

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20250110004

## 边坡-管道相互作用物质点法数值模拟研究\*

蒋昕飞<sup>1</sup>, 朱鸿鹄<sup>1,2</sup>, 谭道远<sup>1</sup>, 颜杜民<sup>1,3</sup>, 张巍<sup>1</sup>

(1. 南京大学地球科学与工程学院, 江苏 南京 210023; 2. 江苏省大地感知与控灾工程研究中心, 江苏 南京 210023; 3. 中国铁建股份有限公司, 北京 100855)

**摘要:** 基于物质点法, 对边坡与埋地管道之间的相互作用开展数值模拟研究, 系统分析了管径、管道材质、基础宽度和基础位置等因素的影响, 并探究了管道受力状况对管道变形模式以及边坡破坏机制的影响。结果表明: 管径、管道材质、基础宽度及基础位置不仅影响边坡极限承载力, 还会改变边坡中剪切带的扩展路径; 管径以及管道材质对边坡承载力以及剪切带的发育有显著的影响, 较大的管径和刚度小的管材均会削弱边坡的地基承载力; 基础宽度和位置控制着坡内滑裂面的形成路径; 管道变形模式受控于管周弯矩分布, 管道负弯矩增大直接导致管道由椭圆形变形转变为心形变形; 管-土界面提供了潜在的失稳路径, 加速了边坡中滑裂面的发展。这些研究结论对于边坡-管道系统的变形控制与结构设计提供了重要的参考依据。

**关键词:** 埋地管道; 物质点法(MPM); 边坡-管道相互作用; 承载力; 管-土界面

**中图分类号:** TU443 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)05-1062-12

## Numerical Simulation Study of Slope-pipe Interaction Using Material Point Method

JIANGXinfei<sup>1</sup>, ZHU Honghu<sup>1,2</sup>, TAN Daoyuan<sup>1</sup>, YAN Dumin<sup>1,3</sup>, ZHANG Wei<sup>1</sup>

(1. School of Earth Sciences and Engineering, Nanjing University, Nanjing 210023, China;

2. Jiangsu Engineering Research Center of Earth Sensing and Disaster Control, Nanjing 210023, China;

3. China Railway Construction Corporation Limited, Beijing 100855, China)

**Abstract:** Based on the material point method (MPM), numerical simulations were conducted to investigate the interaction between slopes and buried pipes. The effects of factors such as pipe diameter, pipe material, foundation width, and foundation position were systematically analyzed, and the effects of pipe stress conditions on pipe deformation patterns and slope failure mechanisms were examined. The results showed that pipe diameter, pipe material, foundation width, and foundation position not only affected the ultimate bearing capacity of the slope but also changed the propagation path of shear bands in the slope. Pipe diameter and pipe material had significant effects on slope bearing capacity and shear band development. Larger pipe diameters and pipe materials with lower stiffness both reduced the foundation bearing capacity of the slope. Foundation width and position controlled the formation

\* 收稿日期: 2025-01-10; 修回日期: 2025-03-27

基金项目: 国家杰出青年科学基金项目(42225702)、江苏省科技计划项目(BZ2023056)资助

作者简介: 蒋昕飞(2000—), 男, 硕士生。主要从事地质工程数值模拟方面的研究。E-mail: jiangxf@smail.nju.edu.cn

通信作者: 朱鸿鹄(1979—), 男, 教授, 博导。主要从事地质与岩土工程监测评价方面的科研工作。

E-mail: zhh@nju.edu.cn

path of slip surfaces within the slope. Pipe deformation mode was controlled by the bending moment distribution around the pipe. An increase in negative bending moment directly caused the pipe deformation to transition from an elliptical to a heart-shaped pattern. The pipe-soil interface provided a potential instability path, accelerating the development of slip surfaces in the slope. These findings provide important references for deformation control and structural design of slope-pipe systems.

**Keywords:** buried pipe; material point method (MPM); slope-pipe interaction; bearing capacity; pipe-soil interface

## 0 引言

我国是管线工程建设的大国,拥有许多已经建成的以及正在建设中的重大管线工程。例如,珠三角水资源配置工程西起西江干流鲤鱼洲,东至深圳公明水库,工程全长 113.2 km,采用深层大直径管道输水方式,穿越粤港澳大湾区核心城市群<sup>[1]</sup>。然而,长距离埋地管道常常穿越边坡地形和公路,这不仅增加了施工难度,还有可能因车辆超载和车流量过大而导致边坡中的管线受损,影响管道的输送效率和安全性。与此同时,埋地管道的存在改变了边坡土体内的应力分布,可能引发不均匀沉降和地基塌陷。一旦造成事故会造成巨大的经济损失,甚至危及人民生命安全<sup>[2]</sup>。因此,深入研究埋管边坡的承载能力和破坏机制,科学认识边坡-管道相互作用,对于提高管线工程的安全性和可靠性具有重要意义。

迄今为止,国内外学者已经对管-土相互作用开展了大量的理论、试验和数值模拟研究。但相关研究通常采用水平地面假设<sup>[3-7]</sup>,对边坡-管道相互作用的研究较少。过去的研究表明,边坡中的管-土相互作用受到管道埋深比、管径、管道材质,以及边坡形状、土体强度等因素的共同影响。例如, M. U. A. Khan 等<sup>[8]</sup>开展了边坡-管道相互作用的室内模型试验研究,基于试验结果分析了管道临坡距、埋深和直径等因素对边坡土体应力分布与地基承载力的影响。由于室内试验存在成本高、耗时长的缺陷,以及实验室条件下的边界效应限制,使用试验方法对复杂的管-土系统进行综合分析时存在一定挑战。

随着技术的进步,数值分析方法,特别是有限元法(FEM)和有限差分法(FDM),已成为研究复杂坡-管相互作用问题的关键工具。J. K. Jung 等<sup>[9]</sup>模拟了不同工况下的埋管边坡,为研究管道埋深、管道移动方向和土体特性对边坡破坏模式的影响

提供了新的角度。S. C. Chian 等<sup>[10]</sup>通过有限元法和离心试验研究了埋地管道在可液化土层中的稳定性。然而传统的数值方法在面对大变形问题时,存在数值收敛困难和网格生成错误等局限性<sup>[11]</sup>。M. R. Ahmed 等<sup>[12]</sup>证明了离散元法(DEM)是研究埋地管道、土工格栅与土体相互作用的有效工具。但离散元法需要对大量颗粒进行迭代计算,计算时间较长,难以应对大规模或复杂的工况<sup>[13]</sup>。近年来,耦合欧拉-拉格朗日法(CEL)和任意拉格朗日-欧拉法(ALE)等数值模拟方法被开发出来,以解决岩土大变形模拟的网格畸变问题<sup>[14-15]</sup>。CEL法使用自适应移动网格,可分析地震引发滑坡等大变形问题<sup>[16]</sup>,但该方法受网格精细度影响,需要对模型网格进行额外的平滑处理。ALE法可以准确模拟大变形的不稳定破坏和动态演化,但该方法计算效率低,并可能出现网格缠结的情况<sup>[17]</sup>。

作为一种先进的无网格数值方法,物质点法(MPM)在模拟岩土体大变形上展现出显著优势<sup>[18-19]</sup>。物质点法结合了欧拉法和拉格朗日法的优势,不会周期性地重新划分网格,有效避免了网格畸变问题,计算效率较高,为多种岩土工程问题提供了相对精确的数值解<sup>[20-21]</sup>。同时物质点法能够自然处理不同对象之间的接触,无需使用特殊的有限元接触单元来模拟界面。利用该方法,成功模拟了边坡加载、隧道坍塌等工程问题,并进一步采用特殊的接触算法,成功揭示了管道上拔和下压过程中的破坏机制,证明物质点法在解决管-土相互作用问题中的优越表现<sup>[22-25]</sup>。

