

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20240724002

## 基于三维连续-离散耦合模型的 门架式双排抗滑桩受力分析\*

沈书拯<sup>1,2,3</sup>, 江巍<sup>1,2,3</sup>, 欧阳晔<sup>1,2</sup>, 谭亿虹<sup>1,2</sup>, 吴剑<sup>1,2</sup>, 陈勇<sup>1,2</sup>

(1. 三峡库区地质灾害教育部重点实验室, 湖北宜昌 443002; 2. 防灾减灾湖北省重点实验室, 湖北宜昌 443002;  
3. 三峡大学土木与建筑学院, 湖北宜昌 443002)

**摘要:** 使用结构力学计算模型分析门架式双排抗滑桩内力变形, 由于引入简化假定在实际工程中存在一定局限。依托湖北省巴东县某建筑边坡工程, 以FLAC<sup>3D</sup>和PFC<sup>3D</sup>为工具建立包含门架式双排抗滑桩结构和边坡的三维连续-离散耦合分析模型, 采用重力增加法获取给定安全系数下的门架式双排抗滑桩的内力变形, 并通过对比分析明确排距、桩距和桩径对内力变形的影响。研究表明, 连续-离散耦合模型可有效获取桩后土体潜在滑移趋势并考虑桩土相互作用。前后排桩弯矩分布呈现“S”型曲线特征, 且前排桩承受更大弯矩。前后排桩侧向位移总体上均由桩底向上逐步增大, 前排桩略大于后排桩, 但由于连梁约束作用前排桩侧向位移在近桩顶处减小。给定安全系数增大会导致前后排桩弯矩增大和侧向位移非线性增长。排距增大后, 前排桩桩顶负弯矩增大, 前后排桩桩身正弯矩减小、负弯矩增大。桩距增大对桩顶弯矩影响较小, 但会导致前后排桩桩身正弯矩和负弯矩均增大。桩径增大后, 后排桩桩顶正弯矩增大, 前排桩正弯矩和负弯矩均增大, 后排桩正弯矩增大而负弯矩减小。

**关键词:** 门架式双排抗滑桩; 连续-离散耦合模型; 重力增加法; 弯矩; 侧向位移

**中图分类号:** TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)01-0084-11

### Force Analysis of Frame-Type Double-Row Anti-Slide Piles Based on Three-Dimensional Continuous-Discrete Coupling Model

SHEN Shuzheng<sup>1,2,3</sup>, JIANG Wei<sup>1,2,3</sup>, OUYANG Ye<sup>1,2</sup>, TAN Yihong<sup>1,2</sup>, WU Jian<sup>1,2</sup>, CHEN Yong<sup>1,2</sup>

(1. Key Laboratory of Geological Hazards on Three Gorges Reservoir Area, Ministry of Education, Yichang 443002, China;  
2. Hubei Key Laboratory of Disaster Prevention and Mitigation, Yichang 443002, China;  
3. College of Civil Engineering & Architecture, China Three Gorges University, Yichang 443002, China)

**Abstract:** Computational models based on structural mechanics are used to analyze the internal forces and deformation of the frame-type double-row anti-slide piles. However, due to simplified assumptions, they have certain limitations in practical engineering applications. Based on a slope engineering project in Badong County, Hubei Province, a three-dimensional continuous-discrete coupling analysis model that incorporated frame-type double-row anti-slide piles and the slope was established using FLAC<sup>3D</sup> and PFC<sup>3D</sup>. The gravity increase method was employed to analyze the internal forces and deformation of double-row piles under a given safety factor, and a comparative analysis was conducted to

\* 收稿日期: 2024-07-24; 修回日期: 2024-09-30

基金项目: 国家自然科学基金项目(52079070, 52079002, U22A20660)资助

作者简介: 沈书拯(2001—), 男, 硕士研究生。主要从事岩土力学与工程的研究。E-mail: 1658243117@qq.com

通信作者: 江巍(1981—), 男, 教授, 博士。主要从事岩土力学与工程的研究。E-mail: jiangweilion@ctgu.edu.cn

clarify the effects of row spacing, pile spacing, and pile diameter on the internal forces and deformation. The results showed that the continuous-discrete coupling model effectively captured the potential slipping trend of soils behind piles and considered the interaction between piles and soils. The bending moment distribution of the front and back rows of piles exhibited an S-shaped curve, with the front row pile experiencing larger bending moments. The lateral displacements of both front and back rows of piles generally increased gradually from the bottom to the top, with the front pile exhibiting slightly higher displacement than the back row pile. However, due to the constraint effect of the coupling beam, the lateral displacement of the front row pile decreased near the pile top. An increase in the safety factor resulted in an increase in both bending moments and a nonlinear growth in lateral displacements. Wider row spacing led to higher negative bending moments at the top of the front row of pile, while the positive bending moments decreased and the negative bending moments increased for both front and back rows of piles. Increasing pile spacing had little effect on the bending moments at the pile tops, but it resulted in an increase in both positive and negative bending moments for both rows. Larger pile diameters led to an increase in positive bending moment at the top of the back row pile, as well as increases in both positive and negative bending moments for the front row pile. The positive bending moments of the back row pile increased, while the negative bending moments decreased.

**Keywords:** portal double-row anti-slide piles; continuous-discrete coupling model; gravity increase method; bending moment; lateral displacement

## 0 引 言

门架式双排抗滑桩是由两排平行的钢筋混凝土桩及连梁、冠梁组成的空间支护结构体系,桩、梁及桩间岩土体协同工作,抵抗边坡和滑坡的主动土压力和滑坡推力,支挡能力优于单排桩,与无连梁双排桩相比受力更为合理且位移更小<sup>[1]</sup>,在边坡防护和滑坡治理等实际工程中已有较广泛的运用。

为合理分析门架式双排抗滑桩的内力变形,学者们引入简化假定,基于结构力学建立了大致可分为两类的计算模型:以何颐华等<sup>[2]</sup>、钱同辉等<sup>[3]</sup>和周翠英等<sup>[4]</sup>为代表的第一类模型将主动土压力或滑坡推力人为分配给前后排桩;以郑刚等<sup>[5]</sup>、申永江等<sup>[6]</sup>、杨光华等<sup>[7]</sup>和曹净等<sup>[8]</sup>为代表的第二类模型采用水平构件或平面桁架近似表征桩间土与前后排桩的相互作用,避免了土压力或滑坡推力的分配。结构力学计算模型可为门架式双排桩内力变形的分析提供解析手段,部分研究成果被《建筑基坑支护技术规程》<sup>[9]</sup>采纳。近年来相关研究仍在持续,如李寻昌等<sup>[10]</sup>将门架式双排抗滑桩简化为在桩顶连梁零弯矩处断开的两根单桩,分别建立其受荷段和嵌固段的全桩内力计算模型;谭天懂等<sup>[11]</sup>将双排桩结构力学计算模型拓展至三排桩等。

