

文章编号:1671-6833(2026)05-0119-08

跨走滑断层球墨铸铁管道滑入式接口失效风险分析

赵宁^{1,2}, 沙松², 李蘅², 唐兵², 周星², 方宏远¹

(1. 郑州大学 黄河实验室, 河南 郑州 450001; 2. 水资源工程与调度全国重点实验室, 湖北 武汉 430010)

摘要:跨断层分段管道在地表位错作用下容易在接口处发生漏水失效, 现阶段缺乏考虑断层地表破裂位置、地表位错量等不确定性的接口失效风险定量评估研究。为此, 提出一种结合概率断层地表位错危险性分析与蒙特卡罗模拟的接口失效风险评估框架, 量化管道穿越区域的地表位错危险性 & 接口年失效概率。以穿越云南曲江断裂的某公称直径 1 400 mm、单节管长 6 m 的球墨铸铁管道为例开展分析, 管道穿越区域重现期 475、975、2 475 a 的地表位错量分别为 0.70、1.49、3.08 m; 当断层-管线交角为 70° 时, 接口年失效概率最小, 约为 3.43×10^{-3} , 失效模式为旋转失效。研究表明: 随着断层-管线交角及管径的增大, 接口失效模式由受拉失效逐渐过渡至旋转失效; 接口年失效概率受地表位错分布模型影响。建议实际工程中结合断层-管线交角、管径等具体参数选取相对保守的地表位错分布模型评估接口失效风险。

关键词:走滑断层; 概率断层地表位错危险性分析; 球墨铸铁管道滑入式接口; 蒙特卡罗模拟; 失效概率

中图分类号:TV672 **文献标志码:**A **doi:**10.13705/j.issn.1671-6833.2026.05.003

球墨铸铁管道被广泛应用于输送石油、水、天然气等^[1], 根据《中国统计年鉴 2024》, 截至 2023 年末, 中国供水管道总里程达 115.31 万 km, 在各类管材中, 球墨铸铁管道具备防腐性能好、韧性强、密封性好、安装便捷等优点, 应用占比相对较高, 市场规模日益增长。由于管网覆盖面积大, 管道不可避免地要穿越地质条件恶劣的区域。各类外载导致的地质灾害会对管道造成严重损伤^[2-6], 危及人民生命财产安全。其中, 地震诱发的断层地表位错会对管道造成不可逆的损伤^[7], 因此有必要针对跨断层球墨铸铁管道开展失效风险分析。

由于滑入式接口的抗拉弯刚度远小于管段本身的刚度, 在地面位移荷载作用下, 球墨铸铁管道的损伤通常发生在接口处。目前, 较多学者基于试验、解析和数值方法探究了球墨铸铁管道滑入式接口响应与断层地表位错之间的关系^[8-12], 如 Argyrou 等^[9]针对走滑断层作用下公称直径(DN)为 150 mm 管道接口响应进行了一系列足尺试验研究; O'Rourke

等^[8]基于简化解析方法提出了跨走滑断层分段管道接口响应(即接口轴向位移和相对转角)预测模型; Qin 等^[10]考虑管道挠度及接口剪力传递, 发展了跨走滑断层 DN=150 mm 管道接口响应的修正预测模型; Chen 等^[11]基于三维数值模拟探究了跨正断层小管径管道的接口响应; Liu 等^[12]开展了跨走滑断层球墨铸铁管道的离心机试验, 探究了断层剪切带穿越管段中心时管道应变分布与接口响应发展特征, 并将接口和管土相互作用简化为非线性弹簧, 推导了跨走滑断层大管径球墨铸铁管道接口响应预测模型。现有研究通过试验、解析及数值方法探究了管道接口响应与断层位错量的关系, 但均未考虑断层地表破裂位置和地表位错量随机性对管道接口失效风险的影响, 缺乏跨断层分段管道接口失效概率的定量评估框架。

Youngs 等^[13]在概率地震危险性分析(probabilistic seismic hazard analysis, PSHA)^[14]的基础上发展了适用于正断层的概率断层地表位错危险性分析

收稿日期:2026-03-06; 修订日期:2026-05-13

基金项目:国家重点研发计划(2022YFC3801000); 长江设计集团自主研发项目(CX2021Z03)

作者简介:赵宁(1996—), 男, 河南许昌人, 郑州大学博士后, 博士, 主要从事水利、市政工程结构设计研究, E-mail: zhaoning@cjwsjy.com.cn。

通信作者:方宏远(1982—), 男, 河南郑州人, 郑州大学教授, 博导, 主要从事水利、交通与市政基础设施无损检测与非开挖修复理论与技术研究, E-mail: fanghongyuan1982@163.com。

引用本文:赵宁, 沙松, 李蘅, 等. 跨走滑断层球墨铸铁管道滑入式接口失效风险分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2026, 47(5): 119-126. [Zhao Ning, Sha Song, Li Heng, et al. Probabilistic risk assessment of push-on joints for ductile iron pipelines undergoing strike-slip fault[J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2026, 47(5): 119-126.]

