

DOI: 10.11779/CJGE20240485

地基土体错动变形下柔性管道接头力学行为的试验与理论研究

周 敏^{1,2}, 兰海涛³, 倪芃芃^{4,5,6}

(1. 中北大学环境与安全工程学院, 山西 太原 030051; 2. 山西建设投资集团有限公司博士后科研工作站, 山西 太原 030032; 3. 拉夫堡大学建筑、建造与土木工程学院, 英国 莱斯特郡 LE11 3TU; 4. 中山大学土木工程学院, 广东 广州 510275; 5. 南方海洋科学与工程广东省实验室(珠海), 广东 珠海 519082; 6. 隧道工程灾变防控与智能建养全国重点实验室, 广东 广州 510275)

摘 要: 埋地柔性管道的承载能力与周围土体对其的支撑作用密切相关, 管-土间的相互作用力对管道的稳定运行至关重要, 而一旦地基土体发生错动变形, 柔性管道在接头位置处容易因不均匀支撑而发生转角破坏。通过室内模型试验, 探究了柔性管道接头在地基土体错动变形下的力学行为。基于 Winkler 弹性地基梁理论, 分别针对于力矩完全释放接头、力矩部分传递接头和力矩完全传递接头, 提出了柔性管道接头转角的理论计算公式, 并利用模型试验数据对所提出的公式进行了分析验证。研究发现, 柔性管道接头的受力变形与地基土体错动变形量密切相关, 相较于力矩完全释放接头公式, 采用力矩部分传递接头公式能更准确地计算管道接头在地基土体错动变形下的转角。当管道直径、埋深和填料内摩擦角增大时, 管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量随之减小, 管道接头转角分别呈现出线性增长、对数增长以及指数增长的趋势。此外, 随着地基错动变形量的增加, 上述增长趋势均变得越来越显著。

关键词: 柔性管道接头; 地基土体错动变形; 模型试验; Winkler 弹性地基梁理论; 接头转角

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)09-1825-09

作者简介: 周 敏(1988—), 男, 博士, 副教授, 主要从事地下结构与土体相互作用等方面的研究工作。E-mail: zhomin@nuc.edu.cn。

Experimental and theoretical study on mechanical behavior of flexible pipe joints under differential ground deformations

ZHOU Min^{1,2}, LAN Haitao³, NI Pengpeng^{4,5,6}

(1. School of Environment and Safety Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China; 2. Shanxi Construction Investment Group Co., Ltd., Postdoctoral Research Workstation, Taiyuan 030032, China; 3. School of Architecture, Building and Civil Engineering, Loughborough University, Leicestershire LE11 3TU, England; 4. School of Civil Engineering, Sun Yat-sen University, Guangzhou 510275, China; 5. Southern Marine Science and Engineering Guangdong Laboratory (Zhuhai), Zhuhai 519082, China; 6. State Key Laboratory for Tunnel Engineering, Guangzhou 510275, China)

Abstract: Bearing capacity of buried flexible pipes depends closely on the support provided by surrounding soils, and the interaction forces between the pipe and the soil are crucial for ensuring a stable operation of pipeline. When differential ground deformations occur, flexible pipes are susceptible to angular damage at the joints due to uneven support. This paper investigates the mechanical behavior of flexible pipe joints under differential ground deformations through laboratory model test. Using the Winkler elastic foundation beam theory, theoretical formulas are proposed for calculating the rotational angle of flexible pipe joint under conditions of fully released moment, partially transmitted moment and fully transmitted moment. These proposed formulas are analyzed and verified using model test data. The research reveals that the deformation of flexible pipe joint is closely linked to the amount of differential ground deformations. Compared to the formula for fully released moment joints, using the formula for partially transmitted moment joints gives a more accurate calculation of the rotational angle of the pipe joint under differential ground deformations. As the pipe diameter, burial depth and internal friction angle of the backfill material increase, the maximum allowable differential ground deformations that the pipe joint decreases accordingly. Additionally,

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (52078506) This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant No. 52078506).

收稿日期(Received): 2024-05-21

修回日期(Revised): 2024-10-19

接受日期(Accepted): 2024-10-23

网络出版日期(Online): 2024-10-24

the joint rotational angle shows trends of linear, logarithmic, and exponential growth, respectively. Furthermore, with the increase in differential ground motion, these growth trends become increasingly significant.

Key words: flexible pipe joints; differential ground deformation; model test; Winkler elastic foundation beam theory; rotational angle of pipe joint

0 引言

柔性管道在城市供水和排水系统中扮演着重要角色,相比于传统的金属管道,其具有重量轻、耐腐蚀、绝缘性好和生产耗能低等优点^[1],因此在城市基础设施建设中得到了广泛应用。埋地柔性管道的承载能力与周围土体对其的支撑作用密切相关,近年来,在地铁隧道建设过程中,地基土体错动变形导致的聚氯乙烯(PVC)给水管和高密度聚乙烯(HDPE)排水管损坏事件频繁发生。此外,在中国内蒙古、陕西、山西、贵州等主要产煤省份,由于采空区沉陷引发地基土体错动变形,而导致的柔性管道灾变事故屡见报端^[2]。

埋地管道在地层错动变形下的受力变形一直为国内外学者所关注。李兴宇等^[3]通过室内模型试验对球墨铸铁管道接头在地层错动变形下的力学响应进行了研究,发现接头转角过大是管道发生失效破坏的主要原因。Chen 等^[4]通过模型试验研究,发现在地基土体错动变形下,由于水平压缩作用引起的管道接头自锁可以大大减小接头转角,使得分段的球墨铸铁管道表现出连续管道的受力特征。Qin 等^[5]对于球墨铸铁管道接头在断层作用下的受力变形进行了理论计算分析,指出随着管道埋深和填料密度的增加,管道在承口端一侧的开裂是其主要的破坏原因。然而,当地层发生错动变形时,诸如钢管、钢筋混凝土管、球墨铸铁管等刚性或半刚性管道不易发生挠曲变形,主要表现为刚体的平移和转动;而柔性管道由于管-土相对刚度较小,其在地层错动变形下将发生显著的挠曲变形,并引发管道周围土压力重分布,管-土间的相互作用较刚性管道更为复杂。虽然已有学者^[6-7]对于 PVC 管和 HDPE 管等柔性管道在地基土体错动变形下的受力变形进行了研究,但均未考虑管道接头的影响,对管道在接头位置处的力学响应尚缺乏清晰的认识。

