

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0320

爆破地震波作用下法兰接口燃气管道 动力失效机制*

赵珂¹, 蒋楠^{1,2}, 贾永胜^{2,3}, 姚颖康^{2,3}, 朱斌¹, 周传波¹

(1. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074;

2. 江汉大学工程爆破湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430024;

3. 武汉爆破有限公司, 湖北 武汉 430024)

摘要: 基于典型城市燃气管道直埋地层特点, 通过全尺寸直埋燃气管道爆破地震实验, 并结合 LS-DYNA 动力有限元数值计算软件建立不同爆源距离的无接口和法兰接口的燃气管道模型, 分析研究了爆破地震波作用下法兰接口燃气管道动力响应特征及其失效机制。研究表明: 管道截面应变以轴向拉伸应变为主, 环向应变为辅; 不同爆破工况下, 无接口管道和法兰接口管道及地表峰值振动速度随爆源距离减小而增大; 沿管道轴线方向, 无接口管道、地表峰值振动速度以管道中心截面为对称面沿两端不断减小, 法兰接口管道峰值振速由两侧向中间逐渐增大, 在法兰接口处突然减小; 法兰接口处出现明显的应力集中现象; 管道法兰接口处是爆破地震作用下研究的关键点, 螺栓的峰值有效应力、垫片轴向压力、法兰峰值有效应力、法兰偏转角随爆源距离增大而减小; 法兰管道偏转角与地表峰值振动速度具有对应关系, 法兰接口燃气管道中心正上方地表的控制振速(13.82 cm/s)可作为邻近燃气管道爆破工程地表的安全控制值。

关键词: 爆破振动; 动力响应; 振动速度; 法兰接口; 控制振速

中图分类号: O389 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Dynamic failure mechanism of gas pipeline with flange joint under blasting seismic wave

ZHAO Ke¹, JIANG Nan^{1,2}, JIA Yongsheng^{2,3}, YAO Yingkang^{2,3}, ZHU Bin¹, ZHOU Chuanbo¹

(1. Faculty of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, Hubei, China;

2. Hubei Key Laboratory of Blasting Engineering, Jiangnan University, Wuhan 430024, Hubei, China;

3. Wuhan Explosion & Blasting Co., Ltd, Wuhan 430024, Hubei, China)

Abstract: In the process of blasting and excavation of urban subways, controlling the impact of blasting vibration on adjacent pipelines is critical. Based on the characteristics of directly buried gas pipelines in Wuhan and the full-scale direct-buried gas pipeline blasting seismic experiment, the dynamic finite element numerical calculation software LS-DYNA was used to establish gas pipeline without joints and flange gas pipeline models under different blasting source distances. The effects of blasting seismic wave's dynamic response characteristics of flanged gas pipeline were analyzed. The research results show that the strain of pipeline section is mainly axial tensile strain, supplemented by circumferential strain. The peak particle velocity of pipeline without joints and flange pipes and the ground surface increase with the decrease of the distance from the blasting source under different blasting conditions. Along the pipeline axis, the peak vibration velocity of the pipeline without joints and the ground surface decreases along the two ends with the central section of the pipe as the symmetry plane. The peak particle

* 收稿日期: 2020-09-10; 修回日期: 2020-12-23

基金项目: 国家自然科学基金(41807265, 41972286); 爆破工程湖北省重点实验室开放基金重点项目(HKLBEF202001)

第一作者: 赵珂(1996—), 男, 硕士研究生, zk942283319@163.com

通信作者: 蒋楠(1986—), 男, 博士, 副教授, happyjohn@foxmail.com

velocity of the flange pipeline gradually increases from two sides to the middle but suddenly decreases at the flange joint. There is an obvious stress concentration at the flange interface. The flange joint is the key point of pipeline under blasting earthquake. The peak effective stress of the bolt, the axial pressure of the gasket, the peak effective stress of the flange, and the flange deflection angle decrease with the increase of the explosion source distance. The deflection angle of the flanged pipeline has a corresponding relationship with the peak vibration velocity of the ground surface. The control vibration speed of 13.82 cm/s on the surface directly above the center of the flanged gas pipeline is used as the safety control value of the adjacent gas pipeline under blasting engineering.

Keywords: blasting vibration; dynamic response; vibration speed; flange interface; control vibration speed

地铁是涵盖了城市地区各种地下与地上的路权专有、高密度、高运量的城市轨道交通系统。截至 2020 年 5 月,中国已开通的城市地铁已达到 47 个。在地铁隧道开挖过程中常遇到坚硬岩石,钻爆法作为高效开挖的方式被大量应用。然而,爆破施工过程中常会对邻近燃气管线造成影响。因此,研究爆破地震波作用下埋地燃气管道的失效机制,探究埋地燃气管道振动破坏的控制标准具有重要意义。

目前,针对爆破地震波作用下管道的动力响应特性已有大量研究^[1-4]。Kouretzis 等^[5]通过一系列全尺寸柔性管道现场爆破实验,并结合三维动态分析提供了一套计算最大应变及沿管道轴线位置变化的简便关系式。Liu 等^[6]通过建立三维有限元模型,分析了聚乙烯(PE)管道在不同开挖位置、管壁厚度、管道直径、内压等条件下的力学响应。张震等^[7]对超浅埋地铁站通道爆破开挖邻近埋地混凝土管道的动力响应进行了研究,由最大拉应力强度理论得到混凝土管道的爆破控制振速。Jiang 等^[8]结合北京地铁 16 号线输气管道振速监测结果和数值计算,得出在爆破地震波作用下地铁开挖时输气管道振动速度峰值与药量、爆心距和管道埋深的预测公式。在现有的爆破地震波对管道影响的研究中,大多数学者不考虑管道的连接形式,这样虽能在一定程度上降低建模和分析的难度,但事实上,无论是球墨铸铁管道还是混凝土管道,管道之间通常是会采用法兰接头或衬垫承插接头的。为此,在研究埋地管道爆破地震安全控制标准时,考虑管道具有连接形式这一工程实际将更具合理性。

基于此,本文中以武汉市城区典型土层埋置的燃气管道为工程依托,开展全尺寸直埋燃气管道爆破地震效应研究的现场实验。结合动力有限元软件 LS-DYNA 对现场实验进行验证与补充研究,建立爆破地震波作用下法兰接口燃气管道的数值模型。分析在不同爆距下法兰接口燃气管道的爆破振动响应以及安全控制标准,为城市邻近管道爆破工程的安全建设提供更符合工程实际的指导。

1 邻近管道现场爆破实验

1.1 实验场地条件

本实验以武汉市区主要常见枢纽燃气管道工程为研究背景^[9-10]。武汉市范围内现役燃气管道多为铸铁或钢制管道,管径范围在 DN40~DN2 600 之间,埋地管道埋置深度约 1~3 m。根据相关研究表明,此埋置深度广泛存在着层厚约 4 m 的粉质黏土层。参照武汉市管道临近爆破工程场地相关特点,结合大量实地考察研究后,选取了位于武汉市经济技术开发区硃山路与硃山一路交汇处的场地平整项目作为实验场地。为了充分模拟爆破工程分别位于管道的前方、正下方、后方时的实际动态推进施工过程,本实验在实验场地埋设所需管段,并在沿管道垂直平分线前方、正下方、后方等不同位置进行爆破。实验中预埋土层为粉质黏土层,厚度 4 m,下部开挖岩层为强风化、中风化砂岩层。本研究中的管道选用城区输气常用的球墨铸铁燃气管道,管道直径 1 m、壁厚 1 cm。考虑到城区现有燃气管道大多埋设于距地表约 2 m 深度的粉质黏土层中,因此管道埋深(管顶至地面)设为 2.0 m。同时,考虑到下穿燃气管道的安全问题,在爆破施工时常对燃气管道进行减压处理,因此实验管道不做加压处理。实验中爆破炮孔拟采用垂直炮孔,孔深 6 m、直径 90 mm。装药结构为炮孔底部连续耦合装药,装药长度 106 cm,单孔装药量 8 kg,孔底起爆,以充分满足实际工程中下穿爆破工程爆破荷载的特点和规律。实验共设计 11 组炮孔,实验工况编号 I~XI,如图 1 所示。

