

文章编号:1673-9469(2021)04-0060-07

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2021.04.009

冻土区走滑断层下埋地管道力学性能研究

薛景宏^{1,2}, 戚兴博¹, 董孝曜^{2,1*}, 王 香¹

(1. 东北石油大学 土木建筑工程学院, 黑龙江 大庆 163318;

2. 中国地震局工程力学研究所 地震工程与工程振动重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150080)

摘要: 建立跨断层埋地管道在土壤冻融作用下的有限元模型, 进行走滑断层错动下的热力耦合分析, 研究并获得钢管道应变发展规律。研究发现不同地面和介质温度时的土体刚度分布不同, 引起断层错动时管土相互作用不同, 从而引起不同的管道应变发展规律。通过真实温度场和简化温度场时的力场数值模拟结果对比分析, 发现对应两种温度场的应变规律差别较大, 且管道发生局部屈曲明显早于拉伸破坏。建议对于跨冻土断层埋地管道, 应考虑地表温度和管内流体温度, 通过模拟得到真实温度场, 进行热力耦合分析, 得到管道断层错动应变后进行抗震设计。

关键词: 冻土; 断层; 管道; 屈曲; 热力耦合

中图分类号: TE832

文献标识码: A

Performance Research of Buried Pipeline Under Strike-slip Fault Movement in Permafrost Region

XUE Jinghong^{1,2}, QI Xingbo¹, DONG Xiaoyao^{2,1*}, WANG Xiang¹

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Northeast Petroleum University, Daqing 163318, China;

2. Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, Harbin 150080, China)

Abstract: This paper established analytical model of pipe-soil system under freezing-thawing, conducted thermo-mechanical coupling analysis of the system under fault movement, and investigated the strain developing law. Different soil stiffness at different temperatures, leads to different pipe-soil interaction and different strain development laws of the pipe under fault movement. By comparing the numerical results of the force field under the real temperature field and the simplified temperature field, it is found that the strain law corresponding to the two temperature fields is quite different, and the local buckling of the pipeline is obviously earlier than the tensile failure. It is recommended that for the buried pipeline across the frozen soil fault, it is necessary to obtain the true pipe-soil temperature field by finite element simulation considering the temperature of the soil ground and pipe fluid, and then adopt the strain under fault movement for the seismic design or checking computation.

Key words: frozen soil; fault; pipeline; buckling; thermo-mechanical coupling

穿越冻土区的埋地管道会受到冻融循环的严重影响, 另外, 随着全球气候变暖, 多年冻土融化也对浅埋油气管道的稳定运行构成极大威胁^[1], 因此冻融对于土壤特性以及埋地管道影响一直以来是寒冷地区的研究主题。

Liu 等^[2]提出一种新的双剪统一强度准则, 用

于研究冻土的强度特性, 基于该准则推导出冻土的粘聚力和内摩擦角的表达式。Liu 等^[3]研究冻土 $p-q$ 曲线, 提出可以同时应用于三种类型强度曲线的新准则。不均匀土壤冻融使得管道发生隆起和沉降, 会发生稳定性问题。Wen 等^[4]利用一种简单的热弹塑性模型, 发现冻胀使得管道的有效

收稿日期: 2021-05-14

基金项目: 中国地震局工程力学研究所基本科研业务费专项资助项目(2020D25); 国家自然科学基金资助项目(51178087)

