

文章编号: 1000-8241(2018)02-0222-06

爆炸载荷作用下海底管道动力响应数值模拟

倪玲英 郎健 陈良路

中国石油大学(华东)石油工程学院

摘要: 为研究爆炸载荷对海底管道破坏作用机理,考虑爆心距、管中所充流体等因素,利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 对爆炸载荷作用下的裸露充流体、埋地充流体、空管裸露、空管埋地 4 种工况下的管道分别进行动力学响应的数值模拟。研究表明:海底管道在裸露时受到的爆炸载荷作用力明显比埋地时大;在相同条件下,充流体管道比空管更能抵抗爆炸冲击;当受爆炸载荷冲击时,管道迎爆面和背爆面均可能发生破坏失效;爆心距越小,海管正对爆心垂向加速度越大,加速度峰值产生的时间越短,对管道破坏力越大。研究结果可为海底管道优化设计、安全施工及运行提供参考。(图 6,表 1,参 20)

关键词: 海底管道;爆炸载荷;动力学响应;数值模拟

中图分类号: TE88

文献标识码: A

doi: 10.6047/j.issn.1000-8241.2018.02.016

Numerical simulation on the dynamic response of submarine pipelines under blast loading

NI Lingying, LANG Jian, CHEN Lianglu

School of Petroleum Engineering, China University of Petroleum (East China)

Abstract: To study the damage mechanism of the blast loading on submarine pipelines, numerical simulation was conducted on the dynamic response of pipelines under blast loading using the finite element software ANSYS/LS-DYNA. Considering the distance from the blast center, the fluid in pipelines and other factors, the pipelines in the following operational modes were simulated respectively, i.e., exposed pipeline with fluid, buried pipeline with fluid, exposed pipeline without fluid and buried pipeline without fluid. The following simulation results were obtained. First, the acting force of blast loading on exposed submarine pipelines is much higher than that on buried submarine pipelines. Second, under the same conditions, pipelines with fluid are more resistant to blast shock than those without fluid. Third, both front side and back side of a pipeline may suffer damage when it is shocked by blast loading. Fourth, the shorter the distance from the blast center is, the higher the vertical acceleration of the submarine pipeline right facing the blast center is, the shorter time it takes to generate peak acceleration and the greater the destructive power on pipelines is. The research results can provide reference for the optimization design, safety construction and operation of submarine pipelines. (6 Figures, 1 Table, 20 References)

Key words: submarine pipelines, blast loading, dynamic response, numerical simulation

近年来,随着海洋石油的大力开发,海底管道的铺设量迅速增加,海底管道安全问题受到国内外广泛关注。在爆炸载荷对管道破坏作用方面,国内外众多学者进行了广泛研究。王飞等^[1]利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 模拟了爆炸载荷对天然气管道破坏作用,分析了爆炸载荷作用下管道的变形、破坏及内部应变随时间的发展过程;刘建民等^[2]模拟了埋地管道在炸药地面爆炸和侵入浅层爆炸两种情况,对比了

二者的动力响应,以及炸药用量、爆心距、管径和设置方式等因素对埋地管道的破坏作用。李又绿等^[3]根据准静定理论计算爆腔半径,在爆腔内壁施加压力历程,建立了岩土介质-爆腔-输气管道动力相互作用模型,通过改变装药量、爆心距,对比了埋地输气管道动力响应过程中管道质点速度和动应力峰值的变化情况;纪冲等^[4]对钢管在外接触爆炸载荷作用下的非线性动态响应过程进行了三维数值模拟,得到管壁迎爆面的变形

破坏及对面管壁在爆炸破片碰撞下的后效作用过程;高进东等^[5]对炸药在土中爆炸情况下埋地管道的动力响应问题,分析了不同装药量和爆心距对埋地管道的损伤作用。Kouretzi 等^[6]采用解析方法,将管道简化为薄壁弹性柱状壳,推导出爆炸荷载作用下管道应力分布函数表达式;Jama 等^[7-8]采用数值模拟与试验相结合的方法,分析了钢管的整体变形和局部变形情况。