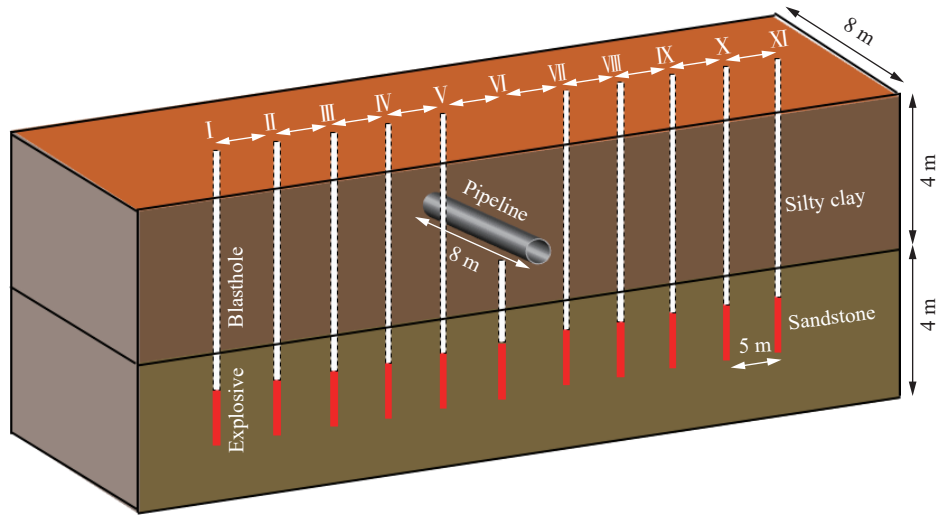


图 1 现场实验设计示意图

Fig. 1 Schematic diagram of field experiment design

1.2 现场监测方案

为更好地研究爆破地震波作用下管道的振动特征, 本实验以振动速度数据和应力应变数据作为主要监测和研究的物理量。采用爆破振动测试仪 TC-4850 进行管道振动速度监测, 根据实际需要在管道内部及管道对应的正上方地表布置多个振动速度测点, 其中监测点 D2、D3、D4 和 D5 分别位于管道的 1/4、1/2、3/4 和端部, 监测点 D1、D7、D6 分别位于管道 1/4、1/2、3/4 处正上方的地表。管道内壁共设置 2 个应变监测断面, 其中断面 A 位于管道中部, 断面 B 距离管道边缘断面 2 m。管道动态应变通过在管道断面 A、B 内壁粘贴环向和轴向的应变片来测量, 现场监测布置如图 2 所示。

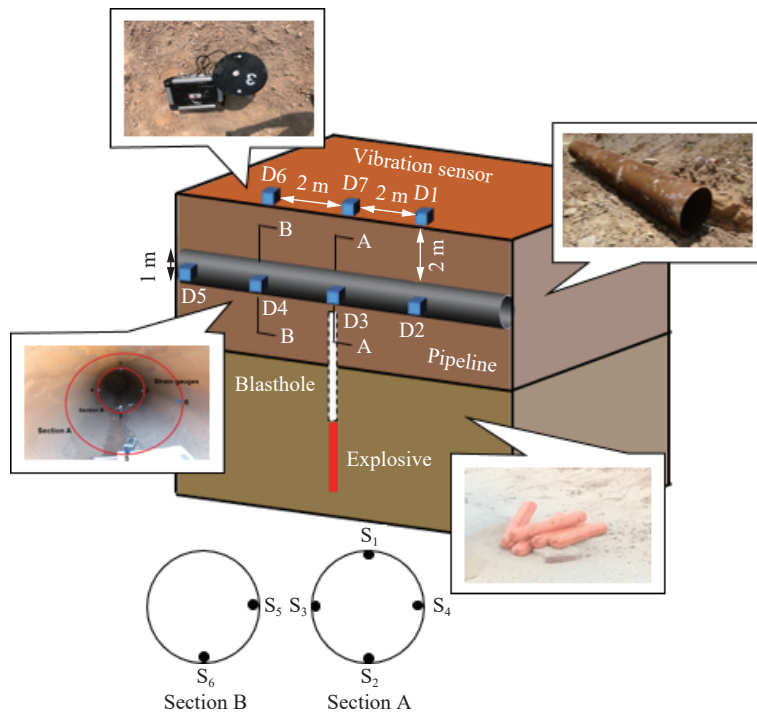


图 2 实验监测点布置图

Fig. 2 Layout drawing of experimental monitoring points

1.3 现场实验测试结果分析

由于现场实验所得数据较多,实验结果不一列出。考虑到在爆破地震波作用下管道的动态应变是最直观的表现形式,本实验将所测的动态应变数据进行滤波去噪处理,提取不同爆源距离下爆破时所进行的 11 次爆破实验的峰值应变数据进行分析。选取断面 A 上的 S_1 、 S_2 、 S_3 、 S_4 应变测点,其轴向与环向动态峰值应变数据如图 3 所示。分析图 3 中数据可知,管道中心截面各测点的动态应变峰值均呈现出随爆源距离的减小而逐渐增大的规律,4 个应变监测点中以管道底部以及顶部测定的应变值较大。当爆源位于实验管道正下方时,各监测点的应变数据达到最大值。此外,根据应变性质对比分析可知,无论实验爆源距离如何变化,管道中心截面测点的峰值应变均以轴向拉应变为主,环向应变为辅。

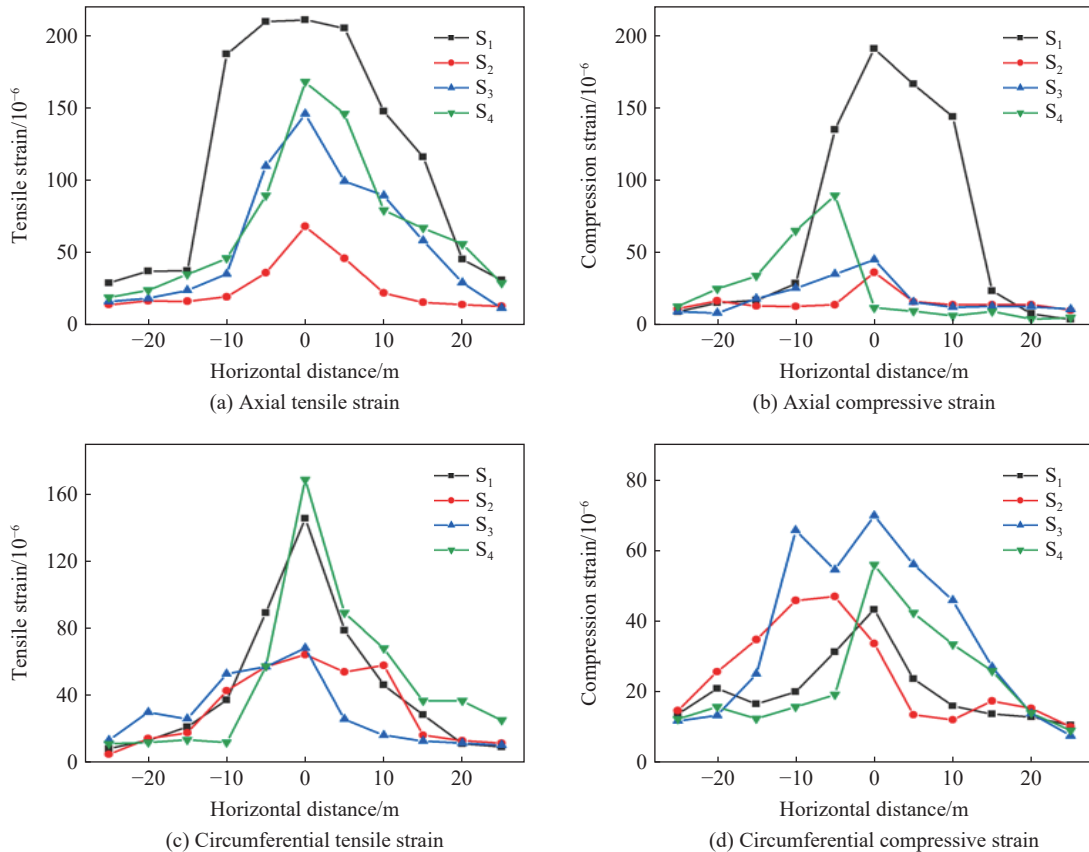


图 3 轴向与环向动态峰值应变

Fig. 3 Peak strain of axial and horizontal

2 数值模型及可靠性验证

2.1 基本模型

根据现场实验,爆破过程中管道地震效应沿穿越轴线具有极强的对称性。因此,考虑模型对称性,采用 ANSYS/LS-DYNA 动力有限元数值计算软件拟建立管道右侧 I~V 炮孔。根据本实验相关岩土勘察资料以及实验方案,综合考虑边界效应,确定数值计算整体模型如图 4 所示,模型整体尺寸为 $3300\text{ cm}\times 800\text{ cm}\times 800\text{ cm}$,上部粉质黏土层厚 400 cm ,下部灰岩层厚 400 cm 。直埋管道轴向长度取为 800 cm ,管道内径 100 cm 、壁厚 1 cm 。模型炮孔直径 9 cm ,孔深 600 cm ,装药长度 106 cm 。模型单元采用 8 节点 SOLID164 实体单元,cm-g- μs 单位制^[11]。为保证模型计算的准确性,模型中的炮泥、岩层、土层和炸药采用大变形的 ALE 网格划分,管道采用 Lagrange 网格。模型网格尺寸按照研究需求进行多尺寸混合划分,根据网格敏感性分析结果确定合适的网格大小,其中管道、炮孔、堵泥网格部分进行了细化,划分网格尺寸最大 14 cm 、最小 4 cm ,岩、土体网格最大尺寸 33 cm 、最小 15 cm ,如图 4 所示。