(probabilistic fault displacement hazard analysis, PFDHA),采用概率方法量化断层地表位错分布情况,随后 Petersen 等^[15]和 Moss 等^[16]将 PFDHA 扩展至走滑断层和逆断层。这些学者发展的断层地表位错概率评估模型已被应用于连续钢质管道、核电站等工程结构的失效风险分析中^[17],为跨断层分段管道的失效风险分析提供了基础。

本研究考虑断层地表破裂位置、地表位错量等的不确定性,分析了跨走滑断层球墨铸铁管道滑入式接口的失效风险。通过蒙特卡罗模拟实现了基于 PFDHA 的管道接口失效风险分析,得到管道穿越区域的地表位错危险性以及接口年失效概率。在此基础上,探究了地表位错分布模型、断层-管线交角及管径对接口失效风险的影响,并以穿越曲江断裂的某引水管段为例开展接口失效风险分析。

1 断层位错下接口失效风险分析

1.1 PFDHA 简介

PFDHA 可用于计算某研究区域断层地表位错的危险性。Petersen 等^[15]考虑断层迹线定位的不确定性,发展了适用于走滑断层的 PFDHA。图 1 为 PFDHA 中各变量的定义。图 1 中虚线表示断层迹线;不带箭头的实线表示地震事件发生时的地表破裂带; s 为地表破裂带末端距断层迹线末端的距离; L 为地表破裂带长度; l 为研究区域在地表破裂带上的映射点到地表破裂带最近末端的距离($0 \leq l/L \leq 0.5$); r 为研究区域到地表破裂带的垂直距离,假设研究区域坐标为 (x_0, y_0) ,则该区域给定地表位错量 δ_0 的超越概率 $P(\delta \geq \delta_0)$ 由式(1)计算:

$$P(\delta \geq \delta_0) = \lambda(m > m_{\min}) \cdot \int_{m,s} f_{M,S}(m,s) \cdot P_1 \cdot \int_r f_R(r) P_2 \cdot P_3 dr ds dm. \quad (1)$$

式中: $\lambda(m > m_{\min})$ 为起算震级 $m_{\min}$ 以上的地震年发生率; $f_{M,S}(m,s)$ 为震级 m 与地表破裂带位置 s 的联合概率密度函数; P_1 为发生 m 级地震时地表破裂的条件概率; $f_R(r)$ 为研究区域到地表破裂带垂直距离的概率密度函数,该项表征断层迹线定位的不确定性; P_2 为地表破裂发生时研究区域发生地表破裂的条件概率; P_3 为研究区域地表发生破裂时, m 级地震下地表位错量大于等于 δ_0 的条件概率。

1.2 接口响应预测模型及接口极限状态

图 2 为公称直径 1 400 mm 球墨铸铁管道典型断面图,球墨铸铁管道由承管、插管以及接口 3 部分组成。承、插管材质为球墨铸铁,单节管段的标准长度通常在 4~9 m 之间,多为 6 m。管道接口型式主

要有滑入式接口、机械式接口、法兰接口及其他特殊接口。本研究以滑入式接口为研究对象,此类接口采用橡胶垫圈止水,垫圈由邵氏硬度不同的硬胶和软胶组成,可提供良好的密封效果。

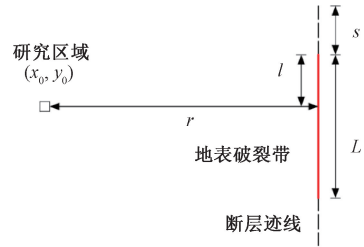


图 1 PFDHA 中各变量定义

Figure 1 Definitions of variables used in the PFDHA

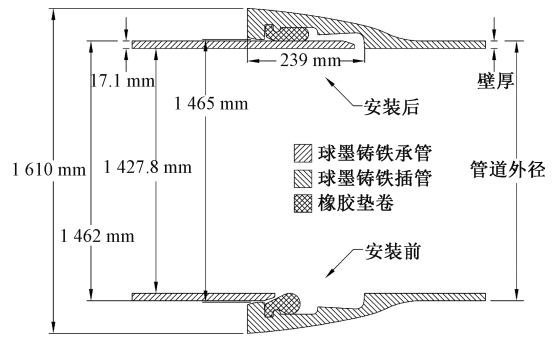


图 2 DN=1 400 mm 球墨铸铁管道典型断面图

Figure 2 Typical cross-section diagram of DN=1 400 mm ductile iron pipeline

部分学者通过试验、解析及数值模拟等方法,发展了分段管道在断层位错作用下的接口响应预测模型,这些模型揭示了球墨铸铁管道接口响应与断层地表位错之间的关系^[8,10-12]。其中,O'Rourke 等^[8]提出的预测模型适用于多种类型接口及管径,该模型假定接口为完全柔性,地表位错由邻近地表破裂带的接口的轴向位移和相对旋转承担,当走滑断层地表破裂带穿越管段中心时,接口轴向位移 u 和相对转角 α 可由式(2)计算:

$$\begin{cases} u = \frac{\delta}{2} \cos \omega + \frac{L_p}{2} - \sqrt{\left(\frac{L_p}{2}\right)^2 - \left(\frac{\delta}{2} \sin \omega\right)^2}; \\ \alpha = \arcsin\left(\frac{\delta}{L_p} \sin \omega\right). \end{cases} \quad (2)$$

式中: u 为接口轴向位移,mm; α 为接口相对转角, ($^\circ$); δ 为断层地表位错量,mm; ω 为断层-管线交角, ($^\circ$); L_p 为管段长度,mm。当走滑断层地表破裂带穿越接口时,接口轴向位移 u 和相对转角 α 为

$$\begin{cases} u = \delta \cos \omega; \\ \alpha = \arcsin\left(\frac{\delta}{2L_p} \sin \omega\right). \end{cases} \quad (3)$$