但是,结构力学计算模型一般简化处理空间效应,视双排桩为平面刚架,无法适应基坑阴阳角<sup>[12]</sup>等特殊位置;当应用于非等长双排桩<sup>[13]</sup>和间隔式双排桩<sup>[14]</sup>等新型结构时,计算模型的现有假定是否符合工程实际也有待商榷。三维数值模拟分析是克服计算模型上述局限的有效手段,有限元<sup>[11]</sup>与有限差分法<sup>[15]</sup>等均已有一定应用实践。然而,作为前后排桩传力介质的桩间土体的颗粒相互作用复杂,已有研究多将桩和岩土体均视为连续体模拟,难以考虑此因素对桩土相互作用的影响。虽然块体离散元<sup>[16]</sup>和非连续变形分析方法<sup>[17]</sup>等均具模拟三维离散体力学行为的能力,但在模拟外部荷载作用下离散颗粒相互作用及颗粒破碎行为方面,颗粒离散元法<sup>[18]</sup>优势更为明显。颗粒离散元法使用颗粒黏结模型可模拟混凝土桩梁,但若门架式双排抗滑桩和边坡均采用颗粒模拟则需庞大的颗粒数目以保证精度,计算效率难以保障。因此,结合有限差分法等连续数值方法和颗粒离散元各自优点的连续-离散耦合方法<sup>[19-21]</sup>值得尝试。

本文依托湖北省巴东县某城市综合体建筑边坡工程,以FLAC<sup>3D</sup>和PFC<sup>3D</sup>为工具建立门架式双排抗滑桩内力变形分析的三维连续-离散耦合模型,将桩、连梁、冠梁和挡土板等支护结构构件和基岩视为连续体,将基岩以上的边坡岩土体视为颗粒离散

体,执行门架式双排抗滑桩内力变形的连续-离散耦合分析。考虑实际工程需要,采用重力增加法获取给定安全系数下的门架式双排抗滑桩各构件的内力与变形,并通过对比研究明确排距、桩距和桩径等设计参数对内力变形的影响,研究成果可供同类工程参考。

## 1 工程概况

湖北省巴东县某城市综合体拟开挖山体形成两级主平台,用于修建商业综合体和高层住宅,第一级主平台高程458.00 m,第二级高程481.50 m。两级主平台之间设次级平台用于布置道路、景观及其它附属设施,形成建筑边坡典型剖面如图1所示。边坡地层岩性由上至下为粉质黏土(残坡积 $Q^{el+dl}$ )、碎石土(崩积 $Q^{col}$ )、强风化泥质粉砂岩(三叠系中统巴东组第三段 $T_{2b}^3$ )和中风化泥质粉砂岩(三叠系中统巴东组二段 $T_{2b}^2$ )。湖北省巴东县地处三峡库区,三叠系中统巴东组地层是三峡库区主要的“易滑地层”之一,经方案对比后拟采用门架式双排抗滑桩支护458.00 m高程主平台至468.00 m高程次级平台之间的陡坎,以保证陡坎后方边坡稳定,同时控制位移以保障陡坎前方建筑安全。

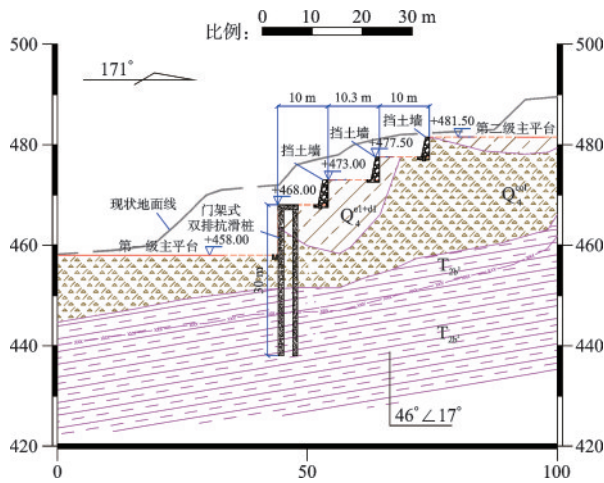


图1 巴东县某建筑边坡典型剖面

Fig.1 Typical cross-section of a building slope in Badong County

初步拟定桩型为圆桩,桩径1.0 m,桩距3.0 m,排距3.0 m,桩长30.0 m,以桩间土层分界线为度量标准,其中7.0 m为粉质黏土段、9.5 m为碎石土段,5.0 m为强风化泥质粉砂岩段,8.5 m为中风化泥质

粉砂岩段。桩顶布置连梁与冠梁以形成空间支护体系,连梁截面尺寸1.0 m×1.0 m,冠梁截面尺寸1.2 m×1.0 m。桩临空侧布置厚0.3 m的预制混凝土挡土板,单块挡土板长2.6 m,高0.5 m。

## 2 门架式双排抗滑桩 FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup> 耦合分析模型

### 2.1 FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合的基本原理

有限差分法软件FLAC<sup>3D</sup>常用于模拟连续介质宏观力学行为,颗粒离散元软件PFC<sup>3D</sup>常用于模拟散粒介质细观力学行为,两者之间的相互耦合发生在连续区域与离散区域的接触边界。连续区域和离散区域之间力的传递可使用基于边界控制颗粒和基于边界控制墙体两种方法<sup>[20]</sup>,本文使用基于边界控制墙体方法。如图2所示,在FLAC<sup>3D</sup>实体单元与PFC<sup>3D</sup>离散区域的界面处布置PFC墙体。离散区域颗粒运动过程中,作用于墙体上的接触力和接触力矩采用等效力方法分配到墙面的顶点上,而墙体的顶点附着于实体单元的节点上,因此墙顶点与实体单元的节点同步运动,墙面顶点受力作为实体单元的荷载参与整体分析。

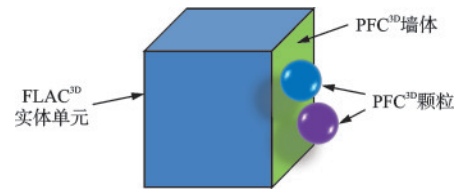


图2 基于边界控制墙体的FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合原理

Fig.2 Coupling principle of FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup> based on boundary control wall

FLAC<sup>3D</sup>和PFC<sup>3D</sup>均由Itasca公司开发,两者的命令流均基于Fish语言,使用Socket O/I接口可以进行数据传输与交换。在FLAC<sup>3D</sup>软件6.0版本中已直接嵌套PFC<sup>3D</sup>耦合接口,因此用户可更方便地进行两种软件耦合操作,无需繁琐的手动数据传输和转换。

