

爆破振动多次作用下埋地螺栓法兰管道结构动力响应的演化规律*

张硕彦^{1,2}, 蒋楠^{1,2}, 周传波², 吕国鹏^{1,2}, 姚颖康¹, 韩丰骏^{1,2}

(1. 江汉大学精细爆破全国重点实验室, 湖北 武汉 430056

2. 中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074;)

摘要: 针对多次爆破振动下现役埋地螺栓法兰管道的安全运营问题, 构建了螺栓法兰铸铁管道爆破动力响应模型试验系统, 开展了 10 次爆破试验, 分析了螺栓的轴向应变特征、管身和法兰的应变特征。基于模型试验及结果, 采用 LS-DYNA 动力有限元软件, 建立了埋地螺栓法兰管道爆破动力响应数值模型, 采用磨损理论模型模拟螺栓松动, 实现多次爆破计算, 分析了埋地螺栓法兰管道的振动速度、应力及法兰偏转角的响应规律。研究表明: 管道轴向的峰值振速呈现两侧向中间逐渐增大的变化趋势。爆破振动会使螺栓发生松动, 螺栓的峰值合速度随爆破次数的增加出现小幅度增大。预紧力的增大会降低螺栓的峰值合速度。管身与法兰连接处出现应力集中, 最大有效应力达到 157.5MPa。螺帽与螺柱以及法兰的连接部位出现应力集中, 最大有效应力达到 151.4MPa, 爆破后螺栓的应力重分配现象明显。垫片迎爆侧的轴向压力增大, 背爆侧的轴向压力减小。法兰偏转表现为迎爆侧压缩, 背爆侧拉伸, 迎爆侧 1#螺栓处法兰的偏转最大, 偏转角为 0.029°。

关键词: 螺栓法兰管道; 管道接口; 多次爆破振动; 模型试验; 动力响应

中图分类号: XXXX.X

国标学科代码: XXXXX

文献标识码: A

Evolution law of dynamic response of buried bolt flange pipeline structure under multiple blasting vibrations

ZHANG Shuoyan^{1,2}, JIANG Nan^{1,2}, ZHOU Chuanbo², LV Guopeng^{1,2}, YAO Yingkang¹, HAN Fengjun^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Precision Blasting, Jianghan University, Wuhan 430056, Hubei, China;

2. Faculty of Engineering, China University of Geosciences (Wuhan), Wuhan 430074, Hubei, China)

Abstract: In order to ensure the safe operation of buried bolted flanged pipelines under multiple blasting vibrations, a model test system for the blasting dynamic response of bolted flanged cast iron pipelines was constructed, and ten blasting tests were carried out. Based on the model tests and results, the axial strain characteristics of the bolts, the strain characteristics of the pipe body, and flange were analyzed. To further analyze, a numerical model for the blasting dynamic response of buried bolted flange pipelines was established using the LS-DYNA dynamic finite element software. The wear theory model was employed to simulate bolt loosening, and multiple blasting calculations were conducted. The response characteristics of vibration velocity, stress, and

*收稿日期: 2026-03-31 ; 修回日期: 2026-06-09 ;

基金项目: 湖北省自然科学基金杰出青年项目 (2024AFA092)、国家自然科学基金资助项目

(52578584、U25A20355、52478525)、湖北省“智能建造”青年科技人才联合项目 (2025DJA118)

第一作者: 张硕彦 (2001—), 男, 博士研究生. E-mail: zhangsycug@163.com;

通信作者: 蒋楠 (1986—), 男, 博士, 教授. E-mail: jiangnan@cug.edu.cn.

flange deflection angle of the buried bolted flange pipelines were analyzed. The findings indicate that the peak vibration velocity of the axial direction of the pipeline increase gradually from the both sides toward the middle. The blasting vibrations cause bolt loosening, with the peak resultant velocity of the bolts increasing slightly as the number of blasting cycles increase. It has been demonstrated that increasing the preload will result in a reduction of the bolt's peak resultant velocity. Stress concentration occurs at the connection between the pipe body and the flange, with a maximum effective stress of 157.5 MPa. Stress concentration is also observed at the connection between the nuts, bolts, and flanges, with a maximum effective stress of 151.4 MPa. The redistribution of stress in the bolt following the blasting process is evident. The axial pressure on the facing explosive side of the spacer increase, while that on the opposite side decrease. The deflection of the flange is characterized by compression on the facing explosive side and tension on opposite side. The flange at Bolt 1# on the facing explosive side exhibits the largest deflection, with a flange deflection angle of 0.029°.

Keywords: Bolt flange pipeline; Pipeline interface; Multiple blasting vibration; Model test; Dynamic response

随着我国城市的高质量发展，地下管网规模迅速扩张，螺栓法兰结构由于其结构简单、成本低廉、拆卸简单、密封性好等优点，被广泛应用于连接输水、输气管道。螺栓法兰接口作为管道系统中的易损点和关键点^[1]，其在爆破振动扰动下的牢固可靠性十分重要^[2]。在多次爆破振动的影响下，管道接口的某些敏感环节^[3]（螺栓、垫片等）可能会出现损坏或结构安全失效问题。因此，保证埋地螺栓法兰管道接口在爆破施工过程中的安全稳定，是工程建设中的关键问题。

许多学者采用多尺度试验与数值模拟结合的方法来研究埋地管道在爆破振动作用下的动力响应。Rismani 等^[4]提出了基于 Euler-Bernoulli 梁理论的解析解和数值解，评估土体中管道的动力响应特征，发现螺栓法兰连接极易受到爆破振动的影响。张玉琦等^[5]和赵珂等^[6]分别针对法兰接口与承插式 HDPE 管道开展爆破试验，发现接口几何突变导致应力集中效应，其有效应力与位移响应显著高于无接口管段，验证了连接结构对动态荷载的传递放大特性。Li 等^[7]对埋地法兰排水管道进行抗爆性实验研究，发现管道法兰连接更容易发生损坏，导致泄露。夏宇馨等^[8]与张玉琦等^[9]进一步通过混凝土与 HDPE 管道爆破试验，提出基于接口转角与应变阈值的动态安全判据，强调连接结构失效主导整体系统风险。

Zhao 等^[10]基于现场实验数据建立三维全尺寸模型，对比发现法兰螺栓连接管道较无接口管道更易受爆破振动影响，强调安全评估需优先考虑法兰连接形式。Qu 等^[11]建立了管土耦合三维模型并模拟了双药包爆炸载荷，证实法兰连接系统通过增强局部刚度和能量吸收可有效抑制屈曲变形。Boron 和 Dulnska^[12]通过子模型技术建立含螺栓法兰细节的地震响应模型，揭示连接部位存在复杂应力集中现象，螺栓呈现明显弯曲变形特征。张瑞雪等^[13]利用 ANSYS/LS-DYNA 证实外侧垫片对冲击能量的吸收作用，发现增大爆心距可减缓螺栓位移波动。王雷等^[14]采用 HyperMesh 和 Abaqus 联合仿真揭示高压管道在冲击载荷下的频率相关失效模式，高频与低频载荷分别导致塑性变形和断裂。此外，垫片类型显著影响管道系统的动态响应特性^[15,16]。

综上所述，管道螺栓法兰接口在爆破振动作用下的动态响应和失效机制显得尤为重要，但绝大部分研究并未考虑爆破振动多次作用下螺栓法兰管道结构动力响应演化特性。因此，本研究基于高精度模型试验与精细化数值模拟技术，更深入、系统地研究了螺栓法兰管道结构在多次爆破振动作用下的动力响应特征，为螺栓法兰管道的安全维护提供参考。

1 埋地螺栓法兰管道爆破振动模型试验及结果分析

1.1 模型试验系统及方案设计

本研究的模型试验系统由模型箱、带颈平焊突面法兰铸铁管、填土材料、炸药和监测系统组成，如图 1 所示。其中，模型箱采用钢板与亚克力板加工成型，设计模型整体尺寸为 200×50×50 cm，土

体厚度 45 cm。受限于模型箱的尺寸，难以避免爆破应力波在边界处的透反射现象，因此在模型箱内侧铺设 3cm 厚度的聚乙烯发泡棉板，尽量减弱爆破振动波在模型边界处的反射叠加作用，提高试验的合理性。

模型箱中埋置一组由两节定制的带颈平焊突面法兰铸铁管连接而成管道系统，接口处采用双头螺栓进行紧固，埋深 22.5 cm。其中，铸铁管公称直径为 80 mm，外径为 98 mm，管道长度为 200 mm；法兰外径为 200 mm，厚度为 20 mm，法兰盘上螺孔的孔距为 160 mm，孔径为 18 mm，孔数为 8 个；双头螺柱直径为 16 mm，长度为 80 mm；接口处密封垫片采用橡胶材料，垫片的接触宽度为 25 mm，垫片厚度为 4.5 mm。螺栓法兰管道连接结构如图 2 所示。