当地基土体发生错动变形时,管周土体会对管道施加土阻力。在 ALA 规范^[8]中,建议将埋地管道及其周围土体分别看作弹性梁和具有一定拉伸和压缩刚度且相互独立的土弹簧,并引入“土弹簧刚度”这一参数,用于描述管道土阻力与管-土相对位移间的关系,称之为 Winkler 弹性地基梁模型。王滨等^[9]基于 Winkler 弹性地基梁模型,发现当管道穿越断层时,管-土间相互作用的非线性特性不容忽视,且管道变形主要取决于土弹簧刚度的取值。Ni 等^[10]采用基于

Winkler 弹性地基梁理论的二维数值模型对于管道在滑坡作用下的受力变形进行了研究,指出相较于三维连续体模型,这种模型能够在保证准确性的前提下显著缩短计算时间。近年来,经过国内外学者的不断修正, Winkler 弹性地基梁理论作为一种研究管-土间相互作用机理的有效手段,已经得到了广泛的认可和应用^[11]。

本文通过开展室内模型试验和基于 Winkler 弹性地基梁理论的计算分析,对柔性管道接头在地基土体错动变形下的力学行为特征进行研究,以达到以下目的:

(1) 揭示柔性管道接头受力变形的演化规律,探明柔性管道接头转角与地基土体错动变形量之间的关系。

(2) 探明管道直径、埋深和填料内摩擦角等对于柔性管道接头转角的影响,明确主控因素。

(3) 探索埋地柔性管道接头抵抗地基土体错动变形的机理,为埋地柔性管道的安全服役运营积累试验数据和提供理论支撑。

1 模型试验

1.1 模型试验箱

试验所采用模型箱的长度、宽度和高度分别为 7.1, 1.8, 1.8 m, 如图 1 所示。在模型试验箱的侧壁上安装有厚度为 20 mm 的树脂玻璃板,用以观测模型试验过程中土体的位移情况。模型试验箱的底板由两部分组成:一部分是长度为 3.65 m 可以上下移动的木制底板,其位移由在底板下部安装的螺旋千斤顶控制;另一部分是由不可移动的混凝土砌块构成。在木制底板下部的螺旋千斤顶上连接有精度为 0.1 mm 的钢弦式位移计,以在试验过程中实测监测模型箱底板的位移。

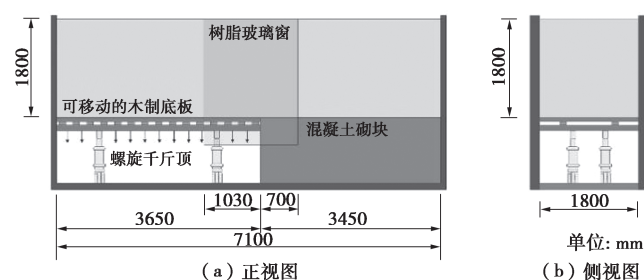


图 1 模型箱示意图

Fig. 1 Schematic diagram of model box

1.2 模型试验材料

试验管道采用内径为 0.6 m 的 HDPE 双壁波纹管, 其由两部分组成: ①长度为 2.98 m 的承口端管道段; ②长度为 2.7 m 的插口端管道段, 如图 2 所示。通过对管道接头进行弯曲性能试验, 发现接头弯矩随着转角的增加表现出线性增长的趋势, 其抗弯刚度为 15 kN·m/rad。试验管道周围填料为砂土, 其颗粒级配参数见表 1。根据《土的工程分类标准: GB/T 50145—2007》^[12], 试验用砂为级配不良砂。

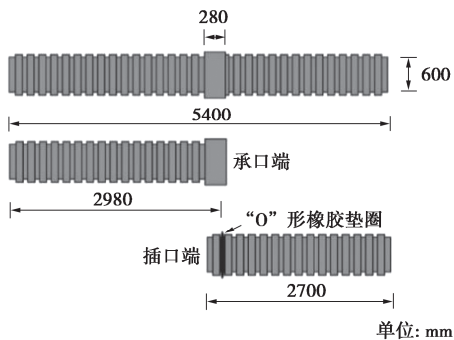


图 2 试验用 HDPE 双壁波纹管

Fig. 2 HDPE double-wall corrugated pipe for test

表 1 试验用砂的基本参数

Table 1 Parameters of sand for test

砂粒	含量	参数	数值
粗(2~0.5 mm)	92.5%	相对质量密度	3.2
		最大孔隙比	1.13
		最小孔隙比	0.91
		d_{60}/mm	1.02
		d_{30}/mm	0.67
中(0.5~0.25 mm)	3.4%	d_{10}/mm	0.46
细(250~75 μm)	4.1%	不均匀系数 C_u	2.21
		曲率系数 C_c	0.96

1.3 模型试验方案

Klar 等^[13]指出埋地管道在地基土体错动变形下的力学响应主要为管道的纵向弯曲变形。Ni^[14]发现当将试验管道两端直接埋置于土中时, 由于管道端部没有轴向拉伸约束, 在地基土体错动变形发生时, 管道的纵向弯曲变形大于管道端部采用“固定端”约束工况的纵向弯曲变形。因此, 在模型试验中, 采用将试验管道两端直接埋置于土中的方式, 而没有采取其他的约束措施, 以获取管道接头在地基土体错动变形下较为保守的弯曲变形力学响应特征。HDPE 双壁波纹管在模型箱中的埋设布置情况, 如图 3 所示, 其管侧埋深为 1.2 m。在模型试验箱的侧壁均布置粘贴了“双层聚乙烯薄膜”, 在两层聚乙烯薄膜之间均匀涂抹凡士林以减小回填砂土与模型箱壁之间的摩擦作用。采用这种侧壁减摩技术, 模型箱侧壁与回填砂土