本文基于物质点法,研究了荷载作用下边坡-管道的相互作用,分析了管径、管道材质、基础宽度以及基础位置等因素对边坡破坏机制的影响,并探究了管道受力状况对管道变形模式以及边坡破坏机制的影响。本研究有助于进一步明确埋管边坡的灾变机理,为边坡稳定性评价以及埋地管道的工程设计和事故预警提供参考依据。

# 1 数值模拟方法

## 1.1 物质点法基本原理

如图1所示,物质点法的计算可分为4个步骤<sup>[26]</sup>:(a)映射阶段:背景网格初始化,通过结点形函数将所有物质点信息映射到网格结点;(b)拉格朗日计算阶段:求解结点动量方程以获得新的结点速度和加速度;(c)对流阶段:将求解得到的信息映射回物质点,更新物质点的位置和速度;(d)更新阶段:更新连续体,网格恢复到原来的初始状态,所有信息删除<sup>[27]</sup>。

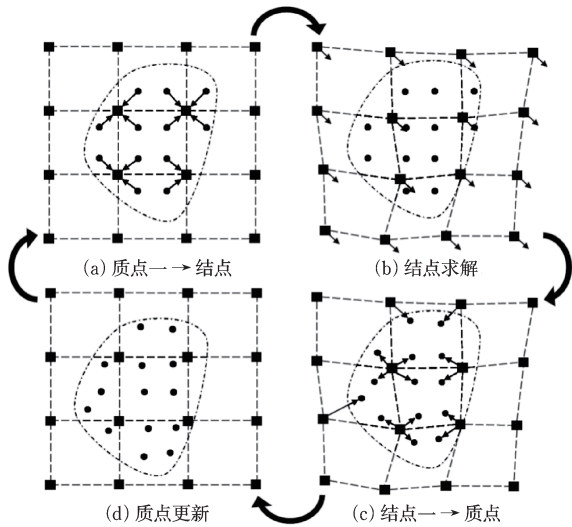


图1 物质点法求解示意

Fig.1 Schematic diagram of material point method solution

本研究采用 Anura3D MPM 软件,对不同工况下的埋管边坡进行了精细化数值模拟。由于本研究的核心在于探究管-土之间的相互作用以及管道在边坡中的变形特性,因此在模拟中采用了单套单相公式,未考虑水文条件。在单相公式中,土被视为一个整体,通过一组物质点离散化。每个物质点同时表示固体相和流体相。土在完全排水或未排水条件下可以通过单相公式来有效地模拟。本研究假设滑坡发生在完全排水条件下,单点公式在这种情况下将土视为一个整体,固体相和流体相是耦合的,水的影响相对较小,同时研究重点在于边坡破坏和管道变形,水文条件可被视为次要因素<sup>[28]</sup>。

## 1.2 物质点法计算流程

### 1.2.1 控制方程

基于更新拉格朗日格式,连续体运动的动量方

程为:

$$\rho \ddot{u}_i = \sigma_{ij} + \rho b_i \quad (1)$$

式中, $\ddot{u}_i$ 为位移; $\sigma_{ij}$ 表示柯西应力; $b_i$ 为单位质量的体积力。

边界条件为:

$$\begin{cases} (\mathbf{n}_j \sigma_{ij}) | \Gamma_i = \bar{t}_i \\ v_i | \Gamma_u = \bar{v}_i \end{cases} \quad (2)$$

式中, $\Gamma_i$ 和 $\Gamma_u$ 为特定的面力边界和位移边界; $\mathbf{n}_j$ 为边界 $\Gamma_i$ 的外法线单位向量; $\bar{t}_i$ 为作用在边界 $\Gamma_i$ 上的面力; $\bar{v}_i$ 为位移边界 $\Gamma_u$ 的速度。

### 1.2.2 离散化

连续体 $\Omega$ 会被离散为物质点,连续体的密度为:

$$\rho(x_i) = \sum_p m_p \delta(x_i - x_{ip}) \quad (3)$$

式中, $\delta$ 为狄拉克函数; $m_p$ 为物质点的质量; $x_{ip}$ 为物质点的坐标。

将式(3)转化为对物质点求和的形式:

$$\sum_p m_p \ddot{u}_{ip} \delta u_{ip} + \sum_p m_p \sigma_{ij}^s \delta u_{ip} - \sum_p m_p b_{ip} \delta u_{ip} - \sum_p m_p \bar{t}_{ip}^s h^{-1} \delta u_{ip} = 0 \quad (4)$$

式中,下标 $p$ 表示 $x_{ip}$ 位置处的物质点所携带的物质质量; $h$ 为假想的边界层厚度。

在物质点法的每个计算步中,物质点和背景网格保持连接,因此可以通过形函数,将物质点信息映射到背景网格上。物质点 $p$ 的位移 $u_{ip}$ 和虚位移 $\delta u_{ip}$ 可表示为:

$$u_{ip} = \sum_{I=1}^{n_p} N_{Ip} u_{iI} \quad (5)$$

$$\delta u_{ip} = \sum_{I=1}^{n_p} N_{Ip} \delta u_{iI} \quad (6)$$

式中, $N_{Ip}$ 为背景网格结点 $I$ 在物质点 $p$ 处形函数值。

将式(5)、(6)代入式(4),可得背景网格结点的运动方程:

$$\dot{p}_{iI} = f_{iI}^{\text{int}} + f_{iI}^{\text{ext}} \quad (7)$$

$$p_{iI} = \sum_{j=1}^{n_p} m_{ij} u_{iI} \quad (8)$$

式中, $p_{iI}$ 为背景网格结点 $I$ 在 $i$ 方向的动量。

$$m_{iI} = \sum_{p=1}^{n_p} m_p N_{Ip} N_{Ip} \quad (9)$$

$$f_{iI}^{\text{ext}} = \sum_{p=1}^{n_p} m_p N_{Ip} b_i + \sum_{p=1}^{n_p} N_{Ip} h^{-1} \bar{t}_i \frac{m_p}{\rho_p} \quad (10)$$

$$f_{iI}^{\text{int}} = - \sum_{p=1}^{n_p} N_{Ip,j} \sigma_{ijp} \frac{m_p}{\rho_p} \quad (11)$$

式中,  $m_{ij}$  为背景网格节点的质量矩阵;  $f_{ij}^{int}$  为网格节点的内力;  $f_{ij}^{ext}$  为网格节点的外力;  $\sigma_{ijp}$  为物质点  $p$  的应力。

## 2 模拟验证

### 2.1 数值方法对比

为了系统评估不同数值方法的适用性和优缺点, 本研究将 MPM 和 FDM、FEM 以及 DEM 方法的结果进行了对比分析, 所有方法均采用统一的土体参数与模型尺寸, 确保对比的客观性。