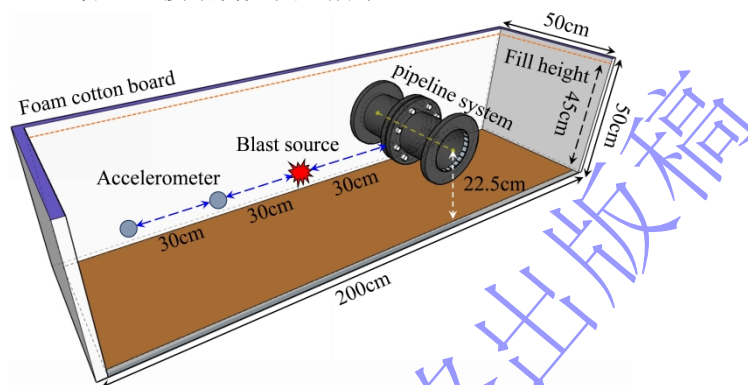


图 1 模型试验系统

Fig.1 Model experiment system

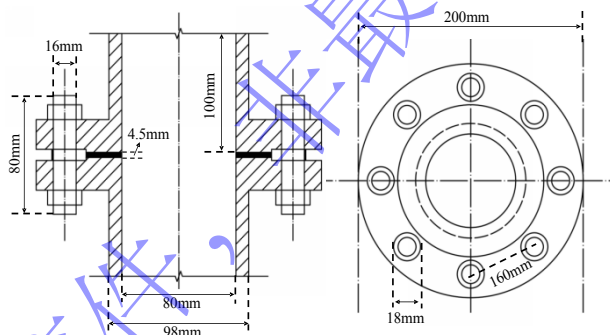


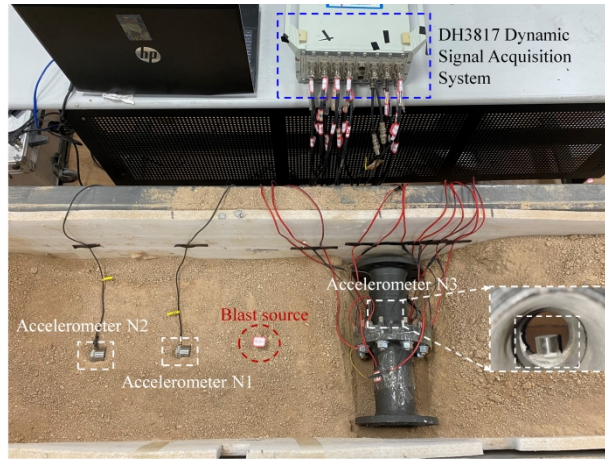
图 2 螺栓法兰管道连接结构

Fig.2 Bolt flange pipeline connection structure

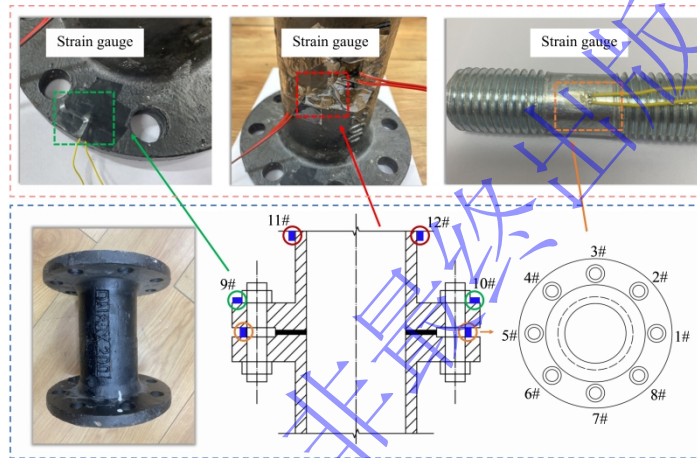
模型试验的监测系统包含布设在埋地管道管身、法兰盘、连接螺柱的 BE120-3AA(11)-P150 高精度电阻应变片，布设在填土体与管道中的 DH105E 压电式加速度传感器，以及 DH3817 超高速动态信号采集系统。

加速度传感器及应变片的布置如图 3 所示。管道接口、爆源、加速度计 N1 和 N2 位于同一水平连线上，管道接口与爆源相距 30 cm，加速度计 N1 和 N2 分别距爆源 30 cm 和 60 cm，加速度计 N3 采用石膏固定在靠近管道接口的内壁上，距爆源大致 35cm。

如图 3(b)所示，应变片布置在连接螺栓、法兰盘及管身上。在粘贴应变片前需打磨对应粘贴区域，确保应变片与表面贴合，然后用速干胶水粘贴应变片，并采用电工胶带对应变片表面进行保护。沿连接螺栓轴向粘贴应变片，编号依次为为#1、#2、#3、#4、#5、#6、#7、#8；在法兰盘上对称布设一组应变片#9、#10，在管道 1 中部对称布设一组应变片#11、#12。



(a) Arrangement of accelerometers



(b) Arrangement of strain gauges

图3 加速度传感器及应变片的布置情况

Fig.3 Arrangement of acceleration sensors and strain gauges

布设完成加速度传感器及应变片后，将炸药和管道埋置到设计位置，并压紧、压实上覆填土体，待相关实验人员退到安全控制范围以外后起爆炸药，并在每次爆破后平整并压实炮孔周围土体，尽量确保每次试验土体的一致性。每次爆破完毕之后，重复上述操作至完成5次起爆后，挖出管道并改变螺栓预紧力大小，再按相同操作方式完成5次试验，总计开展10次爆破试验。螺栓预紧力的施加过程见1.3节。

1.2 填土材料及爆破荷载

本研究选用江汉大学爆破全国重点实验室野外实验场的土样作为填土材料，其以粉质黏土为主，土体参数符合一般管道的埋置条件，具有一定的代表性。模型试验填土材料的物理力学参数如表1所示。

表1 填土材料参数

Table 1 Parameters of fill material

材料	密度 $\rho/\text{g}\cdot\text{m}^{-3}$	弹性模量 E/MPa	剪切模量 G/MPa	泊松比 μ	黏聚力 c/MPa	内摩擦角 $\varphi/^\circ$
填土	1.92	39	4.3	0.35	0.025	12

模型试验中采用高氯酸钾作为爆破荷载来源。为明确后续爆破动力分析模型中高氯酸钾爆炸产生的冲击荷载特性，参考相关文献^[17-19]，在模型试验箱中开展了高氯酸钾单孔爆破试验，装药量为1.5g。

采用土压力盒来监测爆破荷载，土压力盒的布置如图4所示，将土压力盒沿x轴向布置在爆源两侧，土压力盒A1与A2距爆源5cm，土压力盒A3、A4、A5分布距爆源15cm、25cm、35cm。土压力盒布置完成后将其与DH8302高性能动态信号测试分析系统相连，并测试土压力盒能否正常工作。在试验起爆前同时触发五个土压力盒，确保每个土压力盒采集起点一致，随后起爆炸药，完成土压力信号采集。

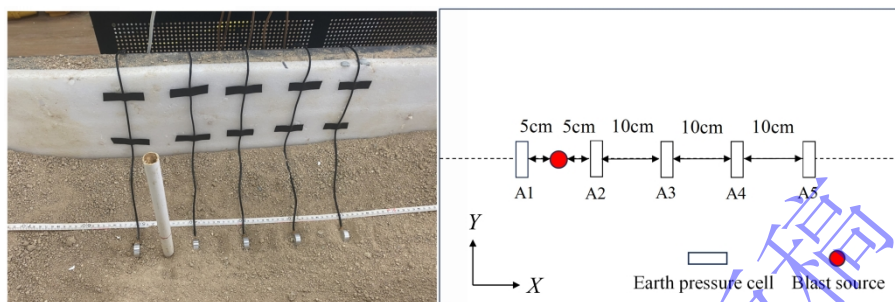


图4 爆炸试验土压力盒布置图

Fig.4 Layout of earth pressure cell

如图5所示，土压力盒A1与A2测得的爆破压力曲线几乎一致，爆破压力峰值分别为747.9kPa和637.5kPa，爆破荷载上升时间约为2.0ms，荷载持续时间约为8.0ms。A1处的土压力在爆破荷载作用后有较明显的增大，出现此现象的原因可能是爆炸导致的土压力盒位置发生改变，进而影响土压力的测量。土压力盒A5测得的爆破荷载峰值压力为105.3kPa，爆破荷载随爆心距的增加衰减明显。分析A2~A5测点的爆破荷载峰值压力可知，峰值压力随爆心距的增大呈现指数衰减规律。

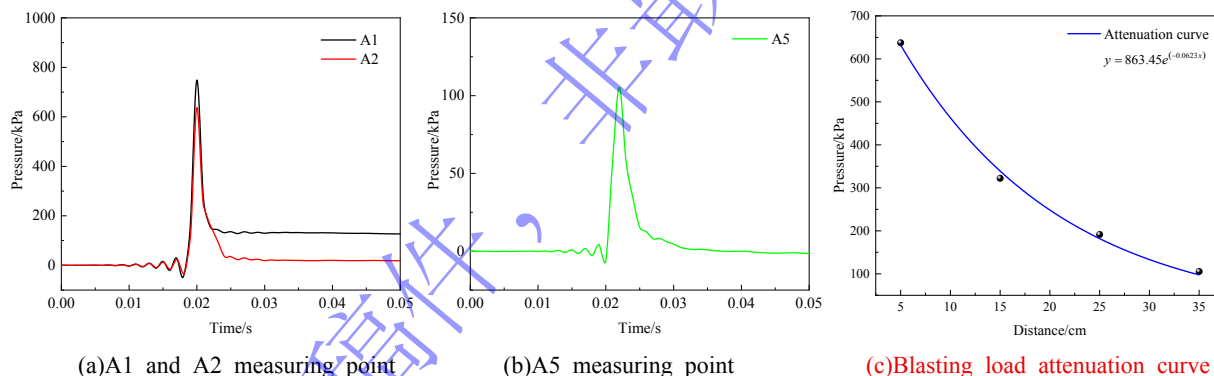


图5 土压力时程曲线及爆破荷载衰减曲线

Fig.5 Time history curve of soil pressure and blasting load attenuation curve

1.3 螺栓预紧力施加

螺栓预紧力试验如图6所示，采用电子扭力扳手施加螺栓预紧力，同时测定加载过程中螺栓的轴向应变与预紧力的变化关系。预紧状态下所需施加的扭矩大小^[20]可通过式(1)进行计算。

$$T_a = \frac{KF_a d}{1000} \quad (1)$$

式中， T_a 为预紧扭矩， F_a 为螺栓最小预紧力， K 为扭转系数， d 为螺柱直径。扭转系数 K 的取值与法兰盘以及螺母表面的摩擦系数有关，一般情况下 K 的取值在0.1~0.25之间，本次试验取 K 值为0.25。

预紧状态下需要的螺栓最小荷载 W_{\min} 为该状态下需要的最小垫片压紧力 F_{\min} （即螺栓最小预紧力 F_a ），可通过式(2)进行计算。

$$W_{\min} = F_{\min} = 3.14D_G b y \quad (2)$$

式中, D_G 为垫片压紧力作用中心圆直径, b 为垫片有效密封宽度, y 为垫片比压力。其中, 当垫片的基本密封宽度 $b_0 \leq 6.4\text{mm}$ 时, $b=b_0$, 当 $b_0 > 6.4\text{mm}$ 时, $b=2.53\sqrt{b_0}$ 。