式(2)和式(3)的差异表明地表破裂带穿越管道的具体位置对接口响应影响显著。管段长度一般小于 9 m,地表破裂带穿越管道的具体位置具有高度不确定性,本研究仅考虑导致接口响应最大的最不利工况,即地表破裂带穿越接口时的接口轴向位移和地表破裂带穿越管段中心时的接口相对转角。当给定断层地表位错量、断层-管线交角以及管段长度时,通过式(2)和式(3)可以得到球墨铸铁管道滑入式接口的最大响应。

在地表位错荷载作用下,分段管道易在接口处发生拉脱、旋转、压裂等失效。本研究仅考虑接口在走滑断层地表位错作用下受拉弯失效,O'Rourke等^[8]基于震害数据及试验结果,建议接口渗漏时对应的轴向位移为接口深度的一半,相对转角为接口允许转角的 1.1~1.5 倍。部分学者^[18-20]针对球墨铸铁管道滑入式接口开展了弯曲试验,如李晓晓等^[19]的试验结果表明单调加载下 $DN=400$ mm 管道接口初始漏水对应的相对转角为 8° ,刘威等^[20]的试验结果表明单调加载下 $DN=200$ mm 管道接口初始漏水对应的相对转角为 8.9° 。综合现有试验研究结果,本研究认为:当球墨铸铁管道接口的轴向位移达到其深度的一半,或相对转角达到其允许转角的 1.5 倍时,接口发生漏水失效,不同管径接口的深度与允许转角见表 1^[21]。

表 1 各管径对应的接口深度与允许转角

Table 1 The values of joint embedment distance and allowable rotation angle for each nominal diameter

公称直径/mm	接口深度/mm	允许转角/($^{\circ}$)
100	88	3.5
300	110	3.5
600	120	2.5
1 000	185	1.5
1 400	239	1.5

1.3 蒙特卡洛模拟流程

蒙特卡洛模拟方法可以灵活处理各种概率分布问题,相比较概率方法更加清晰易懂,程序开发难度更低^[22]。本研究基于蒙特卡洛模拟实现跨走滑断层球墨铸铁管道滑入式接口的失效风险分析,所需参数及其含义和取值依据见表 2,蒙特卡洛模拟流程见图 3,具体分为以下 8 个步骤。

- 步骤 1 获取断层与管道坐标信息,划分网格。
- 步骤 2 获取场地地震级分布信息,随机生成地震事件。通常采用 Gutenberg-Richter (G-R) 公式描述震级-频度关系^[23]:
- $$\log \lambda_m = a - bm。$$

(4)

式中: λ_m 为震级 m 以上的地震年发生率; a 和 b 为回归系数。

步骤 3 计算地表破裂概率。给定震级 m 时,地表发生破裂的条件概率可由式(5)计算^[15]:

$$P_1 = e^{-12.51+2.053m}/(1+e^{-12.51+2.053m})。$$

(5)

步骤 4 计算地表破裂带长度。当地表发生破裂时,地表破裂带长度均值可由式(6)计算^[24]地表破裂带长度的对数标准差为 0.23。

$$\log L = -3.55 + 0.74 \cdot m。$$

(6)

需要指出的是,地表破裂带长度应小于断层迹线长度 L_0 。

步骤 5 随机生成地表破裂带位置。假定地表破裂带沿断层迹线位置(即图 1 中的 s)为均匀分布^[15]。考虑到断层迹线定位的不确定性,Petersen 等^[15]建议对地表破裂带施加偏移,偏移距离(即地表破裂带距断层迹线的垂直距离)服从正态分布。不同断层迹线定位精度等级下偏移距离的均值和标准差可参考文献[15]的表 2 和表 3。

步骤 6 计算管道穿越网格的地表位错量。当网格位于地表破裂带上时,Petersen 等^[15]提出了 3 种地表位错量沿地表破裂带分布模型,其中双线模型的地表位错量均值可由式(7)计算。当 $l/L \leq (l/L)_0$ 时,地表位错量的对数标准差为 1.290 6;当 $l/L > (l/L)_0$ 时,地表位错量的对数标准差为 0.962 4。

$$\left\{ \begin{array}{l} \ln \delta = 1.796\,9m + 8.520\,6(l/L) - 10.285\,5, \\ \quad l/L \leq (l/L)_0; \\ \ln \delta = 1.765\,8m - 7.896\,2, \\ \quad l/L > (l/L)_0。 \end{array} \right.$$

(7)

$$(l/L)_0 = (-0.031\,1m + 2.389\,3)/8.520\,6。$$

(8)

椭圆模型的地表位错量均值可由下式计算,地表位错量的对数标准差为 1.134 8。

$$\ln \delta = 3.304\,1\sqrt{1 - [(l/L) - 0.5]^2/0.25} + 1.792\,7m - 11.219\,2。$$

(9)

二次模型的地表位错量均值可由下式计算,地表错位量的对数标准差为 1.134 6。

$$\ln \delta = 1.789\,5m + 14.469\,6(l/L) - 20.172\,3 \cdot (l/L)^2 - 10.545\,12。$$

(10)

