DOI:10.11918/202601063

浅埋管道流砂渗漏诱发路面塌陷的物质点法模拟

龙子平,徐 明

(清华大学 土木工程系,北京 100084)

摘 要:地下结构渗漏引发的水土流失是路面塌陷事故的重要诱因,而传统数值方法模拟工程尺度流砂侵蚀这类大变形问题存在局限。为此,本文引入物质点法(MPM),采用单点两相体耦合算法,首先与两个模型试验结果进行了对比验证,进而构建了工程尺度浅埋管道流砂渗漏模型,系统分析了几何参数(开口宽度、开口角度、管道埋深)、土体参数(内摩擦角、黏聚力)及水力条件(地下水位深度)对渗漏演化的作用规律。结果表明:土体扰动区呈三阶段演化特征,包括快速扩展阶段、准静止阶段和稳定增长阶段,塑性剪切带呈"月牙形"向上延伸并贯通地表,形成典型的漏斗状沉降槽;管道开口增宽、位置侧移及埋深增大,均会加剧土体流失与地表沉降;土体强度参数可有效阻滞渗漏,其中内摩擦角增大能收窄沉降槽,黏聚力存在临界阈值,超阈值后可触发土拱效应使流砂自稳停滞;高地下水位会降低土体有效应力、增强渗流拖曳力,进而加速水土流失并拓宽沉降影响范围。

关键词:路面塌陷;浅埋管道;流砂渗漏;物质点法;扰动区

中图分类号:TU990.3 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)08-0088-11

Material point method simulation of pavement collapse induced by quick sand leakage in shallow-buried pipelines

Long Ziping, Xu Ming

(Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Soil and water loss induced by subsurface structure leakage is an important trigger for pavement collapse accidents, while traditional numerical methods have limitations in simulating large-deformation problems such as engineering-scale quick sand erosion. Therefore, this paper introduced the material point method and adopted a single-point two-phase coupling algorithm. Firstly, this paper verified the method through comparison with two model test results and then established an engineering-scale quick sand leakage model in shallow-buried pipelines to systematically analyze the influence laws of geometric parameters (opening width, opening angle, and pipeline's burial depth), soil parameters (internal friction angle and cohesion), and hydraulic conditions (groundwater table depth) on leakage evolution. The results indicate that the soil disturbed zone presents three-stage evolution characteristics, including a rapid expansion stage, a quasi-stationary stage, and a stable growth stage; the plastic shear band extends upward in a "crescent shape" and penetrates the surface, forming a typical funnel-shaped settlement trough; the widening of the pipeline opening, the lateral shift of position, and the increase in burial depth all exacerbate soil loss and surface settlement; soil strength parameters can effectively retard leakage, among which the increase of internal friction angle can narrow the settlement trough, and cohesion has a critical threshold, beyond which the soil arching effect can be triggered to enable the quick sand to self-stabilize and stagnate; a high groundwater table reduces soil's effective stress and enhances seepage drag force, thereby accelerating soil and water loss and broadening the settlement influence scope.

Keywords: pavement collapse; shallow-buried pipeline; quick sand leakage; material point method; disturbed zone

近年来,城市地区路面塌陷事故频发,此类事故具有突发性强、演化迅速且不可预测的特征,给人民生命财产安全带来巨大隐患。路面塌陷的诱发因素众多,其中地下管线破损引起的渗漏是最主要因素之一[1-2]:土在水力与重力共同作用下经结构物裂隙流失,导致地表塌陷,进而诱发路面板下脱空与

收稿日期:2026-01-15;**录用日期**:2026-02-09;**网络首发日期**:2026-03-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20260317.1617.006
基金项目:国家重点研发计划(2024YFB2605600);国家自然科学基金(42577179)
作者简介:龙子平(2001—),男,硕士研究生;徐 明(1974—),男,副教授,博士生导师
通信作者:徐 明,mingxu@mails.tsinghua.edu.cn

板断裂。因此,深入探究地下结构渗漏引发的水土流失演化机理,对道路塌陷灾害的防治具有重要意义。

对此,国内外学者已通过室内试验与数值模拟开展了相应研究。在室内试验方面,郑刚等[3]研究了水土流失边界与地表沉降的关联;Zhang 等[4]揭示了渗漏侵蚀过程中土拱效应的周期性演化规律;Tang 等[5]利用 PIV 探明了颗粒尺寸及开口特征对水土流失速率的影响;Sato 等[6]则发现地下空洞倾向于沿最短路径向地表发展。然而,上述均为室内小比例缩尺试验,不能真实反映工程尺度上的流砂侵蚀动态响应,亦缺乏对不同外部条件和参数的综合性分析。在数值模拟方面,王越林等[7]采用 Fluent – PFC 耦合方法模拟了上海路面塌陷事故;吴丽丽等[8]提出了一种联合数值分析方法来探究因管线渗漏造成道路塌陷灾害的演化过程;Long 等[9]利用 FDM – DEM 耦合算法分析了隧道渗漏的应力拱机制;Bosch 等[10]基于有限元法(FEM)模拟了涌砂导致的土体体积收缩现象。然而,有限元法采用拉格朗日描述,在模拟大变形问题时易造成网格畸变。离散元法直接模拟颗粒间的接触作用,计算成本高,难以模拟工程尺度问题。相比之下,物质点法(MPM)是一种混合的欧拉 – 拉格朗日方法,背景网格在每个时间步后重置,有效避免了网格畸变,在边坡失稳、基坑坍塌等岩土大变形领域展现出独特优势。因此本文引入物质点法,展开对工程尺度下流砂侵蚀大变形问题的研究。

部分学者已尝试将 MPM 应用于地下渗漏问题,如 Xie 等[11]及 Zheng 等[12]分别模拟了均质及复合地层(黏土与砂土)中的隧道涌水过程。然而,既有研究多聚焦于深埋隧道,针对城市浅埋管道的专题研究相对匮乏。与深埋隧道不同,浅埋管道由于覆跨比小、上覆土层薄,其渗漏诱发的塑性剪切带极易贯通地表,这种由局部渗漏诱发、并在短时间内导致路面板脱空直至形成塌陷坑的破坏模式,对地表基础设施的威胁更为直接且剧烈,对其全过程演化及主要因素的影响还不清楚。

鉴于此,本文采用 Anura3D 物质点法软件[13],首先复现了 Shi 等[14]的水下砂柱滑坡试验与 Zheng 等[15]的室内渗漏试验,验证了单点两相体耦合算法在模拟饱和土体大变形问题的准确性以及流砂渗漏具体问题上的适用性。在此基础上,构建工程尺度的饱和细砂地层管道渗漏模型,系统分析几何参数、土体参数及水力条件的影响,阐明土体扰动区与地表位移的发展规律。

1　物质点法

1.1　物质点法计算流程

物质点法(MPM)是一种基于拉格朗日 – 欧拉双重描述的混合算法[16],其核心思想在于实现材料物理信息与空间计算网格的解耦。在 MPM 框架下,连续体被离散为一系列携带材料物理属性(如质量、速度、应力及历史变量)的拉格朗日质点,以此精确追踪材料的变形历史与移动边界。同时,背景网格作为欧拉计算框架求解动量方程,并在每一计算步结束后进行重置,从而彻底消除了传统有限元法中的网格畸变问题,确保模拟的数值稳定性。

图 1 为 MPM 计算流程示意图,包括以下 4 步:(a)质点到网格:将质点携带的信息通过形函数映射到网格节点上;(b)网格求解:在节点上求解动量方程,获得新的节点速度和加速度;(c)网格到质点:将节点计算出的加速度、速度等信息再通过形函数插值到质点上;(d)更新与重置:根据插值结果更新质点的位置、速度与内部状态,并将背景网格重置。