本次模型试验选用垫片的材料为橡胶, 计算得到预紧状态下每枚螺栓所需最小预紧力为 1525N, 以及此时螺栓所需的预紧扭矩为 6.1N·m。

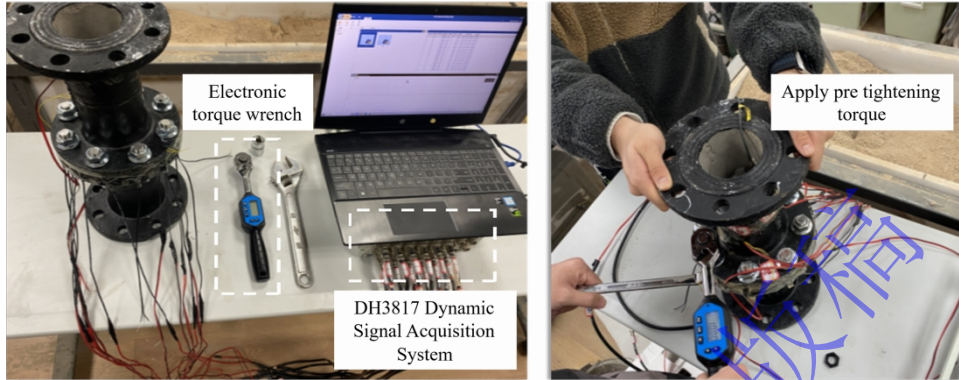


图 6 螺栓预紧力试验

Fig.6 Bolt pre tightening force test

如图 7 所示, 螺栓轴向应变随预紧力的增大而增大, 但当预紧力大小超过 3000N 时, 加载过程开始变得困难, 且应变的增大趋势开始减缓。该现象归因于橡胶垫片的非线性压缩应力-应变特性, 在初始阶段, 垫片较软, 较小的预紧力即可产生较大压缩变形, 随着压缩量增加, 材料刚度显著增加, 继续压缩需要更大的力, 最终当垫片被压实后, 系统的整体刚度转为由螺栓和法兰主导 (远高于垫片的初始刚度), 相同的预紧力增量导致的螺栓应变增量减小。因此, 所施加的螺栓预紧力既要满足管道的密封与紧固条件, 又不能过大造成垫片的压溃或螺栓应变响应迟缓。经过螺栓预紧力试验确定在后续试验中选择 1525N 和 3050N 两种预紧力, 相应的加载力矩为 6.1N·m 和 12.2N·m。

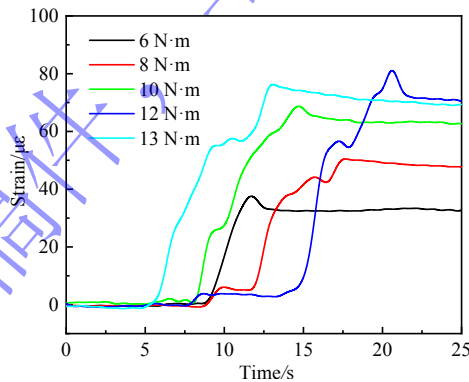


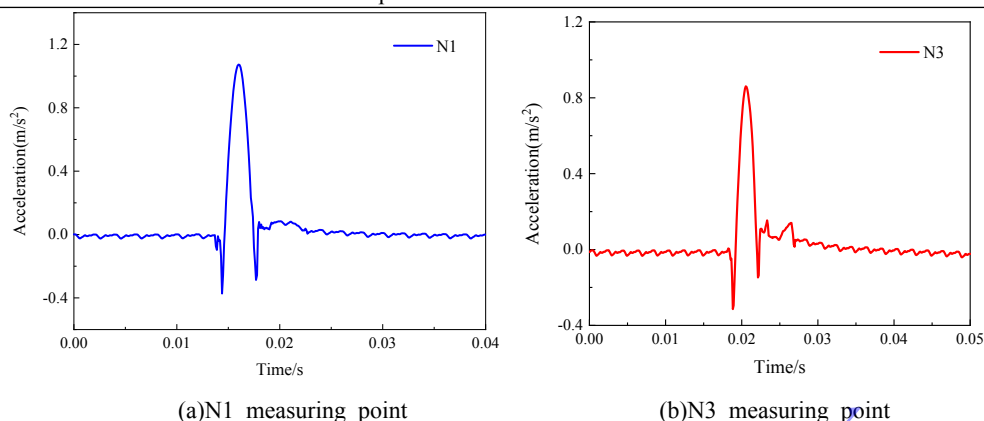
图 7 不同预紧扭矩下螺栓的轴向应变

Fig.7 Axial strain of bolts under different pre tightening torques

1.4 模型试验结果分析

1.4.1 加速度响应分析

选取 N3 处和 N1 处在第一次爆破试验中的加速度曲线进行滤波处理, 滤波后的加速度曲线如图 8 所示。管内 N3 处的加速度峰值为 0.86m/s^2 , 土体中 N1 处的加速度峰值为 1.08m/s^2 , 管道的阻隔作用以及监测点 N3 的爆心距略大是导致管内加速度峰值小于土体中加速度峰值的原因。需要说明的是, 爆破应力波传播过程中可能会改变加速度计的位置, 以及监测时的噪声干扰和滤波处理方法, 均会影响加速度曲线的准确性, 产生误差。



(a)N1 measuring point

(b)N3 measuring point

图 8 加速度时程曲线

Fig.8 Acceleration time history curve

统计两组爆破试验共计 10 次爆破的管道内部测点 N3 的加速度峰值如表 2 所示，由于没有改变装药位置和炸药量，管道内部加速度峰值变化程度较小，基本满足试验的设计目的和要求。

表 2 N3 测点加速度峰值

Table 2 N3 measurement point peak acceleration

爆破次数	加速度峰值/(m/s ²)-1525N	加速度峰值/(m/s ²)-3050N
1	0.860	0.833
2	0.792	0.861
3	0.844	0.815
4	0.801	0.624
5	0.822	0.809

1.4.2 螺栓轴向应变特征分析

在无外部荷载持续作用时，螺栓的变形主要受螺栓预紧力控制，预紧状态下，螺栓表现为被持续拉伸的状态。因此，螺栓受爆破扰动后的轴向应变特征可以体现其预紧力的变化。

将第一组爆破试验（螺栓预紧力为 1525N）中 1#、3#、5#、7#位置螺栓的动态应变时程曲线如图 9 所示，其中 1#和 5#螺栓分别位于迎爆侧和背爆侧，3#和 7#分别位于管道的顶部和底部。螺栓应变响应情况受爆破次数影响，主要呈现出先增大后减小（1#、5#）和持续增大（3#）两种变化趋势。1#螺栓应变响应幅度最大，7#螺栓应变响应幅度最小，动应变曲线在 8ms 后基本趋于稳定。螺栓轴向峰值应变主要以拉伸应变为主，但 7#螺栓在第二、第三、第四次爆破中的轴向应变为压应变。由应变变化可推测，螺栓的预紧力随爆破次数的增加在逐渐减小甚至消失，因为当预紧力较高时，垫片被压缩至较高刚度阶段，此时系统整体刚度由螺栓和法兰的主导，动力荷载引起的附加应力会被高刚度系统^[21]“吸收”，螺栓应变响应较小；而随着爆破次数增多，预紧力变小时，系统的刚度变低，导致受爆破振动荷载时螺栓轴向动应变响应变大。

1#螺栓在第一次爆破时的动应变响应较小，但第二至第五次爆破螺栓动态应变响应规律较好，螺栓动应变响应随爆破次数的增加而逐渐变大。3#螺栓在第三次和第四次爆破时动应变响应降低，推测此时螺栓预紧力已经减小至临界值，第五次爆破时动应变响应为零，可认为此时预紧力已降至临界值以下，甚至完全消失。同样的，可以推测 5#螺栓预紧力在第四次、第五次爆破时降低至临界值大小。不同的是，7#螺栓在第二次爆破时的动应变响应就已几乎为零，在第三至第五次爆破时甚至产生了压应变，可以认为在第二次爆破时螺栓的预紧效果就已丧失，在爆破振动荷载和土压力作用下，螺栓由受拉转变为受压。同时，4 枚螺栓动应变响应特征差异明显，说明在预紧力较低时，整体结构的稳定性较差，导致螺栓容易在试验开展过程中（拧螺栓、埋置管道等环节）受到扰动，造成局部预紧力下降。

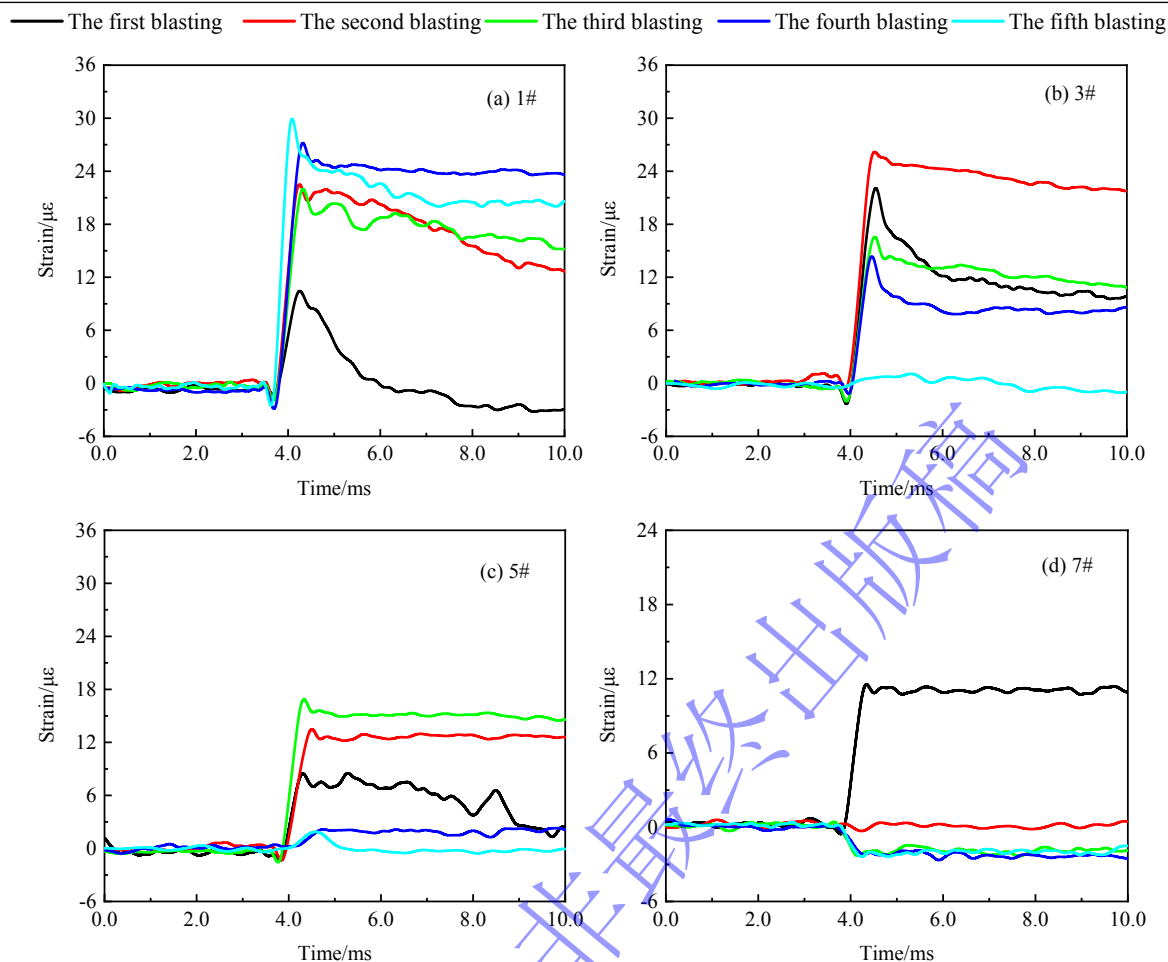


图9 螺栓轴向应变 (预紧力 1525N)