上述研究大多集中于炸药和管道在空气或土壤中发生爆炸的影响,而针对海底(水中)环境下爆炸载荷对管道影响的研究较少,且极少对比分析爆炸对空管和充流体管道的影响。基于此,运用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA^[9-14]对海底管道裸露铺设、掩埋铺设以及管道是否充入流体等 4 种工况进行数值模拟,进而探究海底管道在爆炸载荷下的动力响应和抗爆性能的影响因素。

1 模型建立

1.1 有限元模型

对海底管道管内充流体裸露、埋地充流体、空管裸露、空管埋地 4 种工况分别建立简化的物理模型。炸药尺寸规格为 10 cm×10 cm×10 cm 的 TNT,将其设置于管道正上方,炸药与管道的距离为 H ;海管内所充流体采用淡水,空管时内充空气,初始速度均为 0;海底土壤为黏土,管道铺设于海底土壤表面或埋在土中(埋深 10 cm);管材选用 X70 钢管,管道外径、内径分别为 20 cm、17 cm。

1.2 网格划分

利用 ANSYS/LS-DYNA 建立有限元模型(图 1),所有网格划分采用 Solid164 六面体实体单元^[15],采用任意拉格朗日-欧拉算法(Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method, ALE)和流固耦合方法分析爆炸作用下海底管道的动力响应。该计算模型 x 方向长度为 30 cm, z 方向长度为 200 cm,顶部设置为自由边界,四周设置为无反射边界,底部施加 y 方向约束,取 1/4 模型进行计算。炸药和海水采用 Euler 单元描述,在两种材料界面处采用共用节点的方式,管道设置为 Lagrange 单元,海水采用 ALE 网格,炸药结构定义为流体,管内流体与管道之间的相互作用运用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 中集成的流固耦合算法进行数值模拟。

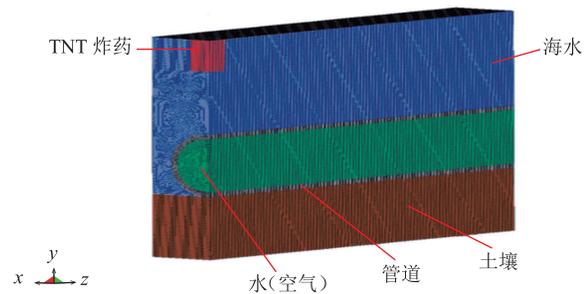


图 1 爆炸载荷作用下海底管道动力响应流固耦合计算模型图

1.3 材料模型及参数

1.3.1 炸药模型及参数

在爆炸载荷作用下海底管道动力响应流固耦合计算模型中,炸药爆炸压力采用 JWL 状态方程以及 Mat_High_Explosive_Burn 材料模型^[15-16]进行描述:

$$p_1 = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} e^{-R_1 V} \right) + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} e^{-R_2 V} \right) + \frac{\omega E_1}{V} \quad (1)$$

式中: p_1 为炸药爆炸压力, Pa; V 为当前相对体积; E_1 为单位体积炸药的內能, J/m^3 ; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 分别为 JWL 状态方程参数。

在该计算模型中,炸药材料的各项参数分别为:密度 $\rho_1 = 1.63 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$, 爆速 $D = 6.93 \times 10^3 \text{ m}/\text{s}$, $A = 3.712 \times 10^{11} \text{ Pa}$, $B = 7.43 \times 10^9 \text{ Pa}$, $E_1 = 7.0 \times 10^9 \text{ J}/\text{m}^3$, $R_1 = 4.15$, $R_2 = 0.90$, $\omega = 0.30$ 。