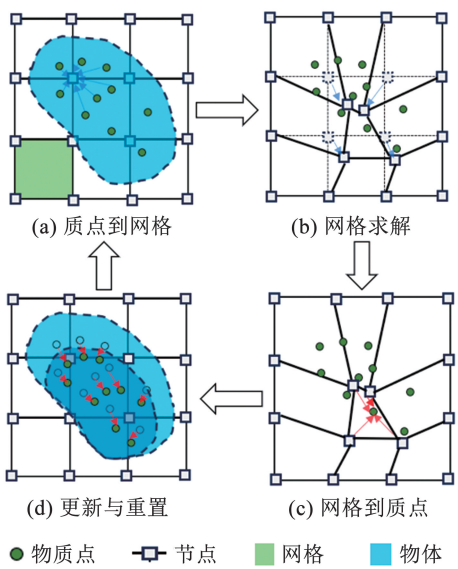


图 1　物质点法计算流程示意

Fig. 1　Schematic diagram of calculation process of material point method

1.2　饱和条件下的单点两相体耦合算法

本文采用 Jassim 等[17]提出的单点两相体(single-point two-phase)耦合算法。该算法以土相与水相速度为基本未知量,利用单组物质点对饱和土体进行离散,物质点运动由固相位移场控制。控制方程体系基于混合体与水相的动量平衡构建,其中混合体动量平衡方程为

$$(1-n)\rho_s \dot{v}_s + n\rho_w \dot{v}_w = \nabla\boldsymbol{\sigma} + \rho_m g \qquad (1)$$

式中：n 为孔隙率，ρ_s 和 ρ_w 分别为土颗粒和水的密度，ρ_m 为混合体密度，v_s 和 v_w 分别为土相和水相速度，$\boldsymbol{\sigma}$为土体总应力张量，g 为重力加速度。

对于水相，其动量平衡方程可以表述为

$$\rho_w \dot{v}_w = \nabla p_w - f_d + \rho_w g \tag{2}$$

式中 p_w 为孔隙水压力，f_d 为水相对土相的拖曳力，其遵循达西定律：

$$f_d = \frac{n\gamma_w}{k_w}(v_w - v_s) \tag{3}$$

式中 k_w 为渗透系数，γ_w 为水的重度。

为使方程组闭合，上述方程组中的总应力 σ 与孔隙水压力 p_w 需通过各自的本构模型进行更新。土骨架采用 Mohr-Coulomb 模型，并假定水为弱可压缩流体。结合混合体质量守恒方程，水相本构为

$$\dot{p}_w = \frac{K_w}{n}[(1-n)\nabla v_s + n\nabla v_w] \tag{4}$$

式中 K_w 为水的体积压缩模量。

在数值实现方面，采用 Galerkin 法对控制方程进行空间离散，并基于显式积分方案求解。单步计算流程：1）基于水相动量平衡方程求解水相加速度；2）将其代入混合体动量平衡方程求解固相加速度；3）利用节点加速度更新物质点的速度与动量；4）由节点动量重构节点速度场，进而计算物质点应变率；5）基于质量守恒方程与土体本构模型分别更新孔隙水压力与有效应力，并依据固相速度更新物质点位置。

2 计算方法验证

2.1 验证算例一：水下砂柱滑坡试验

Shi 等[14]开展了图 2 所示的室内水下砂柱滑坡试验。试验过程中，水箱水位维持在 20 cm 以确保砂柱处于饱和状态，右侧挡板维持砂柱初始稳定。试验开始时，快速抽离挡板诱发砂柱失稳坍塌，待滑坡稳定，测量砂柱的滑动距离并观察滑坡的形态。

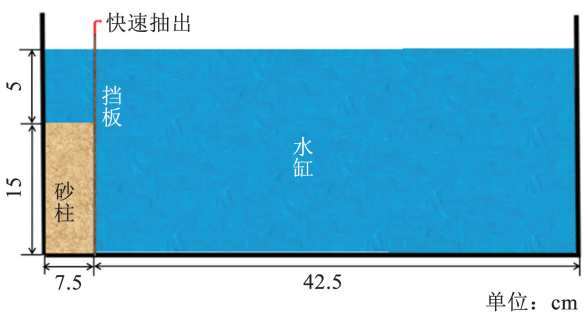


图 2 室内水下砂柱滑坡试验示意

Fig. 2 Schematic diagram of laboratory underwater sand column collapse experiment

基于 Anura3D 构建了该试验的二维物质点法数值模型，模型尺寸、边界条件与参数取值与室内试验一致，材料参数见表 1。应用单点两相体耦合算法模拟饱和砂土，砂土采用 Mohr-coulomb 本构模型，底板为线弹性模型，土与底板的摩擦系数取0.2。计算流程分为两个阶段：第一阶段，对砂柱施加侧向位移约束并加载重力，完成应力初始化；第二阶段，解除侧向约束，进行动态计算。

表 1 算例一的材料参数

Tab. 1 Material parameters of Case 1

参数	取值
初始孔隙率	0.4
浮密度/(kg·m^{-3})	1 368
内摩擦角/(°)	33
杨氏模量/kPa	2 000
泊松比	0.3

图 3 展示了不同时间步下的砂柱位移场演化云图。模拟结果清晰地捕捉到了滑坡的破坏模式：砂柱右上部在重力作用下发生失稳滑移，而左下部土体维持稳定，这两个区域之间形成了一个剪切带，其上方的砂粒沿着剪切带继续向右下方滑移，直到第 30 步达到稳定状态。

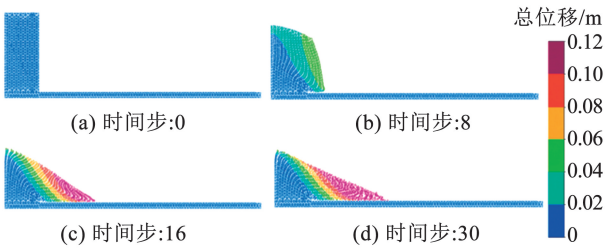


图 3 不同时间步下的总位移云图

Fig. 3 Total displacement contours at different time steps

图 4 进一步对比了试验实测与数值模拟的最终堆积形态。定量分析表明，模拟所得的滑坡最终滑移距离 19.6 cm 与高度 8.5 cm 均与试验实测数据（分别为 19.2 cm 与 8.2 cm）接近。上述结果证实，本文采用的单点两相体耦合物质点法能够合理模拟饱和砂土的流固耦合效应及大变形力学响应。

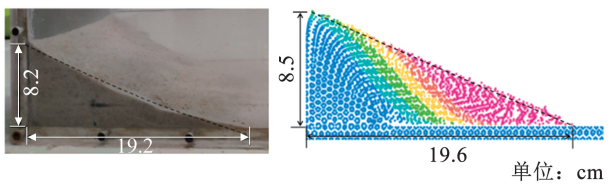
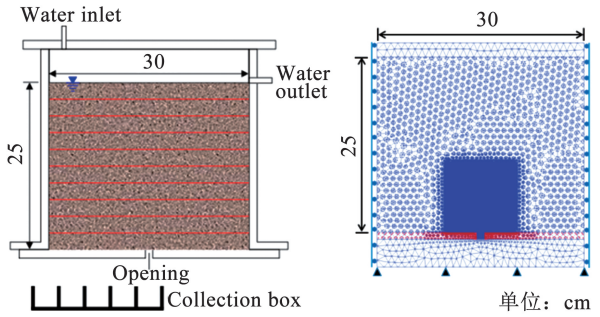