Fig.9 Bolt axial strain (preload 1525N)

为了更清晰的观察螺栓轴向应变动力响应特征,开展第二组爆破试验时,在拧紧螺栓及每次起爆之后,不对应变信号进行平衡清零。第二组爆破试验(螺栓预紧力为 3050N)中 1#、3#、5#、7#位置螺栓的动态应变时程曲线如图 10 所示。在增大预紧力之后,螺栓的动应变响应变化规律较为明显,螺栓轴向应变稳定值均呈现出随爆破振动次数的增加而降低的趋势,且每次轴向应变下降幅度较为均匀,说明此时螺栓预紧力处于一个较为稳定的范围之内。通过对比,可以看出 1#螺栓轴向应变下降幅度最大,降低了 $5.05\mu\epsilon$, 7#螺栓轴向应变下降幅度最小,降低了 $2.18\mu\epsilon$,说明螺栓的动应变响应会受其空间位置的影响。

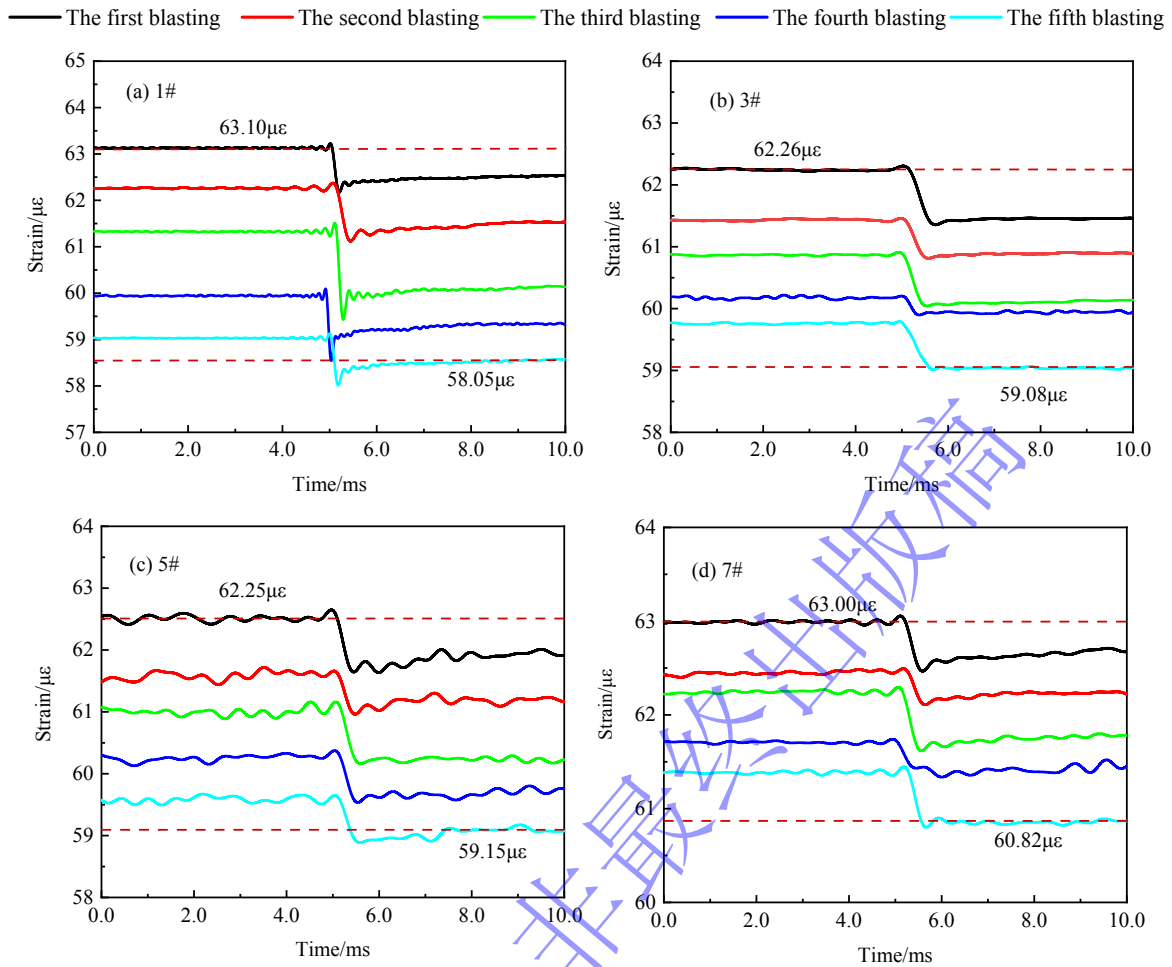


图 10 螺栓轴向应变 (预紧力 3050N)

Fig.10 Bolt axial strain (preload 3050N)

对本组试验中 1#~8#螺栓五次爆破试验的轴向应变数据进行统计, 如表 3 所示。迎爆侧正对炸药的 1#螺栓应变降低率 ($\Delta\varepsilon/\varepsilon_0$) 最大, 达 8.0%; 位于管道底部 7#螺栓应变降低率最小, 只有 3.4%; 位于管道顶部和背爆侧的 3#和 5#螺栓的应变降低率分别为 5.1%和 5.0%。

表 3 预紧力 3050N 螺栓轴向应变

Table 3 Axial strain of bolt with pre tightening force of 3050N

螺栓号	螺栓轴向应变/με						应变降低率/%
	爆前	第一次	第二次	第三次	第四次	第五次	
1#	63.10	62.50	61.50	60.13	59.41	58.05	8.0%
2#	60.12	59.88	59.06	58.87	58.42	57.66	4.1%
3#	62.26	61.49	60.80	60.17	59.87	59.08	5.1%
4#	63.44	63.00	62.35	61.76	61.22	60.89	4.0%
5#	62.25	61.81	61.20	60.23	59.75	59.15	5.0%
6#	57.74	57.66	57.21	56.55	56.10	55.70	3.5%
7#	63.00	62.71	62.25	61.78	61.48	60.82	3.4%
8#	64.56	64.01	63.55	63.08	62.74	62.10	3.8%

1.4.3 管身及法兰应变特征分析

在本次模型试验设置的工况下, 爆破荷载的强度完全达不到使铸铁管道发生塑性变形的条件, 所以不考虑其受爆破振动作用下应变累积效应的问题。

第一次爆破中 9#、10#、11#和 12#位置的动态应变响应如图 11 所示，其中 10#、12#位于背爆侧，9#和 11#位于迎爆侧。总体上，管身上的应变要大于法兰上的应变，迎爆侧应变大于背爆侧。两组试验中 11#位置动态应变峰值均最大，峰值分别为 $8.25\mu\epsilon$ 和 $6.51\mu\epsilon$ 。第一组试验，法兰上 9#位置的动态应变峰值为 $2.05\mu\epsilon$ ，10#位置动态应变没有明显峰值；第二组试验中，9#位置和 10#位置的动态应变响应也几乎可忽略不计。因此，可以合理推测，预紧力的增大会提高螺栓法兰连接结构的局部刚度，使得法兰上应变响应相对较小。

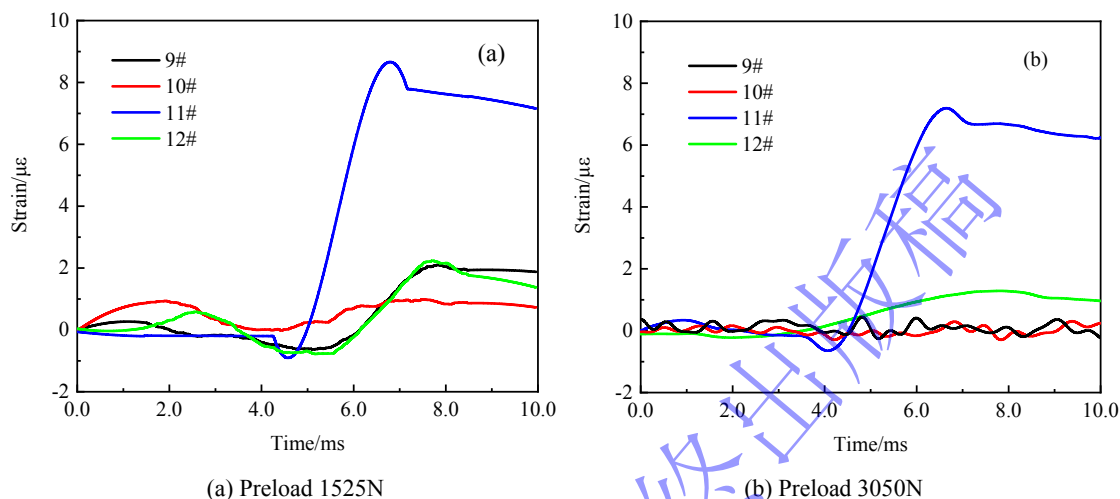


图 11 管身及法兰应变

Fig.11 Strain of pipe body and flange

2 埋地螺栓法兰管道爆破动力响应数值模拟方法

2.1 数值建模方法

根据模型试验设计方案，确定数值模拟整体模型尺寸为 $200\text{cm}\times 50\text{cm}\times 40.5\text{cm}$ 。采用 ANSYS/LS-DYNA 建立数值模型，图 12 为整体模型图，其中，法兰管道、螺栓以及垫片等数值模型的尺寸均与模型试验尺寸保持 1:1 的比例，网格采用 8 节点三维实体单元 SOLID164，拉格朗日网格划分，且在管道以及与管道接触土层采用加密处理。土体网格最长边尺寸不超过 2.5cm ，管道网格最长边尺寸不超过 1.0cm ，垫片网格最长边尺寸不超过 0.5cm ，螺栓最大网格最长边尺寸不超过 0.4cm 。除了顶面外的其他表面设置为无反射边界，模型顶面设置为自由边界。为方便后续计算，不对炸药进行单独建模，选择采用等效爆破荷载的方式模拟炸药爆炸。管道与螺栓模型图如 13 所示。