如图 2(a) 所示, 与其他方法相比, 物质点法的结果能够清晰刻画坡体中主要破坏面的空间形态, 较准确地捕获土体各区域的变形及渐进破坏过程。FDM 结果如图 2(b) 所示, 尽管 FDM 结果能够揭示边坡中的应变变化, 但由于网格畸变导致计算精度下降, 使破坏面轮廓较为模糊, 显著影响土体抗力和边坡承载力计算的准确性, 因此传统的 FDM 不太适合边坡变形问题的研究<sup>[29]</sup>。FEM 作为一种广泛应用的分析方法, 拥有较高的计算精度, 并且可以得到较为精准的破坏面。图 2(c) 显示, FEM 所得的破坏面与物质点法相似, 但其基于拉格朗日框架的网格依赖性导致两大缺陷: 一是大变形下网格畸变引发计算失真; 二是难以有效表征应变局部化现象<sup>[30]</sup> (如剪切带演化)。图 2(d) 表明, DEM 计算得到的破坏面形态与其他方法相差较大, 尽管该方法能够评估边坡承载力, 但其依赖颗粒接触模型的力学表征方式存在固有缺陷, 关键参数 (如颗粒摩擦系数、黏结强度) 的实验标定难度制约了工程适用性<sup>[31]</sup>。

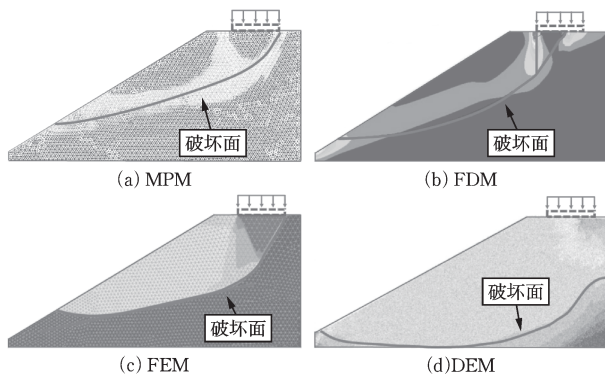


图 2 不同数值模拟方法结果对比

Fig.2 Comparison of results of different numerical simulation methods

综上, 物质点法的核心优势在于其无网格特性, 可自然处理大变形 (如剪切带贯通、土体流动) 及复杂接触 (如管-土界面滑移), 而传统数值模拟方法受限于网格畸变等问题 (如有限元法无法模拟破坏后土体运动特征)。物质点法通过融合位移场与应变场数据, 可完整揭示边坡从弹性变形到失稳破坏的全过程, 并定量解析破坏阶段的演化规律。

### 2.2 试验验证

为检验物质点法模拟的可靠性, 本研究基于在南京大学岩土工程实验室开展的室内模型试验<sup>[32]</sup>, 建立与物理试验严格一致的数值模拟。模型箱内部尺寸为  $1\text{ m} \times 0.5\text{ m} \times 1\text{ m}$  (长  $\times$  宽  $\times$  高)。

如图 3 所示, 管道埋深比  $H/B_c$  ( $H$  为管顶覆土厚度,  $B_c$  为管道外径) 统一设置为 1.5, 分别开展了坡角  $\theta$  为  $35^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $55^\circ$  的三组试验。试验所用管道为聚氯乙烯材质, 直径  $B_c$  为 100 mm, 管道壁厚  $t_w$  为 2.5 mm, 弹性模量  $E$  为 3.14 GPa。

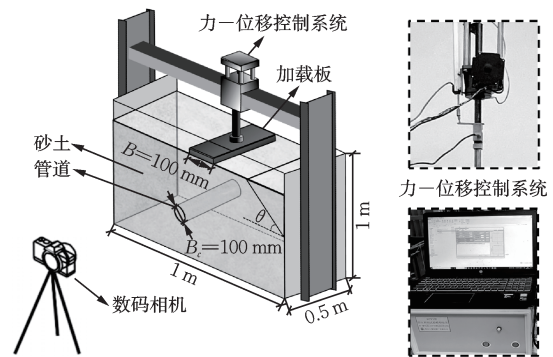


图 3 试验设置示意

Fig.3 Schematic diagram of experimental setup

#### 2.2.1 数值模型设置

根据以往的研究, 边坡-管道系统可以简化为平面应变问题<sup>[33]</sup>。为模拟公路车流在边坡上施加的荷载, 采用条形基础加载模式<sup>[34]</sup>。图 4 展示了数值模型的几何结构, 其中网格由三角形单元组成, 每个单元初始状态下包含三个物质点<sup>[35]</sup>。

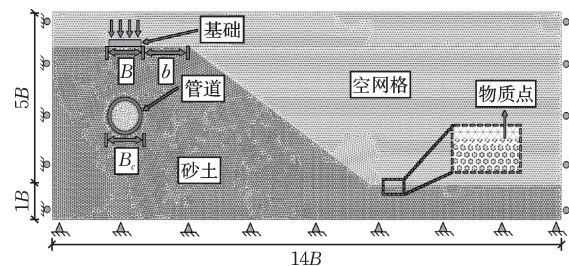


图 4 物质点法模型示意

Fig.4 Schematic diagram of material point method model

由于物质点法本质为无网格方法,通过背景网格映射物质点信息,避免了传统网格方法的收敛性问题。当单元边长设置为 $0.1B$ ,每个单元内有足够的空间,物质点在其中运动不会相互干扰,同时避免了物质点在运动过程中堆积导致局部应力集中。考虑模型箱四周均有钢架和亚克力板固定,土体变形受到箱壁的约束,因此数值模型在左右边界处设置水平位移约束,在底部和顶部边界处设置全自由度约束。根据H. H. Zhu等<sup>[22]</sup>的研究可知,当斜坡底部和模型右边界之间的距离大于 $5B$ 时,边坡极限承载力变化幅度小于3%,且剪切带形态趋于稳定。因此,本研究斜坡底部和模型右边界之间的距离被设置为 $5B$ ,以最小化边界效应。本研究采用了Bardenhagen等人提出的接触算法,在参考过往研究对土体与管道间摩擦系数的设置的基础上<sup>[36]</sup>,结合张建华<sup>[37]</sup>,T. C. Xie等<sup>[38]</sup>和张春新等<sup>[39]</sup>研究中使用的管道摩擦系数经验公式可知,无缝钢管、无缝黄铜管以及PVC管都属于光滑管,此时摩擦系数可通过柏拉修斯公式<sup>[37]</sup>来计算,摩擦系数 $f$ 为0.157。在模拟过程中,土体使用Mohr-Coulomb本构模型进行模拟。表1列出了模拟中土体的基本物理参数。

表1 数值模拟中土体的基本物理力学参数

Table 1 Basic physical and mechanical parameters of soil in numerical simulations

干密度 $\rho_d/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	孔隙率 $n$	内摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	黏聚力 $c/\text{kPa}$	弹性模量 $E/\text{MPa}$	泊松比 $\nu$
1.63	0.42	36	0.2	25	0.33

为了得到更加精确的计算结果,在模拟中采用物质点-高斯点混合积分法和体应变平滑算法,并把局部阻尼系数设置为0.1,以减少土体中的应力振荡<sup>[40]</sup>。管道采用聚氯乙烯材质,其物理力学参数见表2。

表2 数值模拟中管道的基本物理力学参数

Table 2 Basic physical and mechanical parameters of pipes in numerical simulations

密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	弹性模量 $E/\text{GPa}$	泊松比 $\nu$
1.38	3.14	0.38

### 2.2.2 结果对比

图5展示了不同坡角条件下,试验获得的荷载-沉降量曲线与物质点法模拟结果的对比。对于有明显拐点的荷载-沉降量曲线,拐点的峰值荷载即为地基的极限承载力。若曲线没有明显拐点,则取基底宽度10%沉降量对应的荷载为该工况下的地基极限承载力。