之间的摩擦角将由 20° 减小为不超过 5°^[14-15]。

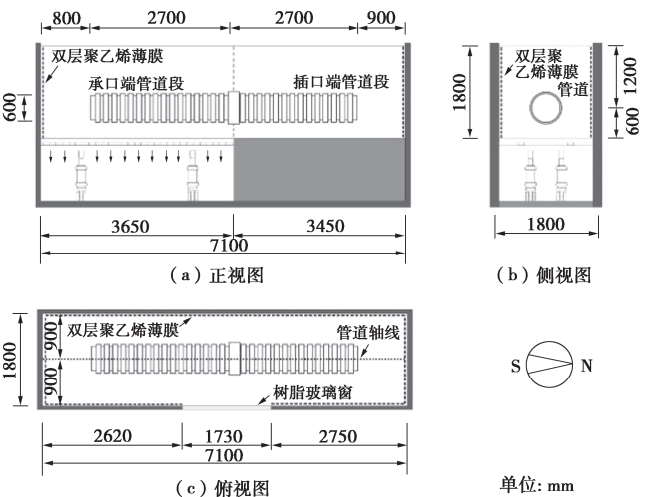


图 3 模型试验示意图

Fig. 3 Schematic diagram of model test

管道周围砂土回填采用分层填筑方式, 逐层用平板振动压实机进行压实, 在压实过程中每层砂土的高度控制在 0.15 m 左右。在填筑每层砂土之前, 预先在模型箱中沿其长度方向等间隔地放置 3 个已知容积的密度量杯, 在每层压实作业后, 将 3 个密度量杯挖出称重, 并进行加权平均以计算砂土的密度和相对密度。在模型试验中, 测得的回填砂土密度和相对密度分别为 1.63 g/cm³ 和 76%, 误差在 5% 以内。

当地基土体发生错动变形时, 试验管道将在一定范围内使其上方土体发生隆起变形 (图 4 中的“倒梯形”区域)。在模型试验中, 回填砂土“倒梯形”区域的 α 角取值范围一般为 16°~18°^[6]。通过计算可知, 对于直径为 0.6 m 的管道, “倒梯形”区域的上底边长度为 1.26~1.34 m, 小于模型试验箱的宽度 (2.0 m)。因此, 模型箱在宽度方向上满足试验要求, 侧壁不会影响隆起土体的发育。在试验中, 将模型箱底板分级进行位移下调, 每次底板下调位移为 10 mm, 即模型箱底板总的下调位移为 100 mm, 下调速率控制为 1.2 mm/min。模型箱底板每次下调的时间间隔控制在 10 min 左右, 以便使上方土体和管道的变形完成并稳定。

在管道接头位置处布置两个钢弦式位移计, 如图 5 所示, 以监测模型箱底板下调过程中管道接头的转角位移, 计算得到

$$\tan(\theta) = \frac{A'A - C'C}{AC} \approx \frac{(A''B - AB) - (C''D - CD)}{AC} \quad (1)$$

式中: θ 为管道接头转角(°); $A''B - AB$ 和 $C''D - CD$ 均为钢弦式位移计的拉伸长度 (mm); AC 为钢弦式位移计之间的竖向距离。

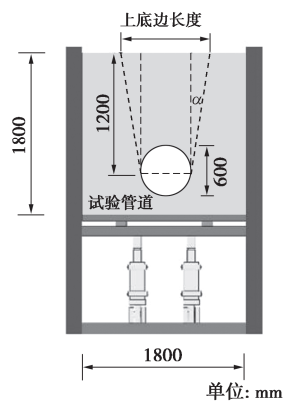
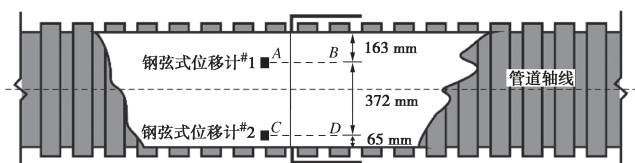
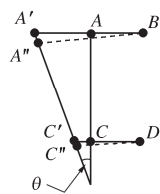


图4 管道上覆土体隆起变形的区域

Fig. 4 Area of uplift of soil above pipe



(a) 钢弦式位移计的布置



(b) 钢弦式位移计的拉伸变形

图5 管道接头转角的计算原理图

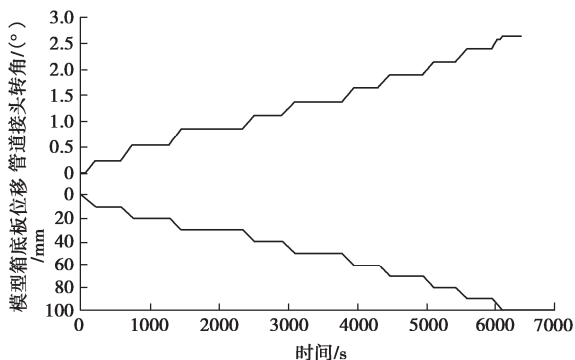
Fig. 5 Schematic diagram for calculation of pipe joint angle