当网格位于地表破裂带外时,地表破裂概率与网格尺寸和 r 相关,详见文献[15]中的式(20)、表 4 和表 5。若网格处发生地表破裂,地表位错量均值可由式(11)计算,地表错位量的对数标准差为 1.119 3。

$$\ln \delta = 1.401\,6m - 0.167\,1\ln r - 6.799\,1。$$

(11)

步骤 7 计算接口最大响应,判断接口是否失

效。根据管道穿越网格的最大地表位错量及式(2)和式(3)计算接口的最大响应,当接口的轴向位移大于接口深度一半或接口相对转角大于1.5倍允许转角时,判定为接口失效。

步骤 8 重复以上步骤,计算得到管道接口的年失效概率。需要指出的是,在本研究的模型中,对于给定的断层-管线交角和管径,存在两个确定的临界地表位错量,分别对应受拉失效与旋转失效,且其中一种失效模式的临界地表位错量恒小于等于另一种,即足以导致非主导失效模式的地表位错量必然已经触发了主导失效模式,从而构成了单一失效主导模式。因此,接口年失效概率在数值上等于受拉和旋转年失效概率中的最大值。

表 2 跨走滑断层管道接口失效风险分析所需参数			
Table 2 Parameters required for the probabilistic risk assessment of pipeline joints undergoing strike-slip fault			
参数类型	符号	含义	取值依据
断层参数	L_0	断层迹线长度	实地勘测
	无	断层迹线定位精度等级	
地震活动性参数	a	G-R 公式回归系数	历史地震数据
	b		
管道参数	L_p	单节管段长度	工程设计资料
	ω	断层-管线交角	
	无	管道接口渗漏阈值	

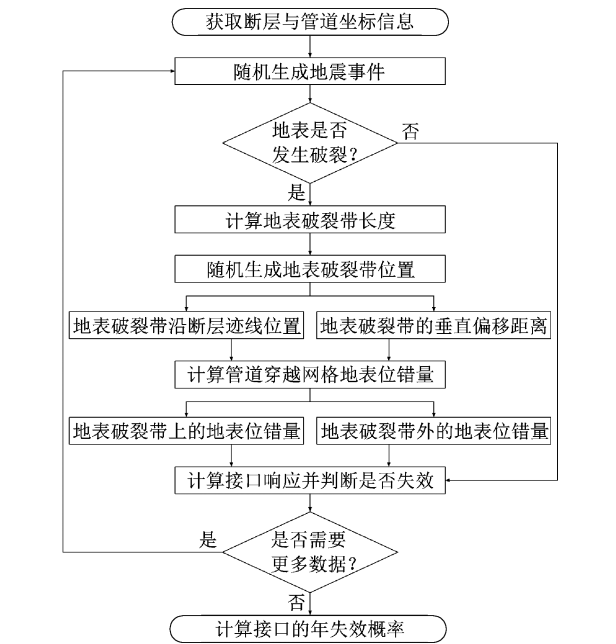


图 3 基于蒙特卡洛模拟的管道接口失效风险分析流程
Figure 3 Flow chart of probabilistic risk assessment of joints based on Monte Carlo simulation

1.4 程序验证

为验证程序的准确性,将本研究计算结果与 Petersen 等^[15]的结果进行对比。假定走滑断层迹线

长度 L_0 为 100 km,平均 140 a 发生一次震级 7 级的特征地震。重现期 475 a,在“精确”和“推测”两种断层迹线定位精度等级下,距断层迹线垂直距离 50 km 处的地表位错分布如图 4(a) 所示,可以看出本研究程序计算的地表位错量分布与 Petersen 等^[15]的结果基本一致。图 4(b) 为不同震级、地震复发频度和重现期下,距断层迹线垂直距离 50 km 处的地表位错量。各工况对应的震级、地震复发频度以及重现期见表 3。可以看出在不同工况下本研究程序计算的地表位错量与 Petersen 等^[15]的结果具有较好的一致性。

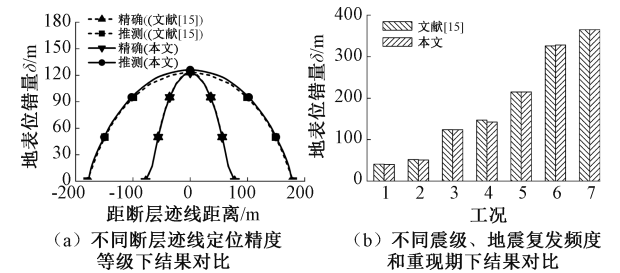


图 4 不同参数下本研究计算结果与已有研究的对比验证
Figure 4 Comparison and validation of results from this study versus existing studies under different parameters

表 3 各工况对应的震级、地震复发频度以及重现期
Table 3 Values of earthquake magnitude, occurrence rate, and recurrence period for each case

工况	震级	地震复发频度/a	重现期/a
1	6.5	140	475
2	7.0	280	475
3	7.0	140	475
4	7.5	280	475
5	7.0	140	975
6	7.5	140	475
7	7.0	140	2 475

2 参数分析

为探究各参数的影响,假定球墨铸铁管道穿越迹线定位精度等级为“精确”的走滑断层。该断层平均 140 a 发生一次震级 6.5 级的特征地震,每次地震地表破裂长度为 50 km。分析地表位错分布模型、断层-管线交角及管径对滑入式接口失效风险的影响,各参数的基准取值分别为:管径 600 mm,断层-管线交角 60°,地表位错分布模型为双线模型。