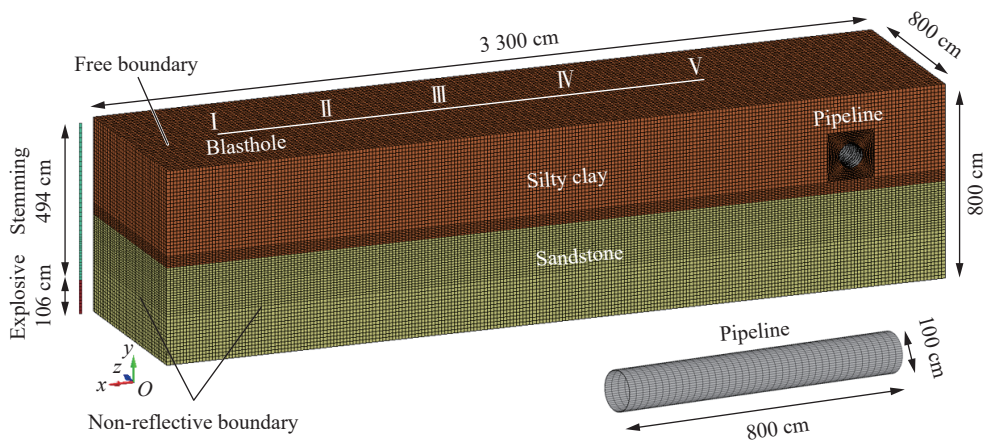


图 4 现场实验数值模型示意图

Fig. 4 Schematic diagram of numerical model of field experiment

2.2 模型材料及参数

模型中共 5 种材料, 分别是铸铁管道、粉质黏土、砂岩、堵泥、乳化炸药。根据室内力学参数测试结果, 相关实验模型材料参数如表 1 所示。土壤作为松散多孔的非均质材料, 其物理力学性能受多种因素影响。其中粉质黏土的材料模型选用 *MAT_DRUCKER_PRAGER 模型, 这种材料模型使用了改进的 Drucker-Prager 屈服准则, 使土壤材料屈服表面的形状扭曲更真实^[12]。模型屈服公式为:

$$\begin{cases} f(I_1, \sqrt{J_2}) = \sqrt{J_2} - aI_1 - k = 0 \\ I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \\ J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \end{cases} \quad (1)$$

式中: a 、 k 均为与岩土材料黏聚力 c 和内摩擦角 φ 有关的常数, I_1 为应力张量的第一不变量, J_2 为应力张量的第二不变量。

表 1 模型材料参数

Table 1 Model material parameters

材料	密度/(g·cm ⁻³)	弹性模量/GPa	剪切模量/GPa	泊松比	黏聚力/MPa	内摩擦角/(°)	抗拉强度/MPa
管道、法兰	7.85	205.000	1.2	0.33			420.000
螺栓	7.82	210.000	1.0	0.30			660.000
粉质黏土	1.98	0.012	4.3	0.28	0.035	15	0.028
砂岩	2.40	3.000	11.2	0.28	5.500	43	2.580

砂岩、球墨铸铁材料由于其强度与屈服特征, 可以采用 *MAT_PLASTIC_KINEMATIC 随动硬化材料模型, 该模型通过定义岩石或铸铁材料的屈服强度以及失效应变相关参数可以实现对材料失效的计算模拟^[13]。此模型的屈服条件为:

$$\begin{cases} \sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{c} \right)^{\frac{1}{p}} \right] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_p^{\text{eff}}) \\ E_p = \frac{E_{\text{tan}} E}{E - E_{\text{tan}}} \end{cases} \quad (2)$$

式中: σ_y 为屈服强度, σ_0 为初始屈服强度, c 、 p 表示 Cowper-Symonds 材料模型的应变率参数, β 为硬化参数, σ_0 为屈服应力, E_p 为塑性硬化模量, $\dot{\epsilon}$ 为应变率, ϵ_p^{eff} 为有效塑性应变, E_{tan} 为切线模量; E 为弹性模量。砂岩和球墨铸铁管道的硬化参数分别为 0.5 和 0.3。球墨铸铁管道按 Cowper-Symonds 方式考虑应

变率效应对屈服强度的影响, 应变率相关参数 $c=51\,000\text{ s}^{-1}$, $p=6.35$, 失效应变为 0.005。

模型中的炸药材料与实验现场采用的 2#岩石炸药保持一致, 采用 LS-DYNA 软件自带的高能炸药材料 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 来模拟炸药模型。JWL 方程可以对炸药的爆轰压力与相对体积和内能的关系进行描述, 其表达式如下:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (3)$$

式中: p 为爆炸产物压力, V 为爆炸产物相对体积, R_1 、 R_2 、 ω 、 A 、 B 为炸药材料参数, E_0 为初始比内能^[14]。炸药爆轰产物相关参数如表 2 所示。

表 2 爆轰产物状态方程参数

Table 2 Detonation product state equation parameters

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/GPa	V/cm^3
1.25	214	18.2	4.2	0.9	0.1	4.19	1

由于管道表面与粉质黏土层直接接触, 模型中管道与土之间的接触形式采用自动面面接触形式 AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE。

根据现场实验条件, 管道与土之间静摩擦因数

(f_s) 设为 0.12, 其他相关参数设置为默认值。此外, 根据工程现场特点, 将计算模型顶面设置为自由边界, 其他各面采用无反射边界条件, 以充分满足爆破地震波在岩土体等半无限介质中的传播条件。

2.3 可靠性验证

参考现场实验, 合理选择数值计算模型中相对应的模型质点进行对比验证分析。根据现场振动测点的布置, 选取距管道中间处监测点 D3 与数值模型中相应点对比分析。其中, 距离管道 5 m 的炮孔 V 爆破时管道截面各方向振动速度(v_x 、 v_y 、 v_z)和各方向振动频率(f_{cx} 、 f_{cy} 、 f_{cz})如图 5 所示。由图 5 可知,

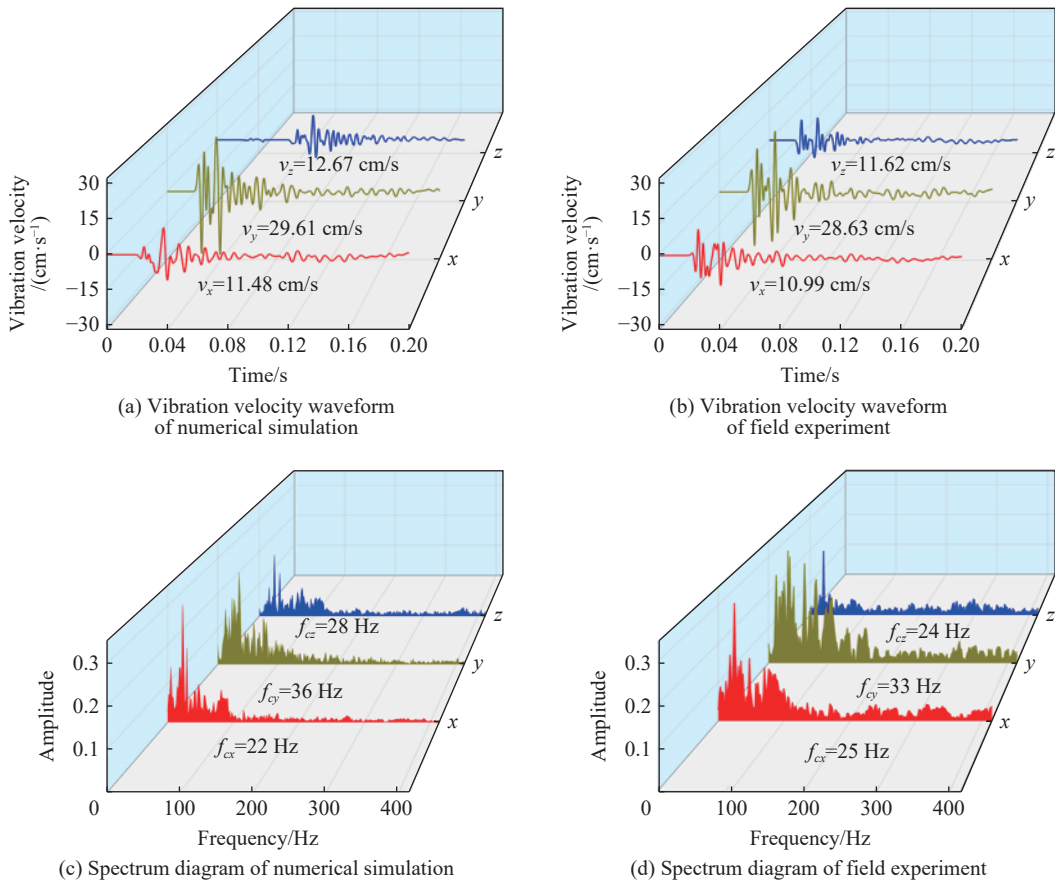


图 5 实验和数值模拟的波形和频谱图

Fig. 5 Waveform and spectrogram of experiment and numerical simulation

数值计算监测点振动速度起始响应时间大概在 15 ms 左右,即爆破振动起爆后,由爆源传播至监测点位置所需时间大约为 15 ms,质点振动时间持续 100 ms。根据现场实验数据分析,现场实验管道以及地表地震波传播振动主频率在 15~100 Hz 左右,数值计算振动主频率在 20.63~128.25 Hz 左右。管道的固有频率一般低于 10 Hz,因此不考虑爆破地震波使管道结构产生共振的情况^[15]。监测点 D3、D4、D6、D7 的合振动速度以及 S₁ 和 S₂ 应变如表 3 所示。由表 3 可知,现场监测管道质点合振动速度峰值以及应变略小于数值计算结果,最大误差率为 19.8%,在可接受的范围之内。分析发现,存在以上现象的原因在于:数值模拟过程未考虑岩土体内可能存在节理弱面对爆破振动速度峰值及频率衰减的影响。综上可知,数值计算模型的振动速度峰值以及频率特征与现场实测爆破地震波振动规律一致,数值计算模型及参数选取合理。