1.3.2 海水模型及参数

海水采用 Mat_Null 材料模型与多项式状态方程^[15-16]进行描述,其形式根据压缩状态而定。

当海水为压缩状态和膨胀状态时,其状态方程分别为:

$$p_2 = A_1 \mu + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 + (B_0 + B_1 \mu) \rho_0 E_2, (\mu > 0) \quad (2)$$

$$p_2 = T_1 \mu + T_2 \mu^2 + B_0 \rho_0 E_2, (\mu < 0) \quad (3)$$

$$\mu = \rho_2 / \rho_0 - 1 \quad (4)$$

$$E_2 = (\rho_2 g h + p_0) / (\rho_2 B_0) \quad (5)$$

式中: p_2 为海水压强, Pa; E_2 为海水的比內能, J/kg ; ρ_2 为当前海水密度, kg/m^3 ; ρ_0 为海水初始密度, kg/m^3 ; A_1 、 A_2 、 A_3 、 B_0 、 B_1 、 T_1 、 T_2 为 AUTODYN 材料库赋值的常数; h 为海水深度, m; g 为重力加速度,取 $9.8 \text{ m}/\text{s}^2$; p_0 为大气压强, Pa。

海水材料的各项参数分别为: $\rho_0 = 1.0 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$, $A_1 = 2.2 \times 10^9 \text{ Pa}$, $A_2 = 9.54 \times 10^9 \text{ Pa}$, $A_3 = 1.457 \times 10^{10} \text{ Pa}$, $B_0 = B_1 = 0.28$, $T_1 = 2.2 \times 10^9 \text{ Pa}$, $T_2 = 0$ 。

1.3.3 空气模型及参数

空气采用 Mat_Null 材料模型以及线性多项式状

态方程 Eos_Linear_Polynomial^[15-17] 进行描述:

$$p_3 = C_0 + C_1 \eta + C_2 \eta^2 + C_3 \eta^3 + (C_4 + C_5 \eta + C_6 \eta^6) E_3 \quad (6)$$

$$\eta = \rho_3 / \rho_{k0} - 1 \quad (7)$$

式中: p_3 为空气压力, Pa; ρ_3 为空气当前密度, kg/m^3 ; ρ_{k0} 为空气初始密度, kg/m^3 ; E_3 为材料当前单位体积内能, J/m^3 ; $C_0 \sim C_6$ 为状态方程参数。

在该计算模型中, 空气的材料各项参数分别为:

$$\rho_{k0} = 1.29 \text{ kg}/\text{m}^3; E_3 = 0.25 \times 10^9 \text{ J}/\text{m}^3; C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0; C_4 = C_5 = 0.4; C_0 = -1.0 \times 10^{-6}.$$

1.3.4 钢管模型及参数

钢管材料本构方程采用各向同性随动及混合硬化弹塑性模型 Mat_Plastic_Kinematic^[17-19] 进行分析, 其本构关系为:

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\varepsilon}{C} \right)^\rho \right] (\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_{\text{eff}}) \quad (8)$$

$$E_p = \frac{E_{\text{tan}}}{E_4 - E_{\text{tan}}} \quad (9)$$

式中: σ_y 为钢管当前屈服应力, Pa; σ_0 为钢管初始屈服应力, Pa; ε 为应变率, s^{-1} ; ε_{eff} 为有效塑性应变; β 为硬化参数; C 、 ρ 均为 Cowper-Symonds 应变率参数, 其取值分别为 $C = 40.4 \text{ s}^{-1}$ 、 $\rho = 50$; E_p 为塑性硬化模量, 取 1; E_4 、 E_{tan} 分别为弹性模量和切线模量, Pa。

在该计算模型中, 钢管选用 X70 钢管, 其相关参数分别为: 密度 $\rho_4 = 1.63 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$, 泊松比 $\nu = 0.3$, $E_4 = 2.10 \times 10^{11} \text{ Pa}$, $E_{\text{tan}} = 1.35 \times 10^{10} \text{ Pa}$, 屈服应力 $\sigma_s = 4.80 \times 10^8 \text{ Pa}$, 抗拉强度 $\sigma_b = 5.40 \times 10^8 \text{ Pa}$, 失效应变为 $\sigma_f = 0.2$ 。