1.4 模型试验结果

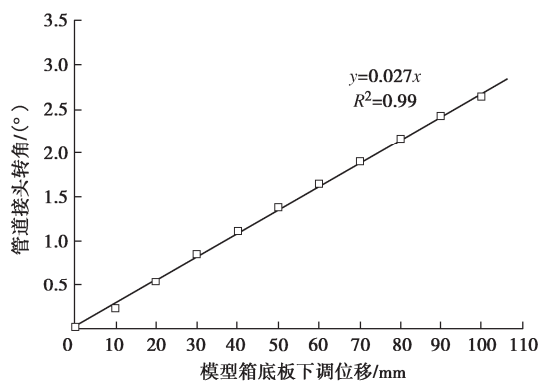
图6为利用钢弦式位移计#1和#2计算得到的管道接头转角随模型箱底板下调位移的变化。从图6(a)中可以看出,由于模型箱底板分级进行下调,管道接头转角和模型箱底板的下调位移均随着时间呈现出阶梯式的增长。从图6(b)中可以看出,管道接头转角随着模型箱底板位移的增加而线性增大。

2 管道接头转角理论计算分析

根据管道接头的力矩传递性能,可将管道接头分为力矩完全释放接头、力矩部分传递接头和力矩完全传递接头。接下来,分别对于以上的3种接头进行理论计算分析。



(a) 管道接头转角和底板位移的时程曲线



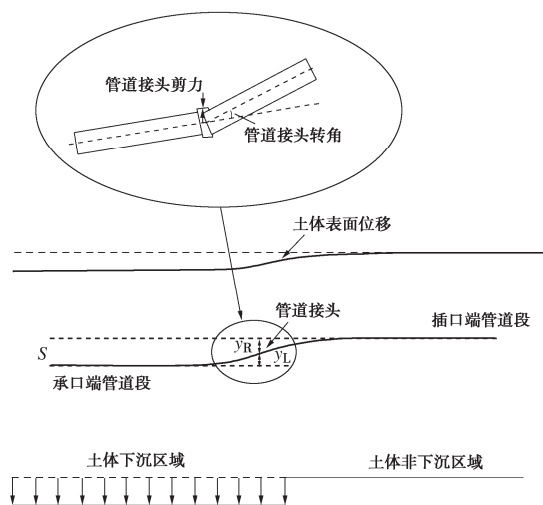
(b) 管道接头转角和底板位移的关系

图6 管道接头转角随模型箱底板下调位移的变化

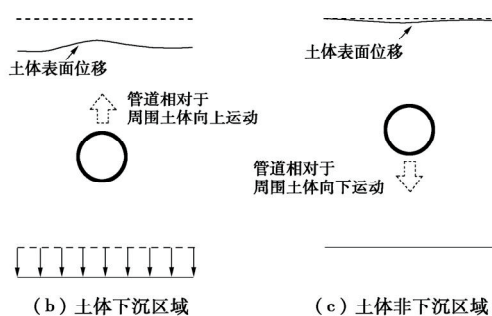
Fig. 6 Variation of pipe joint angle with downward displacement of model box bottom plate

2.1 力矩完全释放接头

在地基土体错动变形下,管道接头承口端和插口端的受力变形如图7(a)所示。以地层发生错动变形位置处为分界线,可将管-土相互作用区域划分为土体下沉区和非下沉区。在土体下沉区域内的管道相对于其周围土体向上运动,而在非下沉区域内的管道则相对于其周围土体向下运动,如图7(b), (c)所示。



(a) 管道接头的受力变形



(b) 土体下沉区域

(c) 土体非下沉区域

图7 地基土体错动变形下管-土相互作用示意图

Fig. 7 Schematic diagram of pipe-soil interaction under differential ground deformations

对于力矩完全释放接头,由于在管道接头位置处不传递力矩,则在地基土体错动变形下,管道在承口端和插口端位置处的竖向位移和转角完全由接头剪力产生,可采用下式进行计算^[16]:

$$y = \frac{2V_j \lambda}{k}, \quad (2)$$

$$\theta = \frac{2V_j \lambda^2}{k}. \quad (3)$$

式中: y 为管道在承口端或插口端位置处的竖向位移(m); θ 为管道在承口端或插口端位置处的转角($^\circ$); V_j 为管道接头剪力(kN); k 为土弹簧刚度(kN/m²); λ 为管道计算参数,其表达式为

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4EI}}. \quad (4)$$

式中: E 为管道的弹性模量(kPa); I 为管道横截面的惯性矩(m⁴).

根据地基土体错动变形位移和管道在承口端和插口端位置处竖向位移的变形协调关系(图7(a)),可得

$$S = y_L + y_R. \quad (5)$$

式中: S 为地基土体错动变形位移(m); y_L 和 y_R 分别为管道在承口端和插口端位置处的竖向位移。

根据式(2),可得

$$S = \frac{2V_j \lambda_L}{k_L} + \frac{2V_j \lambda_R}{k_R}. \quad (6)$$

式中: λ_L 为地基土体下沉区域内的管道计算参数; k_L 为地基土体下沉区域内的管道周围土弹簧刚度(kN/m²),如下所示:

$$k_L = \frac{Q_L}{\Delta_L}. \quad (7)$$

式中: Q_L 为地基土体下沉区域内的管道周围土阻力,可采用式(8)进行计算; Δ_L 为地基土体下沉区域内的管-土相对位移,可采用式(9)进行计算

$$Q_L = \frac{\varphi \gamma H^2}{44}, \quad (8)$$

$$\Delta_L = \min\{0.01H, 0.1D\}. \quad (9)$$

式中: φ 为土体的内摩擦角($^\circ$); γ 为土体重度(kN/m³); H 为管道埋深(m); D 为管道直径(m)。

式(6)中 λ_R 为地基土体非下沉区域内的管道计算参数, k_R 为地基土体非下沉区域内的管道周围土弹簧刚度(kN/m²),可采用下式进行计算:

$$k_R = \frac{Q_R}{\Delta_R}. \quad (10)$$

式中: Q_R 为地基土体非下沉区域内的管道周围土阻力,可采用式(11)进行计算; Δ_R 为地基土体非下沉

区域内的管-土相对位移,可采用式(12)进行计算。

$$Q_R = e^{\pi \tan \varphi} \tan^2(45 + \varphi/2) \gamma H D + e^{0.18\varphi - 2.5} \gamma D^2 / 2, \quad (11)$$

$$\Delta_R = 0.1D. \quad (12)$$

基于式(6),可得到管道接头剪力的计算表达式:

$$V_j = \frac{S}{\frac{2\lambda_L}{k_L} + \frac{2\lambda_R}{k_R}}. \quad (13)$$

在地基错动变形下管道接头的转角 θ 可采用下式进行计算:

$$\theta_j = \theta_L - \theta_R. \quad (14)$$

式中: θ_L 和 θ_R 为管道在承口端和插口端位置处的转角。

再根据式(3)和式(13),可得

$$\theta_j = \frac{S}{\frac{\lambda_L}{k_L} + \frac{\lambda_R}{k_R}} \left(\frac{\lambda_L^2}{k_L} - \frac{\lambda_R^2}{k_R} \right). \quad (15)$$