2.4 法兰接口管道模型

由于现场实验条件有限,无法兰燃气管道,因此采用 LSDYNA 有限元动力软件模拟的方法研究下穿法兰燃气管道爆破地震效应。根据《整体铸铁法兰》(GBT 17241.6-2008)^[16],考虑现场实验管道的具体情况,选择公称直径为 DN1000 的球墨铸铁管道和公称压力为 PN25 的整体铸铁法兰。采用在高温高压冲击振动等条件下保持优良密封性能的金属缠绕垫片,依据《化工容器设备》^[17],垫片系数 $m=2.5$,比压 $p_r=69$ MPa。该系统共有 28 个 M52 的等长双头螺柱以及 56 个与其配套的螺母。法兰、垫片尺寸如图 6 所示。

为保证模型计算的准确性,模型整体尺寸设置为 3300 cm×800 cm×800 cm,如图 7 所示。参照《水及燃气用球墨铸铁管、管件和附件》(GBT 13295-2019)^[18],采用的法兰管道共 2 节,每节 400 cm,轴向长度 800 cm。燃气管道内直径 100 cm,厚 1 cm。模型中的管道、炮泥、岩层、土层和炸药的材料、网格划分以及属性与现场实验数值模型保持一致。根据网格敏感性分析结果,法兰、垫片、螺栓模型网格尺寸在 3~15 cm 范围内。模型共分为 7 个部分,共 946748 个单元,其中螺栓和垫片为 Part7 和 Part3,单元数分别为 1792、168。法兰、螺栓采用 *MAT_PLASTIC_KINEMATIC 模型,材料参数如表 1 所示。考虑到

表 3 数值模拟结果与实测数据对比分析

Table 3 Comparative analysis of numerical simulation results and measured data

工况	监测点	合振动速度、应变		误差率/%
		现场实验	数值模拟	
I	D3	1.65 cm/s	1.72 cm/s	4.2
	D4	1.17 cm/s	1.26 cm/s	7.6
	D6	0.76 cm/s	0.72 cm/s	5.3
	D7	1.45 cm/s	1.54 cm/s	6.2
	S ₁	28.65×10 ⁻⁶	34.23×10 ⁻⁶	19.4
	S ₂	13.54×10 ⁻⁶	8.56×10 ⁻⁶	3.7
II	D3	2.84 cm/s	2.76 cm/s	8.0
	D4	1.99 cm/s	2.06 cm/s	3.5
	D6	2.64 cm/s	2.73 cm/s	9.0
	D7	1.32 cm/s	1.46 cm/s	10.6
	S ₁	36.71×10 ⁻⁶	41.23×10 ⁻⁶	12.3
	S ₂	16.12×10 ⁻⁶	13.15×10 ⁻⁶	18.4
III	D3	6.57 cm/s	6.98 cm/s	6.2
	D4	4.18 cm/s	4.45 cm/s	6.4
	D6	5.47 cm/s	5.78 cm/s	5.6
	D7	3.98 cm/s	4.15 cm/s	4.3
	S ₁	37.15×10 ⁻⁶	43.23×10 ⁻⁶	16.3
	S ₂	15.96×10 ⁻⁶	18.56×10 ⁻⁶	16.2
IV	D3	15.19 cm/s	15.32 cm/s	0.8
	D4	11.21 cm/s	12.54 cm/s	1.3
	D6	13.18 cm/s	14.25 cm/s	8.1
	D7	7.34 cm/s	8.32 cm/s	13.4
	S ₁	187.06×10 ⁻⁶	198.09×10 ⁻⁶	5.9
	S ₂	19.23×10 ⁻⁶	22.63×10 ⁻⁶	17.7
V	D3	30.45 cm/s	31.56 cm/s	3.6
	D4	21.19 cm/s	23.23 cm/s	9.6
	D6	28.45 cm/s	29.56 cm/s	3.9
	D7	12.15 cm/s	13.21 cm/s	8.7
	S ₁	209.50×10 ⁻⁶	225.61×10 ⁻⁶	7.6
	S ₂	35.62×10 ⁻⁶	42.66×10 ⁻⁶	19.8

金属缠绕垫片力学性能具有明显的各项异性, 根据制造商提供的该规格垫片参数, 垫片采用 *MAT_ORTHOTROPIC_ELASTIC 模型, 其材料参数如表 4 所示^[19]。表 4 中, E_x 、 E_y 、 E_z 分别为沿 x 、 y 、 z 方向的弹性模量, μ_{xy} 、 μ_{yz} 、 μ_{xz} 分别为沿 xy 、 yz 、 xz 方向的泊松比, G_{xy} 、 G_{yz} 、 G_{xz} 分别为沿 xy 、 yz 、 xz 方向的剪切模量。为真实反映管道与螺栓、垫片之间的接触特性, 将螺栓、垫片、管道、土体相互接触部分设置为自动面面接触(surface-to-surface auto), 其中垫片、螺栓和法兰的静摩擦因数设置为 0.3, 其他相关参数均为默认设置^[20]。为准确模拟螺栓受力情况, LSDYNA 中预紧力可采用应力初始化的方法建立螺栓预紧力。本文中通过参考《压力容器》(GB 150-2011)中“waters”法^[21]以及反复试算来选定最合适的预紧载荷, 目标是保证法兰接头满足强度和密封要求。依据上述思路计算得到 PN25 法兰单个螺栓的预紧力为 97.7 kN。

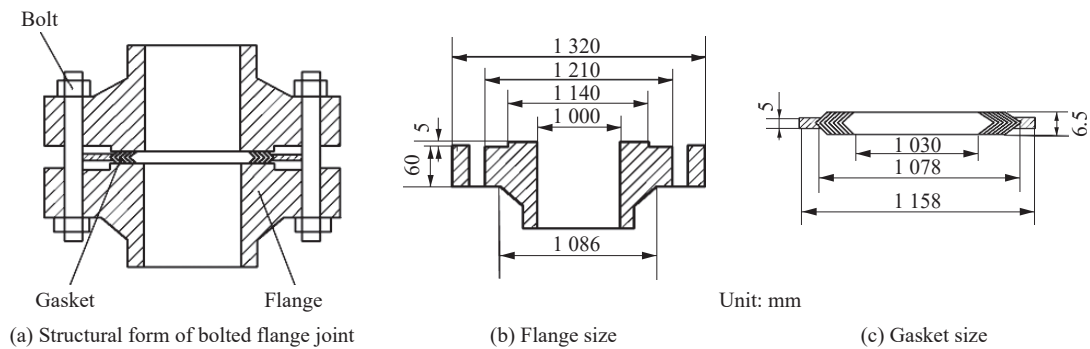


图 6 法兰接口系统

Fig. 6 Flange interface system

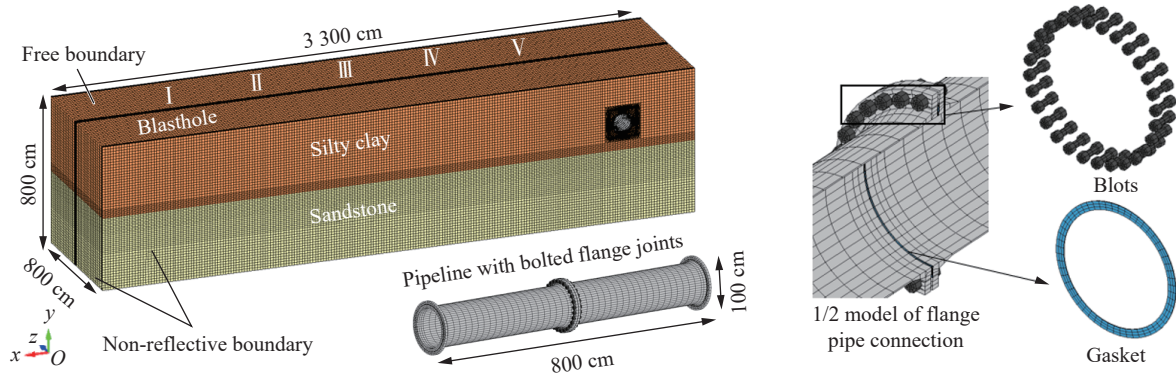


图 7 法兰接口管道数值模型示意图

Fig. 7 Schematic diagram of numerical model of flange interface pipe

表 4 垫片的各项参数

Table 4 The parameters of the gasket

密度/($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	E_x/MPa	E_y/MPa	E_z/MPa	μ_{xy}	μ_{yz}	μ_{xz}	G_{xy}/MPa	G_{yz}/MPa	G_{xz}/MPa
7.85	232.17	434.51	19089.64	0.44	0.008	0.005	115.88	32770.11	103.59