作者简介: 薛景宏(1968-), 男, 吉林梨树人, 博士, 教授, 从事土木工程防灾减灾方面的研究。

* 通讯作者: 董孝曜(1993-), 男, 山东济南人, 博士研究生, 从事土木工程防灾减灾方面的研究。

应力线性增加,融沉和非融沉区交界处应力变化较大,冻胀较融沉使得管道更易发生稳定问题。

埋地管道是常见的长距离油气输送方式,可能遇到断层,断层错动可能使管道产生严重破坏。Newmark 和 Hall^[5]对跨断层埋地管道进行了最早的研究,假设轴向变形完全吸收断层位移产生的能量,管道破坏由最大轴向应变控制,该方法已被多个规范采用。Kennedy 等^[6]在其基础上进行改良,将管线看成只有拉伸刚度无弯曲刚度的悬索,近断层处将管线看成圆弧,远断层处将其看成直线。刘爱文^[7]提出了一种跨断层埋地管道简化模型,薛景宏^[8]提出了跨断层管道隔震方法。Vazouras 等^[9-12]建议了避免断层作用下埋地管道局部屈曲的径厚比,管土接触参数计算方法和管道弯头的设计策略。Liu 等^[13]分析了内压对 X80 管道断层响应的影响,认为加压工况的临界位移小于非加压工况。Banushi 等^[14]提出子模型技术,揭示了在走滑断层作用下管道系统的力学行为,数值结果与近年来的研究成果及解析解比较吻合。

虽然冻土和跨断层埋地管道研究成果较多,但关于穿越冻土断层带埋地管道力学性能的研究较少,本文建立跨断层埋地管道在土壤冻融作用下分析模型,进行走滑断层错动下的热力耦合分析,获得钢管道应变发展规律。

1 有限元模型

整个计算分为温度场计算和应力场计算,利用热力耦合的方式将两步结合起来,分析研究冻融循环中断层错动下管道力学性能。

1.1 模型尺寸

对于温度场模型,考虑到本文所选地面以上大气温度范围以及管道本身温度,并参考文献[4, 15],选取土壤计算宽度,对于力场模型^[9],土体轴向长度可取为 $65D$,宽度 $11D$,深度 $5D$,综合两种情况,土块长度取为 60 m、宽度取为 40 m 和深度取为 20 m。利用 ABAQUS 进行数值模拟,有限元模型见图 1,土块顶面代表自然地面,管道直径为 0.914 4 m,壁厚为 0.012 7 m,管道轴线距土表面 2.5 m。

1.2 温度场模型

将所有土块垂直界面设为绝缘边界,由于天然地表 10 m 以下温度基本恒定,设两个土块底

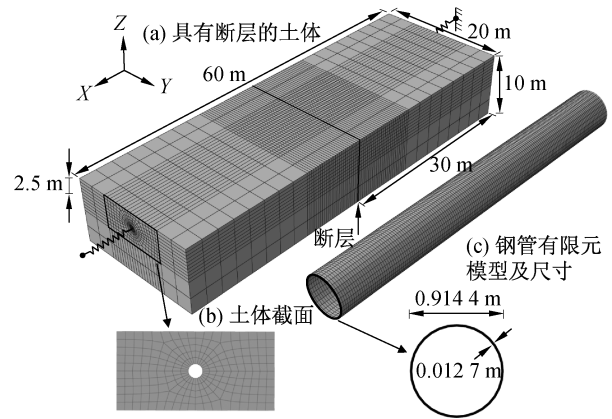


图 1 有限元模型

Fig. 1 Finite element model

面均为 $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[15],顶面与大气接触,温度随时间变化。钢材等级为 API 5 L X56,钢材密度为 $7\ 800\ \text{kg}/\text{m}^3$,比热容为 $434\ \text{J}/(\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C})$,导热系数为 $60.5\ \text{W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})$ 。土体主要采用粘土和砂土的混合土,不同温度下土体的密度、导热系数和比热见表 1。土体单元选取 DC3D8,管道单元采用 DS4。

表 1 土体热工参数

Tab. 1 Thermal parameters of soil

温度/ ($^{\circ}\text{C}$)	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	比热/ ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$)	导热系数/ ($\text{J}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}\cdot\text{h}^{-1}$)
-30	1 920	2 540	3 744
-10	1 920	2 540	3 744
-5	1 920	2 540	3 744
-2	1 920	2 540	3 744
-1	1 920	2 540	3 744
-0.5	1 920	2 540	3 744
0	1 920	3 350	2 592
15	1 920	3 350	2 592
30	1 920	3 350	2 592

1.3 应力场模型

施加重力荷载和调用冻融循环时,与管道平行且铅垂的土块面法向平动自由度受到约束,与管道垂直的土块面法向平动自由度受到约束,土块底面固定。左侧土块施加水平错动,右侧土块保持不动,具体来讲,左侧土块底面、左端面及与管道平行的前后面法向施加平动位移。