2.2 力矩部分传递接头

对于力矩部分传递接头,在地基土体错动变形下,管道在承口端和插口端位置处的竖向位移和转角由接头剪力和弯矩共同产生,由图7(a),如下所示^[16]:

$$y_{V_j} = \frac{2V_j \lambda}{k}, \quad (16)$$

$$\theta_{V_j} = \frac{2V_j \lambda^2}{k}, \quad (17)$$

$$y_{M_j} = \frac{2M_j \lambda^2}{k}, \quad (18)$$

$$\theta_{M_j} = \frac{4M_j \lambda^3}{k}. \quad (19)$$

式中: y_{V_j} 为管道在承口端或插口端位置处由剪力产生的竖向位移(m), θ_{V_j} 为管道在承口端或插口端位置处由剪力产生的转角($^\circ$), y_{M_j} 为管道在承口端或插口端位置处由弯矩产生的竖向位移(m), θ_{M_j} 为管道在承口端或插口端位置处由弯矩产生的转角($^\circ$), M_j 为管道接头弯矩(kN·m),其余参数同式(2), (3)。

根据地基土体错动变形位移和管道接头竖向位移的变形协调关系,可得

$$S = (y_{V_jL} - y_{M_jL}) + (y_{V_jR} + y_{M_jR}). \quad (20)$$

式中: y_{V_jL} 和 y_{M_jL} 为管道在承口端位置处分别由剪力和弯矩产生的竖向位移; y_{V_jR} 和 y_{M_jR} 为管道在插口端位置处分别由剪力和弯矩产生的竖向位移。

再根据式(16), (18),可得

$$S = \left(\frac{2V_j \lambda_L}{k_L} - \frac{2M_j \lambda_L^2}{k_L} \right) + \left(\frac{2V_j \lambda_R}{k_R} + \frac{2M_j \lambda_R^2}{k_R} \right). \quad (21)$$

将管道接头的抗弯刚度 R_M 定义为

$$R_M = \frac{M_j}{\theta_j} \quad (22)$$

可将式 (21) 改写为

$$S = \left(\frac{2V_j\lambda_L}{k_L} - \frac{2R_M\theta_j\lambda_L^2}{k_L} \right) + \left(\frac{2V_j\lambda_R}{k_R} + \frac{2R_M\theta_j\lambda_R^2}{k_R} \right) \quad (23)$$

进一步可得管道接头剪力的计算表达式:

$$V_j = \frac{S + 2R_M\theta_j \left(\frac{\lambda_L^2}{k_L} - \frac{\lambda_R^2}{k_R} \right)}{2 \left(\frac{\lambda_L}{k_L} + \frac{\lambda_R}{k_R} \right)} \quad (24)$$

在地基错动变形下管道接头的转角 θ_j 如下所示:

$$\theta_j = (\theta_{VjL} - \theta_{MjL}) - (\theta_{VjR} + \theta_{MjR}) \quad (25)$$

式中: θ_{VjL} 和 θ_{MjL} 为管道在承口端位置处分别由剪力和弯矩产生的转角; θ_{VjR} 和 θ_{MjR} 为管道在插口端位置处分别由剪力和弯矩产生的转角。

再根据式 (17) 和式 (19), 可得

$$\theta_j = \left(\frac{2V_j\lambda_L^2}{k_L} - \frac{4M_j\lambda_L^3}{k_L} \right) - \left(\frac{2V_j\lambda_R^2}{k_R} + \frac{4M_j\lambda_R^3}{k_R} \right) \quad (26)$$

将式 (22), (24) 代入式 (26), 可进一步得

$$\theta_j = \frac{S \left(\frac{\lambda_L^2}{k_L} - \frac{\lambda_R^2}{k_R} \right)}{\frac{\lambda_L}{k_L} + \frac{\lambda_R}{k_R} + 4R_M \left(\frac{\lambda_L}{k_L} + \frac{\lambda_R}{k_R} \right) \left(\frac{\lambda_L^3}{k_L} + \frac{\lambda_R^3}{k_R} \right) - 2R_M \left(\frac{\lambda_L^2}{k_L} - \frac{\lambda_R^2}{k_R} \right)^2} \quad (27)$$

值得注意的是, 当 $R_M = 0$ 时 (即为力矩完全释放接头), 式 (24) 和式 (27) 分别退化为式 (13) 和式 (15)。

2.3 力矩完全传递接头

对于力矩完全传递接头, 在地基土体错动变形下, 管道在承口端和插口端位置处的竖向位移和转角由接头剪力和弯矩共同产生, 其同样可采用式 (16)~(19) 进行计算推导。由于力矩完全传递接头的抗弯刚度趋于无穷大, 即 $R_M = \infty$, 由式 (27) 可得, 管道接头转角 $\theta_j = 0$ 。

3 理论计算结果与模型试验数据对比

图 8 为采用力矩完全释放接头、力矩部分传递接头和力矩完全传递接头公式计算得到的管道接头转角与模型试验数据的对比。从图 8 中可以看出, 采用力矩完全释放接头公式 (即式 (15)) 和力矩部分传递接头式 (即式 (27)) 计算得到的管道接头转角与模型试验实测值的差值百分比分别为 8.0%~13.2% 和 0.3%~4.0%。