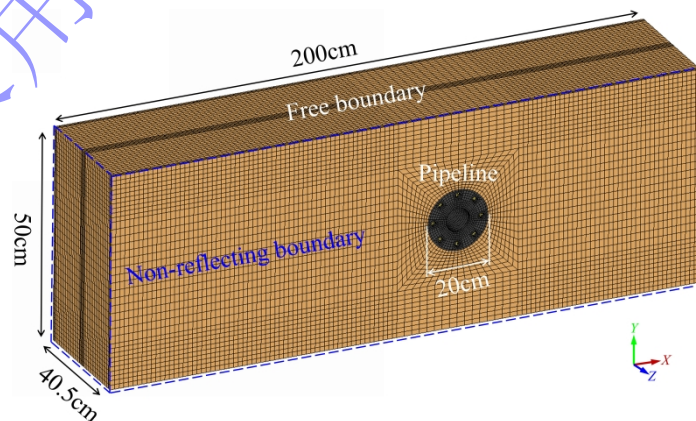


图 12 数值模拟整体模型

Fig.12 Numerical simulation overall model

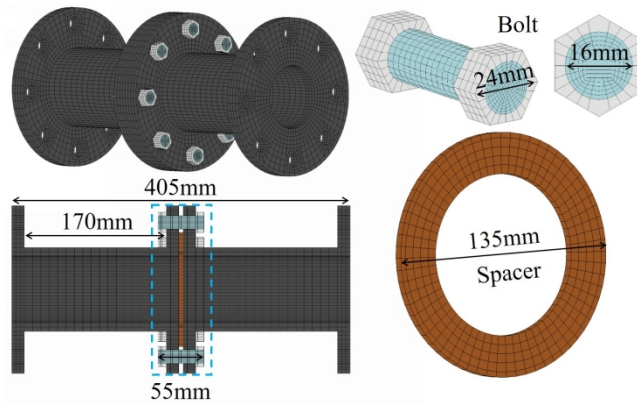


图 13 螺栓及管道数值模型

Fig.13 Numerical model of bolts and pipelines

管道材料为球墨铸铁，螺帽和螺柱材料为 304 不锈钢，可以采用双向随动硬化模型进行模拟 (*MAT_PLASTIC_KINEMATIC)。管道及螺栓的材料参数见表 4。

表 4 管道及螺栓材料参数

Table 4 Parameters of pipeline and bolt materials

模型材料	密度/g·cm ⁻³	弹性模量/GPa	泊松比	抗拉强度/MPa
管道	7.30	205	0.25	420
螺栓	7.85	193	0.29	550

粉质黏土选用 *MAT_DRUCKER_PRAGER 模型，该材料模型使用了改进的 Drucker-Prager 屈服准则，可以将屈服面的形状扭曲成更真实的土壤模型。粉质黏土的材料参数见表 1。

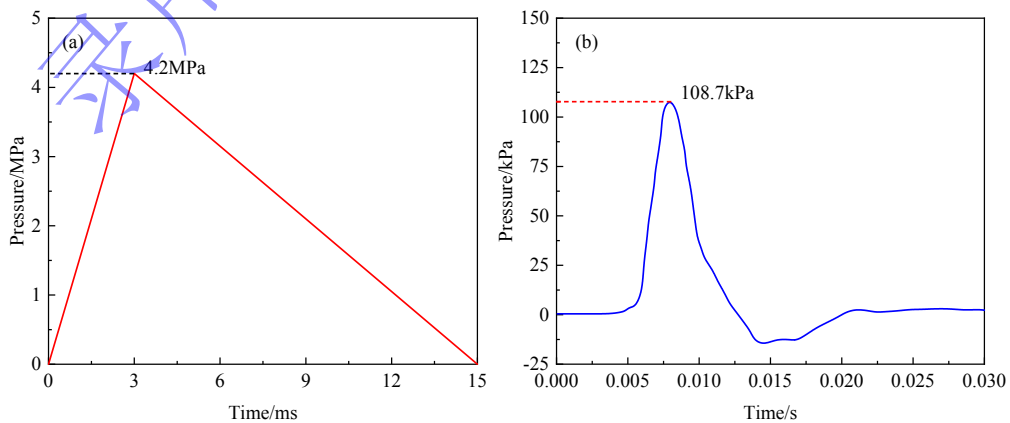
垫片采用超弹性橡胶本构模型 *MAT_MOONEY-RIVLIN_RUBBER 进行模拟^[22]，橡胶垫片的材料参数见表 5。

表 5 橡胶垫片材料参数

Table 5 Rubber gasket material parameters

模型材料	密度/g·cm ⁻³	弹性模量/GPa	泊松比	A/MPa	B/MPa
橡胶	1.2	1.2	0.49	0.2515	0.3332

在数值模拟模型中，为了保证岩体物理力学性质的一致，通过不断计算并与 2.2 节中的土压力进行对比，反演得到的等效爆破荷载见图 14(a)。如图 14(b)所示，数值模型中 A5 监测点的爆破压力峰值为 108.7kPa，与单孔爆破试验中 A5 监测点的实测峰值相近，表明等效爆破荷载曲线能够准确模拟高氯酸钾爆炸产生的压力。



(a) Equivalent blasting load

(b) The pressure of A5 in numerical simulation

图 14 等效爆破荷载和数值模拟中 A5 测点的压力

Fig.14 Equivalent blasting load and pressure at measuring point A5 in numerical simulation

数值模型中管道与土、管道与垫片之间采用*CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE 接触，并在接触设置中开启软约束惩罚公式。螺帽与法兰之间采用*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE 接触。

螺帽与螺柱之间接触行为相较来说更为复杂，根据横向振动诱导的微动磨损，振动会使螺栓与螺母螺纹接触面发生微小相对运动，破坏静摩擦力，每次微动循环消耗摩擦能，导致预紧力逐渐下降。通过关键字*CONTACT_ADD_WEAR 引入 Archard 磨损理论模型^[23,24]算法，该内置算法通过调整接触面节点坐标来模拟材料损失，并在节点几何修正后，利用接触算法（罚函数法）重新计算接触压力分布，降低磨损区域的局部压力，最终体现形式为摩擦力的降低，即通过量化接触面微动磨损导致的材料损失，动态修正接触面的几何形貌和摩擦行为，从而反映预紧力的渐进式衰减。采用*CONTACT_TIED_SURFACE_TO_SURFACE 接触，设置静摩擦力为 0.35，动摩擦力为 0.3，粘性阻尼系数均设置为 20。同时，对螺帽与螺柱之间的接触添加关键字*CONTACT_ADD_WEAR，结合模型试验结果，通过多次模拟计算，得到本文所设置工况下的磨损系数 K 为 1.24×10^{-6} 。

通过显式求解器以及动力松弛算法实现螺栓预紧力的施加，利用关键字*INITIAL_STRESS_SECTION 在螺栓的特定截面上施加初始拉应力，模拟螺栓预紧力，计算中需添加动力松弛（Dynamic Relaxation），使模型在自重和预紧力下达到力学平衡，确保地应力平衡以及接触面压力与预紧力匹配。螺栓预紧力荷载曲线上升时间需小于或等于 1~2 个计算步长，荷载施加截面为螺栓轴向中心截面，预紧力荷载曲线与施加截面如图 15 所示。

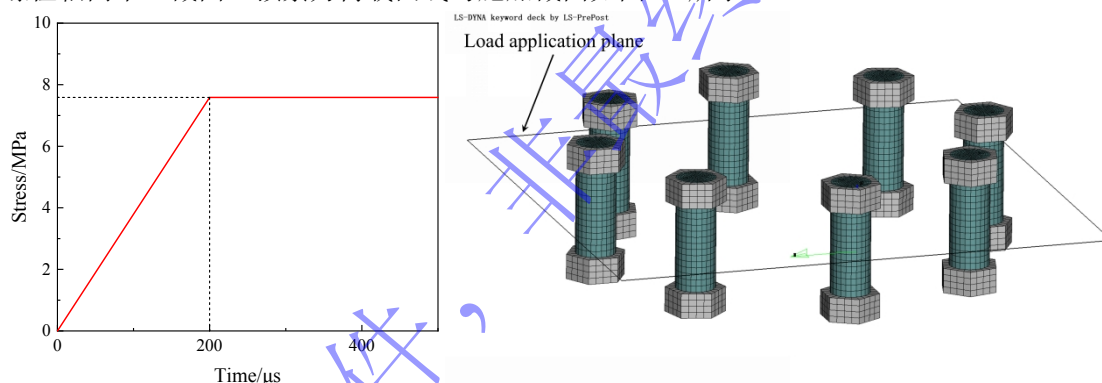


图 15 螺栓预紧力荷载曲线及施加平面

Fig.15 Bolt pre tightening force curve and application plane

进一步，基于完全重启动功能和预紧力施加计算结果，采用关键字*STRESS_INITIALIZATION 对爆破计算模型进行应力初始化，同时将预紧力荷载曲线改为恒载曲线，完成后续爆破计算。同样的，重复采用完全重启动功能，实现相同爆源位置多次爆破，获取每次爆破振动作用下螺栓预紧力的累积衰减。

2.2 数值模拟可靠性验证

为确保数值模型网格划分的合理性以及明确网格尺寸对计算结果的影响，建立螺栓网格轴向尺寸为 0.1cm、0.125cm、0.25cm、0.5cm 的数值模型，其余部分网格尺寸随之改变。不同网格尺寸螺栓的有限应力峰值及计算用时如图 16 所示，分析可知当网格尺寸小于 0.25cm 时，螺栓的有效应力峰值逐渐趋于稳定，但计算时间大幅增长。因此选择螺栓网格轴向尺寸为 0.25cm，既可以保证计算结果的准确性，同时可以提高计算效率。

此外，为确保无反射边界的效果，提取土体内部靠近边界处测点的合速度时程曲线如下图 17 所示，分析可知，直达振动波后波形逐渐平稳收敛，仅在 0.01s 左右存在小幅度的反射波，说明无反射边界作用效果明显。

统计预紧力为 3050N 时，1#、3#、5#、7#螺栓数值模拟和模型试验的轴向应变响应情况如图 18

所示。对比可知数值模拟与模型试验的结果吻合度较高，螺栓轴向应变的变化规律相似，区别是数值模拟中螺栓的轴向应变较小，应变衰减较为均匀，1#螺栓的应变下降幅度最大，应变降低率为8.0%。由此可见，数值模拟中所设置的接触方式可以较好地模拟螺栓在爆破振动作用下的响应，能够有效分析爆破振动作用下螺栓动力响应的累积效应。

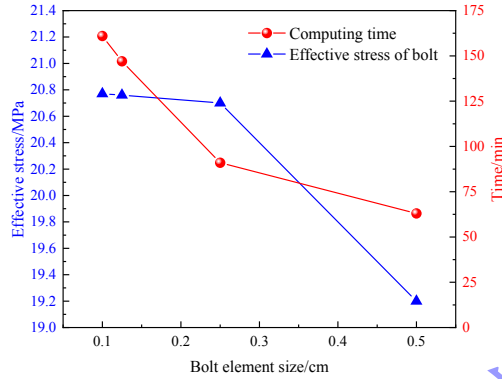


图 16 不同网格尺寸螺栓的有效应力峰值及计算时间

Fig.16 Peak effective stress and calculation time of bolts with different element sizes