精准模拟局部屈曲需要加密网格,但网格过小会影响计算效率。断层两层各 10 m 范围内适当加密。为了模拟管道的屈曲应变,管道和土体分别采用单元 S4R 和 C3D8R 模拟。

管道钢材的弹性模量 E 从常温到 $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ 范围内,变化很小只有 $20\ \text{N}/\text{mm}^2$,所以可以认为是不变

的,取 $E = 206 \text{ GPa}$,泊松比 $\nu = 0.3$ 。管道钢材采用两折线模型,如图 2 所示,随温度变化的钢材屈服应力计算见公式(1)^[16]。

$$\sigma_y = \sigma'_y \times e^{[q_s \times (T' - T)]} \quad (1)$$

式中: T 和 T' 表示温度, σ'_y 表示温度 T' 对应的钢材屈服应力, σ_y 表示温度 T 对应的钢材屈服应力, q_s 表示 σ'_y 的温度系数。

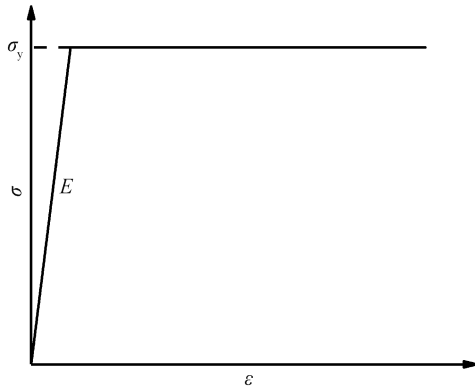


图 2 钢材本构曲线

Fig. 2 The constitutive diagram of steel

土体采用 Mohr-Coulomb 模型,参数见表 2^[4]。管土之间的作用可以认为是摩擦接触^[9-11],允许两者之间发生滑移和分离,假定两者之间的摩擦系数 $\mu = 0.3$ 。管压采用 0.56 倍 P_{\max} , P_{\max} 根据 ASME 规范^[17-18]中的公式(2)计算,其中 σ_y 是管道钢材的屈服应力, D 是管道的直径, t 是管道的厚度。

表 2 土体力学参数

Tab. 2 Mechanical parameters of soil

参数	温度/°C					
	-20	-10	-5	-2	0	20
$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	1 920	1 920	1 920	1 920	1 920	1 920
E/MPa	200	100	50	23.4	6	6
ν	0.32	0.32	0.32	0.32	0.35	0.35
c/MPa	0.6	0.6	0.6	0.57	0.15	0.15
$\varphi/(\circ)$	26	26	26	26	24	24

$$P_{\max} = 0.72 \cdot \left(2\sigma_y \frac{t}{D} \right) \quad (2)$$

1.4 应力场等效边界

为了考虑到远离断层处管道与土壤相互作用的简化,所选模型采用等效边界条件。等效边界弹簧计算方法见式(3)^[11],力和位移曲线见图 3,等效弹簧由线性轴向约束连接器 CONN3N2 模拟。

$$F_0 = \begin{cases} \lambda EA u, u \leq \frac{\tau_{\max}}{k_s} \\ \lambda EA \frac{\tau_{\max}}{k_s} + \pi D \frac{\tau_{\max}}{m} \left(\sqrt{\left(\lambda \frac{\tau_{\max}}{k_s} \right)^2 + 2m \left(u - \frac{\tau_{\max}}{k_s} \right)} - \lambda \frac{\tau_{\max}}{k_s} \right), u > \frac{\tau_{\max}}{k_s} \end{cases} \quad (3)$$