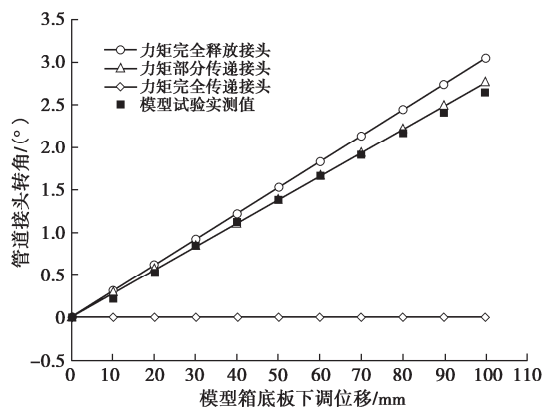


图 8 管道接头转角计算值与模型试验数据的对比

Fig. 8 Comparison between calculated and measured pipe joint angles

DE Oliveira^[17]通过模型试验, 对于直径为 0.175 m 的 PVC 管道承插式接头在地基错动变形下的力学行为特征进行了研究, 其所采用的承口端和插口端管道段长度均为 6.3 m, 管道接头的抗弯刚度为 300 kN·m/rad。图 9 为采用力矩完全释放接头、力矩部分传递接头和力矩完全传递接头公式计算得到的管道接头转角与 DE Oliveira^[17]所报道模型试验数据的对比。从图中可以看出, 采用力矩完全释放接头公式计算得到的管道接头转角明显大于模型试验实测值, 而采用力矩部分传递接头公式计算得到的管道接头转角与模型试验实测值的差值百分比为 3.5%~26%。

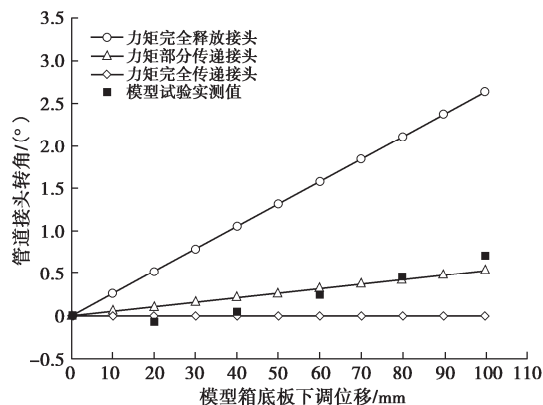


图 9 管道接头转角计算值与 DE Oliveira^[17]报道模型试验数据的对比

Fig. 9 Comparison between calculated pipe joint angles and measured data reported by DE Oliveira^[17]

通过以上对比分析可知, 相较于力矩完全释放接头公式和力矩完全传递接头公式, 采用本文所提出的力矩部分传递接头公式能更准确地估算柔性管道接头在地基土体错动变形下的转角。这是因为力矩完全释放接头和力矩完全传递接头是理想情况下的两种管道接头类型, 而实际工程中的管道接头则均为力矩部分传递接头。

4 参数敏感性分析

当地基土体发生错动变形时, 管道接头响应将受到管道直径 (D)、埋深 (H)、填料内摩擦角 (φ) 等多种因素的影响。本文采用力矩部分传递接头公式(即式 (39)), 对不同影响因素开展参数敏感性分析, 以评估其对于管道接头行为特征的影响, 具体取值见表 2。参数分析中所采用的基础工况为: $D=0.6\text{ m}$, $H=1.2\text{ m}$, $\varphi=35^\circ$ 。

表 2 参数敏感性分析取值

Table 2 Parameters used in sensitivity analysis	
参数	取值范围
管道直径 D/m	0.3, 0.6, 0.9, 1.2
管道埋深 H/m	0.6, 1.2, 2.4, 3.6
填料内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	30, 35, 40, 45

图 10 为当地基土体发生错动变形时,管道直径对接头转角的影响。O'Rourke 等^[18]指出管道接头的破坏界限值可取为管道安装允许偏转角的 1.1~1.5 倍。HDPE 双壁波纹管的安装允许偏转角为 0.58° ^[19], 为保守设计起见, 将其接头的破坏界限值取为管道安装允许偏转角的 1.1 倍, 即 0.64° 。从图 10 (a) 中可以看出, 当管道直径分别为 0.3, 0.6, 0.9, 1.2 m 时, 管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量分别为 25.2, 23.3, 21.8, 20.7 mm。从图 10 (b) 中可以看出, 管道接头转角随着管道直径的增加呈现出线性增长的趋势。

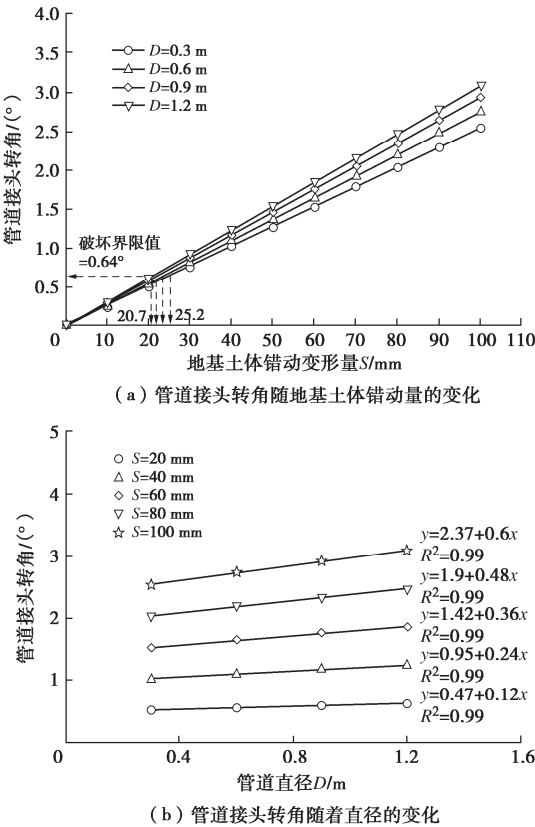


图 10 管道直径对接头转角的影响
Fig. 10 Effect of pipe diameter on joint angle

此外, 线性增长的斜率随着地基错动变形量的增加而增大。这是因为较大的管道直径会导致结构整体刚度增加, 容易在接头位置产生更高的应力集中。也就是说, 管道直径越大, 在相同地基土体错动变形量下, 接头处的应力集中越明显, 这不仅增大了接头转角, 还限制了其可承受的最大地基土体错动变形量。