图 4 试验与模拟的滑坡形态对比

Fig. 4 Comparison of collapse morphology between experiment and simulation

2.2　验证算例二:渗漏模型试验

为进一步验证两相物质点法在流砂渗漏问题中的适用性,选取 Zheng 等[15]开展的小尺寸室内渗漏试验进行模拟验证。试验装置如图 5 所示,模型顶部设有入/出水口以维持恒定水头,底部设有开口允许饱和土体流入收集箱,通过收集箱记录流失水土质量,并利用数码相机实时监测土体位移。



(a) 试验装置　　(b) 物质点模型

图 5　试验装置与物质点模型

Fig. 5　Experimental apparatus and material point model

基于 Anura3D 建立与室内试验几何尺寸一致的数值模型,应用单点两相体耦合算法模拟饱和砂土,砂土本构为 Mohr-coulomb 模型。在板下方的空白区域设置了开挖程序:在每一个时间步前,检测并删除该区域网格中的物质点,用以模拟真实试验中土体沿着开口流入收集箱的过程。模型材料参数与真实试验相同,见表 2。

表 2　算例二的材料参数

Tab. 2　Material parameters of Case 2

参数	取值
初始孔隙率	0.42
土颗粒密度/(kg·m^{-3})	2 650
内摩擦角/(°)	43.8
黏聚力/kPa	0
杨氏模量/kPa	10 000
泊松比	0.3
渗透系数/(cm·s^{-1})	0.42
水体积模量/kPa	30 000

注:水的体积模量取值远小于真实值

图 6 对比了室内试验[15](左)与数值模拟(右)的速度云图。二者在宏观速度场分布形态上展现出较好的一致性,均呈现出典型的“上部弥散、下部汇聚”的演化特征,且底部高速集中区的几何形态与空间范围吻合良好。模拟结果呈现清晰的椭圆状速度轮廓,与试验云图中高速扰动区的天然边界契合,这表明所建立的数值模型能够准确复现试验中土体的速度传递与演化机制。

图 7 对比了不同质量流失率 r_{ML}(mass loss ratio)下,室内试验与数值模拟的地表沉降曲线,质量流失率 r_{ML} 的定义为

$$r_{ML}=\frac{\Delta m}{m} \tag{5}$$

式中:Δm 为饱和土体的流失质量,m 为土体总质量。

引入均方根误差 E_{RMS}(root mean square error)量化模拟结果与试验结果的偏差大小。E_{RMS} 的计算公式为

$$E_{RMS}=\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N}(\bar{y}_i-y_i)^2}{N}} \tag{6}$$

式中:$\bar{y}_i$ 为数值模拟结果,y_i 为室内试验结果,N 为数据点的个数。

对比结果表明:随着质量流失率 r_{ML} 增加,地表沉降槽的深度显著增加。在 3 个不同的 r_{ML} 下,MPM 的模拟结果与试验数据总体吻合良好,3 条曲线的 E_{RMS} 均小于 0.3 cm,验证了数值模型的准确性。

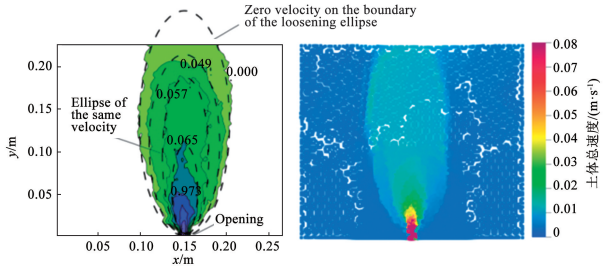


图 6　试验与模拟的速度云图对比

Fig. 6　Comparison of velocity contours between experiment and simulation

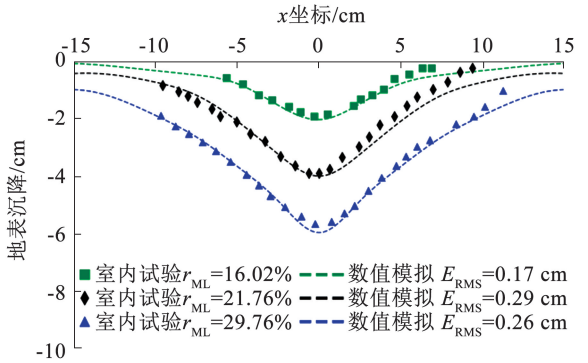


图 7　试验与模拟在不同 r_{ML} 下的地表沉降曲线对比

Fig. 7　Comparison of surface settlement curves between experiment and simulation under different r_{ML} conditions

此外,图 8 进一步对比了 t = 6.5 s 时不同深度处土层位移的模拟值与试验值。结果显示,两者具有良好的一致性,数值模型能够较好捕捉不同深度处的位移特征,4 条曲线的 E_{RMS} 均小于 0.5 cm。上述结果验证了单点两相体物质点法在模拟流砂渗漏大变形问题上的适用性。

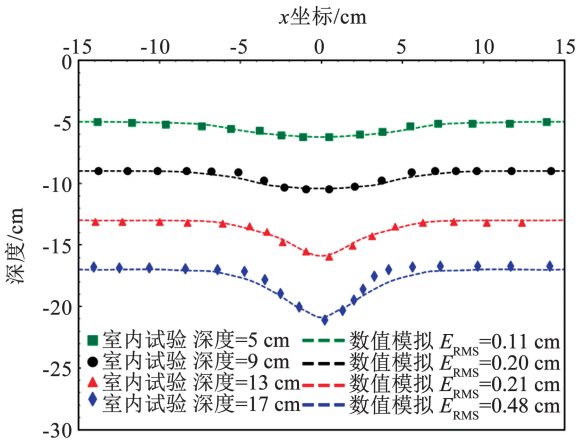


图 8　试验与模拟在 t = 6.5 s 时不同深度土层位移结果对比

Fig. 8　Comparison of soil displacement results between experiment and simulation at different depths at t = 6.5 s

MPM 的连续介质力学框架能够准确表征土体在不同应力水平下的力学响应,且土体演化模式在跨尺度变换中具有自相似性与物理一致性。据此,小尺寸试验的验证可推至工程尺度的流砂渗漏模拟研究中。

3　管道流砂渗漏 MPM 基准模型

如图 9 所示,基于 Anura3D 建立了浅埋管道流砂渗漏二维基准模型。模型长 11 m,高 4.5 m,管道直径 D = 1.2 m,埋深 C = 1.5 D。模型底部及侧边界均为不透水边界,两侧施加滚轮边界限制水平位移,底部则采用固定铰链边界限制水平与竖直位移。管道采用线弹性模型,利用单点两相体耦合算法模拟水位线以下的饱和细砂,水位线以上的干砂则采用单相体算法,二者的本构模型均为 Mohr-Coulomb 模型。在管壁中预设一个开口,开口宽度为 0.3 m,开口位置可以用与竖直方向的夹角 θ 来表示。

考虑到结构物与土体的相互作用,管道与土体之间的摩擦系数设为 0.2[18],模型网格为规则的三角形单元。与有限元法类似,低阶单元在模拟近不可压缩材料时会出现体积自锁,本文采用 Kafaji[19] 提出的体积应变平滑化算法,该算法通过节点和单元层面的空间平均来平滑物质点的体积应变,增加单元自由度以缓解材料的体积锁定。