式中: E 是钢材的弹性模量(Pa), A 和 D 分别指的是管道的横截面面积(m^2)和直径(m),管道 $\lambda =$

$$\sqrt{\frac{\pi D k_s}{EA}} \text{ 和 } m = \frac{\pi D \tau_{\max}}{EA}。$$

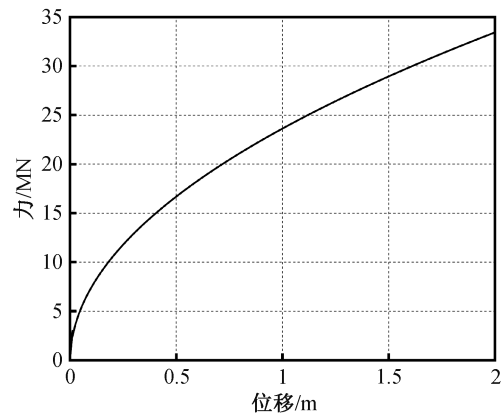


图 3 等效边界弹簧力-位移曲线

Fig. 3 Equivalent boundary spring force-displacement curve

2 温度场模拟

土块上部温度据某地区多年气温资料,温度变化可以利用三角函数形式表达^[15],见式(4),其中 T 是温度($^{\circ}\text{C}$), t 是时间(h)。假设管道工作温度 15°C ,这里假设为恒温,管土之间的热传递方式是热传导。

$$T(t) = -3.5 + \frac{0.048}{8\ 640}t + 20\sin\left(\frac{2\pi}{8\ 640}t + \frac{3}{10}\pi\right) \quad (4)$$

土块在初温、上边界温度、底部边界温度和管道内部温度共同作用 20 年,进行温度场模拟,将最后一年作为本文温度场研究的年份。为了考虑温度场变化对于跨断层管道错动响应的影响,选取该年内最高温和最低温作为研究的温度场,具体模拟结果见图 4。

3 应力场模拟

与没有受到断层错动影响但受内压的管道主要以环向应力为主不同,受断层错动影响的管道主要以管道轴向变形为主,为了表征管道受破坏

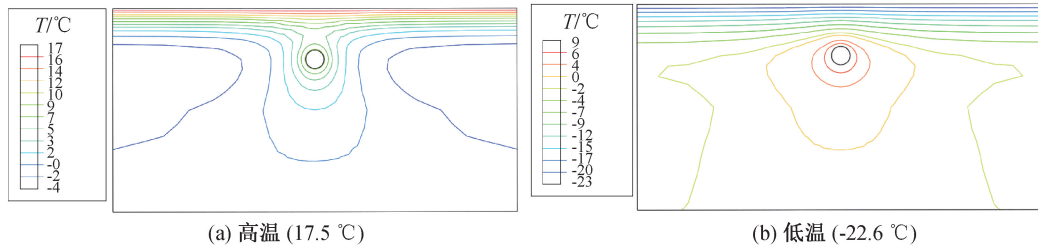


图 4 温度场分布

Fig. 4 Temperature field distribution

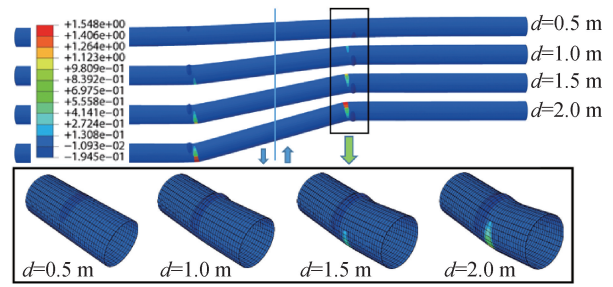
后的力学性能,本文将主要分析管道的拉伸压缩应变。下文中 NCFTC 表示不考虑冻融循环的简化分析方法(不建立温度场),土体温度整体采用地面温度,CFTC 表示考虑冻融循环的分析方法(建立温度场),土体各处温度不同。

3.1 地面最高温且 $P = 0.56P_{max}$

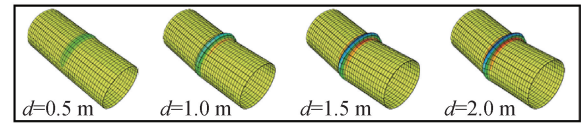
从地面最高温(17.5 °C)时不同断层位移下管道应变云图(图 5)可以看出,在位移 0.5 m 时,后者管道开始出现局部屈曲现象,而前者表面较平滑,说明后者出现局部屈曲的错动较小,原因在于循环后的土体整体较硬,导致出现屈曲现象较早;位移超过 1 m 时,在未循环工况中,管道高应力区出现在屈曲位置并分布较宽,而在循环后,管道高应力区集中在屈曲位置呈“环状”,在位移达到 2 m 时,管道已出现第三处明显的屈曲,由于第三处屈曲的出现,吸收较多断层错动能量,使得相邻位置屈曲应力减小。