图 11 为当地基土体发生错动变形时,不同管道埋深对接头转角的影响。从图 11 (a) 中可以看出, 当管道埋深分别为 0.6, 1.2, 2.4, 3.6 m 时, 管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量分别为 25.1, 23.3, 20.8, 19.3 mm。从图 11 (b) 中可以看出, 随着管道埋深的增加, 管道接头的转角也随之增大。然而, 这种增长的趋势逐渐减缓, 呈现出以对数方式增长的趋势。这是因为随着管道埋深增加, 地基土体对管道的约束力增强。这意味着, 埋得越深的管道, 在地基土体发生错动时, 需要更大的转角来调整 and 适应, 因此减小了其所能容许的最大地基土体错动变形量。

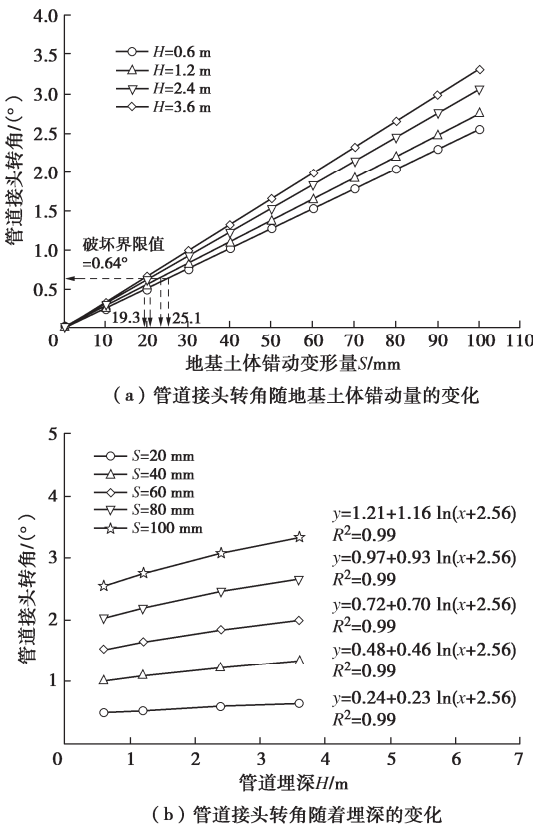
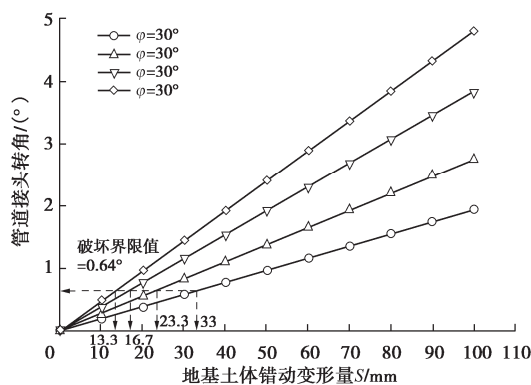


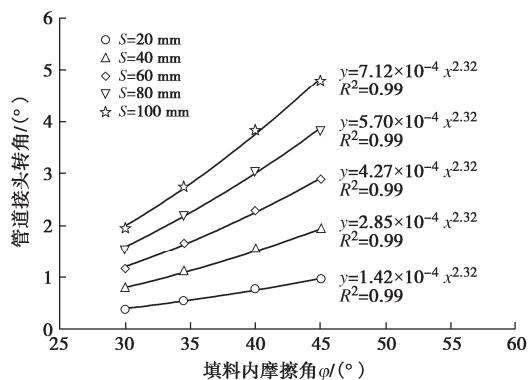
图 11 管道埋深对接头转角的影响
Fig. 11 Effect of pipe burial depth on joint angle

图 12 为当地基土体发生错动变形时,不同填料内摩擦角对于管道接头转角的影响。从图 12 (a) 中可以看出, 当填料内摩擦角分别为 30° , 35° , 40° , 45° 时, 管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量分别为 33, 23.3, 16.7, 13.3 mm。从图 12 (b) 中可以看出, 管道接头转角随着填料内摩擦角的增加呈

现出指数增长的趋势。而且,随着地基土体错动变形量的增加,这一趋势变得越发显著。这是因为填料内摩擦角越大,填料的抗剪强度越高,其对于管道的约束力越强,从而使得在相同地基土体错动变形下,管道接头的转角越大,导致管道接头能够承受的地基土体错动变形量减小。



(a) 管道接头转角随地基土体错动量的变化



(b) 管道接头转角随着填料内摩擦角的变化

图 12 填料内摩擦角对管道接头转角的影响

Fig. 12 Effect of internal friction angle of backfill on pipe joint angle

5 结 论

本文采用室内模型试验和理论计算分析的方法,对柔性管道接头在地基土体错动变形下的力学行为进行研究,提出了管道接头转角的计算方法,并对管道直径、管道埋深和填料内摩擦角等因素开展了参数敏感性分析,主要得到以下 4 点结论。

(1)当地基土体的错动变形量在 100 mm 以内时,管道接头的转角表现为线性增加;而当错动变形量超过 100 mm 后,管道接头转角的变化特性还有待进一步研究。在试验的地基土体错动变形量范围内,在宽度方向上模型箱侧壁不会影响管道上方土体隆起变形的剪切带发育,对管道力学响应影响较小。

