

范荣全, 任志超, 任赢, 等. 山区杆塔变径微型桩基础上拔承载特征研究[J]. 水利水电技术(中英文), 2025, 56(4): 118-130. DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.04.010

FAN Rongquan, REN Zhichao, REN Ying, et al. The study on the uplift bearing characteristics of variable diameter micro pile foundation for mountain transmission towers [J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2025, 56(4): 118-130. DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.04.010

山区杆塔变径微型桩基础上拔承载特征研究

范荣全¹, 任志超¹, 任赢², 曾文慧¹, 唐杨¹, 许文杰¹, 张文涛¹, 罗毅¹

(1. 国网四川省电力公司经济技术研究院, 四川 成都 610041; 2. 地质灾害防治与地质环境保护国家重点实验室(成都理工大学), 四川 成都 610059)

摘要:【目的】由于深切峡谷区条件复杂, 电网工程小直径配置的杆塔微型桩基础抗拔承载力不足, 将传统微型桩与变径桩结合的变径微型桩可能是提高其抗拔承载能力的有效选择, 其目的为提高抗拔阻力, 具有更高的抗拔性能和更高的成本效益。【方法】进行了5组室内模型试验, 对比研究了粉土质砂中传统微型桩与变径微型桩的单桩与群桩的承载特征差异, 分析了变径布置与变径微型桩承载机理的关系, 并进一步采取数值模拟揭示了多种变径结构参数和地基土体参数对变径微型桩竖向承载力的影响规律。【结果】结果表明, 变径微型桩的承载力及材料利用率超过普通微型桩的2倍, 其极限荷载下的位移显著大于传统微型桩。此外, 变径微型群桩的群桩效应得到增强, 且在上拔荷载作用下, 桩身各部分承担荷载的方式不同, 扩大头的作用逐步显现, 承担荷载比超过50%。【结论】不同的变径结构参数对桩基竖向承载力的影响随扩大头与侧摩阻力的变化而变化。考虑施工应用, 应合理优化设计结构参数, 变径微型桩在高强度地基土处理中表现出更大的优势。

关键词: 荷载承担比; 变径微型桩; 模型试验; 数值模拟; 扩大头; 桩侧摩阻力

DOI: 10.13928/j.cnki.wrahe.2025.04.010

开放科学(资源服务)标志码(OSID):

中图分类号: TU473

文献标志码: A

文章编号: 1000-0860(2025)04-0118-13



The study on the uplift bearing characteristics of variable diameter micro pile foundation for mountain transmission towers

FAN Rongquan¹, REN Zhichao¹, REN Ying², ZENG Wenhui¹, TANG Yang¹, XU Wenjie¹, ZHANG Wentao¹, LUO Yi¹

(1. State Grid Sichuan Electric Power Research Institute, Chengdu 610041, Sichuan, China; 2. State Key Laboratory of Geohazard Prevention and Geoenvironment Protection (Chengdu University of Technology), Chengdu 610059, Sichuan, China)

Abstract: [Objective] Due to the complex conditions in deep canyon areas, the pullout capacity of micro-pile foundations configured with small-diameter towers in power grid projects is insufficient. The use of tapered micro-piles, which combine traditional micro-piles with varying diameters, may be an effective solution to enhance pullout resistance. This approach aims to

收稿日期: 2024-07-18; 修回日期: 2024-09-09; 录用日期: 2025-01-27; 网络出版日期: 2025-03-20

基金项目: 国家电网有限公司科技项目(5108-20221 8280A-2-322-XG); 国家自然科学基金(U23A20651)

作者简介: 范荣全(1966—), 男, 正高级工程师, 硕士, 主要从事电力基建工程与新技术研究。E-mail: 1965347983@qq.com

通信作者: 任赢(2001—), 女, 硕士研究生, 研究方向为岩土工程与地质工程。E-mail: 2781279996@qq.com

©Editorial Department of Water Resources and Hydropower Engineering. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license.