从地面最高温(17.5 °C)时管道应变分布图(图 6)可以看出,在管道受拉侧,位移小时,管道的变形曲线较为平滑,随着断层不断增加,应变曲线开始起伏变化,并出现峰值,峰值越来越大。在未循环工况中,幅值增长速率会随着位移增加而减小,当位移超过 1.5 m 时,应变曲线出现第二处峰值,但第二处起伏幅度明显小于第一处,说明第二处起伏产生时吸收一部分能量,进而减弱第一处起伏的变化幅度。在循环中,管道的应变增长幅度基本不变,峰值出现的区域宽度较未循环小,随着断层位移增加,未出现明显第二处峰值。

在管道受压侧,管道压侧出现的应变为一正一负,管道压区应变在 0.5 m 时就开始出现峰值,而且峰值的范围正处于拉区峰值范围,循环时的最大压应变明显大于未循环时的最大压应变。当断层位移增大后,峰值应变急剧增加,说明管道出现褶皱,褶皱两侧出现轻微凹陷,凹陷的幅值增加不多,这与云图变形显示一致,此现象说明管道出现屈曲后,破坏最容易发生在凸起处。



(a) 土壤温度一致时管道应变云图



(b) 考虑土壤冻融循环时管道应变云图

图 5 地面最高温(17.5 °C)时不同断层位移下管道应变云图
Fig. 5 Pipeline strain contours under different fault displacements at 17.5 °C

3.2 地面最低温且 $P = 0.56P_{max}$

图 7(a)和图 7(b)分别对应 NCFTC 和 CFTC 两种情况时的管道轴向应变云图,因为 NCFTC 土壤刚度较大,断层处管道的截面剪切变形较严重,而 CFTC 中断层处未出现剪切变形。NCFTC 的屈曲出现先增加后减弱直至消失的现象,而 CFTC 屈曲变形随位移逐渐增加,且当位移为 1.6 m 左右时,管道出现第三处屈曲,该屈曲变形基本不变,而较远屈曲变形明显逐渐变大。

图 8 为不同断层位移下管道拉压侧轴向应变曲线。在管道的受压侧,当错动位移为 0.5 m 时,NCFTC 局部应变增加到-0.180,CFTC 的局部应变增加到-0.135,两者都出现屈曲现象,当断层错动