3 法兰接口管道与无接口管道对比分析

3.1 振动速度特征

根据现场实验测点布置, 选取距离管道 5 m 的炮孔 V 爆破时无接口管道与法兰接口管道测点 D3、

D4 数值模型中对应的单元,如图 8 所示。由图 8 中的振动时程曲线分析可知,数值计算模型振动起始响应时间大概在 15 ms 左右,法兰接口管道和无接口管道振动波形与峰值振速出现的时间无明显差别。但法兰接口管道和无接口管道测点 D3 的单元峰值合振速分别为 14.56、31.56 cm/s,两者差别较大。法兰接口管道和无法兰接口管道测点 D4 单元峰值合振动速度分别为 23.58、23.23 cm/s。这是因为法兰管道接口处是非刚性节点,容易在外部荷载作用下产生变形和位移,而且法兰管道连接处采用回弹性佳、减震性能良好的金属缠绕垫片。爆破地震波作用于法兰管道连接处时,地震波的一部分能量被金属缠绕垫片吸收,金属缠绕垫片对接触处的管道单元起到了一定的减震作用。而管道 1/4 处的测点 D4 由于距离接口处有一定距离,金属缠绕垫片减震作用有一定范围,因此法兰管道和无法兰管道非接口处振动速度差别不大。

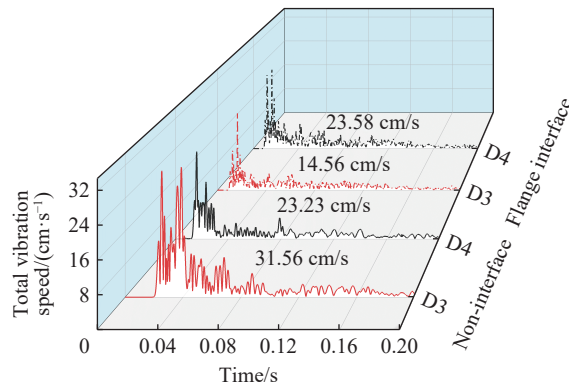
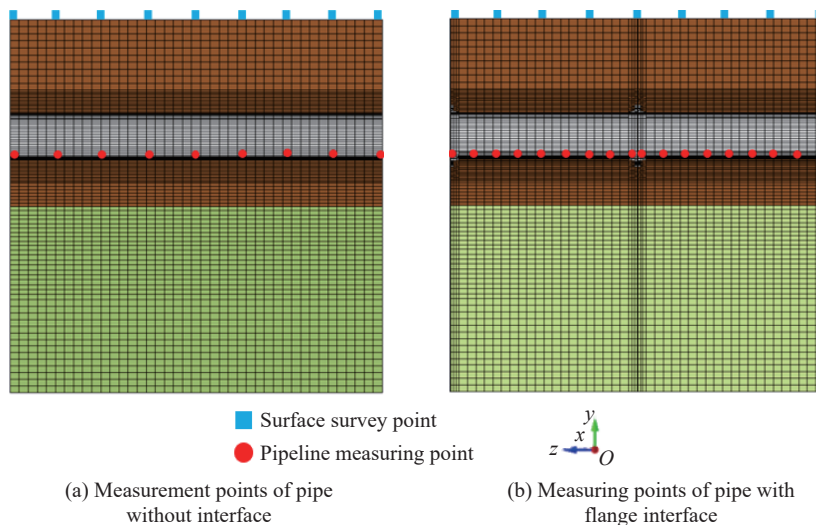


图 8 合振动速度对比图

Fig. 8 Comparison chart of combined vibration speed

为全面分析管道振动速度沿管身的空间分布特征,结合现场实验监测点的布置,根据数值计算模型,沿管道轴线选取如图 9 所示的管道底部以及正上方地表土体单元。其中,法兰接口管道和无接口管道峰值合振动速度(v_p)以及管道正上方地表峰值合振速(v_g)如图 10 所示。分析图 10 可知,在不同爆破工况下,管道、地表峰值合振动速度呈现出随爆源距离减小而不断增大的趋势。此外,沿管道轴线方向,



(a) Measurement points of pipe without interface

(b) Measuring points of pipe with flange interface

图 9 监测点示意图

Fig. 9 Schematic diagram of monitoring points

无接口管道、地表振动速度均呈现出以管道中心截面为对称面沿两端不断减小的趋势,管道中心截面为最危险截面。法兰接口管道沿轴线方向管道单元峰值振速由两侧向中间逐渐增大,在管道法兰连接处突然减小。无法兰接口管道和法兰接口管道中心正上方地表振速相差较大,这是由于柔性接口在 seismic 波传播过程中易产生变形。对比无法兰接口管道和法兰接口管道非接口处单元振动速度可知,管道及其地表正上方单元峰值振动速度相差不大,进一步说明了在爆破地震波作用下,法兰接口对管道的动力响应有一定的影响。

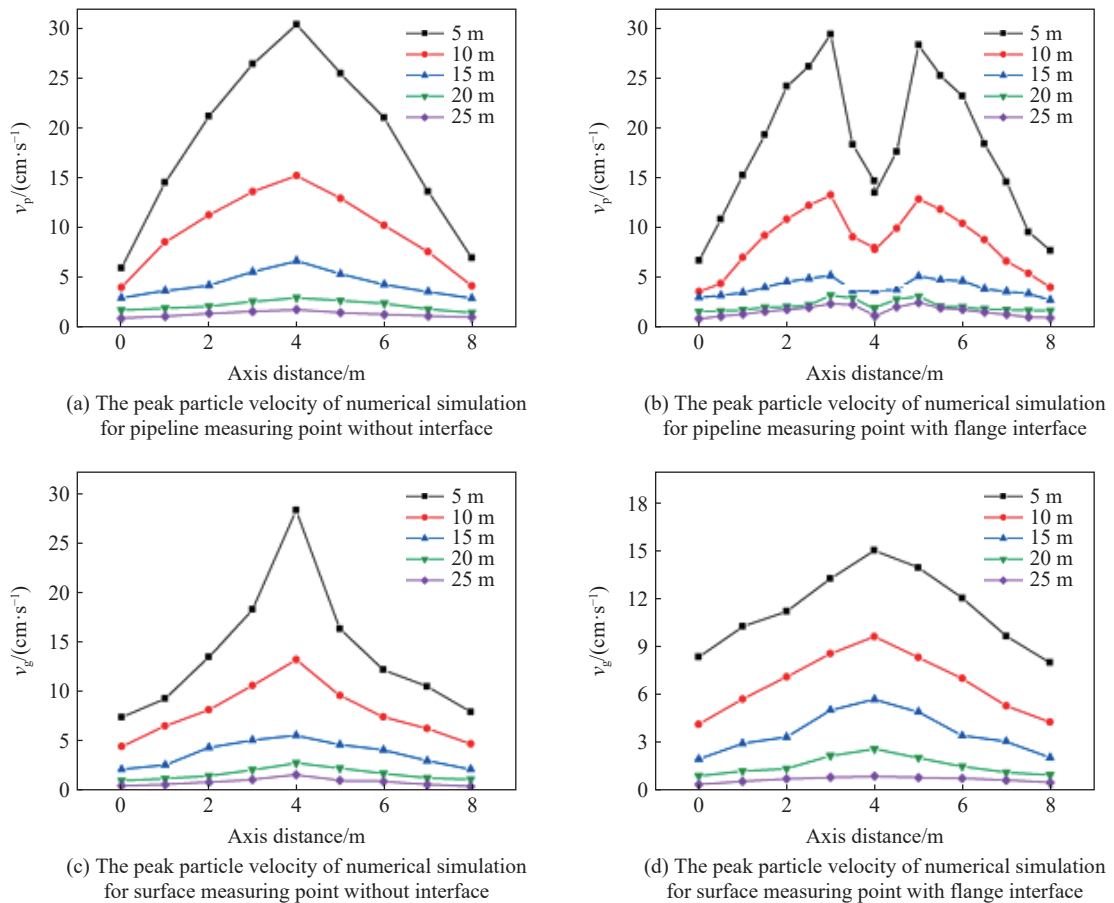
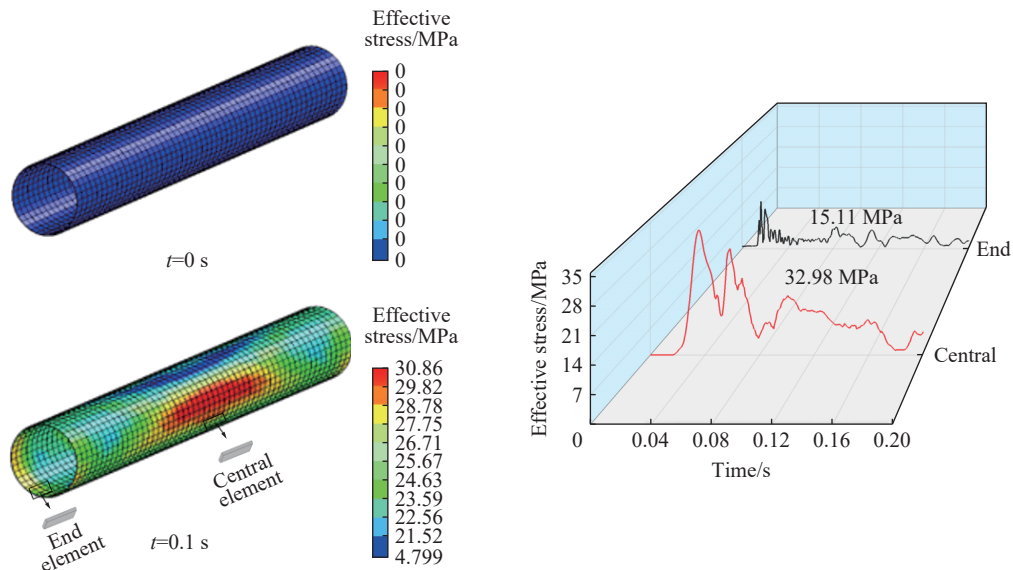