### 2.2 FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型的建立

本工程的门架式双排抗滑桩FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型建立过程包含以下四个阶段。

首先,建立包含所有岩土体、挡土墙及门架式



双排抗滑桩的FLAC<sup>3D</sup>建筑边坡分析模型。为考虑门架式双排抗滑桩结构的空问效应,将图1中的典型剖面沿边坡走向取14 m,形成的三维模型如图3(a)所示。模型长100 m、宽14 m、高61.5 m。考虑到双排抗滑桩结构为重点关注对象,其网格最小尺寸设定为0.2 m,其余材料网格最小尺寸设定为0.5 m,共计生成845 078个实体单元。

接着,在FLAC<sup>3D</sup>模型中删除需要PFC<sup>3D</sup>计算区域的单元,如图3(b)所示布置PFC<sup>3D</sup>墙体。为减少墙体布置的工作量,此处将次级平台上布置的三级挡土墙也采用PFC<sup>3D</sup>进行模拟,由于挡墙受力非本项研究的关注对象,因此保证其为可靠的整体即可。同时,考虑中风化泥质粉砂岩力学性质较好,工程中以其为抗滑桩基岩,因此未将其纳入离散区域范围。

然后,建立PFC<sup>3D</sup>计算区域离散颗粒模型,形成图3(c)所示的建筑边坡FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模

型。为精细考虑双排桩支护结构桩间及近桩位置的土体颗粒相互作用,桩周附近的颗粒半径设为0.18~0.27 m,随着与双排桩距离增加,土体颗粒半径取值增大,以减小颗粒数目节约计算成本。三级挡墙采用PFC<sup>3D</sup>结构体,使用半径0.1 m的颗粒规则排列而成。

最后对模型施加边界条件。模型的底边界采用固定约束,左右边界约束其 $x$ 向位移,前后边界约束其 $y$ 向位移,上边界为自由边界。由于模型下部中风化泥质粉砂岩采用FLAC<sup>3D</sup>模拟,其边界施加可直接约束节点位移即可。模型上部采用PFC<sup>3D</sup>模拟,因此在周边布置PFC<sup>3D</sup>墙体以施加相应的边界条件。最终构建的建筑边坡FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型共计包含310 462个实体单元和174 728个颗粒。

### 2.3 模型参数设定

根据工程勘察报告建议,边坡岩土体相关物理力学参数见表1。

表1 边坡岩土体相关物理力学参数取值

Table 1 Physical and mechanical parameters values of slope rock and soil body

岩土体	重度 $\gamma$ / ( $\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$ )	弹性模量 $E$ /MPa	泊松比 $\nu$	内摩擦角 $\varphi$ /( $^\circ$ )	黏聚力 $C$ /kPa
粉质黏土	18.0	16	0.30	12	28
碎石土	20.3	35	0.25	32	15
强风化泥质粉砂岩	23.5	400	0.25	21	50
中风化泥质粉砂岩	24.8	850	0.20	35	220

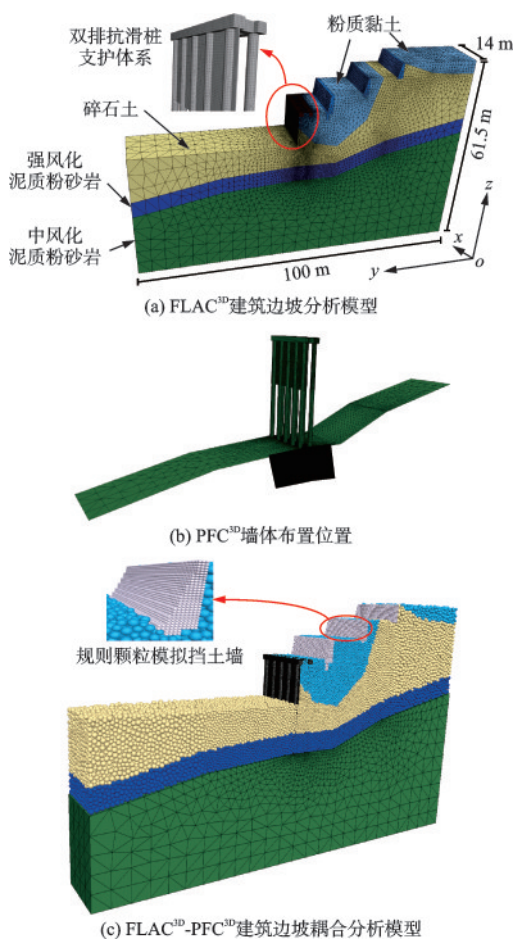


图3 边坡FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型的建立过程

Fig.3 Establishment process of slope FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup> coupling analysis model

上述岩土体中,除中风化泥质粉砂岩外其它三种岩土体均采用PFC<sup>3D</sup>离散颗粒模拟,因此需要标定各自颗粒的颗粒细观参数。本研究中离散颗粒采用平行粘结模型,此模型中决定岩土体峰值强度的细观参数包括:有效模量、平行粘结有效模量、刚度比、平行粘结刚度比、平行粘结法向强度、平行粘结切向强度、摩擦角及颗粒摩擦系数等。平行粘结模型中线性接触部分在平行粘结发生破坏后才开始发挥作用,因此,将颗粒刚度比与平行粘结模型刚度、有效弹性模量与平行粘结有效弹性模量保持一致,同时将平行粘结的法向强度与切向强度比值固定为1.0。执行岩土体室内试验的PFC<sup>3D</sup>数值仿

真模拟,采用“试错法”标定其细观参数,最终标定的颗粒细观参数见表2。

表2 PFC<sup>3D</sup>模型中岩土体的颗粒细观参数标定结果  
Table 2 Calibration results of particle microscopic parameters of rock and soil body in PFC<sup>3D</sup> model

颗粒细观参数	岩土体		
	粉质黏土	碎石土	强风化泥灰岩
有效弹性模量/MPa	16	35	400
平行粘结有效弹性模量/MPa	16	35	400
平行粘结法向强度/kPa	32	18	56
平行粘结切向强度/kPa	32	18	56
平行粘结摩擦角/(°)	14	36	25
摩擦系数	0.12	0.35	0.25
平行粘结刚度比	4.0	4.0	4.0

门架式双排抗滑桩支护结构为混凝土结构,采用FLAC<sup>3D</sup>实体单元模拟,材料采用线弹性本构模型,单位重度 $\gamma$ 取25 kN/m<sup>3</sup>,弹性模量 $E$ 取25 GPa,泊松比 $\nu$ 取0.2。

### 3 给定安全系数下的双排桩受力分析

#### 3.1 FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型的初始平衡

考虑工程设计需达到给定的安全系数标准之前,首先进行耦合分析模型自重应力下的初始平衡计算,让模型中的颗粒位移和受力状态稳定。平衡计算一般后基于PFC<sup>3D</sup>颗粒的不平衡力、位移或速度判断模型是否收敛,本研究以颗粒位移趋于稳定作为收敛标准。为便于后续给定安全系数下的分析,初始平衡计算100万步,发现在60万步之后模型位移处于相对稳定状态,因此后续分析中初始时步设定为60万步。三维模型的分析在便携式笔记本上执行,型号为联想拯救者Y9000P 2022,CPU为i9 12900H,GPU为RTX3060,计算100万步耗时125小时。