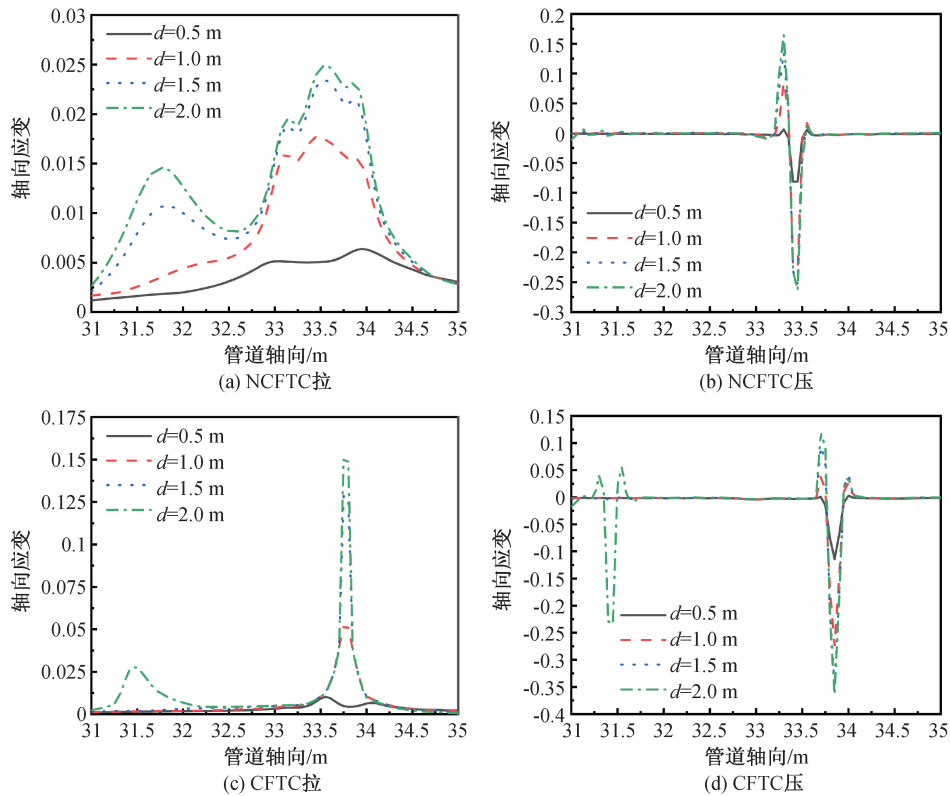


图6 地面最高温(17.5 °C)时管道应变分布图

Fig. 6 Pipeline strain distribution diagrams at 17.5 °C

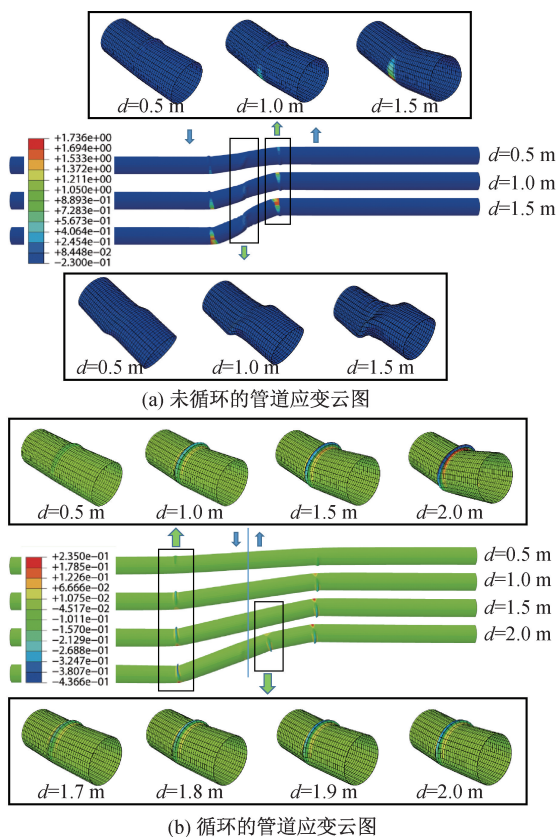


图7 地面最低温(-22.6 °C)时不同断层位移下管道应变云图

Fig. 7 Pipeline strain contours under different fault displacements at -22.6 °C

达到1 m时,NCFTC压应变是-0.179,CFTC的应变为-0.275,CFTC压应变增量较大,屈曲程度更严重,错距达到1.5 m后,NCFTC的应变减小为-0.130,呈现先增加后减小的走势,而CFTC的应变值增加到0.345。管道受拉侧,断层错距为0.5 m时,NCFTC的拉应变0.381,CFTC管道轴向拉应变曲线较平滑(接近0),位移1.0 m时,NCFTC应变增大到0.721,CFTC的拉应变为0.122,位移1.5 m时,NCFTC应变增大到1.230,CFTC的拉应变增加到0.233。

根据发生局部屈曲3%和5%的拉伸应变以及15%的扁平化确定断层临界位移,具体见表3,从而评估管道的力学性能。用压缩应变0.56%限值

表3 各种性能指标断层临界位移 d_{cr}

Tab. 3 Critical fault displacement d_{cr} corresponding to various performance criteria

温度场分析方法	内压	局部屈曲	3%拉伸应变	5%拉伸应变	椭圆化15%
NCFTC	0.56 P_{max}	0.09	0.18	0.21	0.80
CFTC		0.31	0.39	0.42	1.43