图 10 管道轴线方向振速分布图

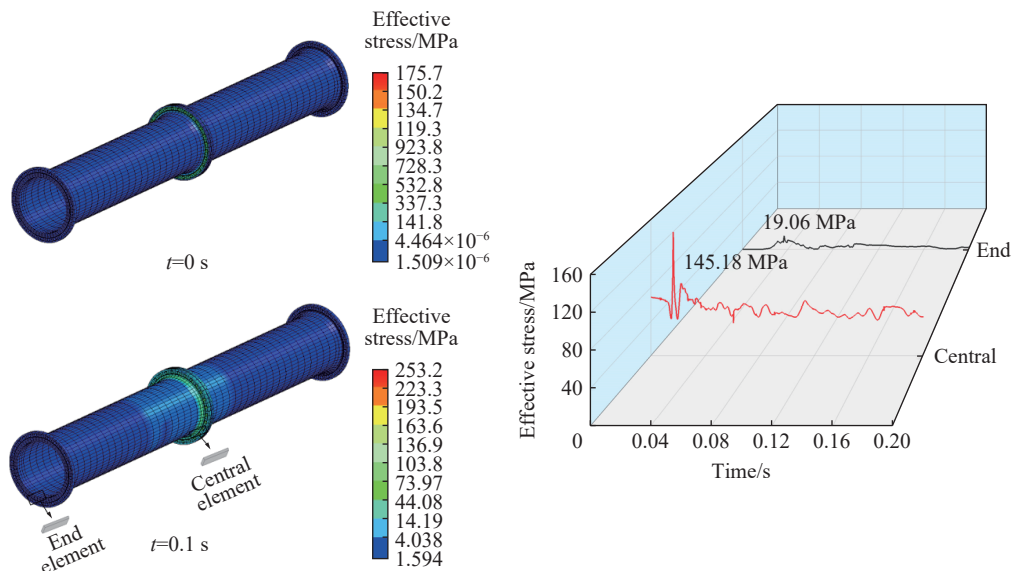
Fig. 10 Vibration velocity in the axial direction of the pipeline

3.2 应力分布特征

根据数值计算模型研究法兰接口管道和无接口整体有效应力分布以及变化情况,其中炮孔 V 爆破时管道有效应力分布如图 11 所示。由图 11(a)可知,爆破地震波在约 0.04 s 开始在管道中传播并引起管道有效应力的改变,约 0.06 s 管道的爆破地震波达到能量峰值,管道有效应力也达到峰值。由图 11(b)可知,法兰接口管道在 0 s 时接口处已出现有效应力,这是螺栓预紧力对法兰接口的作用产生的。在约 0.1 s,有效应力沿管身均匀分布,但管道法兰接口处有效应力远大于管身其他部位的有效应力。选取法兰接口管道和无接口管道中心截面以及端部截面最底部单元进行对比分析,无接口管道中心截面和端部截面底部单元峰值有效应力分别为 32.98、15.11 MPa。法兰接口管道接口处中心截面底部单元在 0 s 时的初始应力为 68.45 MPa,峰值有效应力为 145.18 MPa。端部截面底部单元峰值应力为 19.08 MPa。爆破地震波在法兰接口管道中传播时,管道接口处的有效应力最大,因此管道法兰接口处是研究的关键点。



(a) Effective stress distribution of pipe without interface



(b) Effective stress distribution diagram of pipeline with flange interface

图 11 管道有效应力分布图

Fig. 11 Pipeline stress cloud chart

4 法兰接口系统的动力响应特性

4.1 螺栓动力响应特性

螺栓材料采用 30CrMoA 合金结构钢, 抗拉强度 660 MPa、屈服强度 500 MPa、许用应力 150 MPa。其中炮孔 V 爆破时螺栓的应力云图如图 12 所示, 对各个工况下单一螺栓截面进行分析发现, 螺栓发生了略微的弯曲变形。螺栓横截面峰值有效应力分布不均匀, 外侧有效应力小于内侧有效应力, 螺栓轴向峰值有效应力呈现出中间大、两端小的现象。这是由于螺栓受到了法兰偏转而产生的弯曲载荷作用的影响。为全面分析爆破地震波作用下螺栓的动力响应特性, 对 28 个 M52 在 5 种工况下螺栓内侧单元 1 的有效应力进行统计, 如图 13 所示。由图 13 可知, 在同一工况下, 螺栓中部内侧有效应力最大值出现在迎爆侧; 在不同工况作用下, 螺栓中部内侧有效应力随爆心距的减小而增大, 且有效应力均在材料许用应力范围之内。

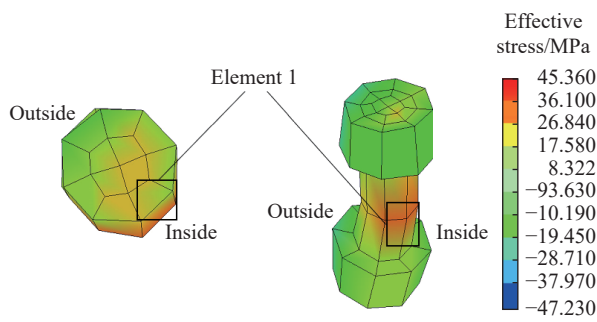


图 12 螺栓的有效应力分布图
Fig. 12 Effective stress distribution diagram of bolt

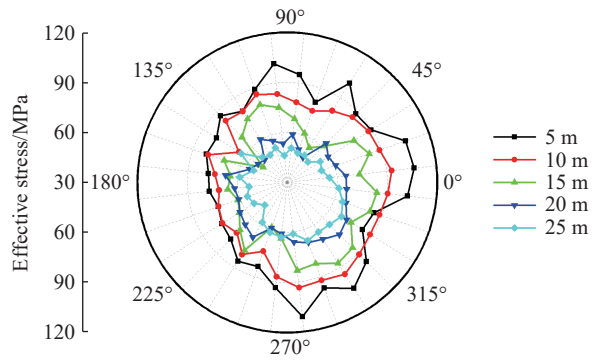


图 13 各个工况的螺栓的有效应力分布图
Fig. 13 Effective stress distribution diagram of bolts in various working conditions

4.2 垫片动力响应特性

垫片应力(即垫片轴向压应力)是评价法兰接头密封性能的重要指标。依据 ASME VIII-1^[22], 在实际工况下, 垫片的应力不小于 mp 就认为达到了密封要求(其中 m 为垫片系数, 取 2.5, p 为介质压力, 取 2.5 MPa, mp 为满足密封要求的最小垫片压紧力, 即 6.25 MPa)。由图 14 可知, 在同一爆破工况下, 垫片周向应力在迎爆侧最大。但应力沿周向只有微量波动, 而沿径向波动大。因此, 对在不同工况下垫片迎爆侧径向单元 O、M、I 的应力进行统计, 如图 15 所示。由图 14~15 可知, 在同一工况下, 垫片应力由内到外逐渐增大。在不同工况下, 垫片应力随爆心距减小而增大, 且爆心距越小, 垫片内外边缘应力差越大。这是因为法兰受到的外部荷载越大, 偏转角越大, 导致垫片内外边缘应力差越大, 同时导致垫片回弹量增加, 从而应力下降越显著。经计算, 法兰的垫片在各种工况下的最小应力绝对值为 10.6 MPa, 均超过 mp 值, 表明该组合法兰能满足一般密封要求。

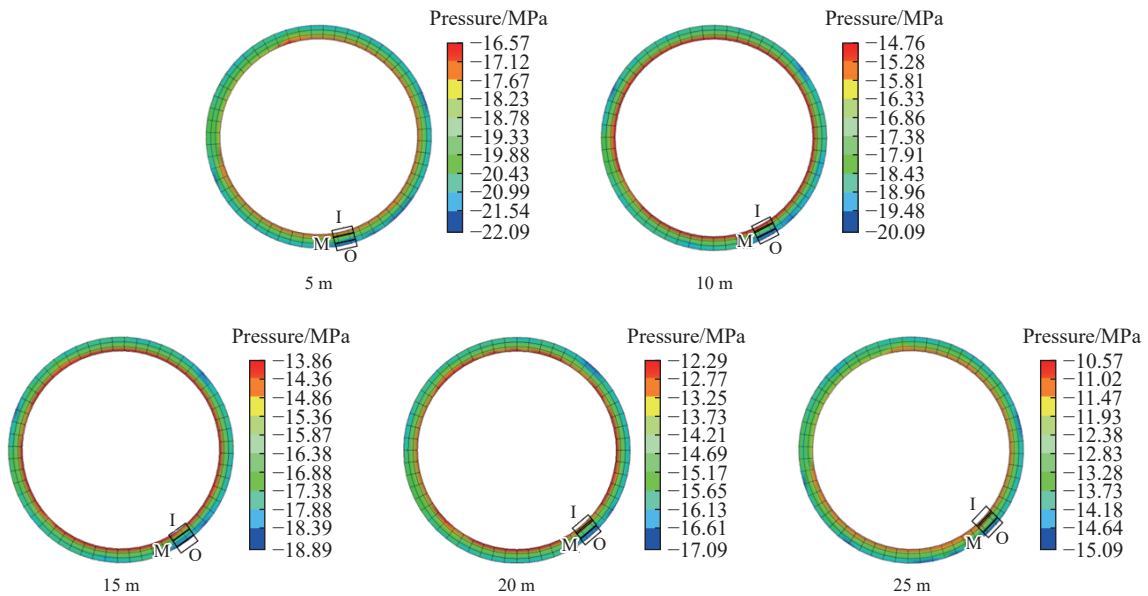


图 14 轴向压应力分布图
Fig. 14 Distribution diagram of axial compressive stress of gaskets