2.1 地表位错分布模型的影响

本节分析了 Petersen 等^[15]提出的 3 种地表位错分布模型对断层地表位错危险性以及接口年失效概率的影响。图 5 为 3 种地表位错分布模型下的地

表位错危险性曲线。由图 3 可以看出,当 $l/L=0.5$ 时,地表位错量在 $0.01\sim0.05\text{ m}$ 的年超越概率趋于定值 5×10^{-3} ,这表明对于该断层(平均 140 a 发生一次 6.5 级地震),地表发生破裂的概率为 5×10^{-3} 。 $l/L=0.05$ 处的地表位错危险性明显低于 $l/L=0.5$ 处的地表位错危险性。当 $l/L=0.05$ 时,随重现期增大,双线模型预测的地表位错量逐渐高于其他模型。例如,当重现期为 2 475 a 时,双线模型预测值约为 0.38 m,而椭圆模型和二次模型预测值分别为 0.32 m 和 0.28 m;当 $l/L=0.5$ 时,椭圆模型的地表位错危险性相对较高,重现期为 2 475 a 时,椭圆模型预测值约为 2.08 m,而双线模型和二次模型预测值分别为 1.37 m 和 1.30 m。

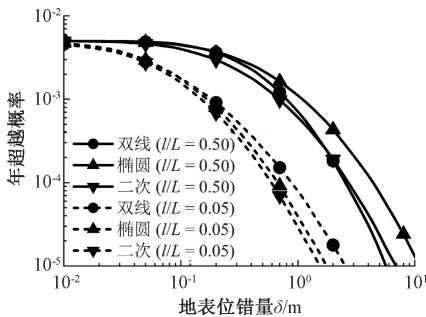


图 5 不同地表位错分布模型下地表位错危险性曲线
Figure 5 Comparison of surface rupture displacement hazard curves for different surface rupture displacement distribution models

根据式(2)和式(3),当管径为 600 mm、断层-管线交角为 60° 时,断层地表位错量达到 120 mm 将导致管道接口受拉失效。管道接口年失效概率取决于其失效对应的临界地表位错量的年超越概率。图 5 显示, $l/L=0.5$ 和 $l/L=0.05$ 位置,双线模型与椭圆模型计算得到的 120 mm 地表位错量的年超越概率略高于二次模型,这与图 6 所示的接口年失效概率变化规律一致。

图 6 为 3 种地表位错分布模型下, $DN=600\text{ mm}$ 管道接口年失效概率随 l/L 的变化。由图 6 可以看出,3 种模型计算得到的年失效概率整体较接近。 $0.05<l/L\leq0.15$ 时的椭圆模型、 $0.15<l/L\leq0.27$ 时的二次模型以及 $l/L>0.27$ 时的双线模型预测的接口年失效概率较为保守。此外,管道与地表破裂带交错位置(即 l/L 取值)对接口失效风险影响显著,在进行失效风险分析时有必要考虑 l/L 的不确定性。

综上所述,接口失效对应的临界地表位错量受断层-管线交角、管径(决定接口渗漏阈值)等因素共同影响,而临界地表位错量的年超越概率受地表位错分布模型和 l/L (管道与地表破裂带交错位置)

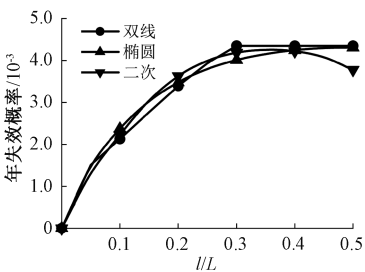


图 6 不同地表位错分布模型下接口年失效概率随 l/L 变化
Figure 6 Variation of annual failure probability of joints with l/L for different surface rupture displacement distribution models

主导,以上因素共同决定接口年失效概率。不同工程的断层-管线交角、管径、接口型式各异,且管道与地表破裂带交错位置具有高度不确定性。因此,在实际应用中需要开展针对性分析,以确定相对保守(即预测风险最高)的地表位错分布模型。

2.2 管径的影响

随着管径增大,滑入式接口的深度增大,允许转角减小。相应的,接口渗漏时对应的轴向位移增大,相对转角减小。当地表发生破裂时,位于 $l/L=0.5$ 处不同管径管道接口的年失效概率如图 7 所示。由图 7 可以看出,当断层-管线交角为 40° 时,接口失效主要由轴向受拉导致,且随管径增大,接口年失效概率逐渐减小;当断层-管线交角为 80° 时,接口失效模式从受拉失效逐渐过渡到旋转失效,接口年失效概率随管径增大呈先减小后增大的趋势。根据式(2)和式(3),在相同断层地表位错量下,随断层-管线交角的增大,接口轴向位移减小,相对转角增大。因此,当交角为 40° 时,所有管径接口的失效模式均为受拉失效,当交角为 80° 时,随管径增大,接口失效模式从受拉失效逐渐过渡到旋转失效。

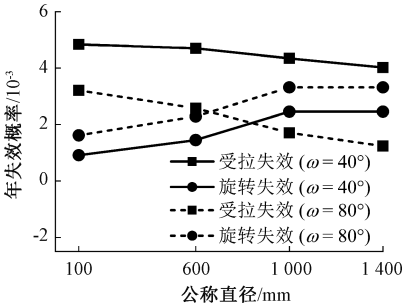


图 7 不同管径下接口的年失效概率
Figure 7 Variation of annual failure probability of joints with different nominal diameters