(2)管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量随着管道直径的增大而减小。管道接头的转角随着管道直径的增大而显示出线性增长的趋势,且这一线

性增长的速率会随着地基错动变形量的增大而相应提高。

(3)管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量随着管道埋深的增大而减小。随着管道埋深的增加,管道接头的转角呈现出对数增长的趋势。

(4)管道接头所能容许的最大地基土体错动变形量随着填料内摩擦角的增大而减小。管道接头的转角随着填料内摩擦角的增加呈现出指数增长的趋势。而且,随着地基土体错动变形量的增加,这一趋势变得越发显著。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 周敏和兰海涛设计研究内容和完成模型试验,周敏和倪芃芃完成理论计算分析,周敏、兰海涛和倪芃芃参与论文的写作和修改。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。This study was designed and the model tests were conducted by ZHOU Min and LAN Haitao. The theoretical calculations and analysis were performed by ZHOU Min and NI Pengpeng. The manuscript was drafted and revised by ZHOU Min, LAN Haitao and NI Pengpeng. All the authors have read the last version of manuscript and consented for submission.

参考文献:

- [1] 周 敏. 地基不均匀沉降诱发埋地 HDPE 管道力学响应特征的研究[D]. 南京: 东南大学, 2018. (ZHOU Min. Mechanical Responses of Buried HDPE Pipes Subjected to the Ground Subsidence[D]. Nanjing: Southeast University, 2018. (in Chinese))
- [2] 韩 冰, 王芝银, 吴张中, 等. 基于应变理论在采空区管道失效分析中的应用[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2012, 36(4): 134-138, 148. (HAN Bing, WANG Zhiyin, WU Zhangzhong, et al. Application of strain-based theory in failure analysis of pipeline subjected to mining collapse areas[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2012, 36(4): 134-138, 148. (in Chinese))
- [3] 李兴宇, 卢正刚, 吴文婧, 等. 一种侵蚀坑作用下承插式埋地管道完整性评价方法[J]. 水利与建筑工程学报, 2016, 14(3): 25-31. (LI Xingyu, LU Zhenggang, WU Wenjing, et al. A method of integrity assessment for bell and spigot buried pipeline under erosion void[J]. Journal of Water Resources and Architectural Engineering, 2016, 14(3): 25-31. (in Chinese))
- [4] CHEN Q S, NI P P, QIN X G. Numerical investigation on failure modes of bell-spigot jointed ductile iron pipelines

- subjected to dip-slip faults with different dip angles[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2023, **133**: 104982.
- [5] QIN X G, ZHENG S Z, NI P P. On the response of jointed rigid pipes under abrupt ground subsidence: a closed-form analytical solution[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2024, **145**: 105613.
- [6] NI P P, MOORE I D, TAKE W A. Distributed fibre optic sensing of strains on buried full-scale PVC pipelines crossing a normal fault[J]. *Géotechnique*, 2018, **68**(1): 1-17.
- [7] ZHOU M, WANG F, DU Y J, et al. Laboratory evaluation of buried high-density polyethylene pipes subjected to localized ground subsidence[J]. *Acta Geotechnica*, 2019, **14**(4): 1081-1099.
- [8] ALA. Guidelines for the Design of Buried Steel Pipe[S]. Washington D C: American Lifeline Alliance, A Public-Private Partnership between the Federal Emergency Management Agency (FEMA) and the American Society of Civil Engineers (ASCE), 2001.
- [9] 王 滨, 李 昕, 周 晶. 走滑断层作用下埋地钢质管道反应的改进解析方法[J]. *工程力学*, 2011, **28**(12): 51-58. (WANG Bin, LI Xin, ZHOU Jing. An improved analytical method of buried steel pipeline response under strike-slip fault movement[J]. *Engineering Mechanics*, 2011, **28**(12): 51-58. (in Chinese))
- [10] NI P P, MANGALATHU S, YI Y L. Fragility analysis of continuous pipelines subjected to transverse permanent ground deformation[J]. *Soils and Foundations*, 2018, **58**(6): 1400-1413.
- [11] O' ROURKE T D, JUNG J K, ARGYROU C. Underground pipeline response to earthquake-induced ground deformation[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2016, **91**: 272-283.
- [12] 土的工程分类标准: GB/T 50145—2007[S]. 北京: 中国计划出版社, 2008. (Standard for Engineering Classification of Soil: GB/T 50145—2007[S]. Beijing: China Planning Press, 2008. (in Chinese))
- [13] KLAR A, VORSTER T E B, SOGA K, et al. Soil: pipe interaction due to tunnelling: comparison between winkler and elastic continuum solutions[J]. *Géotechnique*, 2005, **55**(6): 461-466.
- [14] NI P P. Nonlinear Soil-Structure Interaction for Buried Pressure Pipes under Differential Ground Motion[D]. Kingston: Queen's University, 2016.
- [15] TOGNON A R, KERRY ROWE R, BRACHMAN R W I. Evaluation of side wall friction for a buried pipe testing facility[J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 1999, **17**(4): 193-212.
- [16] HETÉNYI M. Beams on Elastic Foundation: Theory with Applications in the Fields of Civil and Mechanical Engineering[M]. Ann Arbor: University of Michigan Press, MI, 1948.
- [17] DE OLIVEIRA A. Mechanical Performance of PVC Pressure Pipes with a Bell-and-Spigot Joint[D]. Kingston: Queen's University, 2019.
- [18] O'ROURKE M J, LIU X. Seismic Design of Buried and Offshore Pipelines[M]. Buffalo: Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, 2012.
- [19] ZHOU M, MOORE I D, LAN H. Experimental study on gasketed bell-and-spigot joint behaviour of lined-corrugated HDPE pipe subjected to normal fault[J]. *Géotechnique*, 2021, **73**(9): 798-810.