improve the pullout performance while offering greater cost-effectiveness. [Methods] Five groups of indoor model tests were conducted to comparatively analyze the load-bearing characteristics of traditional micro-piles and tapered micro-piles in sandy silt. It also examined the relationship between tapered arrangements and the load-bearing mechanisms of tapered micro-piles. Furthermore, numerical simulations were employed to reveal how various structural parameters of the tapered design and soil properties affect the vertical load capacity of tapered micro-piles. [Results] The result indicated that the load capacity and material efficiency of tapered micro-piles exceed those of conventional micro-piles by over two times, with displacements under ultimate loads significantly greater than those of traditional micro-piles. Additionally, the group effect of tapered micro-pile groups was enhanced, and under uplift loads, different parts of the pile experienced varying load distributions, with the role of enlarged heads becoming increasingly prominent, carrying more than 50% of the load. [Conclusion] The influence of different tapered structural parameters on the vertical load capacity of the pile foundation varied with changes in the enlarged head and side friction resistance. For practical applications, it is essential to optimize the design parameters rationally, as tapered micro-piles demonstrate greater advantages in the treatment of high-strength foundation soils.

Keywords: load sharing ratio; variable diameter micropiles; model tests; numerical simulations; enlarged head; side friction resistance of piles

0 引言

为了解决我国西部地区水电资源的外送及相关电网工程的问题^[1], 西部高原山区的许多架空线路不得不选在地质条件复杂、适应性较差的深切峡谷和陡坡等区域。大量输电线路需要在陡峭的山坡和山脊上铺设。常用的杆塔基础大多为较大型的灌注桩基础, 这种基础的施工设备笨重, 进场困难, 导致人力和物力资源的浪费^[2]。此外, 深切峡谷区域的高位地质灾害也给杆塔基础带来了潜在威胁^[3-4]。因此, 确保输电塔基础的稳定性和承载能力显得尤为重要。

微型桩因其体积小、施工灵活且造价合理, 与其他基础类型相比, 能够使用轻便的施工设备, 这使得其在施工中具有独特的优势。自 20 世纪 50 年代在意大利首次推出以来^[5], 微型桩被广泛应用于多种领域, 例如现有基础的托换、原位加固及抗震改造等^[6-8], 逐渐被认可为在受限场地条件下的有效解决方案, 并且在输变电工程中也得到了越来越多的应用^[9-11]。然而, 由于微型桩主要依靠摩擦力工作, 其小横截面积使其在山区复杂的嵌岩条件下, 抗拔性能受到显著影响, 且表现出不稳定性。此外, 输电塔基的跨越距离较大, 土层岩性变化显著, 同时还会长期承受风荷载等抗拔荷载, 因此有必要进一步探讨将微型桩与其他基础形式相结合, 以更好地应对这些挑战。

扩底桩是通过钻孔灌注桩技术发展而来的变径桩类型, 具有优良的抗拔性能^[12-13], 能够有效防止桩基拔出破坏, 并提高桩端阻力和桩身摩阻力, 同时减小负摩阻力的影响^[14-15]。由于扩底桩在提升抗拔性能上表现突出, HONDA 等^[16]首次应用离散单元法研究扩底桩和多扩径桩的抗拔性能。研究发现, 与等截

面桩相比, 扩径桩在上拔过程中, 土体变形主要集中在扩大的头部, 并且变形不仅限于竖向位移, 还会向四周扩散, 这对荷载位移特性影响较大^[17]。研究者们对扩底桩的承载机理进行了多方面的探讨, 包括扩径位置、扩径比及数量的影响^[18-19], 以及扩径部位与桩身的荷载关系^[20-21]。此外, 桩周土体参数的变化也显著影响桩体的承载能力^[22-23]。在现有的变径桩形式中^[24], 楔形桩和阶梯型桩往往以降低抗拔性能为代价来提高抗压性能, 因此不适合既需承受抗压又需抵抗长期上拔荷载的杆塔基础。综合考虑施工工艺和经济效益, 目前建议采用钟形扩底变径形式^[25], 该形式只需浅层膨胀, 不会破坏土体的静态状态, 也不易产生应力集中, 结合微型桩可有效提升塔基基础的抗拔性能。