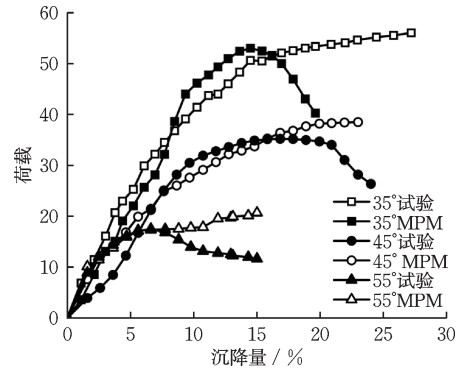


图5 试验与模拟荷载-沉降曲线对比

Fig.5 Comparison of load-settlement curves between experiment and simulation

可以看出,模拟结果与试验结果吻合度较好,曲线总体趋势一致,证明Mohr-Coulomb本构模型模拟土体承载力的准确性。图中荷载以无量纲化 $q/\gamma B$ ( $q$ 为基础上的均布荷载, $\gamma$ 为土体单位重量, $B$ 为基础宽度)的形式表示,沉降量随着荷载的增大而增大,在荷载超过边坡极限承载力后,沉降量明显迅速增大,这种现象表明边坡中的土体发生突发性剪切破坏<sup>[41]</sup>,边坡丧失承载能力。模拟得到的边坡极限承载力与室内试验的结果相差不大,相对偏差小于6%,其差异可能源于试验中模型箱侧壁摩擦对土体运动的约束效应。

图6展示了试验与模拟中剪切带的分布形态,可以看出,两者吻合度较好,这进一步佐证了数值模型的可靠性。

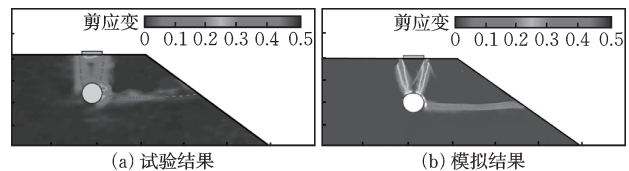


图6 试验与模拟剪应变对比

Fig.6 Comparison of shear strain between experiment and simulation

## 3 模拟结果分析

基于上述已验证的数值模型,分析管径、管道材质、基础宽度和位置等因素对边坡-管道的相互作用的影响。模拟参数与模拟验证中使用的参数保持一致。基于相似理论,将模拟中的模型进行了等比例放大,并采用质量缩放算法确保土体强度不变<sup>[42]</sup>,以匹配实际工程尺度。模拟共设计13种工

况,见表3。其中管道埋深比 $H/B_c=1.5$ ,该埋深比对于临坡管道具有一定的代表性,实际工程中出现的频率较高。在既有研究中,国内外学者对管道埋深比这一因素已展开较多的研究,可供对比分析。

表3 模拟工况  
Table 3 Simulated conditions

序号	管道直径 $B_c/\text{mm}$	管道材质	基础宽度 $B/\text{mm}$	基础位置 $b/\text{mm}$
1	200	PVC	500	750
2	300	PVC	500	750
3	500	PVC	500	750
4	500	铜	500	750
5	500	钢	500	750
6	500	PVC	250	750
7	500	PVC	500	750
8	500	PVC	750	750
9	500	PVC	1 000	750
10	500	PVC	500	1 250
11	500	PVC	500	1 000
12	500	PVC	500	500
13	500	PVC	500	250

### 3.1 管径影响

在荷载施加的初始阶段,基础沉降量呈现缓慢增长趋势;随着荷载的逐步增加,基础沉降速率较初始阶段显著提升。荷载—沉降曲线上存在明显的拐点,拐点后沉降速率骤增,表明边坡整体已发生破坏并丧失承载能力。结果表明,极限承载力与管径呈显著负相关性。

图7展示了不同管径下土体剪应变云图与荷载—沉降曲线。由图7可知,由于坡侧缺乏有效约束,基础下方土体主要向坡侧滑动,形成了典型的非对称破坏模式<sup>[43]</sup>。当管径 $B_c=200\text{ mm}$ 时,主剪切带从基础左下角起始,经管顶延伸至坡面;次级剪切带从基础左下角起始,穿过管道上方并延伸至坡面。当管径 $B_c=300\text{ mm}$ 时,主剪切带的形态与图7(b)基本一致,但管道对次级剪切带的影响显著增强,剪切带扩展路径更接近管道,并在弯曲部位因管-土界面影响而发生下沉。当管径继续增大,边坡呈现单一主剪切带贯穿破坏特征,剪切带在管周形成明显的环绕现象,土体沿管周向两侧滑动。管道右侧土体约束缺失导致边坡在较低荷载水平下即发生贯穿破坏,印证了管径增大对边坡稳定性的削弱机制。

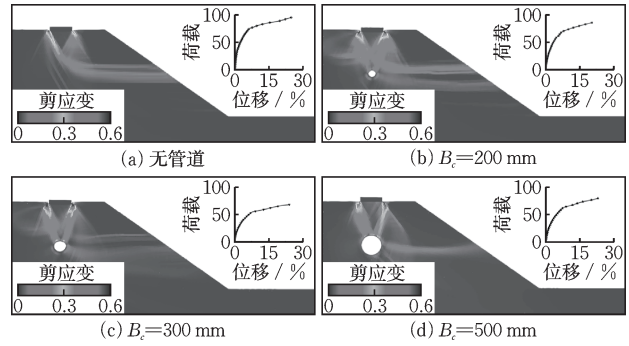


图7 不同管径下土体剪应变云图与荷载—沉降曲线

Fig.7 Shear strain contour maps and load-settlement curves of soil under different pipe diameters

### 3.2 管道材质影响

在实际工程中,管道材质需根据工程需求确定,目前常用的管道类型主要包括PVC管、无缝铜管以及无缝不锈钢管等。通常情况下,土体与管道间的摩擦系数处于一个相对稳定的范围内。Y. Yoshima等<sup>[44]</sup>开展了一系列室内管道试验,其研究表明:在管道表面光滑的情况下,管道材质对土体与管道间摩擦系数的影响较小,且随着管道埋深的增加,摩擦系数对管-土相互作用的影响逐渐减弱。

图8所示的荷载—沉降曲线总体趋势与图7基本一致,在初始阶段,基础沉降量随荷载增加呈线性增加;随后,基础沉降速率逐渐加快,直至达到极限承载力。随着管道刚度的增加,边坡的极限承载力呈现非线性增长特征。PVC管工况的极限承载力与钢管工况相比,从55.2提升至86.1,增幅达35%。但当刚度达到一定阈值后,不同管材的极限承载力差异趋于减小。例如,铜管工况的极限承载力与钢管工况相比,仅从75提升至86.1,增幅为12%,表明刚度对承载力的提升效果逐渐减弱。

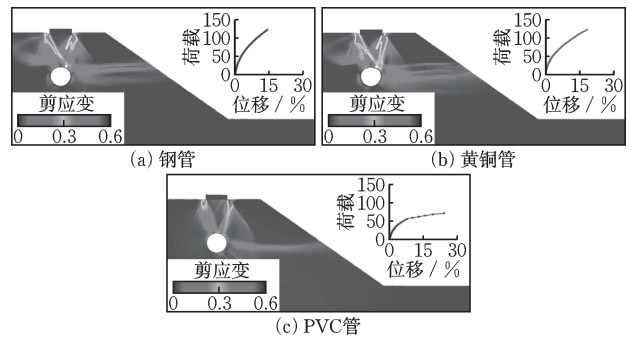


图8 不同管材下土体剪应变云图与荷载—沉降曲线

Fig.8 Shear strain contour maps and load-settlement curves of soil under different pipe materials