1.3.5 海底土壤模型及参数

海底土壤采用 Mat_Siol_and_Form 材料模型来描述^[20], 介质应力屈服函数为:

$$f = \frac{S_{ij} \delta_{ij}}{2} - (a_0 p + a_1 p + a_2 p^2) \quad (10)$$

式中: f 为土壤屈服应力, Pa; S_{ij} 为 Cauchy 偏应力张量, Pa; δ_{ij} 为 Kronecker 符号; a_0 、 a_1 、 a_2 均为土壤弹性屈服函数系数, 其取值分别为 6.20×10^{-3} 、 1.67×10^{-7} 、0.112 6。

对于海底土壤, vcr 表示冲击条件下材料是否发生大变形, 当 vcr=0 表明发生大变形, 当 vcr=1 表明未发生大变形; ref 为压力初始化时是否采用几何状态, 当 ref=0 表明未采用, 当 ref=1 表明采用。

在该计算模型中, 土壤的各项材料参数分别为: 密

度 $\rho_5 = 1.88 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$; 杨氏模量 $E_5 = 5.14 \times 10^7 \text{ Pa}$; vcr、ref 均取 0, vcr=0 时的体积模量 $K = 2.40 \times 10^{10}$; 土壤材料拉伸断裂后的压降 $p_5 = 6.90 \times 10^3 \text{ Pa}$ 。

2 计算结果

2.1 抗爆性能

在 4 种工况下, 对不同爆心距 (0.4~1.9 m) 所对应的爆炸载荷作用在海底管道上的最大等效应力等差取值 (间隔 0.25 m), 结果表明: 在爆心距相同的情况下, 裸露管道受到的最大等效应力明显大于埋地管道; 当爆心距较小时, 空管受到的最大等效应力明显大于充流体管道, 表明土壤和管内流体对海底管道具有一定的保护作用 (图 2)。

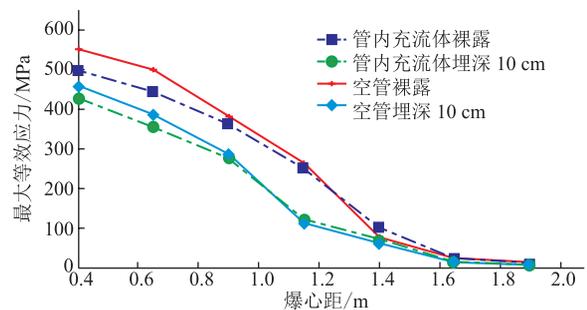


图 2 4 种工况下海底管道最大等效应力随爆心距变化曲线

2.2 爆炸应力

爆心距为 0.4 m 的裸露空管在不同爆炸时刻的应力分布情况 (图 3): 最大等效应力产生在管道正对爆心迎爆面上, 且先受到爆轰波的作用产生塑性变形, 并进一步导致背爆面拉应力逐渐增大, 同时逐渐向管壁周围扩展, 共同加剧了管道的破坏程度。

2.3 垂向质点加速度

质点加速度是衡量爆炸振动强度的有效参数。根据不同工况下正对爆心垂向加速度随时间变化情况可以得到: 爆心距越小, 海底管道正对爆心垂向加速度则越大, 相应地对管道破坏作用也越强, 且爆炸后加速度峰值产生的时间也越短; 尤其是当海底管道裸露时, 正对爆心垂向加速度大于埋入海底土壤管道的正对爆心垂向加速度, 进一步证明了掩埋铺设的海底管道比裸露海底管道更安全。