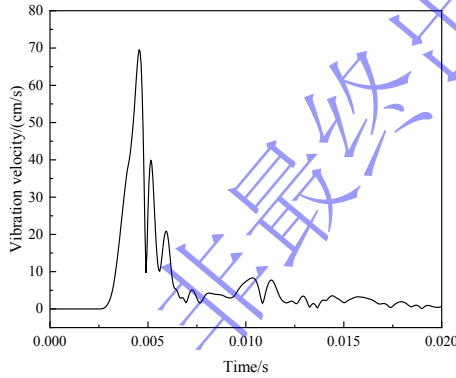


图 17 土体测点合速度时程曲线

Fig.17 Soil measuring point resultant velocity time history curve

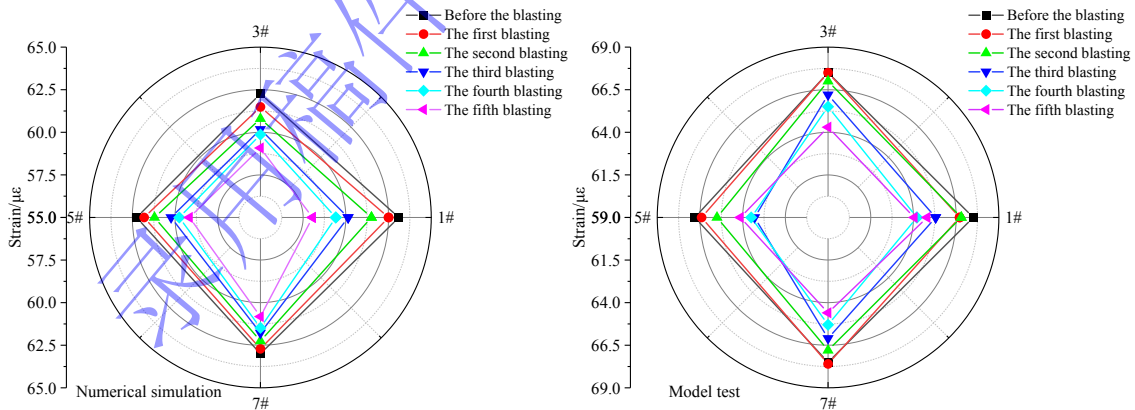


图 18 螺栓轴向应变对比验证

Fig.18 Comparison and verification of axial strain of bolts

3 爆破振动多次作用下埋地螺栓法兰管道动力响应演化规律

3.1 埋地螺栓法兰管道振动响应分析

沿管道轴线选取管道顶部及正上方土体表面测点进行峰值合速度统计，如图 19 所示。管道的峰

值振速呈现两侧向中间逐渐增大,并在螺栓法兰接口处达到最大的“三角形”变化趋势。出现该现象的原因为,管道接口由不同材料附加件组成,导致接口处的波阻抗存在差异,当振动波传播至接口时,因波阻抗^[25]不匹配发生透反射现象,反射波与入射波叠加,导致接口处的振动能量累积,表现为振动速度增大。其次,管道法兰接口的几何形状与管身不同,导致局部刚度突变,这种不连续性会引发应力集中和振动能量聚集。此外,螺栓预紧力的增大会略微降低管道各位置处的峰值合速度,说明预紧力的增大会提高管道整体刚度,增强管道抗振动能力。

土体表面的峰值合速度呈现出两侧小、中间大的变化趋势,且管道正上方土体表面的峰值合速度大于下方管道的峰值合速度,放大幅度约为两倍。

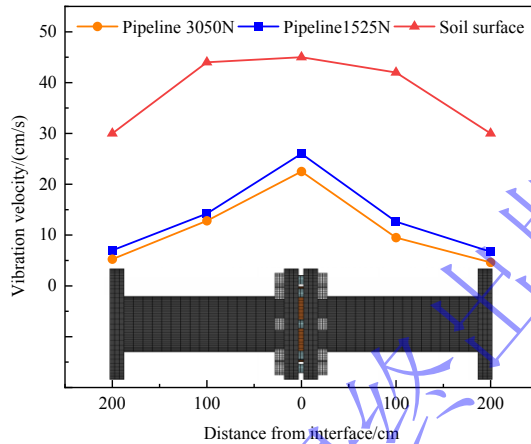


图 19 管道轴线方向的峰值合速度分布

Fig.19 Peak resultant velocity distribution of pipeline axis

为了研究螺栓法兰接口处不同位置螺栓的振动特征,统计五次爆破时 8 枚螺栓的峰值合速度如图 20 所示。在两种预紧力条件下,螺栓峰值合速度均表现为 1#、3#、5#、7#大于 2#、4#、6#、8#,其中位于迎爆侧的 1#螺栓峰值合速度最大。螺栓的峰值合速度随爆破次数的增加出现小幅度增大。预紧力的增大会降低螺栓的峰值合速度,当预紧力为 1525N 时,1#螺栓最大峰值振速为 33.0cm/s,而预紧力为 3050N 时,1#螺栓最大峰值振速为 26.7cm/s,降低幅度为 19.1%。综合表明,爆破振动导致螺栓松动位移,预紧力下降,螺栓的拧紧程度和紧固性降低,进而使得螺栓出现更大幅度的振动。

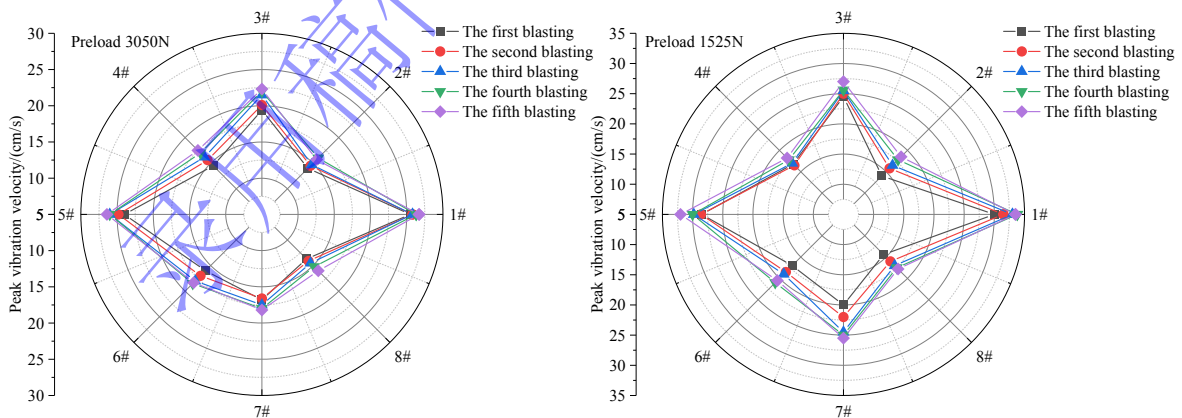


图 20 螺栓峰值振速分布

Fig.20 Peak vibration velocity of bolts

3.2 埋地螺栓法兰管道应力响应分析

螺栓预紧力为 3050N,第一次爆破时管道有效应力分布如图 21 所示。0ms 时有效应力主要集中在接口处,随着爆破荷载的加载,6ms 时管身上的有效应力逐渐增加,6.9ms 时管身与法兰连接处的有效应力达到峰值 157.5MPa,15ms 后爆破能量逐渐消失,应力重新集中在管道接口处。

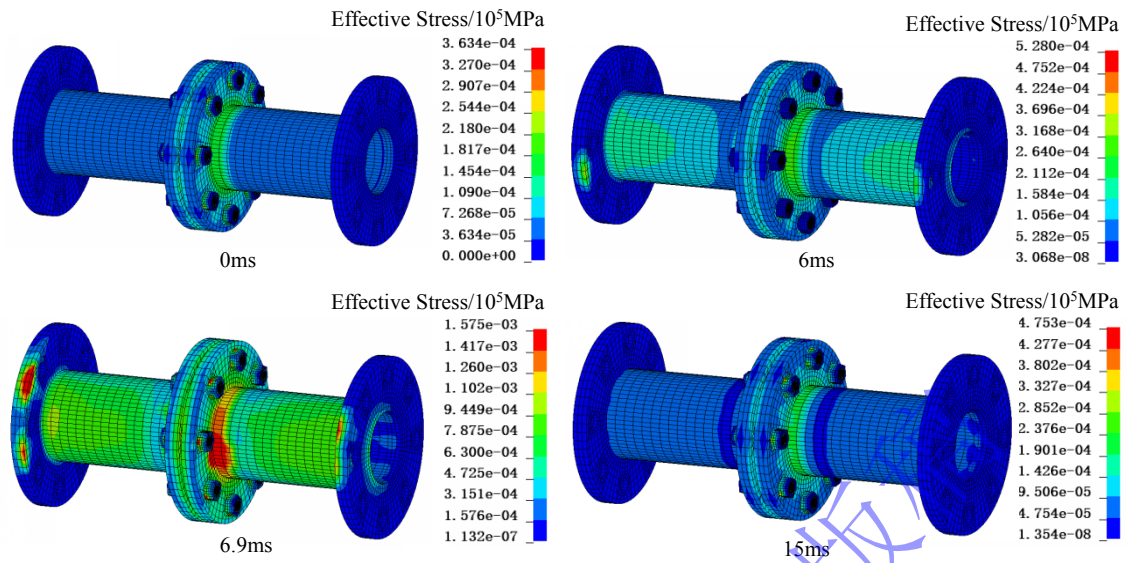


图 21 管道整体有效应力分布

Fig.21 Effective stress distribution of the pipeline

提取 0ms、6.9ms 以及 15ms 时各螺栓的应力云图，见图 22。0ms 时螺栓只受预紧力作用，有效应力均布在螺柱上；6.9ms 时，受爆破荷载的扰动，螺栓有效应力集中在螺帽与螺柱以及法兰的连接部位，峰值达 151.4MPa；15ms 时，螺栓有效应力的分布较 0ms 时发生了显著变化，其中 1#和 5#螺栓应力集中现象较为明显，应力重分配现象较为显著。