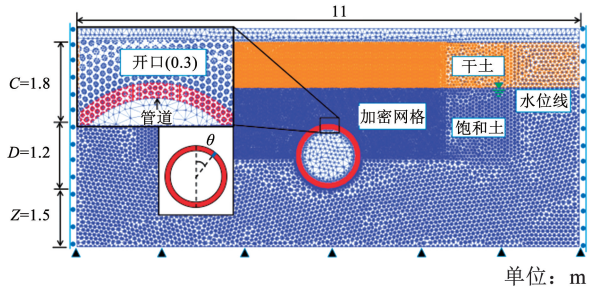


图 9　管道流砂渗漏标准模型示意

Fig. 9　Schematic diagram of standard model for quick sand leakage in pipeline

此外,物质点法在处理材料边界时存在固有的计算误差。如图 10 所示,由于管道的刚度远大于土体,模拟过程中管道物质点的位移近似为零。由于物质点与网格节点之间存在信息交互机制,这种运动约束不仅锁定了管内节点,还抑制了交界面处的节点变形。如果开口处的网格过疏,该边界效应将进一步向开口内部传递,致使饱和土物质点产生非物理的位移“冻结”现象。

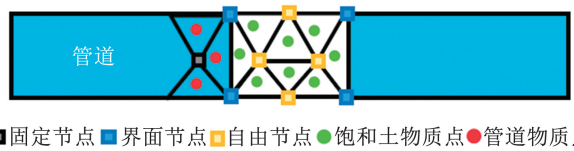


图 10　管道开口处的网格节点状态

Fig. 10　Grid node status at pipeline opening

对此,本文通过增加开口处的网格密度(即增加自由节点数量)来有效缓解约束,恢复物质点的真实位移。综合考量计算效率、精度与数值稳定性,经试算,加密区网格尺寸设为 5 cm,沿开口宽度方向离散为 6 个单元,背景区域网格尺寸为 10 cm,初始状态下每个单元包含 3 个物质点。

在基准模型基础上开展了基准工况的模拟计算,开口位于管道正上方,地下水位与地表齐平,所有土层均为饱和细砂。细砂的黏聚力为零,内摩擦角为 30°,弹性模量为 20 MPa,其力学参数反映了细砂典型的中密状态,这在浅埋地下管线周边的回填土中具有代表性。基准工况的材料参数见表 3,其中水的体积模量取值远小于真实值但大于砂土的杨氏模量,这能显著缩短两相体算法的临界计算步长,提高模型计算效率,同时对计算结果没有显著影响[20-21]。

表 3　基准工况的材料参数

Tab. 3　Material parameters of baseline working condition

材料	密度/(kg·m^{-3})	孔隙率	水体积模量/kPa	内摩擦角/(°)	黏聚力/kPa	杨氏模量/kPa	泊松比	固有渗透性/m^2	水运动黏度/(kPa·s)
饱和细砂	1 907	0.45	80 000	30	0	20 000	0.3	10^{-10}	1.002×10^{-6}
干砂	1 457	0.45		30	0	20 000	0.3		
管道	3 000	0				24 000 000	0.2		

为进一步量化水体积模量 K_w 对计算结果的影响,图 11 对比了 K_w 分别为 20 000 kPa、80 000 kPa(基准值)及 200 000 kPa 的 3 个工况在第 20 个时间步的地表沉降曲线。结果表明,当 K_w 从 20 000 kPa 提升至 80 000 kPa 时,地表最大沉降量略有减小;而当 K_w 进一步提升至 200 000 kPa 时,沉降曲线几乎与基准曲线重合,这说明当 K_w 达到 80 000 kPa 后,地表位移计算结果表现出良好的收敛性。此时 K_w 已达到土体杨氏模量的 4 倍,能够有效保证水相的近不可压缩性,维持计算精度的同时显著提升了模拟效率[17]。

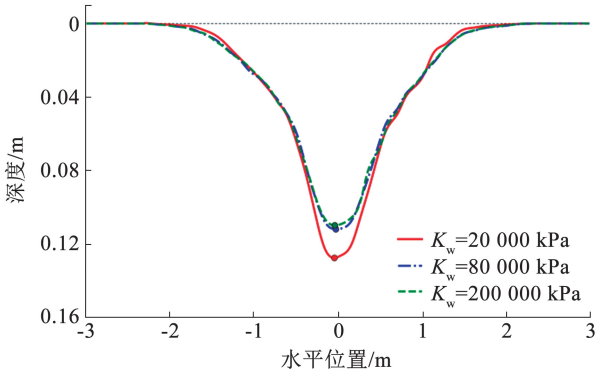


图 11　不同 K_w 下的地表沉降曲线(Step 20)

Fig. 11　Surface settlement curves under different K_w conditions (Step 20)

管道流砂渗漏模拟计算过程可分为两个阶段:第一阶段为静态计算:通过施加重力初始化土层与管道的应力场。第二阶段为动态计算:设置开挖程序,在重力加载后下一个时间步前删除管道开口内代表管道的物质点,用以模拟管壁的脆性破裂。随后开口附近的饱和细砂不断涌入管道内部,对于涌入管道内的物质点,将在之后每个时间步开始时被检索并删除,用于表征流入砂土被排水管道中水流冲走。第二阶段动态计算的一个时间步对应 0.2 s。

图 12 为静态计算后的地应力平衡云图。结果显示,土层总应力随深度线性增长,与理论自重应力分布规律相符。管壁内部呈现明显的应力重分布:管顶与管底受竖向荷载挤压弯曲,表现为内侧受拉、外侧受压。管身两侧承担了主要上覆荷载,其竖向总应力为负值。该应力场分布符合经典埋地圆环受力模式,验证了模型初始应力分布的可靠性。

图 13 展示了基准工况下,随砂水流失量 Δm 增加,土体总位移与塑性剪应变的计算结果。由于本文建立的是二维平面应变模型,Δm 代表的是单位长度管段的累积土体流失质量。文中以 2 cm 位移等值线作为土层扰动区与静止区的分界线[7],用以量化受流砂渗漏过程影响的土体范围。结果表明:随着流失质量增大,地表沉降显著加剧,呈现出关于隧道中轴对称的沉降槽特征;塑性区则由管道破损口向地表扩展,最终形成贯通地表的“月牙形”剪切破坏带,高剪应变主要集中在两侧的狭长带状区域内,清晰地勾勒出了土体的潜在滑移面。

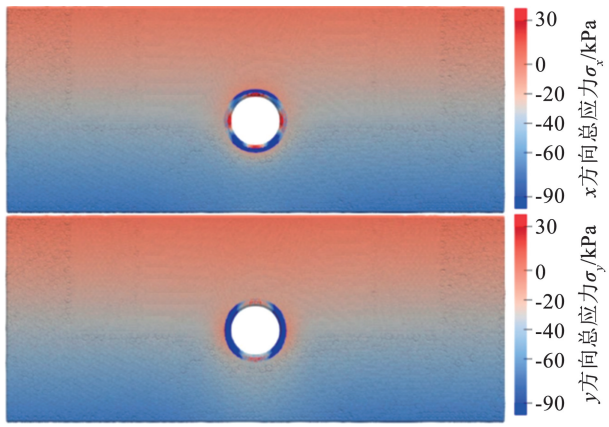


图 12　初始地应力平衡云图

Fig. 12　Contours of initial geostress balance

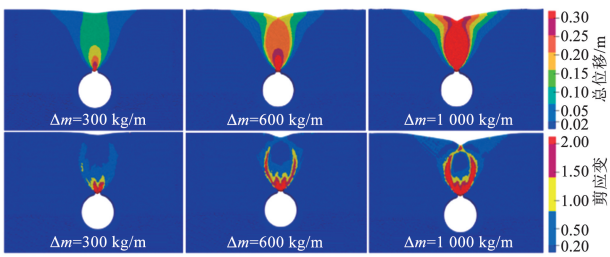


图 13　不同流失质量下的土体总位移(上)与剪应变(下)

Fig. 13　Total soil displacement (top) and shear strain (bottom) under different loss masses