2.3 断层-管线交角的影响

图 8 为不同断层-管线交角下管道接口轴向位移和相对转角的危险性曲线。由图 8 可以看出,随交角增大,接口轴向位移减小,相对转角增大。这是

因为断层-管线交角越大,沿管轴向的地表位错分量越小,垂直管轴向的地表位错分量越大,从而导致接口轴向位移减小、相对转角增大。

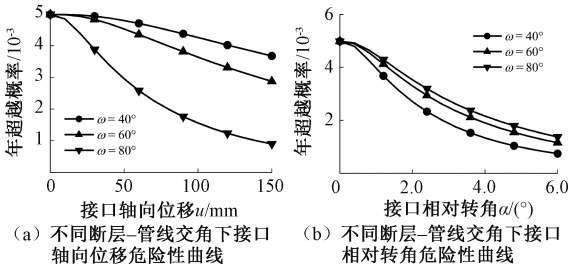


图 8 不同断层-管线交角下管道接口响应危险性曲线
Figure 8 Hazard curves of joint kinematic responses for different fault-pipe intersection angles

图 9 为不同断层-管线交角下接口年失效概率的变化趋势。图中实线和虚线分别为公称直径 600 mm 和 1 400 mm 管道接口的年失效概率,公称直径 600 mm 管道接口的允许转角较大,其失效均由受拉导致。而 $DN=1\,400\text{ mm}$ 管道接口的允许转角较小且深度较大,当断层-管线交角较大,即接口相对转角较大时,接口失效由接口相对旋转导致。由此可见,球墨铸铁管道接口的失效模式主要受断层-管线交角及管径影响,一般随断层-管线交角及管径的增大,接口失效模式逐渐从受拉失效过渡到旋转失效。

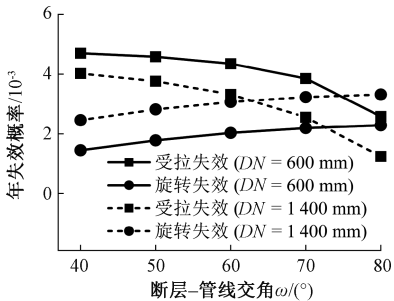


图 9 不同断层-管线交角下接口的年失效概率
Figure 9 The variation of annual failure probability of joints with different fault-pipe intersection angles

3 云南某引水管段穿越曲江断裂案例分析

云南省引水线路与多条活动断裂带相交,包括普渡河断裂、小江断裂及曲江断裂等。本研究以穿越曲江断裂的某引水管段为例进行球墨铸铁管道接口失效风险分析。管道 $DN=1\,400\text{ mm}$,单节管段长度 6 m,断层-管线交角约为 60° 。根据式(2)和式(3),该案例管道接口失效对应的临界地表位错量为 239 mm。由于管道穿越断层迹线末端, l/L 取值较小的概率更高。结合图 5 的地表位错危险性结果(当 $l/L=0.05$ 、断层地表位错为 239 mm 时,双线模型预测的地表位错危险性相对更高),本案例选

用双线模型分析接口年失效概率。

曲江断裂是全新世的活动断裂带,断面多倾向 NE,全长 L_0 约为 76 km,该断裂第四纪以来以右旋走滑为主且具有倾滑分量,由于受到小江断裂的影响,断裂在运动学上具有明显的分段性,NW 段以右旋走滑为主,局部有正断分量;SE 段表现为右旋走滑兼 NE 盘向 SW 盘逆冲^[25]。该断裂带历史上曾发生过多次破坏性地震,属于强地震活动带。据统计发生 4.7 级以上的地震 55 次,其中 7 级以上的地震 3 次,最强地震为 1 970 年的通海 $M_s7.7$ 地震,通海地震地表破裂带长约 50 km,表现为右旋走滑,最大同震水平位错为 3.25 m,最大垂直位错 1.2 m^[25]。

针对云南地区,搜集在公元 1 600~2 005 年,经纬度坐标 $21^\circ\text{N}\sim29^\circ\text{N}$ 和 $97^\circ\text{E}\sim107^\circ\text{E}$ 区域内的历史地震事件,删除地震目录中的前震和余震,最终获得区域内 750 个震级大于等于 4 的独立地震事件,基于式(4)拟合得到区域修正 G-R 关系的参数 a 和 b 取值分别为 3.63 和 0.72。采用空间光滑地震活动性方法计算区域内各空间格点的地震活动率^[26],空间光滑函数采用高斯光滑函数,网格大小为 $0.1^\circ\times0.1^\circ$,相关距离设置为 60 km。基于 G-R 关系获得区域内不同震级地震的年发生率,再利用空间光滑函数把地震活动性模型分配给各空间格点,即可得到相应网格的地震活动性,具体细节可参考文献^[27]。