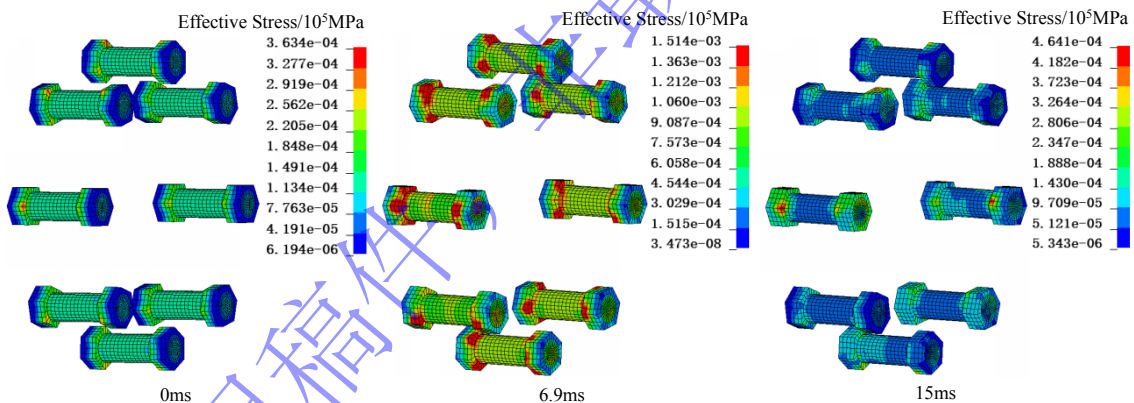


图 22 螺栓有效应力分布

Fig.22 Effective stress distribution of bolts

为进一步明晰螺栓的动力响应行为，选取 1#螺栓的有效应力进行深入分析，1#螺栓的有效应力响应特征如图 23 所示。0ms 时螺柱的应力分布较为均匀，在螺柱和螺帽连接处有一定的应力集中，螺帽的有效应力主要集中在与法兰接触一侧，且在螺棱处也存在应力集中现象；6.3ms 时，螺栓的应力集中现象明显，螺帽和螺柱连接处的有效应力显著增大，而且可以看出左右两个螺帽内圈应力集中的范围并不完全一致，说明螺栓的受力和受力过程并不是左右对称的；15ms 时，螺柱上应力分布不再均匀，主要集中在螺柱的两端，螺柱与螺帽接触面上有效应力连结成由“条状”变为“片状”，且在螺柱两端顶部边缘也有应力集中现象，螺帽有效应力整体增大且不再呈现内大外小的形式。

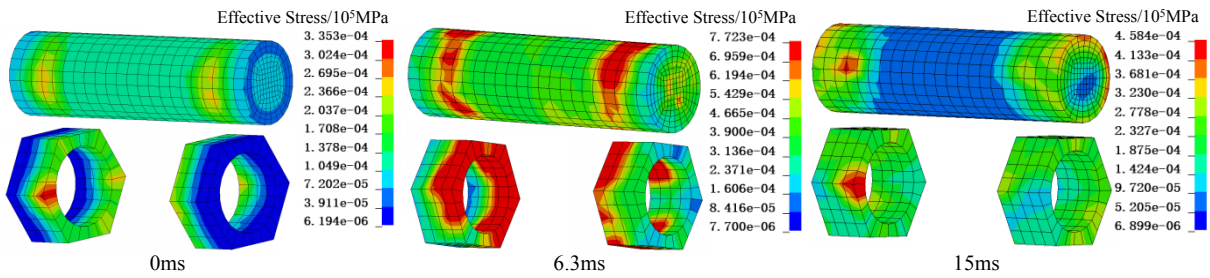


图 23 1#螺栓有效应力分布特征

Fig.23 Characteristics of effective stress distribution of bolt # 1

在螺帽与螺柱连接位置选取单元 A1（外侧）和 A2（内侧），以及螺柱中部单元 B1（外侧）和 B2（内侧），输出单元的有效应力时程曲线如图 24 所示。连接位置的有效应力明显大于螺柱中部，放大倍数最大为 7.4 倍，螺栓内侧的有效应力小于外侧，衰减率最大为 85.4%。在爆破能量逐渐消失后，螺帽和螺柱连接处的有效应力增大，而螺柱中部的有效应力减小。因此，可以判断在受爆破扰动过后，螺栓的荷载出现了明显的重分配现象，导致螺栓结构的应力分布发生改变。

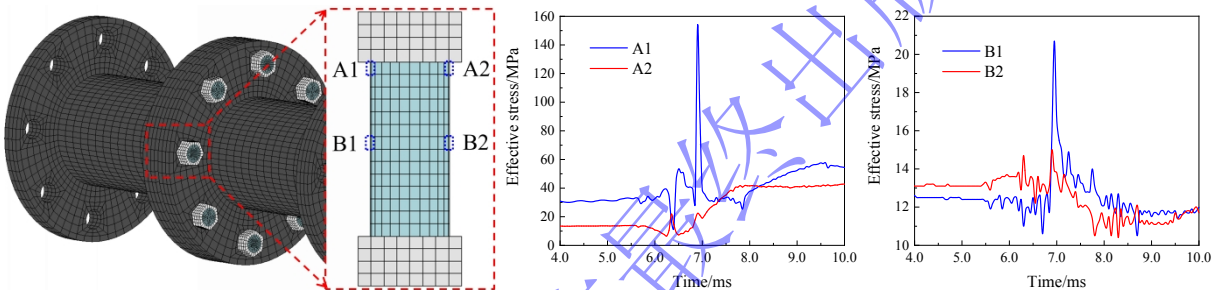


图 24 螺栓单元选取及有效应力时程曲线

Fig.24 Selection of bolt elements and effective stress time history curve

垫片的轴向压力是评价法兰接头密封性能的重要指标^[26]。由图 25 可知，在预紧力为 3050N 工况下，0ms 时，垫片所受最大压力 6.24MPa，最小压力为 3.20MPa，满足密封要求的最小垫片压力 2.40MPa。分析发现，预紧状态下，未受爆破扰动时垫片受压均匀，垫片压力呈现出外圈大、内圈小的态势；6.9ms 时，垫片左侧（迎爆侧）压力增大，最大压力达 8.92MPa，垫片右侧（背爆侧）压力减小，最小压力为 3.85MPa，造成这种现象的原因是，管道接口受爆破荷载作用时发生了微小角度的偏转，导致管道接口左侧向内压紧，右侧向外拉伸；15ms 时，垫片最大压力逐渐向外圈移动，压力分布的均匀性减弱，部分区域压力下降，垫片的最大压力值小幅度降低至 5.92MPa，垫片的最小压力小幅度增加至 3.60MPa，此时垫片压力仍满足管道密封要求。

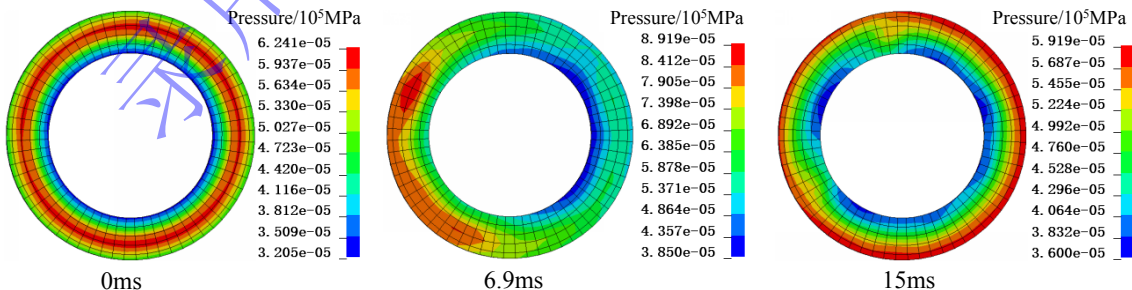


图 25 垫片轴向压力分布

Fig.25 Axial pressure distribution of spacer

3.3 法兰偏转角响应分析

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三种变形相互协调共同造成的。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。当螺栓法兰结构受到外部载荷时, 法兰各个部位的轴向位移不一致, 就会产生一定的偏转^[27]。

法兰受到外部载荷时, 结构外侧与内侧之间轴向位移之差的绝对值与法兰的径向宽度之比等于法兰偏转角, 美国机械工程师学会标准中对于法兰的最大允许转角为 0.3° , 法兰偏转角的计算公式为:

$$\theta = \frac{\Delta S}{\Delta L} \times \frac{180^\circ}{\pi} \quad (3)$$

式中, ΔS 为轴向位移差绝对值, ΔL 为法兰内外径之差, θ 为法兰偏转角。

以预紧力为 3050N 第一次爆破为例, 在法兰内圈和外圈各选取 4 个监测单元, 绘制单元的时程曲线如图 26 所示。分析可知, I1 和 O1 沿法兰 z 轴的正方向发生位移, I2、O2 沿法兰 z 轴的负方向, 根据位移的方向可以判断出法兰的偏转表现为迎爆侧压缩, 背爆侧拉伸。根据位移结果可以发现, 四个点位均是法兰外圈的位移大于内圈的位移, 出现该现象的原因为法兰外圈相较于内圈的自由度高, 内圈会受到管身的限制, 其次是两个管道的内圈之间夹着橡胶垫片, 其会限制内圈的位移。对比内外侧测点的位移可知, O1 和 I1 之间的 ΔS 为 $3.1 \times 10^{-3} \text{cm}$, O2 和 I2 之间的 ΔS 为 $2.1 \times 10^{-3} \text{cm}$, O3 和 I3 之间的 ΔS 为 $0.7 \times 10^{-3} \text{cm}$, O4 和 I4 之间的 ΔS 为 $1.7 \times 10^{-3} \text{cm}$, 代入式(3), 计算得到 4 个方向法兰的偏转角分别为: 0.029° 、 0.020° 、 0.0067° 、 0.016° 。

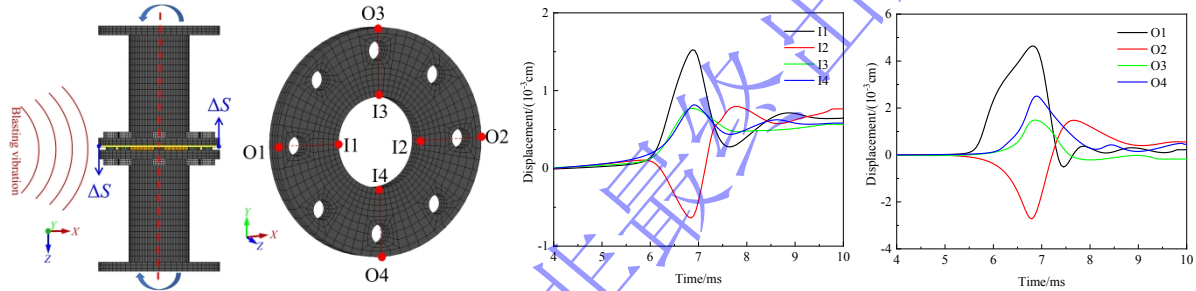


图 26 法兰测点选取及位移时程曲线

Fig.26 Selection of flange measuring points and displacement time history curve

4 结论

本研究基于模型试验和数值模拟分析了埋地螺栓法兰管道在多次爆破振动作用下的动力响应, 具体结论如下:

(1) 管道对爆破振动具有阻隔作用。低预紧力 (1525N) 工况下, 螺栓轴向应变响应离散性突出, 部分螺栓 (如 7#螺栓) 在第二次爆破后预紧力快速丧失, 表明结构局部失稳风险较高。高预紧力 (3050N) 工况下, 螺栓轴向应变降幅较为均匀 (3.4%~8.0%), 迎爆侧 1#螺栓的应变降低率最大, 系统整体刚度提升, 抗扰动能力显著增强。管身上的应变要大于法兰上的应变。