由于深切峡谷区变径微型桩塔基基础现场原型试验较复杂, 价格昂贵, 且工期较长, 为了进一步研究变径微型桩与传统微型桩的承载特征差异, 分析变径布置与变径微型桩承载机理的关系, 本文基于深切峡谷区岩土体特征进行了一系列室内模型试验, 基于试验结果, 在对变径微型桩荷载传递机理的研究基础上, 采用数值模拟进行了不同变径结构类型及土层参数下的变径微型桩承载特征研究。

1 变径微型桩模型试验

1.1 模型试验设计

采取室内模型试验对几种变径微型桩型的受力和变形特征进行研究, 本文建立了三种变径微型单桩模型, 分别为等截面微型桩 (UCM) (用于对比)、扩底微型桩 (VCM-A) 和双变径微型桩 (VCM-B) (底部+中部), 以及两种微型群桩基础: 等截面微型群桩

表 1 模型桩基本配置

Table 1 Basic configuration of model pile

类别			原型			模型		
序号	桩型	编号	直径/mm	桩顶到扩径部分距离/mm	入土深度/mm	直径/mm	桩顶到扩径部分距离/mm	入土深度/mm
1	等截面微型单桩	UCM	300	—	700	30	—	70
2	变径微型单桩	VCM-A	600(<i>D</i>) 300(<i>d</i>)	630		60(<i>D</i>) 30(<i>d</i>)	63	
3		VCM-B		280(1) 630(2)			28(1) 63(2)	
4		等截面微型群桩		GUCM			—	
5	变径微型群桩	GVCM-A	630	630		63		