图 14 揭示了土层扰动区的时变演化规律,该过程呈现显著的 3 阶段特征:1) 快速扩展阶段(Step 1—16):管道破损瞬间,开口处局部水力梯度 i 迅速增至 12.5,扰动区由管道破损口迅速向上发育,水平跨度急剧扩张直至其包络线贯通地表;2) 准静止阶段(Step 16—30):随着局部水压力释放,水力梯度回落并稳定在 4.2 左右。受扰动区中心核部土体的支撑作用,边界外侧土体的侧向内移受限,致使侧向边界处于动态平衡,扰动区宽度基本不变;3) 稳定增长阶段(Step 30—100):伴随扰动区中心土体的持续流失,地表沉降槽的形成缩短了渗流路径,导致局部水力梯度回升并维持在 4.8 附近。两侧土体因失去中心土体支撑而向开口侧移,原有平衡被打破,扰动区宽度缓慢持续增长。

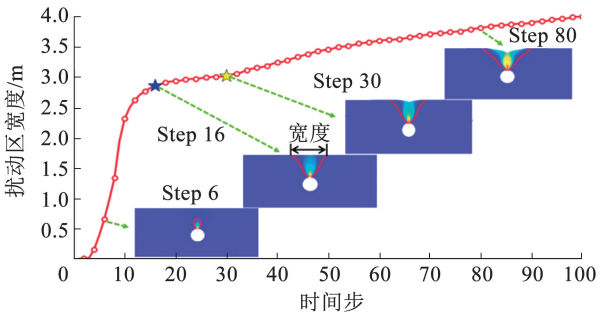


图 14 扰动区宽度随时间步变化

Fig. 14 Variation of disturbed zone width with time steps

4 参数分析

浅埋管道流砂渗漏过程受到多种因素的影响，包括模型的几何参数(开口宽度、开口角度、管道埋深)、土体的材料参数(黏聚力、内摩擦角)以及水力条件(地下水位深度)。本文针对上述参数设计了相应的工况，旨在对不同条件下砂土流失速度、地表沉降曲线、塑性区发展模式等行为变化进行对比分析。工况的具体设计见表 4。

表 4 工况设计

Tab. 4 Working condition design

工况	开口宽度/m	开口角度/(°)	埋深/(C/D)	黏聚力/kPa	内摩擦角/(°)	地下水深度/m
基准	0.3	0	1.5	0	30	0
1	0.2	0	1.5	0	30	0
2	0.4	0	1.5	0	30	0
3	0.3	45	1.5	0	30	0
4	0.3	90	1.5	0	30	0
5	0.3	0	2.0	0	30	0
6	0.3	0	2.5	0	30	0
7	0.3	0	1.5	3	30	0
8	0.3	0	1.5	10	30	0
9	0.3	0	1.5	0	20	0
10	0.3	0	1.5	0	40	0
11	0.3	0	1.5	0	30	0.5
12	0.3	0	1.5	0	30	1.0

4.1 开口宽度的影响

图 15 给出了不同开口宽度下累积土体流失量与沉降槽面积的时变曲线。结果表明，两者均随时间步呈显著的线性增长趋势，即在模拟时段内，土体流失速率保持相对恒定。横向对比来看，开口宽度的增加显著加剧了土体流失，并且开口宽度增加到 0.4 m 时，土体流失速率及沉降槽面积增长速率较开口宽度为 0.3 m 时有大幅提升。

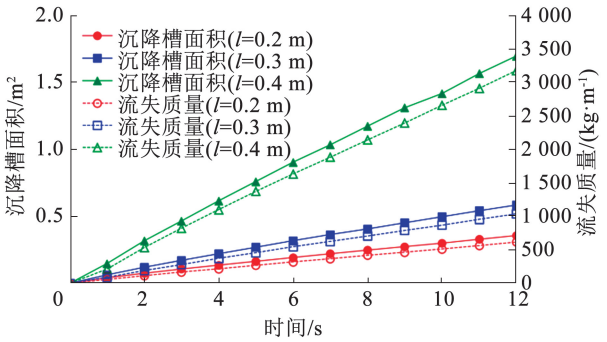


图 15 开口宽度对流失质量与沉降槽面积的影响

Fig. 15 Influence of opening width on loss mass and settlement trough area

结合图 16 的地表沉降曲线分析，各工况下地表变形均呈现出典型的漏斗状沉降槽特征。随着时间推移，沉降槽中心的最大沉降量持续增大，而其沉降影响范围(槽宽)在初期扩展后维持相对稳定。横向对比显示，在同一时刻，开口宽度的增加加剧了管道破损处的土体侵入程度，进而导致地表沉降槽的深度与宽度均显著增加。

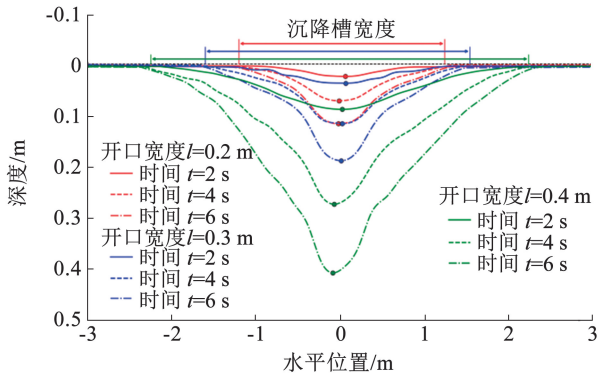


图 16 开口宽度对地表沉降曲线的影响

Fig. 16 Influence of opening width on surface settlement curves

4.2 开口角度的影响

图 17 展示了当单位长度累积土体流失量达到 600 kg/m 时，管壁不同开口角度下的地层总位移场与塑性剪切应变场云图。模拟结果显示，随着开口位置由管道顶部($\theta = 0°$)向侧部($\theta = 90°$)转移，土体扰动区的包络范围显著扩张，且深层土体的受扰动程度加剧。

在破坏模式上，$\theta = 0°$与$\theta = 45°$工况下的塑性区已从管壁开口处向上完全贯通至地表，形成了连续的剪切破坏通道。而 $\theta = 90°$工况下，其主塑性区尚未完全贯通地表，但在两条主剪切带外侧，诱发出了第三条延伸至地表的次生剪切带，表明破坏机制发生了由单一贯通向多带扩展的转变。

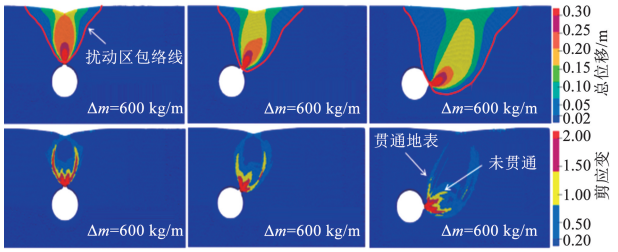


图 17　开口角度对总位移(上)与剪应变(下)的影响

Fig. 17　Influence of opening angle on total displacement (top) and shear strain (bottom)

图 18 给出了不同开口角度下地表沉降曲线的演化过程。分析表明,对于特定开口角度,随着土体流失量的增加,沉降槽的宽度维持相对稳定,而最大地表沉降显著增大。横向对比显示,在等量流失质量条件下,随着开口角度的增大(开口位置下移),沉降槽的宽度显著增大,这与受扰动的土层范围拓宽有关。由于剪胀角为 0,相同质量的砂土在扰动后体积是一样的,地表最大沉降值相应减小。