(2) 管道的峰值合速度呈现出两侧小、接口处大的“三角形”分布形式。预紧力增大, 螺栓的峰值合速度出现小幅度减小。爆破次数增加, 螺栓的峰值合速度出现小幅度增大。爆破振动会导致螺栓的拧紧程度和紧固性降低, 使螺栓出现更大幅度的振动。

(3) 爆破振动作用下, 法兰与管道连接处和螺帽与螺柱连接处出现应力集中。螺帽与螺柱连接处的有效应力明显大于螺柱中部, 放大倍数最大为 7.4 倍, 螺栓背爆侧的有效应力小于迎爆侧, 衰减率最大为 85.4%。垫片的轴向压力呈现迎爆侧增大、背爆侧减小, 爆破振动作用后, 垫片所受的压紧力整体上有所下降。

(4) 预紧力为 3050N 下的第一次爆破中, 法兰的偏转表现为迎爆侧压缩, 背爆侧拉伸。法兰外圈测点的位移大于内圈测点的位移, 迎爆侧外圈测点 O1 和内圈测点 I1 之间的轴向位移差 ΔS 最大, 偏转角为 0.029° 。

参考文献

- [1] HE B, ARMAGHANI D J, LAI S H, et al. A deep dive into tunnel blasting studies between 2000 and 2023—A systematic review[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2024, 147: 105727. DOI: [10.1016/j.tust.2024.105727](https://doi.org/10.1016/j.tust.2024.105727).
- [2] JIANG N, ZHU B, ZHOU C B, et al. Blasting vibration effect on the buried pipeline: A brief overview[J]. *Engineering failure analysis*, 2021, 129: 105709. DOI: [10.1016/j.engfailanal.2021.105709](https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105709).
- [3] NELSON N R, PRASAD N S, SEKHAR A S. Structural integrity and sealing behaviour of bolted flange joint: A state of art review[J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2023, 204: 104975. DOI: [10.1016/j.ijpvp.2023.104975](https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2023.104975).
- [4] RISMANI S P, KESHAVARZ A, MALEKZADEH P, et al. Investigation of dynamic behavior in buried pipelines under blast loads[J]. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 2025, 49(4): 4021-4036. DOI: [10.1007/s40996-024-01694-1](https://doi.org/10.1007/s40996-024-01694-1).
- [5] 张玉琦, 蒋楠, 周传波, 等. 爆破地震荷载作用下承插式 HDPE 管道动力失效机制[J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(12): 133-144. DOI: [10.11883/bzycj-2021-0492](https://doi.org/10.11883/bzycj-2021-0492).
ZHANG Y Q, JIANG N, ZHOU C B, et al. Dynamic failure mechanism of HDPE pipelines with a gasketed bell and spigot joint subjected to blasting seismic load[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2022, 42(12): 133-144. DOI: [10.11883/bzycj-2021-0492](https://doi.org/10.11883/bzycj-2021-0492).
- [6] 赵珂, 蒋楠, 贾永胜, 等. 爆破地震波作用下法兰接口燃气管道动力失效机制[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(09): 100-115. DOI: [10.11883/bzycj-2020-0320](https://doi.org/10.11883/bzycj-2020-0320).
ZHAO K, JIANG N, JIA Y S, et al. Dynamic failure mechanism of gas pipeline with flange joint under blasting seismic wave[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2021, 41(9): 100-115. DOI: [10.11883/bzycj-2020-0320](https://doi.org/10.11883/bzycj-2020-0320).
- [7] CHUN L, BUKUI Z, DAN L, et al. Study on Failure Determination of Buried Water Supply and Drainage Pipelines Near Explosions[C]//*Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing, 2024, 2891(7): 072011. DOI: [10.1088/1742-6596/2891/7/072011](https://doi.org/10.1088/1742-6596/2891/7/072011).
- [8] 夏宇馨, 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(04): 73-83. DOI: [10.11883/bzycj-2019-0207](https://doi.org/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): 73-83. DOI: [10.11883/bzycj-2019-0207](https://doi.org/10.11883/bzycj-2019-0207).
- [9] 张玉琦, 蒋楠, 贾永胜, 等. 爆破地震荷载作用下高密度聚乙烯波纹管动力响应试验研究[J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(09): 122-132. DOI: [10.11883/bzycj-2019-0399](https://doi.org/10.11883/bzycj-2019-0399).
ZHANG Y Q, JIANG N, JIA Y S, et al. Experimental study on dynamic response of high-density polyethylene bellows under blasting seismic load[J]. *Explosion And Shock Waves*, 2020, 40(9): 122-132. DOI: [10.11883/bzycj-2019-0399](https://doi.org/10.11883/bzycj-2019-0399).
- [10] ZHAO K, JIANG N, ZHOU C B, et al. Dynamic behavior and failure of buried gas pipeline considering the pipe connection form subjected to blasting seismic waves[J]. *THIN-WALLED STRUCTURES*, 2022, 170. DOI: [10.1016/j.tws.2021.108495](https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.108495).
- [11] QU Y D, ZHANG R X, WU J D, et al. Dynamic buckling response of buried X70 steel pipe with bolted flange connection under two-charge explosion loads[J]. *HELIVON*, 2024, 10(5). DOI: [10.1016/j.heliyon.2024.e26826](https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2024.e26826).
- [12] BORON P, DULINSKA J. The dynamic analysis of a steel pipeline under a seismic shock[J]. *Procedia engineering*, 2017, 199: 104-109. DOI: [10.1016/j.proeng.2017.09.166](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.09.166).
- [13] 张瑞雪, 曲艳东, 于跃, 等. 空爆荷载作用下螺栓法兰管道的动态响应研究[J]. *工程爆破*, 2022, 28(01): 26-36. DOI: [10.19931/j.EB.20210165](https://doi.org/10.19931/j.EB.20210165).
ZHANG R X, QU Y D, YU Y, et al. Dynamic response of a bolted flanged pipe joint under air blast load[J]. *Engineering Blasting*, 2022, 28(01): 26-36. DOI: [10.19931/j.EB.20210165](https://doi.org/10.19931/j.EB.20210165).
- [14] 王雷, 杨锐, 苏浩晨. 动力设备高压管道冲击失效特性研究[J]. *舰船科学技术*, 2024, 46(11): 119-124. DOI: [10.19931/j.EB.20210165](https://doi.org/10.19931/j.EB.20210165).

- 10.3404/j.issn.1672-7649.2024.11.022.
- WANG L, YANG R, SU H C. Impact failure characteristics of high-pressure pipelines in power equipment[J]. *Ship Science and Technology*, 2024, 46(11): 119-124. DOI: 10.3404/j.issn.1672-7649.2024.11.022.
- [15] W-H Semke, Bibel G-D, Jerath S, et al. Efficient dynamic structural response modelling of bolted flange piping systems[J]. *INTERNATIONAL JOURNAL OF PRESSURE VESSELS AND PIPING*, 2006, 83(10): 767-776.
- [16] Mathan G, Prasad N S. Study of dynamic response of piping system with gasketed flanged joints using finite element analysis[J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2012, 89: 28-32. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2011.09.002.
- [17] 杨建华, 卢文波, 陈明. 炮孔爆炸荷载变化历程的确定[C]//第2届全国工程安全与防护学术会议. 北京: 2010: 5.
- [18] 杨建华, 卢文波, 陈明, 等. 基于爆炸荷载等效施加方法的爆破振动全过程数值模拟研究[C]//第十届全国工程爆破学术会议. 广州: 2012: 6.
- [19] BANADAKI M M D, MOHANTY B. Numerical simulation of stress wave induced fractures in rock[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 40: 16-25. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2011.08.010.
- [20] 杨晓辉, 伍川, 庞景轩, 等. 螺栓拧紧扭矩对其扭矩系数的影响[J]. *中国工程机械学报*, 2021, 19(03): 189-193. DOI: 10.15999/j.cnki.311926.2021.03.001.
- YANG X H, WU C, PANG J X, et al. Effect of bolt tightening torque on torque coefficient[J]. *Chinese Journal of Construction Machinery*, 2021, 19(03): 189-193. DOI: 10.15999/j.cnki.311926.2021.03.001.
- [21] 彭波, 蔡学长, 明仕林, 等. 动态外载荷工况下风力机法兰螺栓相对刚度研究[J]. *风机技术*, 2024, 66(03): 91-96. DOI: 10.16492/j.fjjs.2024.03.0014.
- PENG B, CAI X C, MING S L, et al. Research on the relative stiffness of wind turbine flange bolts under dynamic external load conditions[J]. *Chinese Journal of Turbomachinery*, 2024, 66(03): 91-96. DOI: 10.16492/j.fjjs.2024.03.0014.
- [22] 吕国鹏, 蒋楠, 周传波, 等. 地表爆炸作用下钢筋混凝土管道裂缝扩展机制[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2022, 56(09): 1704-1713. DOI: 10.3785/j.issn.1008-973X.2022.09.003.
- LYU G P, JIANG N, ZHOU C B, et al. Surface explosion induced crack extension mechanism of reinforced concrete pipeline[J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2022, 56(09): 1704-1713. DOI: 10.3785/j.issn.1008-973X.2022.09.003.
- [23] ARCHARD J F. Elastic deformation and the laws of friction[J]. *Proceedings of the royal society of London. Series A. Mathematical and physical sciences*, 1957, 243(1233): 190-205. DOI: <https://doi.org/10.2307/100445>.
- [24] ARCHARD J F. Contact and rubbing of flat surfaces[J]. *Journal of applied physics*, 1953, 24(8): 981-988. DOI: <https://doi.org/10.1063/1.1721448>.
- [25] 蒙贤忠, 夏宇磬, 周传波, 等. 土-岩地层水平孔爆破诱发振动传播特征及预测[J]. *岩石力学与工程学报*, 2025, 44(03): 737-751. DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0631.
- MENG X Z, XIA Y Q, ZHOU C B, et al. The propagation characteristics and prediction of vibration induced by horizontal-hole blasting in soil-rock strata[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2025, 44(03): 737-751. DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0631.
- [26] 张轲, 刘嘉琪, 胡灿, 等. 垫片含缺陷钢制螺栓法兰结构密封性仿真分析[J]. *福州大学学报(自然科学版)*, 2022, 50(03): 385-391. DOI: 10.7631/issn.1000-2243.21292.
- ZHANG K, LIU J Q, HU C, et al. Simulation analysis of sealing performance of steel bolt flange structure with defects in gasket[J]. *Journal of Fuzhou University (Natural Science Edition)*, 2022, 50(03): 385-391. DOI: 10.7631/issn.1000-2243.21292.
- [27] 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.