假定坐标 $(24.50^\circ\text{N}, 102.12^\circ\text{E})$ 、 $(24.78^\circ\text{N}, 102.38^\circ\text{E})$ 、 $(24.28^\circ\text{N}, 102.98^\circ\text{E})$ 、 $(24.00^\circ\text{N}, 102.72^\circ\text{E})$ 区域内地震的发震断裂均为曲江断裂。图 10 为管道穿越区域的地表位错危险性曲线。重现期 475、975、2 475 a 对应的地表位错量分别为 0.70、1.49、3.08 m。不同断层-管线交角下管道接口的年失效概率如图 11 所示。结果表明:当断层-管线交角为 60° 时,接口失效由受拉导致,其年失效概率相对较小,约为 3.49×10^{-3} ;当断层-管线交角为 70° 时,接口失效由相对旋转导致,其年失效概率最小,约为 3.43×10^{-3} 。

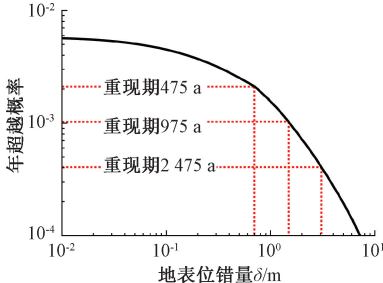


图 10 管道穿越区域的地表位错危险性曲线
Figure 10 Surface rupture displacement hazard curve for the area traversed by pipeline

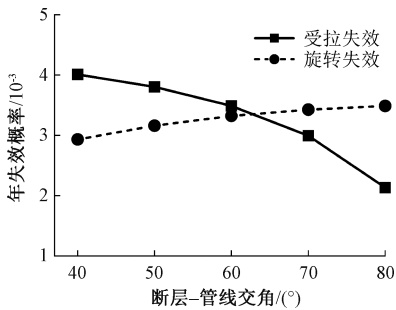


图 11 不同断层-管线交角下管道接口的年失效概率
Figure 11 Variation of annual failure probability of joints with different fault-pipe intersection angles

4 结论

- (1)在不同工况下,基于蒙特卡洛模拟得到的地表位错量分析结果与现有研究的概率分析结果具有较好的一致性,验证了本研究程序的准确性。
- (2)球墨铸铁管道滑入式接口的失效模式受管径和断层-管线交角共同影响,随断层-管线交角以及管径的增大,接口失效模式逐渐从受拉失效过渡到旋转失效。
- (3)管道接口年失效概率取决于其失效对应的临界断层地表位错量的年超越概率。临界断层地表位错量受断层-管线交角、管径等因素影响,临界地表位错量的年超越概率受地表位错分布模型和管道与地表破裂带交错位置影响。建议在实际工程中结合断层-管线交角、管径等具体参数选取相对保守的地表位错分布模型评估接口失效风险。
- (4)以穿越曲江断裂的某引水管段为例进行分析,结果表明:重现期 475、975、2 475 a 对应的管道穿越区域地表位错量分别为 0.70、1.49、3.08 m,当断层-管线交角为 70°时,接口失效由相对旋转导致,该交角下接口年失效概率最小,约为 3.43×10^{-3} 。

参考文献:

[1] Folkman S. Water main break rates in the USA and Canada;a comprehensive study[M]. Logan: Utah State University,2018.

[2] Nair G S, Dash S R, Mondal G. Review of pipeline performance during earthquakes since 1906[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2018, 32 (6): 04018083.

[3] Toprak S, Nacaroglu E, Van Ballegooy S, et al. Segmented pipeline damage predictions using liquefaction vulnerability parameters [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 125: 105758.

[4] Wen Haijia, Liu Lei, Zhang Jialan, et al. A hybrid machine learning model for landslide-oriented risk assessment of long-distance pipelines[J]. Journal of Environ-

mental Management, 2023, 342: 118177.

[5] Li Bin, Fang Hongyuan, Wang Fuming. Analysis of the mechanical characteristics of disengaging drainage pipe before and after polymer repairing[J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2019, 40(1): 62-66. [李斌,方宏远,王复明. 脱空排水管道高聚物修复前后力学特性分析[J]. 郑州大学学报(工学版), 2019, 40(1): 62-66.]

[6] Wang Fuming, He Hang, Fang Hongyuan, et al. Study on mechanical response of the bell-and-spigot joints of pipeline under the coupling of traffic and running load [J]. Journal of Zhengzhou University (Engineering Science), 2020, 41(4): 1-6. [王复明,何航,方宏远,等. 交通和运行荷载耦合作用下管道承插口力学响应研究[J]. 郑州大学学报(工学版), 2020, 41(4): 1-6.]

[7] Qin Xiaogang, Ni Pengpeng. Kinematics of bell-spigot joints in vitrified clay pipelines under differential ground movement[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, 91: 103005.

[8] O'Rourke M J, Liu X. Seismic design of buried and offshore pipelines[M]. New York:University at Buffalo, 2012.

[9] Argyrou C, O'Rourke T D, Stewart H E, et al. Large-scale fault rupture tests on pipelines reinforced with cured-in-place linings[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(3): 04019004.

[10] Qin Xiaogang, Wang Yu, Fu Cuiwei. Joint kinematics and sealing capacity assessment of ductile iron pipes under abrupt transverse ground movements[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2022, 59(3): 342-358.

[11] Chen Qingshu, Ni Pengpeng. Three-dimensional modeling of joint kinematic of ductile iron pipelines subjected to normal faulting[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2023, 132: 104863.

[12] Liu Wei, Huang Chunjie, Zhang Shaofeng, et al. Centrifuge test of large-diameter segmented ductile iron pipes crossing strike-slip faults [J]. Structures, 2023, 57: 105218.