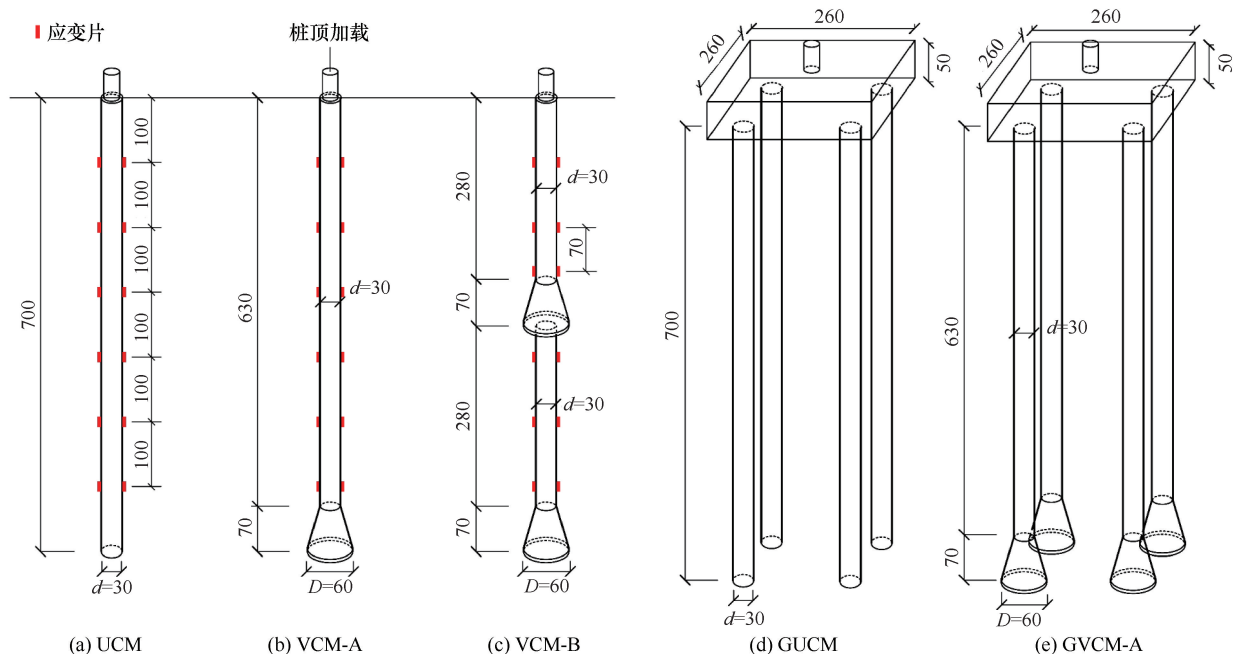


图 1 测试变径微型桩形式(单位: mm)

Fig. 1 Test the form of variable diameter micropiles (Unit: mm)

(GUCM)、变径微型群桩(GVCM-A), 其原型及缩小模型桩的配置和尺寸如表 1 所列、图 1 所示。由于微型桩通常采用压力灌注或二次灌注方法进行灌注, 故选取强度高、性能稳定, 且弹性模量较相近的铝合金管模拟几种变径微型桩, 通过拉伸试验测得模型桩的弹性模量为 70 GPa, 桩体满足刚度要求。

1.2 试验模型

西部高原深切峡谷区地基岩土体成因复杂、岩土体类型众多。因此, 作为模型试验土体选取的原则如下: 首先应满足深切峡谷区的环境条件; 同时, 场地岩土体在区内分布较广、岩土体的物质组成、结构性质分布较均匀、工程地质特性较稳定, 且具有区域上的代表性, 故选取深切峡谷区杆塔基础中分布较广的含碎石粉质黏土地基为例, 结合现场勘探、地基土取样及室内土工试验, 得到试验所用土体物理力学参数如表 2 所列。根据统一土壤分类系统(USCS), 该土

属于级配良好的粉土质砂(SC), 大于 4.75 mm 的粗颗粒含量小于 50%, 小于 0.075 mm 的细粒含量为 15.56%, 粉粒含量大于黏粒含量, $C_u = 79$, $C_c = 1.034$, 土体的颗粒分布曲线如图 2 所示。

表 2 试验用土物理力学参数

Table 2 Physical and mechanical parameters of test soil

参数种类	参数值
比重	2.71
重度/ $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$	21.30
含水率	10.21
D_{10}/mm	0.05
D_{50}/mm	2.65
D_{60}/mm	4.43
均匀系数	79.00
塑性指数	15.10

为保证试验数据的可靠性, 还原原型试验的力学

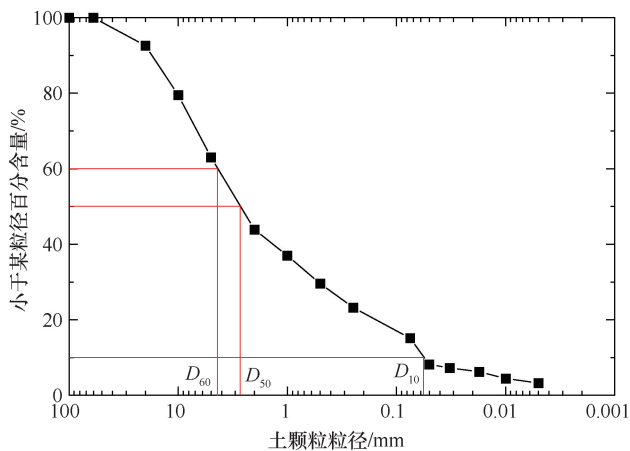


图2 地基土的粒度组成曲线

Fig. 2 Particle size distribution of silty sand

性质, 可通过推导原型各物理量与模型各物理量之间的对应比例关系, 以此确定室内模型制备的各项参数 (见表3)。由于模型比例越大, 精度越高, 故将原型与模型微型桩的几何相似比定为 10 : 1, 其余物理