4.3 法兰动力响应特性

法兰采用整体式法兰, 其材料为球墨铸铁, 屈服强度为 300 MPa。在图 16 中, 对不同工况下螺栓孔

周围单元 A、B、C、D、E、F 的峰值有效应力进行统计。由图 17(a)可知,在相同爆破地震波作用下,法兰盘最大峰值有效应力出现在迎爆侧位于螺栓孔的内侧边缘处。这是由于法兰的偏转与螺栓发生挤压引起的,结构存在不连续性,导致法兰的拐角处应力也相对较大^[23]。为更好地研究不同爆破工况下法兰动力响应特性,对各工况法兰盘位于螺栓内侧边缘处峰值有效应力进行统计分析。如 17(b)所示,爆心距越小,法兰盘位于螺栓内侧边缘处有效应力越大,有效应力皆小于材料的屈服强度。

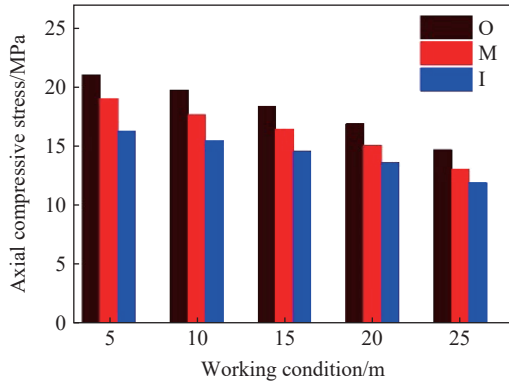


图 15 垫片单元轴向压应力分布图

Fig. 15 Axial compressive stress diagram of gasket unit

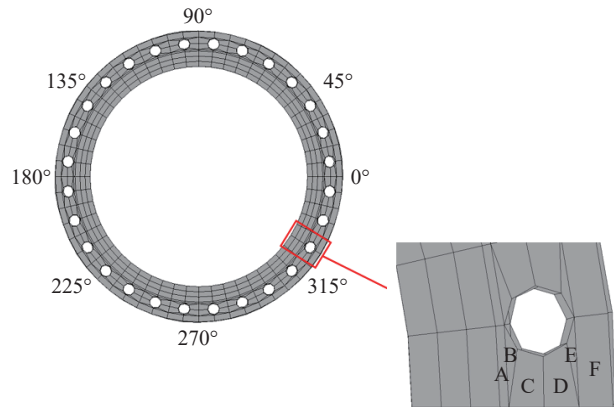
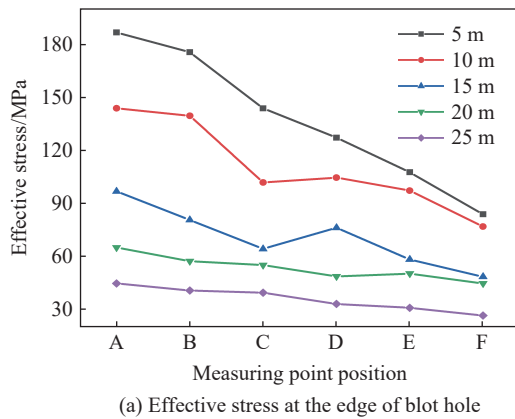
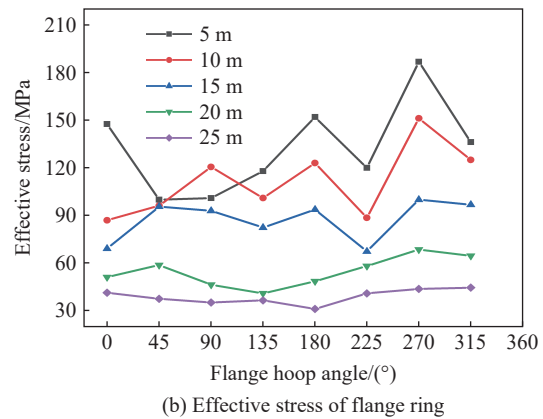


图 16 法兰测点示意图

Fig. 16 Schematic diagram of flange measuring point



(a) Effective stress at the edge of blot hole



(b) Effective stress of flange ring

图 17 法兰有效应力

Fig. 17 Effective stress of flange

5 管道失效模式及安全评价

法兰接头发生泄漏的根本原因在于,法兰发生偏转时,法兰与垫片之间的接触面间隙使密封面不能完全吻合,从而导致泄漏发生。法兰偏转是在螺栓装配载荷、外部荷载和垫片反力作用下发生的法兰体的弯曲变形、垫片的非均匀压缩和螺栓弯曲这 3 种变形相互协调共同造成的。法兰的轴向位移是导致法兰发生偏转的主要原因,该位移的产生有两部分原因:首先由于法兰的刚度大于垫片的刚度,法兰连接处收到外部荷载作用时,垫片将会有较大的变形,从而会影响法兰的轴向位移;其次是法兰自身各个部分在在外部荷载作用下轴向位移的变化不一致。法兰发生偏转会引起垫片压应力分布不均匀,从而导致垫片密封性差,增大了连接处发生泄漏的可能性。ASME VIII-1^[22]中对于整体法兰,限制转角不超过 0.3°。对法兰转角的限定,根本目的是为了保证法兰的紧密性。法兰偏转角可通过法兰内外边缘的轴向位移差值(即相对挠度)除以法兰内外径之差近似得到,如图 18 所示^[24]。即:

$$\theta = \frac{|\Delta s|}{\Delta l} \times \frac{180^\circ}{\pi} \quad (4)$$

式中: Δs 表示轴向位移差, Δl 表示法兰内外径之差。

对法兰周向位移进行统计分析, 法兰迎爆侧轴向位移差最大。将 5 种工况下爆破地震波作用下的法兰迎爆侧偏转角进行统计, 爆心距为 5、10、15、20、25 m 的法兰迎爆侧偏转角分别为 0.356° 、 0.179° 、 0.098° 、 0.058° 、 0.018° 。当爆心距为 5 m 时, 法兰偏转角已超过安全阈值。

对于爆破振动影响下地下建构建筑物的安全监测和评价, 往往由于其埋置于地下, 现场工程条件下不便于进行开挖揭露, 因此常常将其对应的地表振动速度作为监测量, 以方便工程进行中的现场监测。对数值模拟中 5 种工况管道中心正上方的地表振速进行统计, 如图 19 所示。根据统计关系拟合得到爆破地震波作用下法兰最大偏转角和地表振速之间关系表达式:

$$\theta = 0.0408e^{0.14434v} \quad (5)$$

式中: θ 为法兰最大偏转角, ($^\circ$); v 表示管道中心正上方地表振速, cm/s。

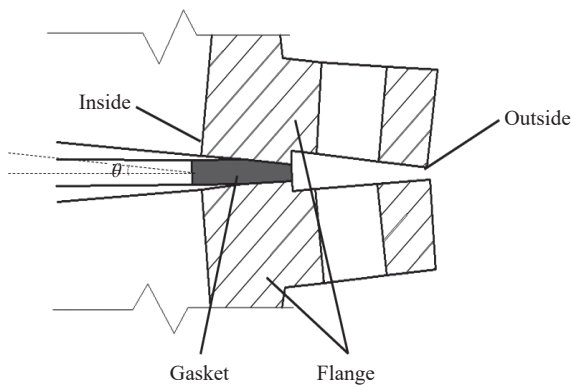


图 18 法兰偏转角示意图

Fig. 18 Schematic diagram of flange deflection angle

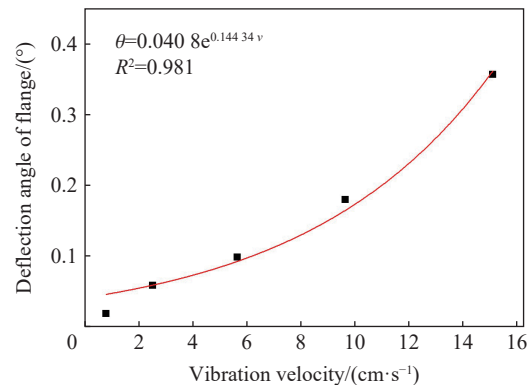


图 19 法兰偏转角与地表振速关系

Fig. 19 Relationship between flange deflection angle and ground surface vibration velocity