初始平衡后的耦合分析模型如图4所示。可以发现,桩后岩土体在自重应力下平衡后,自然的形成以桩前临空面底部为剪出口的潜在滑动面。参照图3(c)所示的岩土体分布区域,潜在滑动面从坡顶向下先后穿越粉质粘土层-碎石土层-粉质粘土层-

碎石土层。由于岩土体分布区域复杂,潜在滑动面的形态难以表征为简单的圆弧或者折线。双排桩变形情况下,桩前的碎石土层颗粒由于承受被动土压力作用发生明显位移,而且随着至双排桩的距离增加,碎石土层发生位移深度逐步降低。平衡后双排桩位移轻微,最大值未超过5 mm,为便于观察在图4中给出了剔除离散区域之后支护结构放大200倍变形的结果,可以发现双排桩支护结构的变形基本呈对称形态。

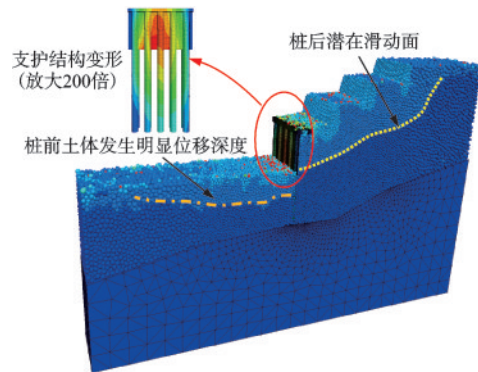


图4 初始平衡后的耦合分析模型构型

Fig.4 Configuration of coupling analysis model after initial equilibrium

目前的双排桩理论计算模型中多对双排桩引入土压力或滑坡推力的假设。为考察本项研究建立的连续-离散耦合分析模型的合理性,调取位于模型正中位置双排桩的桩周土体颗粒接触力链进行分析。图5给出了初始平衡之后桩周土体颗粒的接触力链分布图,力链颜色由蓝变红代表接触力的增大。为便于对照分析,将土体颗粒对应的桩间岩土分层信息也列于图5中。接触力链总体上表现出上部稀疏而下部稠密的特征,表明浅表部的土体颗粒由于位移约束较弱相互之间挤压作用并不显著。桩前、桩后与桩间土体均从上向下力链逐渐增强,与现有计算模型中多采用三角形和梯形土压力分布吻合。值得关注的是桩间土体,其绿色和红色接触力链的分布位置明显高于桩后土体,表明其有效的承担了前后排桩的压力传递,因此理论计算模型采用水平弹簧或虚拟土柱来表征桩间土与前后排桩的相互作用具有一定的合理性。但在近连梁位置桩间土体力链明显稀疏,其原因在于连梁刚度较大约束桩顶相对位移后桩间土体与前后排桩相互作用减弱。

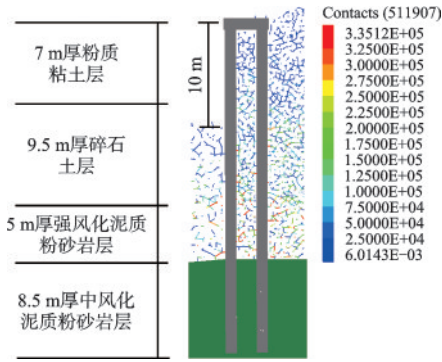


图5 初始平衡后模型正中位置桩周土体颗粒接触力链

Fig.5 Contact force chain of soil particles around piles at the center of the model after initial equilibrium

### 3.2 安全系数的引入和桩身内力的提取方法

建筑边坡要求具备一定安全储备,综合参考《建筑边坡工程技术规范》<sup>[22]</sup>和三峡库区的相关要求<sup>[23]</sup>,项目主管单位确定本建筑边坡的稳定安全系数标准为1.30。本文建立的边坡连续-离散耦合分析模型中将基岩以上岩土体用离散颗粒模拟,理论上可采用强度折减法或者重力增加法实现不同安全系数下的土压力和滑坡推力增加<sup>[24]</sup>。PFC<sup>3D</sup>中执行强度折减法,根据折减系数直接调整颗粒细观参数简单易行,但与对岩土体宏观抗剪强度进行折减的本意并不相符;如果根据折减系数调整岩土体抗剪强度后再进行颗粒细观参数标定,则细观参数标定的工作量过大<sup>[25]</sup>。因此,本文采用重力增加法,将离散颗粒的重力增大至原值的1.3倍后,进行双排桩支护结构的内力变形分析。为了解不同稳定安全系数要求下支护结构的内力变形变化,额外进行重力增大至1.1倍和至1.2倍的计算,对应于稳定安全系数1.10和1.20的情况。

边坡FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型计算可直接获取支护结构的位移和应力-应变,但无法得到前后排桩所承受的弯矩。本研究采用后处理方式解决此问题,以桩身同一深度内外两侧 $z$ 方向的应变信息为依据计算该深度位置桩承受的弯矩,重点关注模型正中位置的③号排桩。如图6所示,在③号排桩上沿桩身向下间隔2m布置应变监测和位移监测点,为便于展示图中将监测点所在竖线绘制于①号排桩上。深度 $h$ 处内侧 $z$ 向应变记为 $\epsilon_{z1}(h)$ ,外侧 $z$ 向应变记为 $\epsilon_{z2}(h)$ ,那么深度 $h$ 处桩承受弯矩 $M(h)$ 简化计算为:

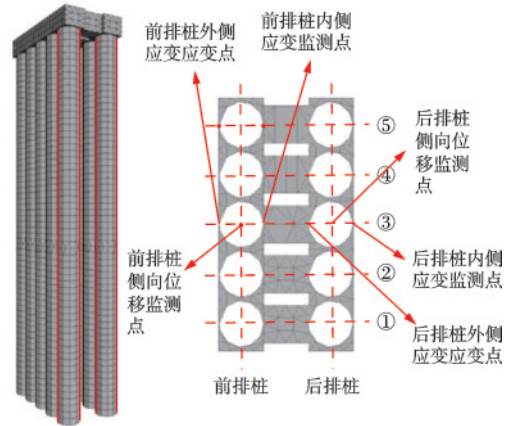


图6 双排桩弯矩和侧向位移的获取

Fig.6 Acquisition of bending moments and lateral displacement of double-row piles

$$M(h) = \frac{EI(\epsilon_{z1}(h) - \epsilon_{z2}(h))}{D} \quad (1)$$

式中, $EI$ 为桩的抗弯刚度; $D$ 为桩径。

### 3.3 不同安全系数下的双排抗滑桩结构内力变形

边坡FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型中,双排抗滑桩支护结构中前后排桩、连梁、冠梁和挡土板处理为可靠连接的整体,挡土板、连梁和冠梁的存在必然对前后排桩的内力变形产生一定影响,因此首先对挡土板等构件的位移和应力结果进行概要介绍,然后再对前后排桩的内力变形结果进行详细说明。