[13] Youngs R R, Arabasz W J, Anderson R E, et al. A methodology for probabilistic fault displacement hazard analysis (PFDHA) [J]. Earthquake Spectra, 2003, 19 (1): 191-219.

[14] Cornell C A. Engineering seismic risk analysis[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 1968, 58 (5): 1583-1606.

[15] Petersen M D, Dawson T E, Chen R, et al. Fault displacement hazard for strike-slip faults[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 2011, 101 (2): 805-825.

[16] Moss R E S, Ross Z E. Probabilistic fault displacement hazard analysis for reverse faults[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 2011, 101 (4): 1542-1553.

[17] Cheng Yin, Akkar S. Probabilistic permanent fault displacement hazard via Monte Carlo simulation and its con-

sideration for the probabilistic risk assessment of buried continuous steel pipelines[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2017, 46(4): 605–620.

[18] Wham B P, O’ Rourke T D. Jointed pipeline response to large ground deformation[J]. *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*, 2016, 7: 04015009.

[19] Li Xiaoxiao, Zhong Zilan, Hou Benwei, et al. Study on mechanical behaviors of push-on joints of large-diameter ductile iron pipelines[J]. *Special Structures*, 2020, 37(4): 47–55. [李晓晓, 钟紫蓝, 侯本伟, 等. 大型球墨铸铁管承插式接口力学性能研究[J]. *特种结构*, 2020, 37(4): 47–55.]

[20] Liu Wei, Cui Wanli. Study on fatigue testing of ductile iron pipe socket joints under traffic loads[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2025, 45(4): 838–848. [刘威, 崔万丽. 交通荷载作用下球墨铸铁管承插接口疲劳试验研究[J]. *防灾减灾工程学报*, 2025, 45(4): 838–848.]

[21] GB/T 13295—2008 水及燃气管道用球墨铸铁管、管件和附件[S].

[22] Wu Guo, Ran Hongliu, Zhou Qing. Probabilistic fault displacement hazard analysis based on Monte Carlo simulation[J]. *Earth Science*, 2022, 47(3): 844–855. [吴果, 冉洪流, 周庆. 基于蒙特卡洛模拟的概率断层位错危险性分析[J]. *地球科学*, 2022, 47(3): 844–855.]

[23] Gutenberg B, Richter C F. Frequency of earthquakes in California[J]. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 1944, 34(4): 185–188.

[24] Wells D L, Coppersmith K J. New empirical relationships among magnitude, rupture length, rupture width, rupture area, and surface displacement[J]. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 1994, 84(4): 974–1002.

[25] Wang Yang, Zhang Bo, Hou Jianjun, et al. Late quaternary activity of the Qujiang fault and analysis of the slip rate[J]. *Seismology and Geology*, 2015, 37(4): 1177–1192. [王洋, 张波, 侯建军, 等. 曲江断裂晚第四纪活动特征及滑动速率分析[J]. *地震地质*, 2015, 37(4): 1177–1192.]

[26] Frankel A. Mapping seismic hazard in the central and eastern United States[J]. *Seismological Research Letters*, 1995, 66(4): 8–21.

[27] Mei Wei, Gu Shixiang, Tong Baolin, et al. Probabilistic seismic hazard analysis considering site effect: a case study of Yuxi City[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2022, 42(3): 516–522. [梅伟, 顾世祥, 童保林, 等. 考虑场地效应的概率地震危险性分析—以玉溪为例[J]. *防灾减灾工程学报*, 2022, 42(3): 516–522.]

Probabilistic Risk Assessment of Push-on Joints for Ductile Iron Pipelines
Undergoing Strike-slip Fault

ZHAO Ning^{1,2}, SHA Song², LI Heng², TANG Bing², ZHOU Xing², FANG Hongyuan¹

(1. Yellow River Laboratory, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. State Key Laboratory of Water Resources Engineering and Management, Wuhan 430010, China)

Abstract: It was found that buried segmented pipelines crossing active faults are prone to leak at joints with surface fault rupture displacements. However, no quantitative assessment study was conducted on joint failure risk that considered uncertainties such as surface rupture location and the magnitude of surface rupture displacement. In this study, an assessment framework for joint failure risk combining Probabilistic Fault Displacement Hazard Analysis and Monte Carlo simulation was proposed to quantify the surface rupture hazard in the pipeline crossing area and the annual failure probability of joints. A ductile iron pipeline with a nominal diameter of 1 400 mm and a segment length of 6 m crossing the Qujiang Fault in Yunnan was analyzed as a case study. The surface rupture displacements in the pipeline crossing area for recurrence periods of 475 years, 975 years, and 2 475 years were determined to be 0.70 m, 1.49 m, and 3.08 m, respectively. When the fault-pipeline intersection angle was set to 70°, the annual failure probability of the joint was found to reach its minimum value of approximately 3.43×10^{-3} with the failure mode identified as rotational failure. It was revealed that the joint failure mode gradually transitioned from tensile failure to rotational failure as the fault-pipeline intersection angle and pipe diameter increased. It was recommended that the most conservative surface displacement distribution model should be selected based on specific parameters such as the fault-pipe intersection angle and pipe diameter to assess joint failure risk in practical engineering.

Keywords: strike-slip fault; probabilistic fault displacement hazard analysis; push-on joints of ductile iron pipelines; Monte Carlo simulation; failure probability