从图8可知,边坡内发生剪切破坏的土体均位于管道中心以上的坡肩区域,不同材质的管道对边坡整体的破坏模式有显著影响。PVC管相较于相同体积的土体重量更小导致基础沉降量更大,管道右上侧发生明显变形,促使剪切带加速向坡侧扩展。刚度较大的铜管及钢管则仅产生轻微变形,但管周存在明显的应力集中现象。这是由于在基础下沉过程中,高刚度管道抑制了上部土体压缩变形,使得管道上方土应力向管侧土体传递,形成应力集中区。随着管材刚度的降低,边坡土体破坏模式逐渐由不对称破坏转变为单侧破坏。

综上可知,管道刚度显著影响滑裂面贯通路径,管道刚度较大时,剪切带优先从管道上方开始发育,当管材刚度较小时,剪切带绕管周发展。该现象的原因主要为:PVC管在较小荷载作用下即产生变形,削弱了边坡的承载能力,剪切带沿管周薄弱区域延伸;而金属管则能给基础下的土体提供有效支撑,直至荷载达到临界值,剪切带沿管-土界面扩展。

### 3.3 基础宽度影响

从图9可以看出,相较于窄基础工况,宽基础工况的荷载-沉降曲线更为平缓,没有显著的拐点。

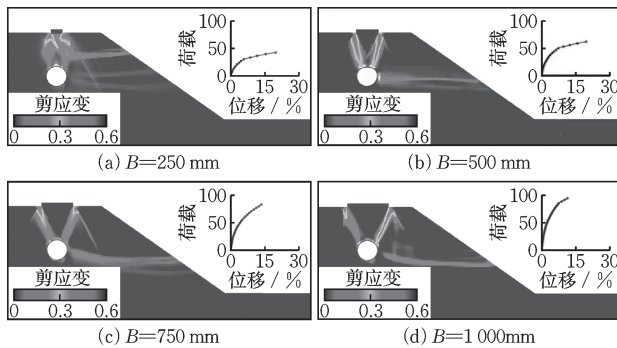


图9 不同基础宽度下土体剪应变云图与荷载-沉降曲线  
Fig.9 Shear strain contour maps and load-settlement curves of soil under different foundation widths

随着基础宽度的增加,边坡的极限承载力显著提升,土体剪切破坏带的影响范围同步扩展。当基础宽度较小时,初始阶段的基础沉降速率较大,且整体破坏阶段的破坏迅速,坡体内部可以观察到应力集中现象;随着基础宽度的增大,坡顶荷载分布更为均匀,有效避免了应力集中现象的产生,荷载传递过程更缓慢。

在基础宽度  $B$  较小时,基础下方土体形成塑性

区并呈向外扩散趋势。在施加荷载的初始阶段,基础下土体被压密,管道与基础间的剪切带呈现对称分布;随着基础宽度  $B$  增大,基础下方剪切带之间的距离随之扩大,导致管顶至管道起拱线范围内更大区域的土体产生绕管滑移。

### 3.4 基础位置影响

图10展示了不同基础位置情况下土体剪应变云图与荷载-沉降曲线。在边坡达到极限承载力之前,基础沉降速率较小;在达到极限状态后,边坡丧失承载能力,基础沉降速率骤增,随后边坡整体破坏。

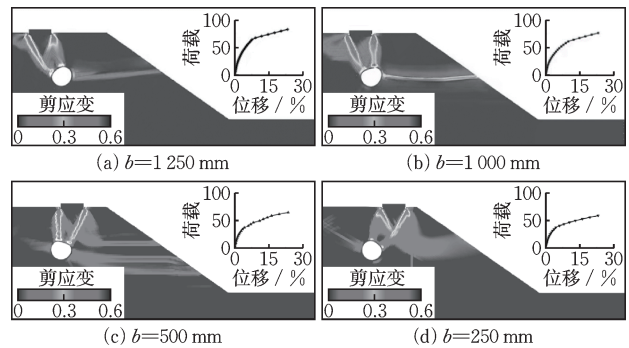


图10 不同基础位置下土体剪应变云图与荷载-沉降曲线  
Fig.10 Shear strain contour maps and load-settlement curves of soil under different foundation positions

基础位置  $b$  是影响边坡整体的承载能力的关键因素,当  $b=250$  mm 时,边坡极限承载力为 36.8;当  $b=1250$  mm 时,边坡极限承载力提升至 64.4,基础与坡面距离越近,边坡更易发生剪切破坏。基础位置的差异同时显著改变了荷载-沉降曲线的形态特征。当  $b=1250$  mm 时,沉降曲线呈现明显的三阶段演化特征,极限承载力对应的转折点清晰可辨;当  $b=250$  mm 时,曲线各阶段过渡迅速且没有明显的转折点,边坡极限承载力难以确定,这种情况下,边坡破坏所需的时间缩短,边坡内剪切带贯通速度明显加快。

图10为不同情况下,边坡土体中剪应变云图与荷载-沉降曲线。结果表明,基础位置改变会显著影响边坡-管道系统的破坏模式。当  $b=1250$  mm 时,剪切带始于基础并延伸至管道,在管-土界面上部形成弧形剪切带,最终贯通至坡面。在此过程中,管周剪切带受到管-土界面的影响,向管道偏移。随着基础接近管道,管道对边坡中剪切带的影响逐渐增强,边坡中剪切带优先从基础延伸至管-土界

面,且管周剪切带整体向右发生偏转。当 $b=250$  mm时,由于管道与基础距离较远且基础离坡面较近,基础左侧剪切带仅延伸至管-土界面上部,边坡中剪切带主要集中在坡侧。当基础位置继续向坡面靠近,管道对边坡破坏的影响减弱,基础下方土体的破坏模式与水平地面工况相似。

## 4 讨论

### 4.1 管道变形特征

埋地管道的形状变化以及径向变形是衡量其是否仍具有正常功能的关键参数<sup>[45]</sup>。不同条件下管周环向变形的分布特征如图11所示。

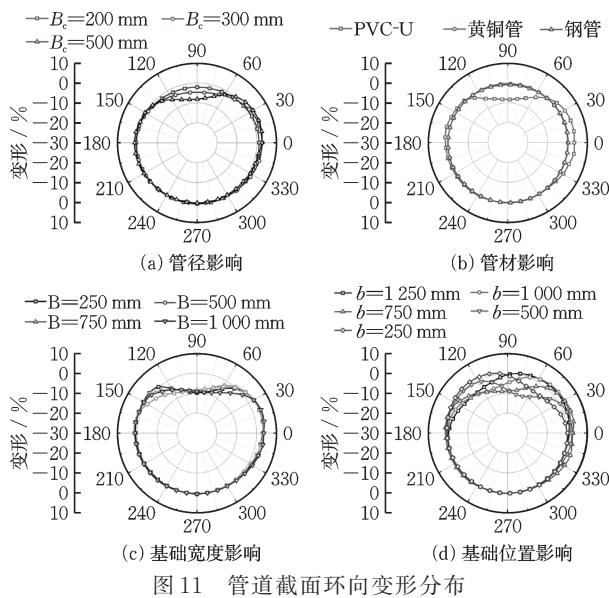


Fig.11 Circumferential deformation distribution of pipe cross-section

结果表明,在荷载较小时,管道的横截面呈现较为理想的“椭圆化”变形模式。随着基础宽度增加,管周变形最大的部位由 $90^\circ$ 处变为 $75^\circ$ 处,管道变形模式由顶部下凹的心形模式演变为右上下凹的不对称模式,表明管顶更大范围土体发生绕管滑动,管道变形机制从局部管顶变形发展为上部整体变形。基础位置的改变也显著影响管道的变形模式,基础位于管道左侧时,土体挤压作用导致管道 $150^\circ$ 处变形明显;随着管道靠近坡面,管道上变形最大的部位转移至为 $60^\circ$ 处,且变形量较小。这是由于基础离坡面较近时,剪切带仅延伸至管-土界面上部,边坡中剪切带主要集中在坡侧,导致土体对管