3 工程算例

以埕岛油田某段海底管道为例, 其管道规格为

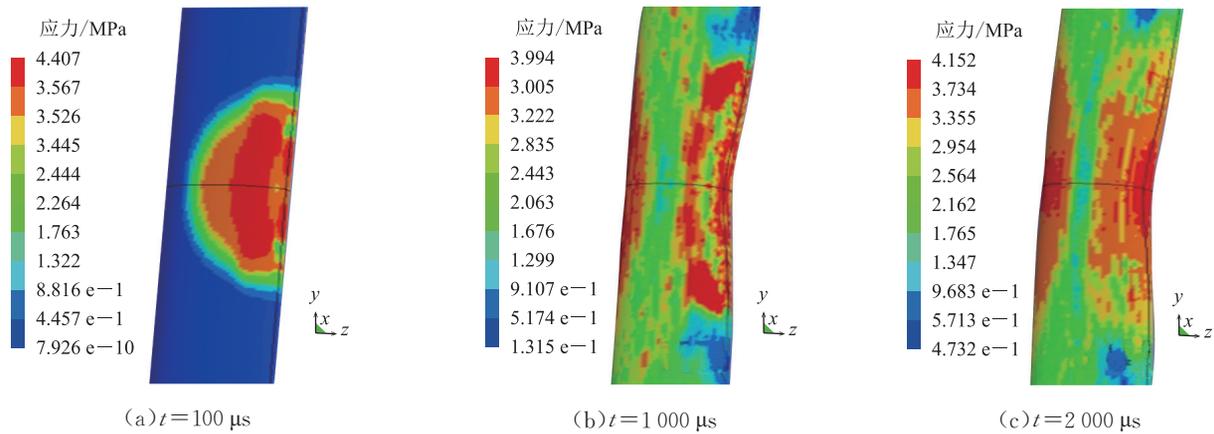


图3 爆心距为 0.4 m 的裸露空管在不同爆炸时刻的应力分布图

$\phi 304.8 \times 12.7$, 管道输送压力为 4.0 MPa, 材料为碳钢 X60, 管道屈服极限、弹性极限分别为 289 MPa、206 MPa。

按照爆炸载荷作用下海底管道动力响应流固耦合计算模型(图 1)炸药尺寸与位置, x 、 y 、 z 方向长度分别为 150 cm、360 cm、150 cm。以裸露海底管道为

例, 选择爆心距 R 分别为 1 m、1.25 m、1.5 m、1.75 m 及 1.9 m 的不同工况建立模型(图 4)。

采用最大等效应力对海底管道进行强度评估, 由不同爆心距下裸露海底管道在运行状态下受到爆炸冲击作用最大等效应力的模拟效果(图 5)可见: 正对爆心的区域受到的爆炸冲击作用最大。