量的相似常数根据白金汉的 π 定理 (Buckingham π theorem) 确定, 相似常数确定公式如下, 模型试验中其它物理量的相似常数可由几何相似常数 C_L 直接表示或由常数 C_L 推导出来, 计算公式为

$$C_L = \frac{X_p}{X_m} = \frac{Y_p}{Y_m} = \frac{Z_p}{Z_m} \quad (1)$$

式中, C_L 为模型与原型的几何相似常数; X_p 、 Y_p 、 Z_p 为原型各方向几何尺寸; X_m 、 Y_m 、 Z_m 为模型各方向几何尺寸。各个物理量的相似系数如表 3 所列。

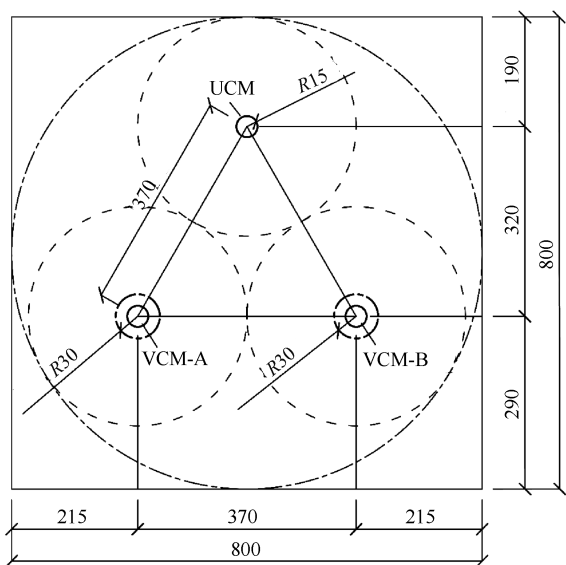
模型箱内净空尺寸为 0.8 m × 0.8 m × 1.0 m, 底板设置防渗水胶做防水处理, 由于微型桩为非挤土桩, 试验采用埋置式并分层填筑夯实, 将土壤填充到目标密度。4 个试验模型分两组进行试验, 模型桩布置如图 3 所示, 其中三种单桩的间距至少为最小桩径的 12 倍, 桩与边界之间的距离至少为最小桩径的 6 倍, 以减少试验桩间的相互作用和边界效应影响, 并取每层土进行环刀取样, 控制土体密实度以保证重复试验的土体密度保持一致。

表 3 模型试验物理量相似比

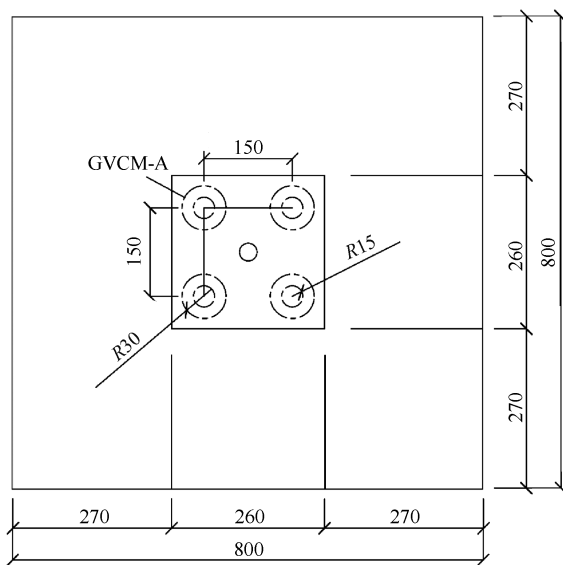
Table 3 Similarity ratio of physical quantities in model test

物理量	相似关系	原型/模型	物理量	相似关系	原型/模型
长度 L	$C_L = \frac{L_p}{L_m}$	10	应力 σ	$\frac{C_\sigma}{C_\gamma C_L} = 1$	10
密度 γ	$C_\gamma = 1$	1	应变 ε	$C_\varepsilon = 1$	1
位移 δ	$\frac{C_\delta}{C_L} = 1$	10	泊松比 μ	$C_\mu = 1$	1
荷载 P	$\frac{C_p}{C_\gamma C_L^3} = 1$	10^3	内摩擦角 ψ	$C_\psi = 1$	1

