 28th International Ocean and Polar Engineering Conference [C]. Sapporo: 2018.
- [8] Yuan L, Kyriakides S. Liner wrinkling and collapse of bi-material pipe under bending [J]. International Journal of Solids and Structures, 2014, 51 (3-4): 599-611.
- [9] Yuan L, Kyriakides S. Liner wrinkling and collapse of girth-weld

- ded bi-material pipe under bending [J]. *Applied Ocean Research*, 2015, 50: 209–216.
- [10] 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: 104418.
- [11] Vasilakis D, Karamanos S A. Mechanics of confined thin-walled cylinders subjected to external pressure [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2014, 66 (1): 010801.
- [12] 魏帆, 姜义, 吴泽, 等. 双金属复合管鼓包机理分析和试验研究 [J]. *天然气与石油*, 2017, 35 (5): 6–11.
- Wei F, Jiang Y, Wu Z, et al. Mechanism analysis and testing research on the buckling of the bimetal lined pipe [J]. *Natural Gas and Oil*, 2017, 35 (5): 6–11.
- [13] 李循迹, 王福善, 李发根, 等. 机械复合管衬层塌陷失效分析及对策研究 [J]. *金属热处理*, 2019, 44 (S1): 545–548.
- Li X J, Wang F S, Li F G, et al. Liner collapse failure analysis and control measures research on bimetallic lined pipes [J]. *Heat Treatment of Metals*, 2019, 44 (S1): 545–548.
- [14] 练章华, 成旭堂, 谷天平. 衬里复合管鼓包塌陷及修形力学分析 [J]. *石油机械*, 2021, 49 (10): 116–122.
- Lian Z H, Cheng X T, Gu T P. Mechanical analysis of bulging, collapse and modification of lining composite pipe [J]. *China Petroleum Machinery*, 2021, 49 (10): 116–122.
- [15] 朱金婷, 张睿, 卢安专, 等. 薄壁管材内增量成形仿真与试验研究 [J]. *塑性工程学报*, 2021, 28 (2): 79–85.
- Zhu J T, Zhang R, Lu A Z, et al. Simulation and experimental research on inner incremental forming of thin-walled tube [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2021, 28 (2): 79–85.
- [16] 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 J L, Lian Z H, Gu T P, et al. Mechanical model and numerical simulation study on hydroforming of bimetal composite pipe [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2022, 29 (5): 161–169.
- [17] 田野, 朱丽霞, 罗金恒, 等. X80 管道划伤复合凹陷区的应力应变特征研究 [J]. *塑性工程学报*, 2021, 28 (3): 177–182.
- Tian Y, Zhu L X, Luo J H, et al. Study on stress and strain characteristics of composite scratch dent zone of X80 pipeline [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2021, 28 (3): 177–182.
- [18] 张建兵, 孔德涛, 蒋成银, 等. 工具锥角对膨胀套管环向残余应力的影响 [J]. *塑性工程学报*, 2022, 29 (1): 155–161.
- Zhang J B, Kong D T, Jiang C Y, et al. Effect of tool cone angle on circumferential residual stress of expansion casing [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2022, 29 (1): 155–161.
- [19] El-Sawy K M, Sweedan A M I. Effect of local wavy imperfections on the elastic stability of cylindrical liners subjected to external uniform pressure [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2010, 25 (6): 702–713.
- [20] 谷天平, 练章华, 王斌, 等. 双金属衬里复合管内衬弹塑性失稳有限元分析 [J]. *塑性工程学报*, 2023, 30 (2): 177–184.
- Gu T P, Lian Z H, Wang B, et al. Finite element analysis of elastic-plastic instability of liner for bimetallic lined composite pipe [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2023, 30 (2): 177–184.
- [21] 余建星, 王华昆, 余杨, 等. 深海管道试验的数值模拟理论及应用 [M]. 天津: 天津大学出版社, 2019.
- Yu J X, Wang H K, Yu Y, et al. Numerical Simulation Theory and Application of Deep Sea Pipeline Test [M]. Tianjin: Tianjin University Press, 2019.
- [22] 余建星, 卞雪航, 李智博, 等. 国外海底管道屈曲传播及止屈试验技术综述 [J]. *船舶工程*, 2012, 34 (4): 1–3, 13.
- Yu J X, Bian X H, Li Z B, et al. Overview of buckling propagation and buckle arrestor experiment of underwater pipelines abroad [J]. *Ship Engineering*, 2012, 34 (4): 1–3, 13.
- [23] GB/T 241—2007, 金属管 液压试验方法 [S].
- GB/T 241—2007, Metal materials—Tube—Hydrostatic pressure test [S].

(上接第 226 页)

- [7] Zhang S N, Wang X S, Lin Z Y, et al. Circumferential pure shear test of thin-walled aluminum alloy tubes [J]. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2022, 1270: 012040.
- [8] He Z B, Zhang K, Zhu H H, et al. An anisotropic constitutive model for forming of aluminum tubes under both biaxial tension and pure shear stress states [J]. *International Journal of Plasticity*, 2022, 152: 103259.
- [9] Wang X S, Hu W L, Huang S J, et al. Experimental investigations on extruded 6063 aluminium alloy tubes under complex tension-compression stress states [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2019, 168: 123–137.
- [10] 林艳丽, 何祝斌, 初冠南, 等. 利用管状试样测试各向异性材料双向应力状态力学性能的新方法 [J]. *金属学报*, 2017, 53 (9): 1101–1109.
- Lin Y L, He Z B, Chu G N, et al. A new method for directly testing the mechanical properties of anisotropic materials in bi-axial stress state by tube bulging test [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2017, 53 (9): 1101–1109.
- [11] Pereira A F G, Prates P A, Oliveira M C, et al. Normal stress components during shear tests of metal sheets [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 164: 105169.
- [12] Wang X S, Zhang S N, Fu M C, et al. Investigation on influence of mandrel shape on shear stress in pure shearing test of thin-walled aluminum alloy tubes [J]. *Procedia Manufacturing*, 2020, 50: 609–612.