注:NCFTC表示不考虑冻融循环的简化分析方法(不建立温度场),土体温度整体采用地面温度,CFTC表示考虑冻融循环的分析方法(建立温度场),土体各处温度不同。

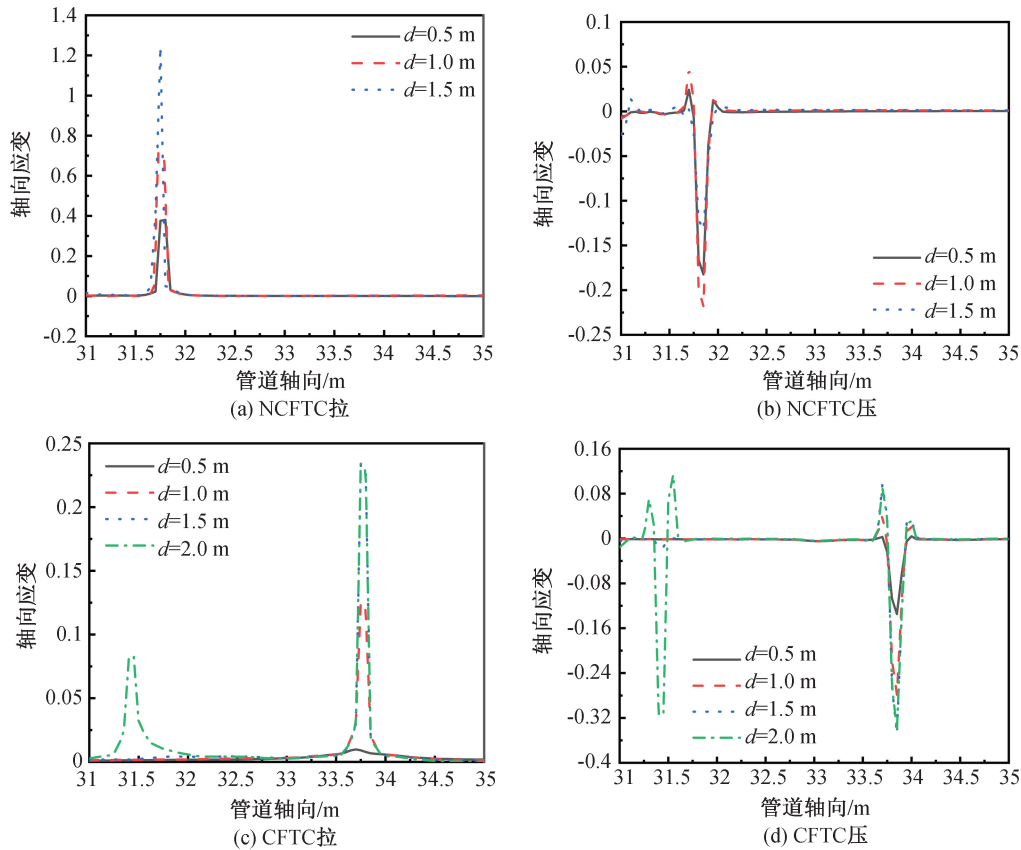


图8 地面最低温(-22.6 °C)时管道应变分布图

Fig. 8 Pipeline strain distribution diagrams at -22.6 °C

来确定管道局部屈曲,数值模拟所得的 NCFTC 和 CFTC 临界断层位移 d_{cr} (管道发生局部屈曲) 为 0.09 m 和 0.31 m,但在应变模拟中未发现管道出现局部屈曲,管道设计规范屈曲限值较为保守。NCFTC 的 d_{cr} 较 CFTC 小,说明不考虑冻融循环设计管道使得管道设计偏于保守。

4 结论

1) 在土体中,靠近管道和地面的土壤温度梯度较大,周围等温线比较密集,原因在于管道和地表相当于热源。

2) 采用不考虑冻融循环的简化分析方法(不建立温度场)和考虑冻融循环的分析方法(建立温度场),进行断层错动下力场分析结果表明,无论地面处于最高温还是最低温,两种方法差异都较大。因此建议进行抗震设计时,应该通过热力耦合的方法来进行管道断层错动力学分析。