注: C_i 代表各物理量 i 的相似比; L_p 为原型长度; L_m 为模型长度。



(a) 变径单桩



(b) 变径群桩

图 3 模型桩布置 (单位: mm)

Fig. 3 Layout of model piles (Unit: mm)

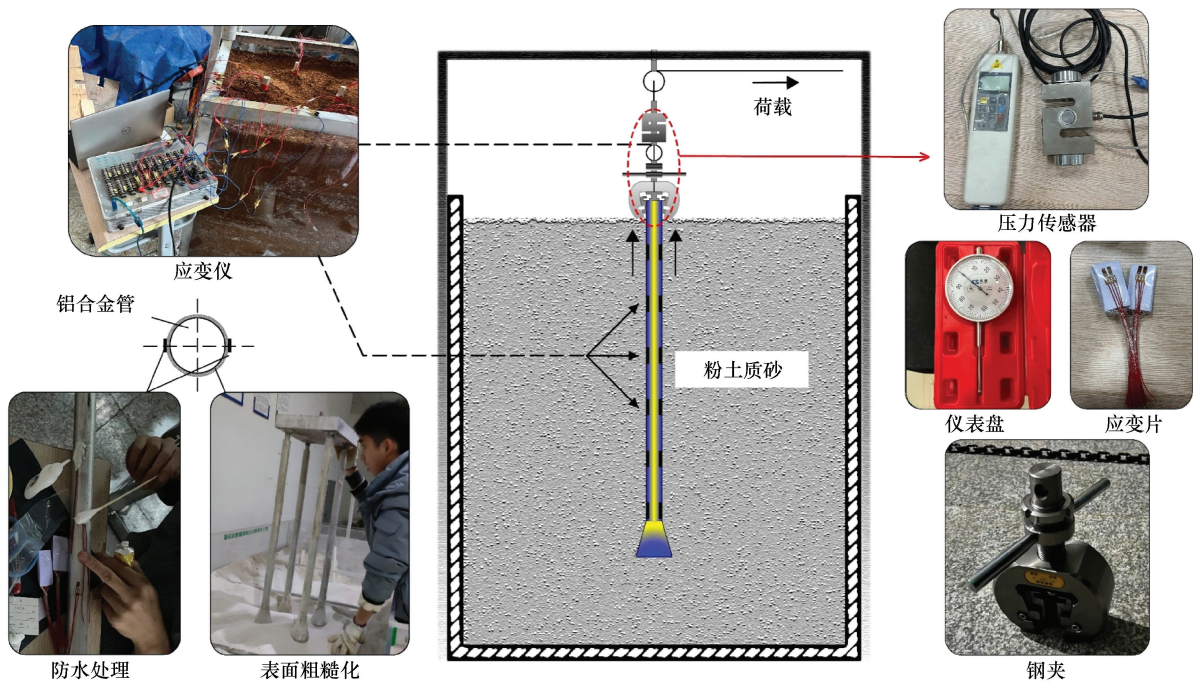


图4 模型加载装置示意

Fig. 4 Model loading device schematic diagram

1.3 量测装置及加载

在桩顶或承台上方布置精度为 0.01 mm 的百分表, 总量程为 80 mm, 并于桩两侧间隔 10 cm 安装了 6 对应变片, 对其进行绝缘与防潮处理, 通过外接导线引出并连接到静态电阻应变仪进行测量。待模型桩粘贴完应变片后, 均匀粘贴环氧树脂、调配薄层中砂使其表面粗糙化, 从而更好模拟模型桩表面与土体摩擦接触的效果, 整体模型试验装置如图 4 所示, 测试设备如图 5 所示。试验根据《建筑基桩检测技术规范》(JGJ106—2014)^[26]中规定的慢速维持荷载法对模型桩进行加载, 上拔荷载分多级施加, 加载至模型基础破坏时终止试验, 并完成相关数据的采集存储。