道的挤压作用减弱。

由文献[46]可知,当采用薄壁圆筒理论来分析管道在荷载作用下的变形情况时,管道所受的外部荷载可以分为两部分:一部分是管周均匀分布的压力,使得管道产生径向压缩,另一部分是管周不均匀分布的压力,使得管道产生椭圆变形压缩。其中,前者引起的径向变形通常很小,因此可以忽略。同时在边坡加载过程中,由于临坡地基的不对称楔形破坏机制,管道受到土体的不均匀沉降压密作用,导致管道最大拉应变及最大压应变的方位相较于水平地基条件发生偏转,偏转角为 $\alpha$ 。管道变形如图12所示。

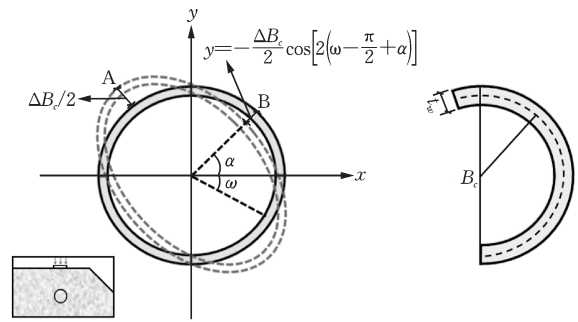


图12 管道在荷载作用下的变形示意  
Fig.12 Schematic diagram of pipe deformation under loading

根据薄壁圆筒截面的挠曲线微分方程:

$$\frac{d^2 y}{d\omega^2} + y = -\frac{B_c^2}{4EI} M(\omega) \quad (12)$$

式中, $y$ 是管道径向位移; $\omega$ 是管道上某处与水平 $x$ 轴的夹角; $B_c$ 是管道变形前的直径; $M$ 和 $EI$ 分别是管道的环向弯矩和环向抗弯刚度。在小变形情况下,认为管道水平方向和竖直方向的最大变形量相等,均为 $\Delta B_c$ 。

由图12可知:

$$y = -\frac{\Delta B_c}{2} \cos\left[2\left(\omega - \frac{\pi}{2} + \alpha\right)\right] \quad (13)$$

将式(13)代入式(12),有:

$$M(\omega) = \frac{6EI}{B_c} \left(\frac{\Delta B_c}{B_c}\right) \cos\left[2\left(\omega - \frac{\pi}{2} + \alpha\right)\right] \quad (14)$$

根据材料力学的理论可知,管道任意横截面上的径向位移表达式为:

$$y = -\frac{B_c^2}{6t_w} \epsilon_{\max} \cos\left[2\left(\omega - \frac{\pi}{2} + \alpha\right)\right] \quad (15)$$

式中, $t_w$ 为管道壁厚; $\epsilon_{\max}$ 为 $\omega = \pi/2 + \alpha$ 处管道的环向应变。

联立式(15)与式(13),可以得到管道的最大变形量:

$$\Delta B_c = \frac{B_c^2}{3t_w} \epsilon_{\max} \quad (16)$$

把式(16)带入式(14),得到管道任意横截面上的弯矩表达式为:

$$M(\omega) = \frac{2EI\epsilon_{\max}}{t_w} \cos\left[2\left(\omega - \frac{\pi}{2} + \alpha\right)\right] \quad (17)$$

基于MATLAB平台,根据式(17)来计算管周弯矩并通过分析计算管道弯矩的分布特征。

图13展示了不同管径条件下管道横截面弯矩的分布情况。管径较小时,管道相对远离坡面,土体对管道的支撑较强,管道顶部负弯矩和侧向正弯矩保持平衡,此时管道变形程度较轻,整体呈现椭圆形变形;随着管径的增大,管道更靠近坡面导致坡侧土体发生塑性变形。如图14(c)所示, $s$ 代表基础沉降量,滑动土体失稳后无法承担坡顶荷载,大部分压力会向下传递到管顶,致使管道90°处承受更大的应力,管顶负弯矩骤增,其绝对值显著大于管侧的正弯矩,在管顶负弯矩主导下,管道变形模式转变为心形变形<sup>[47]</sup>。综上所述,管道变形模式由管周弯矩分布特征主导,其中管顶负弯矩增大是诱发管道从椭圆形变形转变为心形变形的关键因素。此外,管材材质也是影响管道上弯矩分布的重要因素,PVC管道的抗压-抗拉强度差异致使其在负弯矩作用下更易发生外扩变形。当坡侧土体支撑力不足时,管道90°处会最先产生变形,此处也更容易产生负弯矩。钢材料具有较高的抗压强度和抗拉强度。钢质管道在受力时,所能承受的极限弯矩很

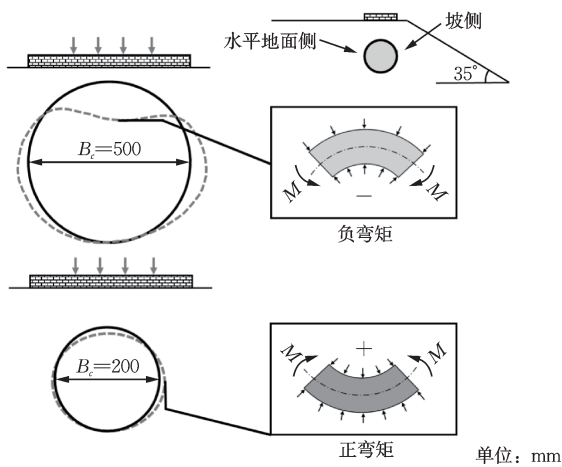


图13 不同管径的管道变形示意

Fig.13 Schematic diagram of pipe deformation under different pipe diameters

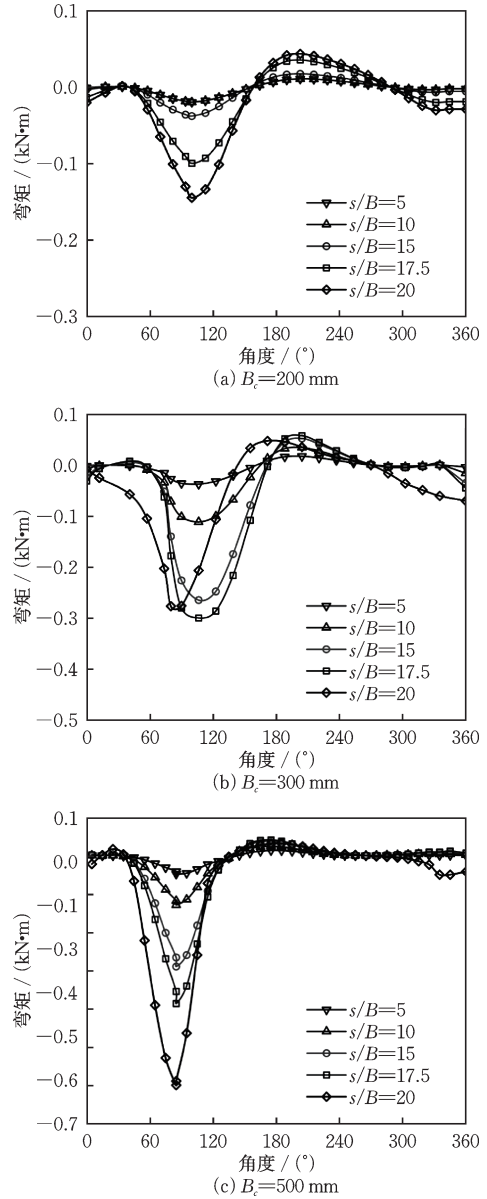


图14 不同管径下管道横截面弯矩分布

Fig.14 Bending moment distribution of pipe cross-sections under different pipe diameters