#### 3.3.1 挡土板、连梁与冠梁的位移和应力

由于边界条件的约束和模型的对称性,③号排桩左右两侧挡土板位移最大,随着向底部靠近挡土板位移有增加现象,与土压力分布规律基本相符。挡土板位移放大后总体上呈现图4中所示的“鼓肚子”特征。挡土板位移随着安全系数的增加有增大趋势,但总体位移量较小,安全系数1.10时最大位移8.7mm,增大至1.30时也仅有11.7mm。

连梁与冠梁的位移和应力分布呈现明显对称性,图7给出了安全系数1.30时连梁与冠梁顶面处的位移和应力分布。前后排冠梁位移基本一致,放大之后呈现明显的前凸特征,③号排桩处冠梁发生最大侧向位移。随着安全系数增加冠梁位移增大,安全系数1.10时前后排冠梁最大位移分别为6.94和6.78mm,增大至1.30时最大位移分别为9.57和9.24mm。总体上前排冠梁位移略大于后排冠梁,因此③号排桩位置连梁处于受拉状态。忽略模型



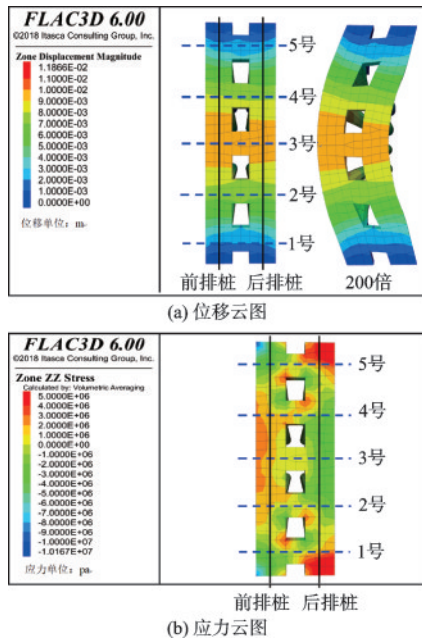


图7 连梁与冠梁顶面的位移和应力(安全系数1.30)

Fig.7 Displacement and stress on the top of coupling beam and capping beam (safety factor 1.30)

约束条件导致的边界处应力集中现象,可发现后排冠梁以承受压应力为主,而前排冠梁以承受拉应力为主,此受力形态表明连梁与冠梁作为可靠粘结的整体发挥结构抗力。

### 3.3.2 前后排桩的内力和变形

不同安全系数下获取的前后排桩沿桩深的弯矩和位移变化如图8所示。图8(a)中,前后排桩的弯矩分布呈现出明显的“S”型曲线:靠近桩底位置桩身弯矩接近于零;沿桩深向上桩先承受正弯矩,正弯矩逐渐增大至峰值后逐渐减小;经过反弯点后桩承受负弯矩,负弯矩仍然先逐渐增大至峰值后逐渐减小;桩顶位置后排桩承受正弯矩,前排桩则弯矩接近于零。

随着要求安全系数的增加,桩承受的正负弯矩均显著增大,导致曲线凹凸程度增加。安全系数1.10时,前后排桩正弯矩峰值分别为394、545 kN·m,负弯矩峰值分别为-745、-785 kN·m;安全系数1.20时前后排桩正弯矩峰值分别为587、654 kN·m,负弯矩峰值分别为-1174、-894 kN·m;安全系数1.30时前后排桩正弯矩峰值分别为1420、1703 kN·m,负弯矩峰值分别为-1760、-1040 kN·m。随着安全系数增加,前排桩反弯点位置明显上移,而后排桩则无明确的规律。安全系数1.10时前后排桩反弯点分别位于桩深8.5、12 m

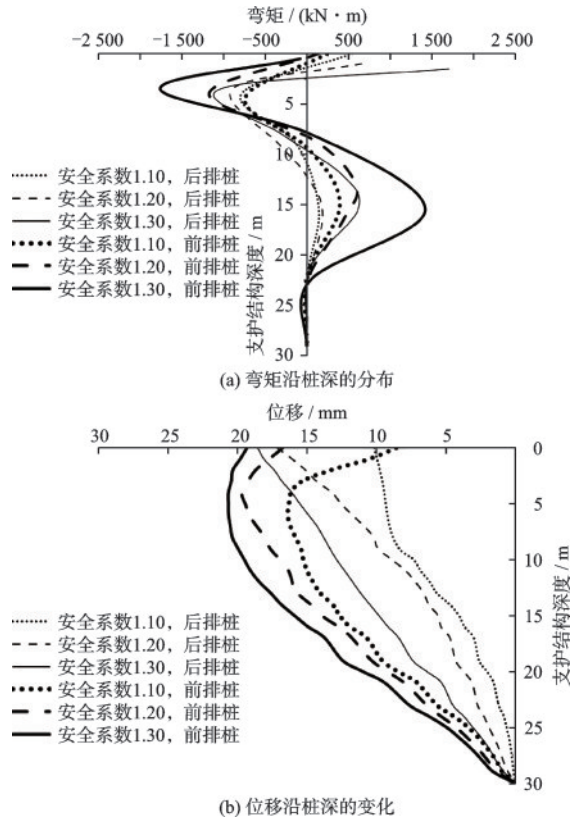


图8 不同安全系数下的双排桩弯矩和侧向位移

Fig.8 Bending moments and lateral displacements of double-row piles under different safety factors

左右;安全系数1.20时反弯点分别位于桩深7、14.5 m左右;安全系数1.30时反弯点分别位于桩深6.5、8.5 m左右。总体上,要求的安全系数增加后前后排桩均承受更大弯矩和更强烈弯矩变化,前排桩反弯点上移。

图8(b)中,前排桩和后排桩的侧向位移在桩底位置均接近于零,但随桩深变化趋势略有不同。后排桩的侧向位移沿桩深向上逐渐增加,在桩顶处达到峰值;前排桩的侧向位移沿桩深向上先逐渐增加,接近桩顶位置时其呈现出减小趋势,导致侧向位移曲线接近桩顶处出现外凸现象。前排桩侧向位移总体上大于后排桩,但在桩顶位置均相差很小,表明连梁和冠梁有效的约束了桩顶位置前后排桩的侧向位移差异。随着安全系数的增加,前后排桩侧向位移峰值均相应增大。安全系数1.10时前后排桩侧向位移峰值分别为16.4、10.2 mm;安全系数1.20时侧向位移峰值分别为19.9、17.2 mm;安全系数1.30时侧向位移峰值分别为20.6、18.5 mm。因此,前后排桩侧向位移随安全系数的增加呈现非线性增长。