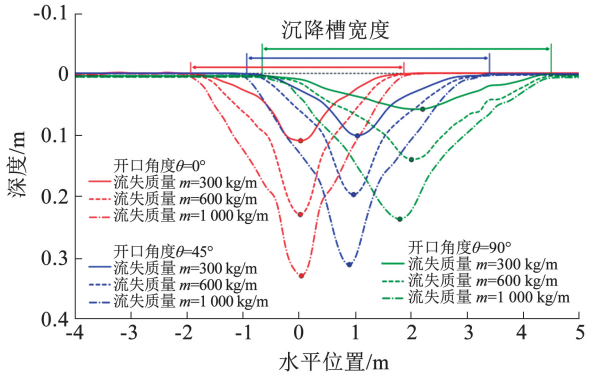


图 18　开口角度对地表沉降曲线的影响

Fig. 18　Influence of opening angle on surface settlement curves

此外,受开口位置单边性的影响,地表沉降槽呈现出显著的非对称分布特征,靠近管道开口一侧的沉降曲线梯度更大。为定量表征上述规律,引入最大沉降偏移值 Δl(地表最大沉降点与管道中心线的水平距离)。模拟结果显示,Δl 随开口位置侧移显著增加:在 $\Delta m = 1\ 000$ kg/m 时,$\theta = 45°$ 和 90° 工况的 Δl 分别为 0.9 m 和 1.8 m。最大沉降点轨迹线的演化进一步表明,随着流砂过程的持续,地表沉降中心呈现出逐渐向管道开口方向迁移的趋势,即 Δl 随 Δm 的增加而减小。以 $\theta = 90°$ 工况为例,当 Δm 从 300 kg/m 增至 1 000 kg/m 时,Δl 从 2.2 m 缩至 1.8 m,这归因于靠近开口一侧土体相对更高的流失速度。

4.3　管道埋深的影响

图 19 揭示了不同覆跨比(C/D)条件下,累积土体流失量与沉降槽截面面积的时间演化规律。随着 C/D 值的增加,土体流失速率与沉降槽面积增长速率均增大。其力学机制归因于:随着覆土厚度的增加,管道破损开口处的上覆土压力及水压增大,从而强化了驱动颗粒运移的压力梯度,加速了土体侵入与流失的进程。

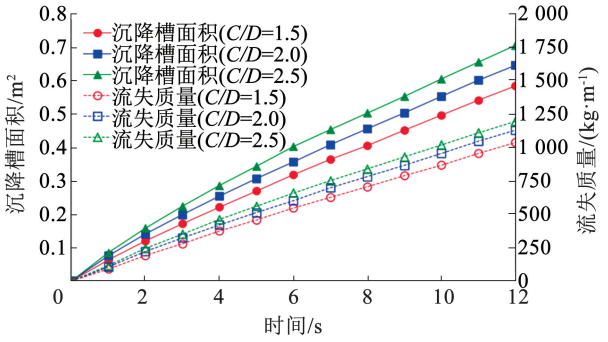


图 19　覆跨比对流失质量与沉降槽面积的影响

Fig. 19　Influence of cover-to-diameter ratio on loss mass and settlement trough area

图 20 展示了地表沉降形态随覆跨比的演化特征。分析表明,覆跨比是控制沉降槽几何特征的关键参数。C/D 值与沉降槽宽度参数呈显著正相关,这是由于深部土体扰动向地表传播的路径变长,应力释放与土体变形在向上传递过程中发生了更广泛的扩散。值得注意的是,尽管较大的埋深比扩大了地表沉降的影响范围,但在等量土体流失的条件下,由于砂土体积不变,更宽的沉降槽必然对应较浅的沉降深度。因此,随着埋深增加,地表沉降槽呈现出“由窄深向宽浅”转变的趋势。

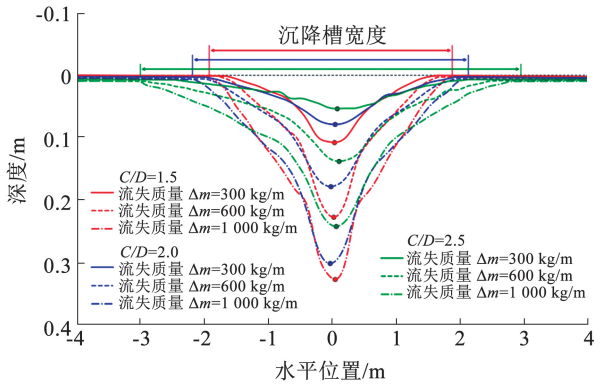


图 20　覆跨比对地表沉降曲线的影响

Fig. 20　Influence of cover-to-diameter ratio on surface settlement curves

4.4　内摩擦角的影响

图 21 反映了不同内摩擦角条件下,累积土体流失量与沉降槽截面面积的时变规律。结果表明,内摩擦角的提升对土体流失具有显著的抑制作用,表现为流失速率与沉降槽面积增长速率的显著降低。从细观机理分析,内摩擦角的增大意味着土颗粒间

咬合作用增强,从而阻滞了土颗粒向管道开口处的运移。

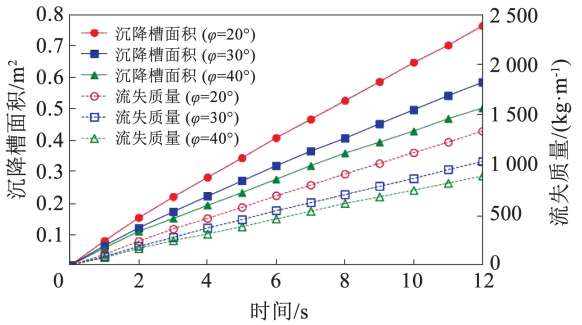


图 21　内摩擦角对流失质量与沉降槽面积的影响

Fig. 21　Influence of internal friction angle on loss mass and settlement trough area

图 22 展示了内摩擦角对地表沉降形态的控制作用。在等量土体流失下,随着内摩擦角增大,沉降槽呈现出“窄深”的发展趋势:即沉降槽宽度收缩,而中心最大沉降值增加。

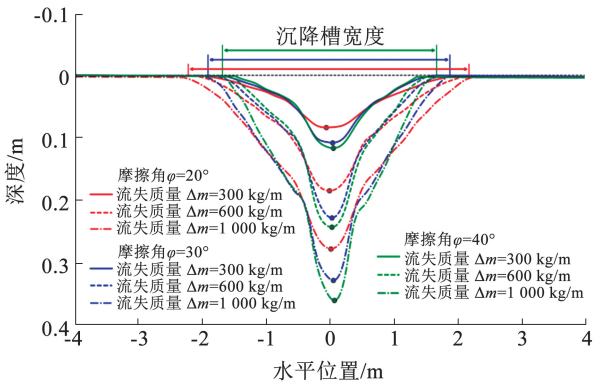


图 22　内摩擦角对地表沉降曲线的影响

Fig. 22　Influence of internal friction angle on surface settlement curves

Terzaghi[22] 曾对活动门试验开展了研究,并提出了对应的滑动面模型。如图 23 所示,其中紧接活动门左右两端的土层剪切滑移面与水平面的夹角 α 的估算公式为

$$\alpha = 45^{\circ} + \frac{\varphi}{2} \tag{7}$$

式中 φ 为土体的内摩擦角。

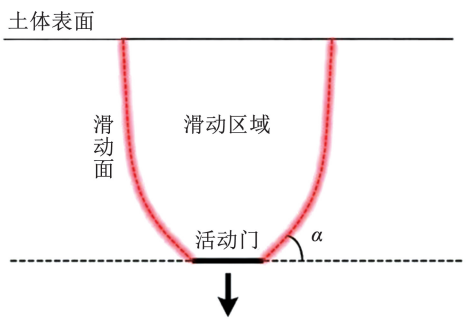


图 23　Terzaghi 的滑动面模型[22]

Fig. 23　Terzaghi's sliding surface model[22]