由式(5)可知, 在爆破地震波作用下法兰最大偏转角和地表振速存在一定关系。已知法兰允许偏转角为 0.3° , 将其代入公式(5), 即可得到法兰燃气管道下穿爆破工程地表的安全控制值为 13.82 cm/s 。

由上述分析可知, 法兰接口更易受到爆破振动有害效应的影响, 球墨铸铁管道整体的破坏应以法兰接口处的失效判据来判定, 可将法兰接口燃气管道中心正上方地表控制振速 13.82 cm/s 作为埋地管道爆破地震作用下的安全控制值。

6 结 论

通过邻近管道现场爆破实验, 利用动力有限元软件 LS-DYNA 建立不同爆破工况下无接口和有法兰接口燃气管道数值计算模型, 并将无法兰接口管道和有法兰接口管道动力响应特性进行对比, 讨论分析了不同爆心距下法兰管道动力响应特征的影响, 得到了以下结论。

(1) 不同工况下, 管道应变随爆源距离的增大逐渐减小; 管道截面应变以轴向拉伸应变为主, 环向应变为辅。

(2) 不同爆破工况下, 无接口管道和法兰接口管道及地表峰值振动速度随爆源距离减小而增大; 沿管道轴线方向, 无接口管道、地表峰值振动速度以管道中心截面为对称面沿两端不断减小, 法兰接口管道峰值振速由两侧向中间逐渐增大, 在管道法兰连接处突然减小。无接口管道和法兰接口管道在非接口处峰值振速和有效应力差别不大, 法兰接口处出现明显的应力集中现象。

(3) 管道法兰接口处是爆破地震作用下研究的关键点, 螺栓的峰值有效应力、垫片轴向压力、法兰

峰值有效应力、法兰偏转角随爆心距增大而减小。

(4) 法兰管道偏转角与地表振速具有对应关系, 法兰接口更易受到爆破振动有害效应的影响。可将法兰燃气管道中心正上方地表控制振速 13.82 cm/s 作为邻近燃气管道爆破工程地表的安全控制值。

感谢武汉爆破有限公司谢先启院士及其团队刘昌邦、黄小武、钱坤、姚俊、王威、岳端阳等对本实验给予的大力支持。

参考文献:

- [1] 管晓明, 张良, 王利民, 等. 隧道近距下穿管线的爆破振动特征及安全标准 [J]. *中南大学学报 (自然科学版)*, 2019, 50(11): 2870–2885. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2019.11.026.
GUAN X M, ZHANG L, WANG L M, et al. Blasting vibration characteristics and safety standard of pipeline passed down by tunnel in short distance [J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2019, 50(11): 2870–2885. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2019.11.026.
- [2] 夏宇磬, 蒋楠, 姚颖康, 等. 粉质黏土层预埋承插式混凝土管道对爆破振动的动力响应 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0207.
XIA Y Q, JIANG N, YAO Y K, et al. Dynamic responses of a concrete pipeline with bell-and-spigot joints buried in a silty clay layer to blasting seismic waves [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0207.
- [3] ASHFORD S A, JUIRNARONGRIT T. Response of single piles and pipelines in liquefaction-induced lateral spreads using controlled blasting [J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2002, 1(2): 181–193. DOI: 10.1007/s11803-002-0064-3.
- [4] ABEDI A S, HATAF N, GHAHRAMANI A. Analytical solution of the dynamic response of buried pipelines under blast wave [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2016, 88: 301–306. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2016.07.014.
- [5] KOURETZIS G P, BOUCKOVALAS G D, GANTES C J. Analytical calculation of blast-induced strains to buried pipelines [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(10): 1683–1704. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.08.008.
- [6] LIU X B, ZHANG H, XIA M Y, et al. Mechanical response of buried polyethylene pipelines under excavation load during pavement construction [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2018, 90: 355–370. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2018.03.027.
- [7] 张震, 周传波, 路世伟, 等. 爆破振动作用下邻近埋地混凝土管道动力响应特性 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2017, 46(9): 79–84. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201611089.
ZHANG Z, ZHOU C B, LU S W, et al. Dynamic response characteristic of adjacent buried concrete pipeline subjected to blasting vibration [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2017, 46(9): 79–84. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201611089.
- [8] JIANG N, GAO T, ZHOU C B, et al. Effect of excavation blasting vibration on adjacent buried gas pipeline in a metro tunnel [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2018, 81: 590–601. DOI: 10.1016/j.tust.2018.08.022.
- [9] 高坛, 周传波, 蒋楠, 等. 基坑开挖爆破下邻近管道振动速度安全阈值研究 [J]. *安全与环境学报*, 2017, 17(6): 2191–2195. DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2017.06.029.
GAO T, ZHOU C B, JIANG N, et al. Study on the vibration velocity threshold of the adjacent pipeline under the blasting excavation of the foundation pit [J]. *Journal of Safety and Environment*, 2017, 17(6): 2191–2195. DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2017.06.029.
- [10] 屈若枫, 徐光黎, 王金峰, 等. 武汉地区典型软土物理力学指标间的相关性研究 [J]. *岩土工程学报*, 2014, 36(S2): 113–119. DOI: 10.11779/CJGE2014S2019.
QU R F, XU G L, WANG J F, et al. Correlations of physical and mechanical properties of typical soft soils in Wuhan [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, 36(S2): 113–119. DOI: 10.11779/CJGE2014S2019.
- [11] 时党勇, 李裕春, 张胜民. 基于 ANSYS/LS-DYNA 8.1 进行显式动力分析 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2005: 156–158.
- [12] 王先军, 陈明祥, 常晓林, 等. Drucker-Prager 系列屈服准则在稳定分析中的应用研究 [J]. *岩土力学*, 2009, 30(12): 3733–3738. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2009.12.030.

- WANG X J, CHEN M X, CHANG X L, et al. Studies of application of Drucker-Prager yield criteria to stability analysis [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(12): 3733–3738. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2009.12.030.
- [13] MOKHTARI M, NIA A A. A parametric study on the mechanical performance of buried X65 steel pipelines under subsurface detonation [J]. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 2015, 15(3): 668–679. DOI: 10.1016/j.acme.2014.12.013.
- [14] 郑爽英, 杨立中. 隧道爆破地震下输气管道动力响应数值试验 [J]. *西南交通大学学报*, 2017, 52(2): 264–271. DOI: 10.3969/j.issn.0258-2724.2017.02.008.
- ZHENG S Y, YANG L Z. Numerical experiments of dynamic response of buried gas pipeline under the action of seismic waves induced by tunnel blasting [J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2017, 52(2): 264–271. DOI: 10.3969/j.issn.0258-2724.2017.02.008.
- [15] 朱斌, 蒋楠, 贾永胜, 等. 下穿燃气管道爆破振动效应现场试验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2019, 38(12): 2582–2592. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2019.0183.
- ZHU B, JIANG N, JIA Y S, et al. Field experiment on blasting vibration effect of underpass gas pipeline [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, 38(12): 2582–2592. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2019.0183.
- [16] 中国机械工业联合会. 整体铸铁法兰: GB/T 17241.6-2008 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- [17] 王志文, 蔡仁良. 化工容器设计 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2005: 42–45.
- [18] 中华人民共和国国家市场监督管理总局, 中国国家标准化管理委员会. 水及燃气用球墨铸铁管、管件和附件: GB/T 13295–2019 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.
- [19] MATHAN G, PRASAD N S. Evaluation of effective material properties of spiral wound gasket through homogenization [J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2010, 87(12): 704–713. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2010.10.003.
- [20] 蒋国庆, 马斌, 陈万华. 螺栓法兰连接结构有限元模型参数确定方法 [J]. *国防科技大学学报*, 2020, 42(4): 51–56. DOI: 10.11887/j.cn.202004009.
- JIANG G Q, MA B, CHEN W H. Parameter determination method for bolted flange's finite element model [J]. *Journal of National University of Defense Technology*, 2020, 42(4): 51–56. DOI: 10.11887/j.cn.202004009.
- [21] 蔡仁良, 顾伯勤, 宋鹏云. 过程装备密封技术 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2006: 51–52.
- [22] ASME 锅炉及压力容器委员会压力容器分委员会. ASME 锅炉及压力容器规范: 2010 版. 第 8 卷. 第 1 册, 压力容器建造规则 [M]. 北京: 中国石化出版社, 2011: 415.
- [23] 陆晓峰, 沈轶. 高温法兰密封接头的可靠性分析 [J]. *压力容器*, 2007, 24(9): 20–24. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2007.09.005.
- LU X F, SHEN Y. Reliability analysis on bolted flanged joints at elevated temperature [J]. *Pressure Vessel Technology*, 2007, 24(9): 20–24. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2007.09.005.
- [24] 王和慧, 卢均臣, 关凯书, 等. 带接管组合法兰的强度和密封有限元分析 [J]. *压力容器*, 2012, 29(2): 22–29. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2012.02.005.
- WANG H H, LU J C, GUAN K S, et al. Strength and seal FE analysis of combined flanges with a pipe [J]. *Pressure Vessel Technology*, 2012, 29(2): 22–29. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4837.2012.02.005.

(责任编辑 曾月蓉)