该边坡工程在初设阶段,桩后岩土层被简化为水平分布,各层深度与桩间岩土层深度保持一致,采用理正深基坑软件计算得前排桩和后排桩的最大弯矩绝对值分别为2 102、1 766 kN·m,侧向位移峰值分别为43.4、44.9 mm。其结果与本文方法相比明显保守,前排桩最大弯矩高出19%,前排桩和后排桩侧向位移峰值则高出1倍以上。在施工图设计阶段,该边坡工程双排桩的配筋参考本项研究成果优化<sup>[26]</sup>,截止目前边坡运行良好,各项监测指标均符合要求。

## 4 双排桩设计参数对内力变形的影响

门架式双排抗滑桩支护结构内力变形的影响因素包括双排桩的排距、桩距、桩径、桩长、连梁和冠梁的尺寸等众多参数。采用控制变量法,通过改变单一参数来分析双排桩排距、桩距和桩径对支护结构内力变形的影响,以为设计参数的优化提供参考。本节以已有的“桩径1.0 m,桩距3.0 m,排距3.0 m”分析为基础,按照要求的安全系数1.30,补充相关参数计算,比较参数变化后前后排桩弯矩和侧向位移分布差异。

### 4.1 排距变化的影响

排距是双排桩分析时需重点关注的内容,其原因在于排距设置直接影响前后排桩和桩间土体是否形成有效的共同作用体。排距过小或过大时,双排桩均不能很好的发挥其空间支护效应。在原分析基础上额外补充排距2.0 m和排距4.0 m进行计算,获得的前后排桩弯矩分布和侧向位移分布如图9所示。观察发现排距变化不会影响前后排桩弯矩分布“S”型曲线特征。排距增加后,后排桩桩顶处正弯矩值变化有限,但前排桩桩顶处负弯矩值明显增加。若只关注桩身部分,可清楚观察到前后排桩的正弯矩随着排距增大出现明显下降,而负弯矩随着排距增大显著上升。随着排距增加,前后排桩侧向位移均出现增大现象。当排距增加至4.0 m时,相同位置前后排桩侧向位移的差异显著增大。其原因可能在于当排距增大至一定值时前后排桩与桩间土体的相互作用变弱,前排桩成为承受土压力的主体,后排桩通过连梁锚拉前排桩<sup>[27]</sup>。

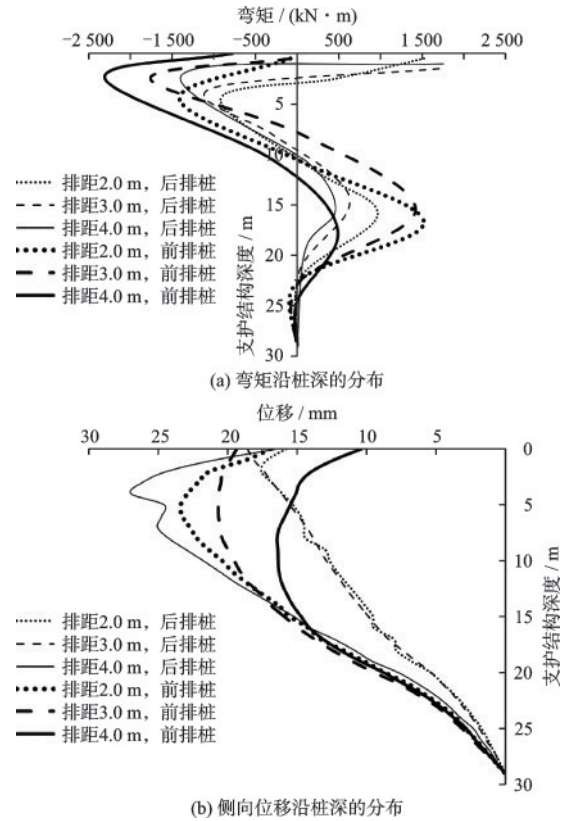


图9 双排桩弯矩和侧向位移随排距的变化  
 Fig.9 Variation of bending moments and lateral displacements of double-row piles with different row spacing

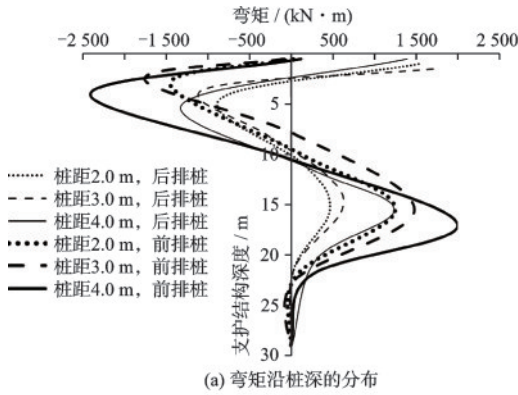
### 4.2 桩距变化的影响

桩距直接影响支护结构的受力体系稳定和工程安全。较大桩距可以减少布桩数量,但桩距变大则双排桩承受的土压力和滑坡推力越大,从而影响结构的内力变形。在原分析基础上额外补充桩距2.0 m和桩距4.0 m进行计算,获得的前后排桩弯矩分布和侧向位移分布如图10所示。可以发现,桩距改变后,前后排桩弯矩分布曲线形态未发生明显变化,而且前后排桩桩顶位置的弯矩差别并不显著。随着桩距增大,前后排桩的正弯矩和负弯矩均呈现增大趋势。桩距增大后前后排桩的侧向位移均相应增加,但相同深度位置前后排桩的侧向位移差异反而有所减弱,其原因可能在于土压力和滑坡推力增大后前后排桩变形的整体效应更加明显。

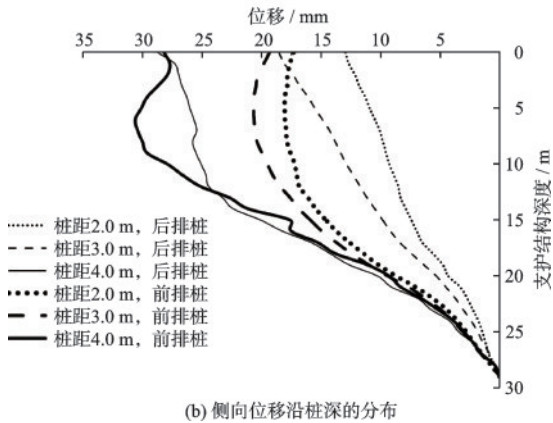
### 4.3 桩径变化的影响

桩径是影响到工程成本与工程安全的重要因素之一。在保证边坡安全的前提下,桩径越小则越经济。在原分析基础上额外补充桩径0.8 m和桩径





(a) 弯矩沿桩深的分布



(b) 侧向位移沿桩深的分布

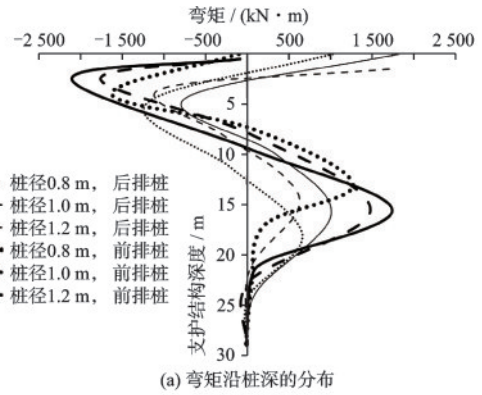
图 10 双排桩弯矩和侧向位移随桩距的变化

Fig.10 Variation of bending moments and lateral displacements of double-row piles with different pile spacing