3) 无论采用哪种方法,当管道发生局部屈曲后,管道的结构刚度降低,压缩应变发生快速增加,而且管道内的应力会发生重新分布,开始出现第二个应变峰值,从而可能导致管道多处屈曲。

4) 对于本文管道断层相对位置,管道发生局部屈曲明显早于拉伸破坏。对于管道来讲,压应变往往造成它的失效,因此对于跨冻土断层埋地管道,在进行抗震设计或者验算时,应重点关注压应变。

参考文献:

- [1] 金会军,于少鹏,吕兰芝,等. 大小兴安岭多年冻土退化及其趋势初步评估[J]. 冰川冻土,2006,28(4):467-476.
- [2] LIU Xingyan, LIU Enlong. Application of New Twin-shear Unified Strength Criterion to Frozen Soil [J]. Cold Regions Science and Technology, 2019, 167: 1-13.
- [3] LIU X, LIU E, ZHANG D, et al. Study on Strength Criterion for Frozen Soil [J]. Cold Regions Science and Technology, 2019, 161: 1-20.
- [4] WEN Z, SHENG Y, JIN H, et al. Thermal Elasto-plastic Computation Model for a Buried Oil Pipeline in Frozen Ground [J]. Cold Regions Science and Technology, 2010, 64(3): 248-255.
- [5] NEWMARK N M, HALL W J. Pipeline Design to Resist Large Fault Displacement [C]// Proceedings of US Conference on Earthquake Engineering. Ann Arbor, Michigan, 1975: 416-425.

- [6] KENNEDY. Fault Movement Effects on Buried Oil Pipeline [J]. *Journal of Transportation Engineering*, 1977, 3(5):617-633.
- [7] 刘爱文. 基于壳模型的埋地管线抗震分析[D]. 北京: 中国地震局地球物理研究所, 2002.
- [8] 薛景宏. 跨断层隔震管道分析[D]. 哈尔滨: 中国地震局工程力学研究所, 2008.
- [9] VAZOURAS P, KARAMANOS S A, DAKOULAS P. Finite Element Analysis of Buried Steel Pipelines under Strike-slip Fault Displacements [J]. *Soil Dynamics & Earthquake Engineering*, 2010, 30(11):1361-1376.
- [10] VAZOURAS P, KARAMANOS S A, DAKOULAS P. Mechanical Behavior of Buried Steel Pipes Crossing Active Strike-slip Faults [J]. *Soil Dynamics & Earthquake Engineering*, 2012, 41:164-180.
- [11] VAZOURAS P, DAKOULAS P, KARAMANOS S A. Pipe-soil Interaction and Pipeline Performance under Strike-slip Fault Movements [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2015, 72:48-65.
- [12] VAZOURAS P, KARAMANOS S A. Structural Behavior of Buried Pipe Bends and their Effect on Pipeline Response in Fault Crossing Areas [J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2017, 15(11):4999-5024.
- [13] XIAOBEN L, HONG Z, ONYEKACHI N, et al. Effects of Stress-Strain Characteristics on Local Buckling of X80 Pipe Subjected to Strike-slip Fault Movement [J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2018, 140(4):1-12.
- [14] BANUSHI G, SQUEGLIA N, THIELE K. Innovative Analysis of a Buried Operating Pipeline Subjected to Strike-slip Fault Movement [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, 107:234-249.
- [15] 毛卫南. 冻土区输油管道服役性能研究与评价[D]. 北京: 北京交通大学, 2015.
- [16] 张智升. 低温下钢材的动力本构模型研究综述[A]. 天津大学、天津市钢结构学会. 第十五届全国现代结构工程学术研讨会论文集[C]. 天津大学、天津市钢结构学会: 全国现代结构工程学术研讨会学术委员会, 2015:12.
- [17] American Society of Mechanical Engineers. Pipeline Transportation Systems for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids. ANSI/ASME 2006:B31:4[S].
- [18] American Society of Mechanical Engineers. Gas Transmission and Distribution Piping Systems. ANSI/ASME 2007:B31:8[S].

(责任编辑 周雪梅)