大,能够同时抵抗较大的正弯矩和负弯矩,不易发生变形,这种特性使得钢质管道无需依赖坡侧土体支撑即可维持弯矩分布均衡,从而有效抑制变形产生。黄铜管的抗拉强度和抗压强度略低于钢管,但仍具有较好的韧性。在受力时,黄铜管道在管顶的负弯矩略高于钢管,但其整体弯矩分布较PVC管仍更为均衡。如图11(b)所示,PVC管呈心形变形,而钢管和铜管整体只发生了轻微的改变。

## 4.2 失效机理

了解边坡的破坏模式,对制定灾害防控对策以

及保障工程安全至关重要。基于物质点法建立数值模型,研究了管-土相互作用对边坡破坏机制的影响。研究表明,管道直径、管道材质、基础位置及基础宽度会显著改变边坡破坏模式演化特征。

由图 15 可知,管径会改变管道周围土体内部的应力分布,从而影响剪切带扩展路径。当管径较大时,剪切带沿管-土界面发展,并受管-土界面影响演变为绕管周扩展;小管径工况下,管道与剪切带间的距离增大,管-土界面的影响范围缩减,剪切带仅向管-土界面产生小幅度的弯曲。此外,管道材质亦显著影响边坡破坏进程,如 PVC 管在低荷载阶段就会产生变形,加速剪切带沿管周薄弱区贯通;高刚度金属管可为土体提供有效支撑,直至土体作用力突破界面摩擦阻力后发生剪切滑移。值得注意的是,由于管-土界面摩擦力小于砂土间的摩擦力,剪切带始终优先沿界面萌生发展。

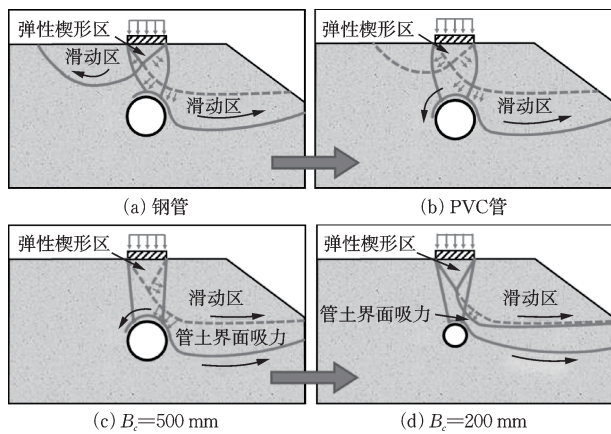


图 15 不同管径和管材条件下埋管边坡的破坏模式  
Fig.15 Failure modes of buried pipe slopes under different pipe diameters and materials

## 5 结 论

(1) 管径、管道材质、基础宽度以及基础位置等因素不仅会影响边坡极限承载力,还会对剪切带扩展路径及管道变形模式产生重要的影响。

(2) 管周土体的运动与管道变形密切相关。由于缺乏坡侧土体的约束,斜坡中管道的变形量比平地工况高约 21%;管周土拱效应显著减小了管道垂直方向的应力。

(3) 管道受力状态是影响边坡破坏模式及管道变形模式的重要因素:管道变形模式由管周弯矩分布控制,管道上方负弯矩增大直接导致管道由椭圆

形变形转变为心形变形;管道材料的强度亦影响着边坡的整体承载能力,埋有 PVC 管的边坡与埋有钢管的边坡相比,极限承载力降低了约 35%。

(4) 管-土界面提供了潜在的失稳路径,加速了滑裂面的发展。导致该现象的原因主要为:一是空心管比相同体积的土体重量小,二是管道表面相对光滑导致管-土界面摩擦力小于砂土内摩擦力,因此剪切带优先从界面处发展。

本研究对管-土相互作用问题进行了简化处理,仅采用了单相单点公式,未考虑孔隙水压力和土体各向异性等因素。在未来,可以引入更先进的算法与本构模型,以实现管-土相互作用更为精确的研究和分析。

## 参考文献:

- [1] 王豪. 珠三角水资源配置工程输水管道钢内衬的腐蚀行为及防护研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2022.  
Wang H. Investigation on corrosion behavior and protection of steel lining for water transmission pipe in Zhujiang delta water resources allocation engineering [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2022. (in Chinese)
- [2] Pierson T C. Soil pipes and slope stability[J]. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 1983, 16(1): 1-11.
- [3] Marshall A M, Klar A, Mair R J. Tunneling beneath buried pipes: View of soil strain and its effect on pipeline behavior [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(12): 1664-1672.
- [4] 张海丰, 周维, 张鹏, 等. 管土相互作用土箱模型实验设计[J]. 地质科技情报, 2016, 35(4): 219-222.  
Zhang H F, Zhou W, Zhang P, et al. Soil cell model experiment design of pipe-soil interaction [J]. Geological Science and Technology Information, 2016, 35(4): 219-222. (in Chinese)
- [5] Bryden P, El Naggar H, Valsangkar A. Soil-structure interaction of very flexible pipes: Centrifuge and numerical investigations [J]. International Journal of Geomechanics, 2015, 15(6): 04014091.
- [6] Qin X G, Ni P P, Du Y J. Buried rigid pipe-soil interaction in dense and medium sand backfills under downward relative movement: 2D finite element analysis [J]. Transportation Geotechnics, 2019, 21: 100286.
- [7] Khan M U A, Shukla S K, Raja M N A. Soil-conduit interaction: An artificial intelligence application for rein-