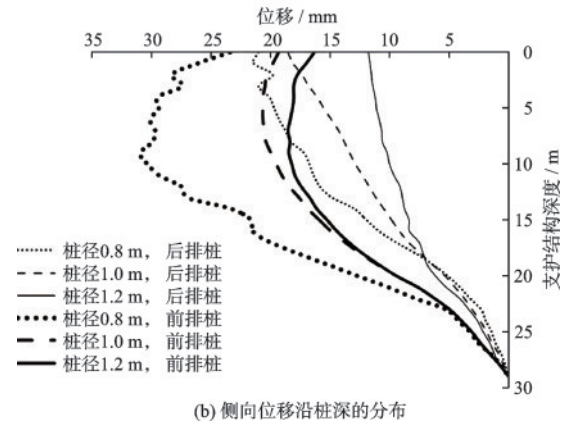
1.2 m 进行计算,获得的前后排桩弯矩分布和侧向位移分布如图 11 所示。可以发现,改变桩径后弯矩分布曲线的形态仍未变化。桩径改变对前排桩桩顶处的负弯矩值影响较小,但会明显的影响后排桩桩顶处的正弯矩值,桩径越大则后排桩顶处正弯矩越大。至于桩身部分,随着桩径增大前排桩的正弯矩和负弯矩均呈现增大趋势,后排桩正弯矩增大而负弯矩降低。总体上,桩径增大后前后排桩内力增大,其原因在于桩径增大导致门架式双排桩结构体系刚度变大。虽然桩径减小可使得桩身弯矩降低,但观察图 11(b)可发现,桩径减小后前后排桩侧向位移显著增加,因此从控制侧向位移的角度出发不应采用过小的桩径。

## 5 结 论

(1) 门架式双排抗滑桩桩前有临空悬臂段时,连续-离散耦合模型可有效获取桩后土体潜在滑移趋势,桩周和桩间土体的颗粒接触力链可一定程度的反映桩间土与前后排桩的相互作用。



(a) 弯矩沿桩深的分布



(b) 侧向位移沿桩深的分布

图 11 双排桩弯矩和侧向位移随桩径的变化

Fig.11 Variation of bending moments and lateral displacements of double-row piles with different pile diameters

(2) 前后排桩的弯矩分布呈明显的“S”型曲线,桩顶处后排桩一般承受正弯矩,前排桩承受的弯矩接近于零。前排桩侧向位移一般大于后排桩,但在连梁和冠梁约束下其在接近桩顶时与后排桩差异较小,导致前排桩侧向位移曲线在靠近桩顶处呈现外凸。

(3) 使用重力增大法施加要求的安全系数,安全系数增大后,前后排桩均承受更大弯矩值和更强烈的弯矩变化,前排桩反弯点逐步上移。前后排桩侧向位移随重力增大系数的增加呈现非线性增长。

(4) 排距、桩距和桩径的变化不会影响弯矩分布曲线的形态特征。排距增大后,前排桩桩顶处负弯矩值增加,前后排桩的正弯矩峰值均下降,负弯矩峰值则均上升。桩距增大后,前后排桩桩顶处弯矩变化不明显,前后排桩的正弯矩峰值和负弯矩峰值均增加。桩径增大后,后排桩桩顶处正弯矩增加,前排桩正弯矩峰值和负弯矩峰值均增加,后排桩正弯矩峰值增加而负弯矩峰值降低。

考虑边坡工程整体三维分析的实际需求,本文

建立的门架式双排抗滑桩FLAC<sup>3D</sup>-PFC<sup>3D</sup>耦合分析模型在离散区域范围设定、桩身内力提取方法等方面尚有待进一步改进。

## 参考文献:

- [1] 邹盛堂,戴自航.双排抗滑桩与门架抗滑桩的有限元分析对比[J].广西大学学报(自然科学版),2012,37(4):769-774.  
Zou S T, Dai Z H. Finite element method comparison between double-row and portal anti-slide piles[J]. Journal of Guangxi University (Natural Science Edition), 2012, 37(4): 769-774. (in Chinese)
- [2] 何颐华,杨斌,金宝森,等.双排护坡桩试验与计算的研究[J].建筑结构学报,1996,17(2):58-66.  
He Y H, Yang B, Jin B S, et al. A study on the test and calculation of double-row fender piles[J]. Journal of Architectural Structures, 1996, 17(2): 58-66. (in Chinese)
- [3] 钱同辉,唐辉明.双排门式抗滑桩的空间计算模型[J].岩土力学,2009,30(4):1137-1141.  
Qian T H, Tang H M. Spatial calculation model for portal double row anti-slide piles[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(4): 1137-1141. (in Chinese)
- [4] 周翠英,刘祚秋,尚伟,等.门架式双排抗滑桩设计计算新模式[J].岩土力学,2005,26(3):441-444.  
Zhou C Y, Liu Z Q, Shang W, et al. A new mode for calculation of portal double row anti-sliding piles [J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(3): 441-444. (in Chinese)
- [5] 郑刚,李欣,刘畅,等.考虑桩土相互作用的双排桩分析[J].建筑结构学报,2004,25(1):99-106.  
Zheng G, Li X, Liu C, et al. Analysis of double-row piles consideration of the pile-soil interaction[J]. Journal of Building Structures, 2004, 25(1): 99-106. (in Chinese)
- [6] 申永江,邓飏,杨明,等.门架式双排抗滑桩的弹塑性模型与计算分析[J].岩土力学,2014,35(增1):149-155.  
Shen Y J, Deng B, Yang M, et al. Elastoplastic models and calculation analysis of portal double-row anti-slide piles [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(Sup1): 149-155. (in Chinese)
- [7] 杨光华,黄忠铭,姜燕,等.深基坑支护双排桩计算模型的改进[J].岩土力学,2016,37(增2):1-15.  
Yang G H, Huang Z M, Jiang Y, et al. Improvement of calculation model of double-row piles for supporting