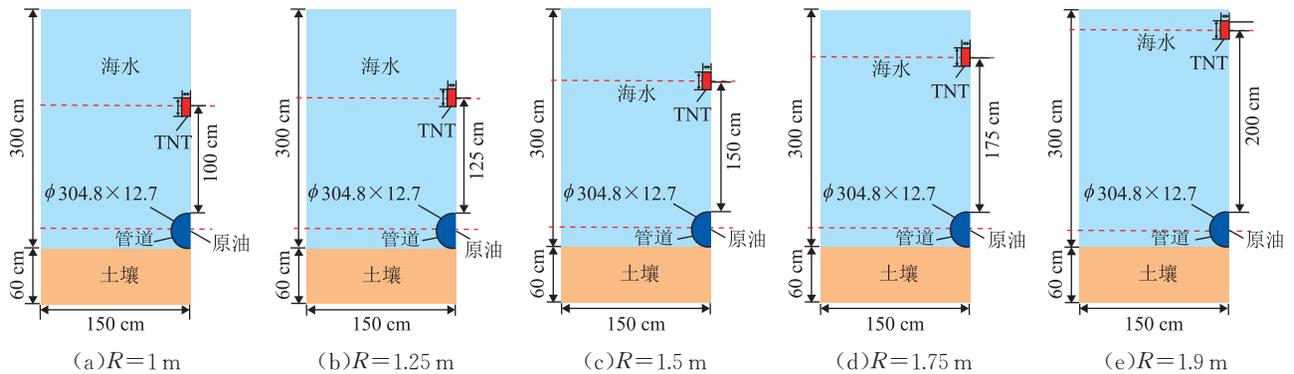


图4 裸露海底管道在运行状态下受到爆炸载荷的物理模型图

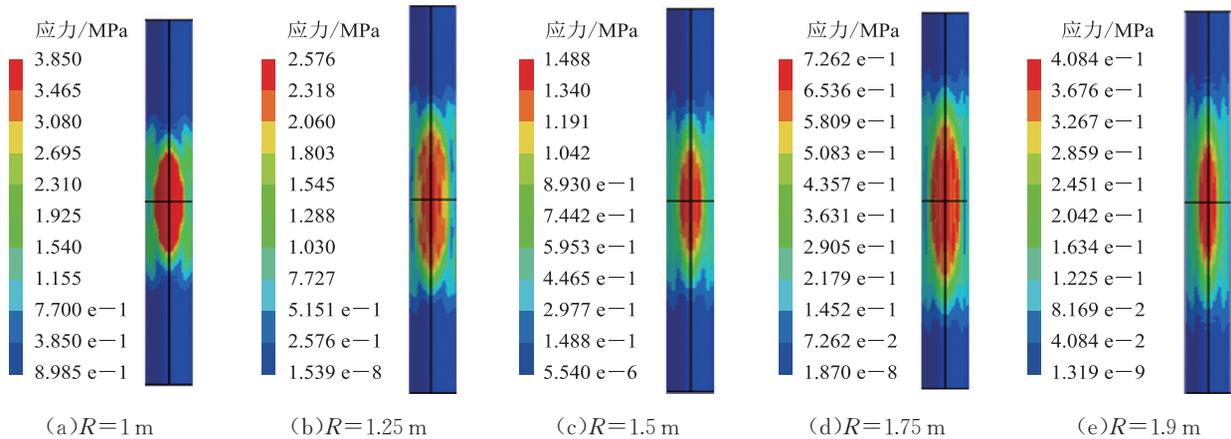


图5 不同爆心距下裸露海底管道在运行状态下受到最大等效应力的峰值分布图

采用该方法, 可以得出 4 种工况下海底管道最大等效应力的分布情况(表 1), 从而判定海底管道失效标准, 即管道的最大等效应力是否达到屈服强度极限。

对表 1 中 4 种工况进行数值模拟(图 6), 并运用

最小二乘法得出裸露运行管道、埋地运行管道、裸露空管、埋地空管的最大等效应力与爆心距的关系式分别为 $\sigma_c = 1.655 \times 10^9 R^{-3.2775}$ 、 $\sigma_c = 3.3487 \times 10^9 R^{-3.4594}$ 、 $\sigma_c = 4.5637 \times 10^8 R^{-2.9491}$ 、 $\sigma_c = 3.6494 \times 10^8 R^{-2.9524}$ 。

表1 4种工况下海底管道最大等效应力分布情况

管道工况	管道埋深/m	管道与炸药距离/m	最大等效应力/MPa
裸露运行管道	0	1.00	240.20
	0	1.25	121.29
	0	1.50	72.73
	0	1.75	36.37
埋地运行管道	0	2.00	20.03
	0.6	1.00	201.11
	0.6	1.25	104.44
	0.6	1.50	65.04
	0.6	1.75	31.83
裸露空管	0.6	2.00	19.12
	0	1.00	313.31
	0	1.25	186.78
	0	1.50	102.30
	0	1.75	54.97
	0	2.00	28.86
埋地空管	0.6	1.00	260.41
	0.6	1.25	133.07
	0.6	1.50	82.91
	0.6	1.75	38.24
	0.6	2.00	21.54

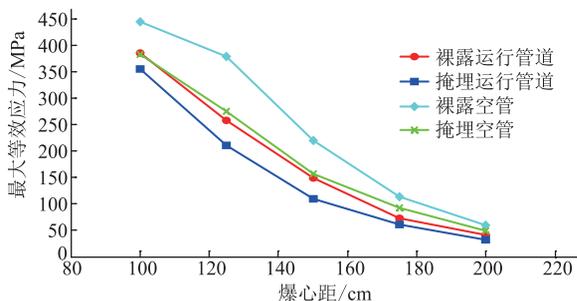


图6 4种工况下最大等效应力模拟结果对比曲线

在不同工况下,随着爆心距增大,海底管道的最大等效应力呈明显下降趋势。最大等效应力曲线在爆心距小于1.5 m范围内下降较快,随后趋于平稳。取海底管道的屈服极限为289 MPa,分别代入裸露运行管道、埋地运行管道、裸露空管、埋地空管4种工况下的最大等效应力与爆心距的关系式,反算得出4种工况下爆心距的安全距离分别为1.15 m、1.1 m、1.26 m、1.16 m。