图 24 展示了剪切面倾角 α 随土体内摩擦角 φ 变化的模拟结果。随着摩擦角 φ 从 20°增长到 40°,对应的 α 从 49°增长至 61°。值得注意的是,由于管道流砂渗漏的位移模式、几何边界条件以及滑移面形态假定与 Terzaghi 活动门试验存在差异,导致模拟得到的倾角 α 与 Terzaghi 理论公式的计算值存在偏差。然而模拟结果中 α 的增长规律与 Terzaghi 理论公式相近,这一结果证实了内摩擦角 φ 是控制剪切面倾角 α 的关键参数。

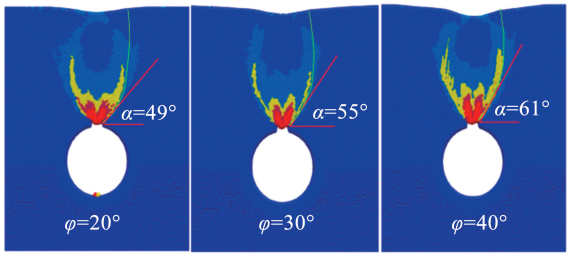


图 24　剪切面倾角模拟结果

Fig. 24　Simulation results of shear plane inclination

4.5　黏聚力的影响

图 25 展示了不同黏聚力条件下,累积土体流失量与沉降槽截面面积的时间演化曲线。可见,黏聚力的提升有效抑制了土体流失速率及沉降槽面积增长速率。

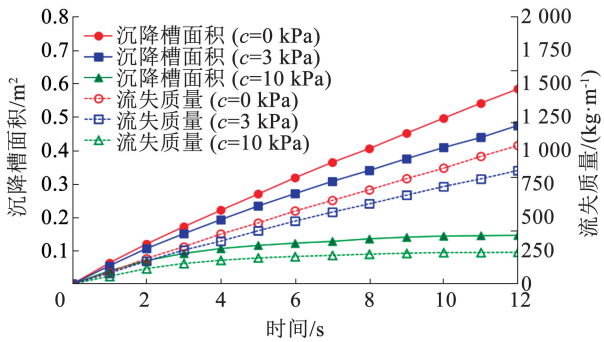


图 25　黏聚力对流失质量与沉降槽面积的影响

Fig. 25　Influence of cohesion on loss mass and settlement trough area

特别地,当黏聚力增至 10 kPa 时,累积土体流失量在第 30 时间步后逐渐趋于收敛,沉降槽面积亦达到稳态不再增加。这一现象揭示了土拱效应引发的自稳机制[22],即存在黏聚力临界阈值,一旦超过该阈值,流砂渗漏过程将不能持续进行。

从力学机理看,砂土持续流失诱发开口上方土层应力重分布,垂直荷载通过颗粒摩擦作用向裂隙两侧稳定区转移,形成类抛物线状应力拱[23]。黏聚力通过强化微观骨架连接提升了拱脚区域抗剪强度。当黏聚力达到临界阈值时,土拱支撑力足以抵消上覆重力与渗流力的联合作用[24-25],促使滑裂面停止发育并重建静力平衡,从而阻断流砂过程。

临界黏聚力阈值并非恒定量,而是受几何尺度、应力水平及水力条件协同驱动的变量[26-27]。具体而言,该阈值与开口宽度及管线埋深呈正相关,而随内摩擦角的增大显著降低;此外,地下水位的升高会降低开口处土体有效应力从而推高该临界值。这一规律可作为地层自稳能力的评估依据,进而为工程中注浆加固强度的设定及回填材料的精准选型提供科学指导。

如图 26 所示,对比 $c=0$ kPa 与 $c=3$ kPa 工况,两者在同一时刻下的最大地表沉降量相近,且沉降槽宽度保持一致。这一规律印证了式(7):即剪切滑裂面的倾角 α 主要受内摩擦角 φ 控制,而与黏聚力无关。因此,单纯改变黏聚力不会改变滑动面向上传播的几何路径与扩散范围。

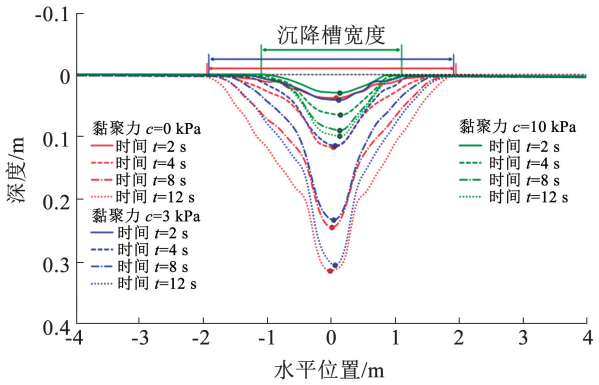


图 26　黏聚力对地表沉降曲线的影响

Fig. 26　Influence of cohesion on surface settlement curves

4.6　地下水位深度的影响

图 27 揭示了不同地下水位深度下,累积土体流失量与沉降槽截面面积的变化规律。数据显示,随着地下水位深度增加(水位下降),土体流失速率与沉降槽面积增长速率均减小。

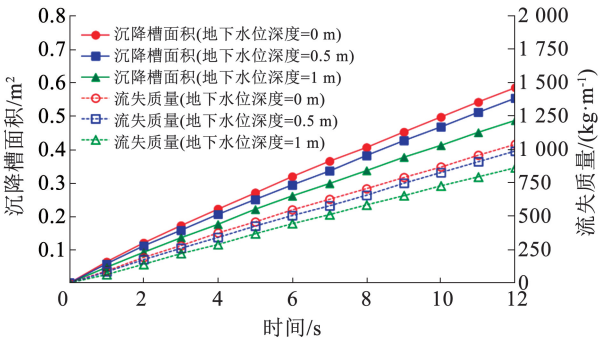


图 27　地下水位深度对流失质量与沉降槽面积的影响

Fig. 27　Influence of groundwater table depth on loss mass and settlement trough area

该现象可归因于有效应力原理与渗流力的耦合作用:地下水位的升高会导致土体孔隙水压力增大,进而导致土骨架的有效应力降低,从而削弱土体的抗剪强度,使其抵抗变形和流失的能力下降。同时高水位意味着在管道破损处存在更大的水头差,根据达西定律,这会产生指向管道内部的更大渗流力。

图 28 展示了不同地下水位下的地表沉降形态。可以看出,高水位工况下地表沉降槽宽度更大,这归因于强渗流场对土骨架的径向拖曳作用,扩展了剪切破坏区的包络范围,使得更远处的土体也被卷入流失过程,从而导致地表沉降影响区的拓宽。

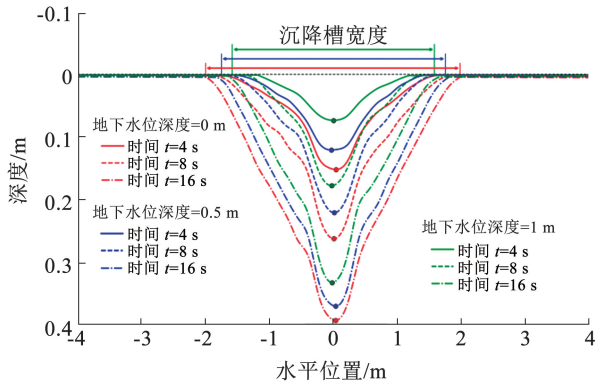


图 28　地下水位深度对地表沉降曲线的影响

Fig. 28　Influence of groundwater table depth on surface settlement curves

5　结　论

本文基于 Anura3D 物质点法软件,采用单点两相体耦合算法构建了浅埋管道破损引发土体流失与地层塌陷的数值模型。在通过室内试验验证数值方法有效性的基础上,深入探究了管道流砂渗漏过程的演化机理及不同参数的影响,主要结论如下:

1)演化机理特征:土层塑性剪切带始于管道开口,呈“月牙形”向地表扩展并最终贯通,形成典型的漏斗状地表沉降槽。土体扰动区的演化呈现出明显的阶段性特征(快速扩展期、准静止期、稳定增长期),随时间推移由局部破坏向整体剪切失稳转变。

2)几何参数效应:开口宽度的增加会显著加剧土体质量流失速度,扩大沉降槽的宽度与深度。开口位置侧移将诱发非对称剪切破坏,扩大土体扰动区包络线范围并改变剪切带的发展路径。管道埋深增加则强化了上覆土压力与渗透力,导致土体质量流失速度加快,地表沉降槽显著拓宽。

3)土体参数控制机制:土体强度参数对流失过程具有显著的控制作用。宏观来看,内摩擦角与黏聚力的提高均会提高土体的抗剪强度,从而抑制土体的流失速度。细观分析,两者的作用机理不同,内摩擦角主要通过调控剪切滑裂面倾角 α 限制扰动区土体的水平范围,致使沉降槽收窄;黏聚力的增大可引发土拱效应,当黏聚力超过阈值时,流砂现象将因土体自稳而停滞。

4)水力驱动机制:高地下水位通过降低土体有效应力及增强渗透力,增大水土流失速率,并导致地表沉降影响区域拓宽。

本文构建的 MPM 模型采用二维平面应变假设,旨在模拟管线纵向开裂引发的渗漏灾害,其渗漏区域在管轴方向的长度远大于径向宽度。后续研究可进一步引入三维物质点法,探讨沉降槽沿管轴方向的非对称演化特性。

参考文献

[1]谢小国,张伟,罗兵,等. 成都市城市道路塌陷成因及快速探测方法[J]. 中国地质调查, 2022, 9(4):112
Xie Xiaoguo, Zhang Wei, Luo Bing, et al. Causes and rapid detection methods of urban road collapse in Chengdu[J]. China Geological Survey, 2022, 9(4): 112. DOI:10.19388/j.zgdzdc.2022.04.13

[2]胡聿涵,白玉川,徐海珏. 近 10 年中国城市道路塌陷原因及防治对策分析[J]. 公路, 2016, 61(9):130
Hu Yuhan, Bai Yuchuan, Xu Haijue. Analysis of causes and prevention countermeasures of urban road collapse in China in recent 10 years[J]. Highway, 2016, 61(9): 130

[3]郑刚,戴轩,张晓双. 地下工程漏水漏砂灾害发展过程的试验研究及数值模拟[J]. 岩石力学与工程学报, 2014,33(12):2458
Zheng Gang, Dai Xuan, Zhang Xiaoshuang. Experimental study and numerical simulation of development process of water and sand leakage in underground engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(12): 2458. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2014.12.011

[4]Zhang Dongmei, Gao Chengpeng, Yin Zhenyu. CFD-DEM modeling of seepage erosion around shield tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019, 83: 60. DOI: 10.1016/j.tust.2018.09.017

[5]Tang Yao, Zhu D Z, Chan D H. Experimental study on submerged sand erosion through a slot on a defective pipe[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2017, 143(9): 04017026. DOI: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001326

[6]Sato M, Kuwano R. Influence of location of subsurface structures on development of underground cavities induced by internal erosion[J]. Soils and Foundations, 2015, 55(4): 829. DOI: 10.1016/j.sandf.2015.06.014

[7]王越林, 陆烨. 城市地区管道渗漏引发地面塌陷成灾机理的 CFD-DEM 联合计算模拟分析[J]. 土木与环境工程学报,2021, 43(2):60
Wang Yuelin, Lu Ye. CFD-DEM simulation of disaster mechanism of pavement collapse caused by pipeline leakage in urban areas[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2021, 43(2): 60

[8]吴丽丽,左清锋,聂千朋,等. 路面下排水管渗漏引起的病害体演化过程研究[J]. 东南大学学报(自然科学版),2025,55(3):697
Wu Lili, Zuo Qingfeng, Nie Qianpeng, et al. Study on the evolution process of distressed bodies caused by leakage of under-pavement drainage pipes[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2025, 55(3): 697

[9]Long Yingying, Tan Yong. Soil arching due to leaking of tunnel buried in water-rich sand[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, 95: 103162. DOI: 10.1016/j.tust.2019.103158

[10]Bosch J W, Broere W. Small incidents, big consequences: leakage of a building pit causes major settlement of adjacent historical houses[C]//Proceedings of ITA-AITES World Tunnel Congress. Budapest: [s.n.], 2009: 1

[11]Xie Xiaochuang, Ceccato F, Zhou Mingliang, et al. Hydro-mechanical behaviour of soils during water-soil gushing in shield tunnels using MPM[J]. Computers and Geotechnics, 2022, 145: 104688. DOI: 10.1016/j.compgeo.2022.104688

[12]Zheng Gang, Qiu Huimin, Zhang Tianqi, et al. Modelling ground and tunnel response to water-soil gushing in stratified soil[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2025, 161: 106583. DOI: 10.1016/j.tust.2025.106583

[13]Anura3d. Anura3D MPM software v.2024[CP/OL]. [2026-03-01]. https://www.anura3d.eu

[14]Shi Jiajie, Zhang Wei, Wang Bin, et al. Simulation of a submarine landslide using the coupled Material Point Method[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2020, 2020(1): 4392581. DOI: 10.1155/2020/4392581

[15]Zheng Gang, Dai Xuan, Diao Yu, et al. Experimental and simplified model study of the development of ground settlement under hazards induced by loss of groundwater and sand[J]. Natural Hazards, 2016, 82(3): 1869. DOI: 10.1007/s11069-016-2275-3

[16]Sulsky D, Chen Zhen, Schreyer H L. A Particle method for history-independent materials[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1994, 118(1/2): 179. DOI: 10.1016/0045-7825(94)90112-0

[17]Jassim I, Stolle D, Vermeer P. Two-phase dynamic analysis by material point method[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2013, 37(15): 2502. DOI: 10.1002/nag.2146

[18]Potyondy J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Geotechnique, 1961, 11(4): 339. DOI: 10.1680/geot.1961.11.4.339

[19]Kafaji I K J. Formulation of a dynamic material point method (MPM) forgeomechanical problems[D]. Stuttgart: University of Stuttgart, 2013. DOI:10.18419/OPUS-496

[20]Fern E J. Modelling tunnel-induced deformations with the material point method[J]. Computers and Geotechnics, 2019, 111: 202. DOI: 10.1016/j.compgeo.2019.03.017

[21]Martinelli M, Rohe A, Soga K. Modeling dike failure using the material point method[J]. Procedia Engineering, 2017, 175: 341. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.01.042

[22]Terzaghi K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley & Sons, 1943. DOI: 10.1002/9780470172766

[23]Handy R L. The arch in soil arching[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1985, 111(3): 302. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9410(1985)111:3(302)

[24]RuiRui, Van Tol A F, Xia Yuanyou, et al. Investigation of soil-arching development in dense sand by 2D model tests[J]. Geotechnical Testing Journal, 2016, 39(3): 415. DOI: 10.1520/GTJ20150130

[25]Alonso J, Moya M, Asensio L, et al. A catenary model for the analysis of arching effect in soils and its application to predicting sinkhole collapse[J]. Geotechnique, 2022, 72(6): 532. DOI: 10.1680/jgeot.20.p.235

[26]Iglesia G R, Einstein H H, Whitman R V. Investigation of soil arching with centrifuge tests[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 140(2): 04013005. DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000998

[27]Hachichi A, Fleureau J M, Hattab M, et al. Critical hydraulic gradient of internal erosion in cohesive soils[J]. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2017, 21(7/8): 811

(编辑 赵丽莹)