- deep excavation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(Sup2): 1-15. (in Chinese)
- [8] 曹净,钱国伟,杨泽帅,等.基于等效桁架模型的基坑双排桩结构计算模型研究[J].防灾减灾工程学报,2018,38(6):943-949.  
Cao J, Qian G W, Yang Z S, et al. Study on calculation model of double-row piles retaining wall based on equivalent truss model[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2018, 38(6): 943-949. (in Chinese)
- [9] 建筑基坑支护技术规程:JGJ 120—2012[S].北京:中国建筑工业出版社,2012.
- [10] 李寻昌,高凡凡,冉雨童,等.基于差分法的双排抗滑桩结构内力计算[J].水文地质工程地质,2024,51(5):95-104.  
Li X C, Gao F F, Ran Y T, et al. Internal force calculation of double row anti-slide pile structure based on finite difference method [J]. Hydrogeology & Engineering Geology, 2024, 51(5): 95-104. (in Chinese)
- [11] 谭天懂,印长俊.基于杆系单元法的基坑三排桩支护结构简化计算方法[J].建筑结构,2023,53(增1):2883-2890.  
Tan T C, Yin C J. Simplified calculation method of three-row pile retaining structure of foundation pit based on the bar system element method [J]. Building Structure, 2023, 53(Sup1): 2883-2890. (in Chinese)
- [12] 王俊锋,寇小勇,孙健,等.采用双排桩支护结构的阴阳角型深基坑空间效应研究[J].建筑结构,2022,52(增1):2483-2490.  
Wang J F, Kou X Y, Sun J, et al. Research on the space effect of the deep foundation pit with double-row piles supporting structure [J]. Building Structure, 2022, 52(Sup1): 2483-2490. (in Chinese)
- [13] 胡刚,胡福洪,黄佛光.非等长双排桩在武汉地区基坑工程中的应用[J].探矿工程(岩土钻掘工程),2020,47(2):78-82.  
Hu G, Hu F H, Huang F G. Application of unequal length double-row piles in a foundation pit project in Wuhan [J]. Exploration Engineering (Geotechnical Drilling and Tunneling Engineering), 2020, 47(2): 78-82. (in Chinese)
- [14] 邓宇,孟宝华,灌千元,等.间隔双排桩在贵州某红黏土深基坑及其加固中的应用[J].土工基础,2020,34(6):639-643.  
Deng Y, Meng B H, Guan Q Y, et al. Application of double row piles with rakers as the deep excavation support structure in Guizhou Red Clay [J]. Soil Engineer-

- ing and Foundation, 2020, 34(6): 639-643. (in Chinese)
- [15] 郑刚, 衣凡, 黄天明, 等. 超挖引起双排桩支护基坑倾覆型连续破坏机理研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(8): 1373-1381.  
Zhen G, Yi F, Huang T M, et al. Mechanism of overturning progressive collapse of excavations retained by double-row piles induced by over-excavation [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(8): 1373-1381. (in Chinese)
- [16] Ma Q C, Liu X L, Wang E Z, et al. Optimizing 3D granular modeling with integrated 3DEC and neper techniques for granite mechanics simulation[J]. Computers and Geotechnics, 2024, 173: 106578.
- [17] Xu D D, Wu A Q, Yang Y, et al. A new contact potential based three-dimensional discontinuous deformation analysis method[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2020, 127: 104206.
- [18] 石崇, 张强, 王盛年. 颗粒流(PFC5.0)数值模拟技术及应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018: 28-248.  
Shi C, Zhang Q, Wang S N. Numerical simulation technology and application with particle flow code (PFC5.0)[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2018: 28-248. (in Chinese)
- [19] 王昊, 孙玉海, 江建宏, 等. 考虑摩擦系数的砂土中竖向锚定板承载机理离散元分析[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(增2): 117-120.  
Wang H, Sun Y H, Jiang J H, et al. Mechanism of bearing capacity of vertical anchor plates in sand considering interface friction based on DEM method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(Sup2): 117-120. (in Chinese)
- [20] 胡世兴, 靳晓光, 孙国栋, 等. 土石混合体材料大型三轴试验及 PFC-FLAC 耦合仿真研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 41(增2): 3344-3346.  
Hu S X, Jin X G, Sun G D, et al. Triaxial test and PFC-FLAC coupling simulation study on material parameters and deformation characteristics of soil-rock mixture[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 41(Sup2): 3344-3346. (in Chinese)
- [21] 王涛, 张雷, 廖方建, 等. 滑坡灾害下航油管道抗滑桩的阻滑性能分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2023, 43(2): 250-258, 269.  
Wang T, Zhang L, Liao F J, et al. Analysis of anti-slide performance of slide-resistant piles of aviation fuel pipeline under landslide disaster[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2023, 43(2): 250-258, 269. (in Chinese)
- [22] 建筑边坡工程技术规范: GB 50030—2013[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2013.
- [23] 三峡库区地质灾害防治工作指挥部. 三峡库区地质灾害防治工程地质设计技术要求[S]. 武汉: 中国地质大学出版社, 2014.  
Headquarters for geological disaster prevention and control in the three gorges reservoir area. Technical requirements for engineering geological exploration for geological disaster prevention and control in the Three Gorges Reservoir Area[S]. Wuhan: China University of Geosciences Press, 2014. (in Chinese)
- [24] 周健, 王家全, 曾远, 等. 颗粒流强度折减法和重力增加法的边坡安全系数研究[J]. 岩土力学, 2009, 30(6): 1549-1554.  
Zhou J, Wang J Q, Zeng Y, et al. Slope safety factor by methods of particle flow code strength reduction and gravity increase[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(6): 1549-1554. (in Chinese)
- [25] 江巍, 闫金洲, 欧阳晔, 等. 边坡稳定性强度折减颗粒离散元法分析的细观参数标定策略[J]. 工程科学与技术, 2023, 55(5): 50-60.  
Jiang W, Yan J Z, Ouyang Y, et al. Calibration of micro parameters of particles in granular discrete element method to assess slope stability by strength reduction method[J]. Advanced Engineering Sciences, 2023, 55(5): 50-60. (in Chinese)
- [26] 中佳勘察设计有限公司. 巴东江南城市广场边坡治理施工图设计报告[R]. 宜昌: 中佳勘察设计有限公司, 2021.  
Zhongjia Survey and Design Co. LTD. Construction drawing design report of Jiangnan Chengshi Square Slope, Badong city[R]. Yichang: Zhongjia Survey and Design Co. LTD, 2021 (in Chinese)
- [27] 王军, 王磊, 肖昭然. 双排桩支护排距的有限元分析与研究[J]. 地下空间与工程学报, 2005, 1(7): 1096-1099.  
Wang J, Wang L, Xiao Z R. Analysis of the interval between double-row piles by finite element method [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2005, 1(7): 1096-1099. (in Chinese)

(本文编辑: 周小潭)