处于运行中的海底管道内存在介质,吸收了部分爆炸冲击波能量,因此,运行的海底管道的最大等效应力在相同爆心距下明显小于空管;同样,埋地海底管道由于上覆土吸收了部分爆炸冲击波能量,因此,裸露管道的最大等效应力在相同爆心距下也明显大于埋地管道,尤其当爆心距为1~1.5 m时数值差距较大,随着爆心距增大,二者差距逐渐减小。可见,运行管道抗爆能力强于空管,埋地管道抗爆能力优于裸露管道。

4 结论

(1) 根据管道不同位置处所受应力、应变、加速度

的计算结果,得到了管道在爆炸载荷作用下的失效位置,主要包括管道正对爆心处、管道正对爆心对面处、管道正对爆心截面外壁左右两侧处。

(2) 模拟得出不同工况下管道受到的最大等效应力,运行管道抗爆能力强于空管、埋地管道抗爆能力优于裸露管道,因此海底管道铺设时需要掩埋;一旦出现海流冲刷致使管道裸露时,应当尽可能施工掩埋,同时管道停运时,也要适当维持管道内压,提高安全性。

(3) 根据有限元模拟结果,拟合得出最大等效应力函数表达式,并对管道进行强度校核,反算出裸露运行管道、埋地运行管道、裸露空管、埋地空管爆心距的安全距离,从而为海底管道的工程设计和施工提供参考。

参考文献:

- [1] 王飞,王连来,刘广初. 爆炸荷载对天然气管道(空管)的破坏作用研究[J]. 爆破,2006,23(4):20-24.
WANG F, WANG L L, LIU G C. Numerical simulation on damage of pipeline(empty) for natural gas under blast loading[J]. Blasting,2006,23(4):20-24.
- [2] 刘建民,陈文涛. 爆炸荷载下埋地管道动力响应分析研究[J]. 工程爆破,2008,14(2):20-25.
LIU J M, CHEN W T. Dynamic response study of buried pipeline subjected to blast loads[J]. Engineering Blasting,2008,14(2):20-25.
- [3] 李又绿,姚安林,赵师平,等. 爆炸荷载对埋地输气管道的动力响应和极限荷载分析[J]. 焊管,2009,32(11):63-69.
LI Y L, YAO A L, ZHAO S P, et al. Analysis on dynamic response and extreme loads of buried gas pipeline under blast loading[J]. Welded Pipe and Tube,2009,32(11):63-69.
- [4] 高进东,韦春艳,周轶. 爆炸荷载下埋地管线动力学分析数值模拟[J]. 科技导报,2013,31(26):30-34.
GAO J D, WEI C Y, ZHOU Y. Dynamic analysis of buried pipelines under blast loads with numerical simulation method[J]. Science & Technology Review,2013,31(26):30-34.
- [5] 纪冲,龙源,唐献述,等. 爆炸荷载下X70钢管道的局部破坏效应[J]. 高压物理学报,2013,27(4):567-574.
JI C, LONG Y, TANG X S, et al. Local damage effects of X70 steel pipe subjected to constant explosion loading[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2013,27(4):567-574.
- [6] 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.
- [7] JAMA H H, BAMBACH M R, NURICK G N, et al. Numerical modelling of square tubular steel beams subjected to transverse blast loads[J]. Thin-Walled Structures, 2009, 47(12): 1523-1534.
- [8] JAMA H H, NURICK G N, BAMBACH M R, et al. Steel square hollow sections subjected to transverse blast loads[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 53: 109-122.
- [9] 王万鹏. 混凝土加固钢壳结构内爆响应的数值模拟研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2005: 125-131.
- WANG W P. Study on numerical simulation of inside explosive of steel shell structures reinforced by concrete[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2005: 125-131.
- [10] 时党勇, 李裕春, 张胜民, 等. 基于 ANSYS/LS-DYNA 8.1 进行显示动力分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004: 184-245.
- SHI D Y, LI Y C, ZHANG S M, et al. Explicit dynamic analysis based on ANSYS/LS-DYNA 8.1[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004: 184-245.
- [11] WANG G H, WANG Y X, LU W B, et al. On the determination of the mesh size for numerical simulations of shock wave propagation in near field underwater explosion[J]. Applied Ocean Research, 2016, 59: 1-9.
- [12] 余晓菲, 刘土光, 张涛, 等. 水下爆炸载荷作用下加筋圆柱壳的响应分析[J]. 振动与冲击, 2006, 25(5): 106-115.
- YU X F, LIU T G, ZHANG T, et al. Response analysis of cylindrical shell subjected to underwater explosion shock waves[J]. Journal of Vibration and Shock, 2006, 25(5): 106-115.
- [13] O' DANIEL L J, KRAUTHAMMER T. Assessment of numerical simulation capabilities for medium-structure interaction systems under explosive loads[J]. Computers & Structures, 1997, 63(5): 875-887.
- [14] 路胜卓, 张博一, 王伟, 等. 爆炸作用下薄壁柱壳结构动力响应实验研究[J]. 南京理工大学学报, 2011, 35(5): 621-626.
- LU S Z, ZHANG B Y, WANG W, et al. Experimental research on dynamic response mechanism of thin cylindrical shell under blast loading[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2011, 35(5): 621-626.
- [15] 张社荣, 李宏璧, 王高辉, 等. 空中和水中爆炸冲击波数值模拟的网格尺寸效应对比分析[J]. 水利学报, 2015, 46(3): 298-306.
- ZHANG S R, LI H B, WANG G H, et al. Comparative analysis of mesh size effects on numerical simulation of shock wave in air blast and underwater explosion[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2015, 46(3): 298-306.
- [16] 蔡珣, 张亚栋. 爆炸荷载下大口径管道破坏作用的数值模拟[J]. 工业建筑, 2014(增刊1): 236-240.
- CAI X, ZHANG Y D. Numerical stimulation on damage of large diameter pipe under blast loading[J]. Industrial Construction, 2014(S1): 236-240.
- [17] 贾普荣, 李年, 朱维斗. 反向加载时 X70 钢的力学性能[J]. 机械强度, 2005, 27(1): 82-84.
- JIA P R, LI N, ZHU W D. Mechanical properties of X70 pipeline steel at reverse loading[J]. Journal of Mechanical Strength, 2005, 27(1): 82-84.
- [18] 杨政, 郭万林, 董蕙茹, 等. X70 管线钢静态和动态韧性试验研究[J]. 西安交通大学学报, 2003, 37(5): 488-491.
- YANG Z, GUO W L, DONG H R, et al. Static and dynamic tests of X70 pipeline steel[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2003, 37(5): 488-491.
- [19] 阎石, 齐宝欣, 辛志强, 等. 高温与爆炸作用下轻钢柱动力响应与破坏模式数值分析[J]. 土木工程学报, 2010, 43(增刊1): 484-489.
- YAN S, QI B X, XIN Z Q, et al. Numerical analysis on dynamic response and failure mode under elevated temperature and blast loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2010, 43(S1): 484-489.
- [20] 郭毅之, 金先龙, 丁峻宏, 等. 沉管隧道地震响应分析中的三维接触模型与算法研究[J]. 应用力学学报, 2006, 23(1): 48-52.
- GUO Y Z, JIN X L, DING J H, et al. Three-dimensional contact model and algorithm for earthquake response of immersed tunnel[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2006, 23(1): 48-52.

(收稿日期: 2016-08-23; 修回日期: 2017-11-10; 编辑: 李在蓉)

基金项目: 中海油(中国)有限公司科研项目“渤海油田海底管道评估方法技术研究”, S12TJPWX015。

作者简介: 倪玲英, 女, 1964年生, 教授, 2008年博士毕业于中国石油大学(华东)油气储运工程专业, 现主要从事海洋油气工程、力学、油气田工程方向的研究工作。地址: 山东省青岛市黄岛区长江西路66号, 266580。电话: 15165283011, Email: nilingy@upc.edu.cn