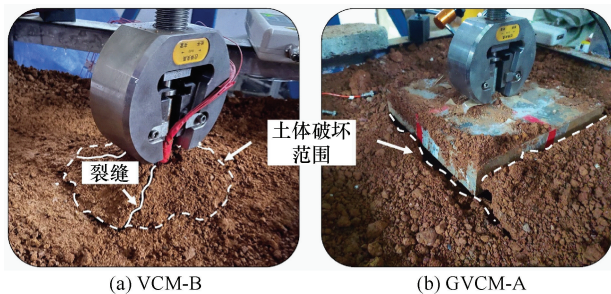


图5 试验加载至土体破坏

Fig. 5 Test loading until soil failure

2 试验结果及分析

2.1 荷载位移曲线分析

根据模型试验测得的应变, 得到桩基础位移达到破坏时的荷载-位移曲线如图 6 所示, UCM 模型的荷载-位移曲线为陡变型, 极限承载力为 450 kN。变径微型桩的荷载-位移曲线较平缓, 其在极限荷载状态下的上拔位移量比等截面微型桩更大, VCM-A 与 VCM-B 模型的极限承载力分别为 980 kN 和 1 390 kN。对于微型群桩基础, GUCM 模型的极限承载力为 1 710 kN, 荷载-位移曲线仍为陡变型, GVCM-A 模型的极限承载力为 3 480 kN。对比同等条件下的不同桩型, 与 UCM 模型相比, VCM-A 的极限承载力提高了 1.2 倍, VCM-B 模型的极限承载力提高了 2.1 倍, GVCM-A 相比于 GUCM 模型的极限承载力提高了 1.0 倍。

单桩与群桩模型土体破坏形式分别如图 5(a)、5(b)所示, 其土层表面裂纹较发育, 承台侧裂纹较明显, 有被整体拔起的趋势。

将极限上拔承载力与对应的上拔位移的比值定义为抗拔刚度系数 S ^[27], 极限上拔承载力与桩身体积的比值定义为桩身材料利用率 D ^[28], 以及极限上拔承载力增量与变径部分桩身体积的比值定义为变径效应系数 E 。后续分析表明, 极限上拔承载力增量由扩大头部分和因扩大头作用导致的上部桩身侧摩阻力增

加部分提供, 通过抗拔刚度系数、桩身材料利用率及变径效应系数 3 个指标分析变径微型桩的抗拔承载特征, 结果如表 4 所列。

如表 4 所列, 由于 UCM 模型极限状态下的位移较小, 其抗拔刚度系数更高, 但 VCM-A 及 VCM-B 模型的桩身材料利用率明显大于 UCM, 且提升效果随着扩大头的增加而增加。VCM-B 模型的变径效应系数小于 VCM-A, 即位于底部的扩大头对桩身整体承载力性能的提升效果大于中部扩大头。相比于变径微型单桩, 受群桩效应影响, 变径微型群桩的桩身材料利用率及变径效应系数均有降低。

2.2 桩身轴力分析

将应变片得到的轴向应变数据进行桩身轴力换算, 计算公式为

$$Q_i = \varepsilon_i EA \quad (1)$$

式中, ε_i 为第 i 个桩身截面轴向应变; A 为桩身横截面积; Q_i 为第 i 个桩身截面轴向应力。

图 7 显示了三种微型单桩各加载步骤对应的桩身轴力分布曲线。三种微型单桩的轴力均沿着深度方向逐渐衰减, UCM 模型的桩身轴力变化较为均匀, 其轴力变化均来自于等截面部分侧摩阻力的发挥。与等截面微型桩不同的是, VCM-A 和 VCM-B 模型在扩大头位置处, 轴力明显降低, 扩大头上部桩身轴力变化