- forced concrete and corrugated steel conduits [J]. *Neural Computing and Applications*, 2021, 33(21): 14861-14885.
- [8] Khan M U A, Shukla S K. Load-settlement response and bearing capacity of a surface footing located over a conduit buried within a soil slope [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2020, 20(10): 04020173.
- [9] Jung J K, O' Rourke T D, Olson N A. Lateral soil-pipe interaction in dry and partially saturated sand [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2013, 139(12): 2028-2036.
- [10] Chian S C, Tokimatsu K, Madabhushi S P G. Soil liquefaction-induced uplift of underground structures: Physical and numerical modeling [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2014, 140(10): 04014057.
- [11] Chen Y, Zhao W, Han J Y, et al. A CEL study of bearing capacity and failure mechanism of strip footing resting on  $c-\varphi$  soils [J]. *Computers and Geotechnics*, 2019, 111: 126-136.
- [12] Ahmed M R, Tran V D H, Meguid M A. On the role of geogrid reinforcement in reducing earth pressure on buried pipes: Experimental and numerical investigations [J]. *Soils and Foundations*, 2015, 55(3): 588-599.
- [13] Li X Y, Sovilla B, Jiang C, et al. Three-dimensional and real-scale modeling of flow regimes in dense snow avalanches [J]. *Landslides*, 2021, 18(10): 3393-3406.
- [14] Jiang M J, Zhang W C, Wang J F, et al. DEM analyses of an uplift failure mechanism with pipe buried in cemented granular ground [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2015, 15(5): 04014083.
- [15] Roy K, Hawlader B, Kenny S, et al. Finite element modeling of lateral pipeline-soil interactions in dense sand [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2016, 53(3): 490-504.
- [16] Chen X J, Li D Q, Tang X S, et al. A three-dimensional large-deformation random finite-element study of landslide runout considering spatially varying soil [J]. *Landslides*, 2021, 18(9): 3149-3162.
- [17] 李自强, 鲍文倩, 袁昱超, 等. CEL法与ALE法在海底管土作用数值仿真中的应用[J]. *中国海洋大学学报(自然科学版)*, 2023, 53(增1): 57-63.
- Li Z Q, Bao W Q, Yuan Y C, et al. Application of CEL method and ALE method in numerical simulation of submarine pipe-soil interaction [J]. *Periodical of Ocean University of China*, 2023, 53(Sup 1): 57-63.
- [18] Zhang C X, Zhu H H, Zhang W, et al. Modeling uplift failure of pipes buried in sand using material point method [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2022, 119: 104203.
- [19] Fern E J, Soga K. The role of constitutive models in MPM simulations of granular column collapses [J]. *Acta Geotechnica*, 2016, 11(3): 659-678.
- [20] Yerro Colom A. MPM modelling of landslides in brittle and unsaturated soils [D]. Barcelonés: Universitat Politècnica de Catalunya, 2015.
- [21] 蒋先平, 张鹏, 卢艺伟, 等. 物质点强度折减法边坡失稳判据选择方法[J]. *地质科技通报*, 2022, 41(2): 113-122.
- Jiang X P, Zhang P, Lu Y W, et al. Slope failure criterion for the strength reduction material point method [J]. *Bulletin of Geological Science and Technology*, 2022, 41(2): 113-122. (in Chinese)
- [22] Zhu H H, Xie T C, Zhang W, et al. Numerical simulations of a strip footing on the soil slope with a buried pipe using the material point method [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2023, 23(11): 04023190.
- [23] 张春新, 朱鸿鹄, 周谷宇, 等. 落球检测技术的三维物质点法模拟研究[J]. *防灾减灾工程学报*, 2021, 41(2): 311-320.
- Zhang C X, Zhu H H, Zhou G Y, et al. Simulation of falling ball test using three-dimensional material point method [J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2021, 41(2): 311-320. (in Chinese)
- [24] Bardenhagen S G, Guilkey J E, Roessig K M, et al. An improved contact algorithm for the material point method and application to stress propagation in granular material [J]. *Computer Modeling in Engineering and Sciences*, 2001, 2(4): 509.
- [25] Zhang C X, Zhu H H, Li H J. Modeling pipe-soil interaction under vertical downward relative offset using B-spline material point method [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2023, 15(6): 1520-1534.
- [26] Sulsky D, Zhou S J, Schreyer H L. Application of a particle-in-cell method to solid mechanics [J]. *Computer Physics Communications*, 1995, 87(1/2): 236-252.
- [27] Zhang X, Chen Z, Liu Y. *The Material Point Method: A Continuum-Based Particle Method for Extreme Loading Cases*[M]. Tokyo: Academic Press is an imprint of Elsevier, 2017.
- [28] Troncone A, Pugliese L, Conte E. Analysis of an excavation-induced landslide in stiff clay using the material point method [J]. *Engineering Geology*, 2022, 296: 106479.

- [29] Xiao S G, Chen T J, Guo W D. Bearing capacity of rigid strip footings near soil slopes [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Engineering and Computational Mechanics, 2020, 173(4): 173-187.
- [30] El-Emam M, El Berizi Y, Mabrouk A B, et al. Bearing capacity of strip footing on top of slope: Numerical parametric study [J]. Ain Shams Engineering Journal, 2023, 14(11): 102522.
- [31] Du W, Nie R S, Qi Y L, et al. Investigation on the static performance of geogrid reinforced aeolian sand railway embankment: Field test and discrete element simulation [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2024, 52(4): 736-752.
- [32] 喻文昭, 朱鸿鹄, 王德洋, 等. 荷载作用下砂土边坡-管道相互作用试验研究[J]. 岩土力学, 2024, 45(5): 1309-1320.  
Yu W Z, Zhu H H, Wang D Y, et al. Experimental study of sandy slope-pipe interaction under loading [J]. Rock and Soil Mechanics, 2024, 45(5): 1309-1320. (in Chinese)
- [33] Shiau J S, Merifield R S, Lyamin A V, et al. Undrained stability of footings on slopes [J]. International Journal of Geomechanics, 2011, 11(5): 381-390.
- [34] Wu G Q, Zhao H, Zhao M H, et al. Undrained seismic bearing capacity of strip footings lying on two-layered slopes [J]. Computers and Geotechnics, 2020, 122: 103539.
- [35] Conte E, Pugliese L, Troncone A. Post-failure analysis of the Maierato landslide using the material point method [J]. Engineering Geology, 2020, 277: 105788.
- [36] Chaloulos Y K, Bouckovalas G D, Zervos S D, et al. Lateral soil-pipeline interaction in sand backfill: Effect of trench dimensions [J]. Computers and Geotechnics, 2015, 69: 442-451.
- [37] 张建华. 管道摩擦系数经验公式的分析[J]. 石油工程设计, 2003, 20(2): 28-30, 4.  
Zhang J H. Analysis of friction factor's empirical formula [J]. Petrochemical Design, 2003, 20(2): 28-30, 4. (in Chinese)
- [38] Xie T C, Zhu H H, Tan D Y, et al. Modeling pipe-soil interaction under surface loading using material point method [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2024, 147: 105709.
- [39] 张春新, 朱鸿鹄, 李豪杰, 等. 支护压力控制下隧道周围砂土变形破坏物质点法模拟[J]. 浙江大学学报(工学版), 2021, 55(7): 1317-1326.  
Zhang C X, Zhu H H, Li H J, et al. Material point method simulations of sand deformation and failure around tunnel controlled by support pressure [J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2021, 55(7): 1317-1326. (in Chinese)
- [40] Xie T C, Zhu H H, Zhang C X, et al. Modeling pipe-soil interaction under lateral movement using material point method [J]. Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice, 2024, 15: 04023058.
- [41] Zhang C C, Zhu H H, et al. Feasibility study of anchored fiber-optic strain-sensing arrays for monitoring soil deformation beneath model foundation [J]. Geotechnical Testing Journal, 2019, 42(4): 966-984.
- [42] Cerato A B, Lutenecker A J. Scale effects of shallow foundation bearing capacity on granular material [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(10): 1192-1202.
- [43] Khan M U A, Shukla S K, Paraskeva T S. Stress distribution around the conduit buried within a soil slope-An experimental investigation [J]. Transportation Geotechnics, 2022, 32: 100687.
- [44] Yoshimi Y, Kishida T. A ring torsion apparatus for evaluating friction between soil and metal surfaces [J]. Geotechnical Testing Journal, 1981, 4(4): 145-152.
- [45] Machelski C, Michalski J B, Janusz L. Deformation factors of buried corrugated structures [J]. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, 2009, 2116(1): 70-75.
- [46] Mohamad H, Soga K, Bennett P J, et al. Monitoring twin tunnel interaction using distributed optical fiber strain measurements [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(8): 957-967.
- [47] Khan M U A, Shukla S K. Numerical investigation of the structural response of a conduit buried within a soil slope [J]. Transportation Geotechnics, 2021, 30: 100614.

(本文编辑:张艺)