斜率变大, 为了进一步分析变径微型桩在上拔荷载作用下的荷载转递特性, 将讨论试验模型的侧摩阻力发挥情况及等截面部分与扩大头荷载承担比。

2.3 桩身侧摩阻力及荷载承担比分析

根据桩身各截面轴力换算桩身各段侧摩阻力公式为

$$f_s = \frac{Q_{i-1} - Q_i}{\pi dl} \quad (2)$$

式中, f_s 为桩身受力分析段侧平均摩阻力值; l 为桩身受力分析段长度。

计算各试验模型桩的桩侧摩阻力, 并绘制侧摩阻力随桩身变化曲线如图 8 所示, UCM 模型顶部抗拔荷载较小时, 桩侧阻力沿着桩身变化幅度较小, 随着顶部荷载的增加, 上部侧摩阻力缓慢增大到极限侧摩阻力后有所降低, 出现了软化现象, 随着荷载的进一步增大, 上部侧阻保持不变, 主要为下部侧摩阻力逐渐发挥来抵消顶部荷载作用, 直至达到极限状态。

与 UCM 模型不同, VCM-A 模型的侧摩阻力随深度分布曲线呈现“L”型, 扩大头上部侧摩阻力首先发挥作用, 并随着深度的增加而增大, 靠近扩大头的等截面部分侧摩阻力增加显著, 通过放大图可以看到, 扩大头上等截面部分侧摩阻力同样出现了软化现象, 而随着桩顶荷载的增加, 扩大头处桩侧摩阻力急

表 4 模型试验结果

Table 4 Model experiment results

序号	桩型		极限抗拔承载力/kN	对应上拔位移/mm	抗拔刚度系数 $S/\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$	桩身材料利用率 $D/\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$	变径效应系数 $E/\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$
1	等截面微型单桩	UCM	450	8.9	50.6	909.9	0
2	变径微型单桩	VCM-A	980	30.0	32.7	1 707.2	4 110.6
3		VCM-B	1390	30.0	46.3	2 126.9	3 645.2
4	变径微型群桩	GUCM	1 710	9.3	183.9	864.4	0
5		GVCM-A	3 480	30.0	116.0	1 515.6	3 257.4

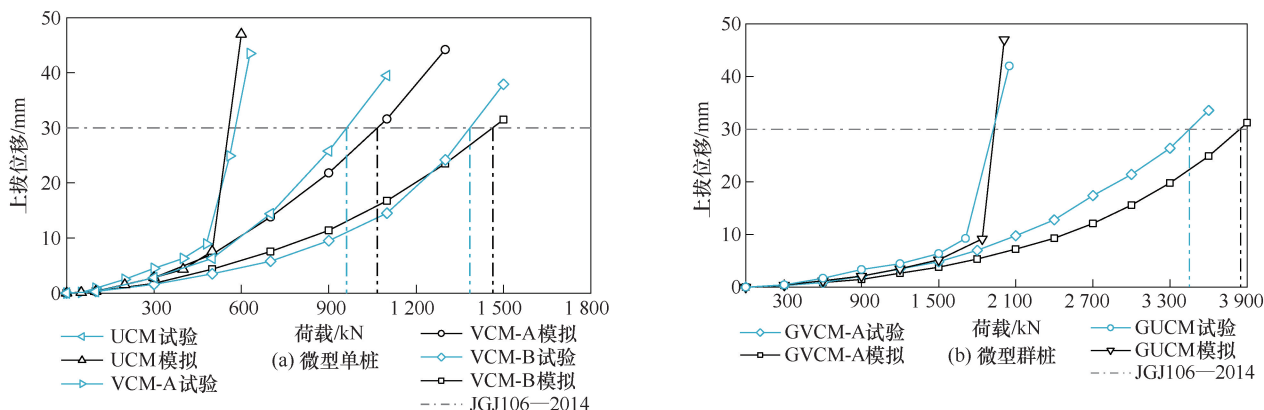
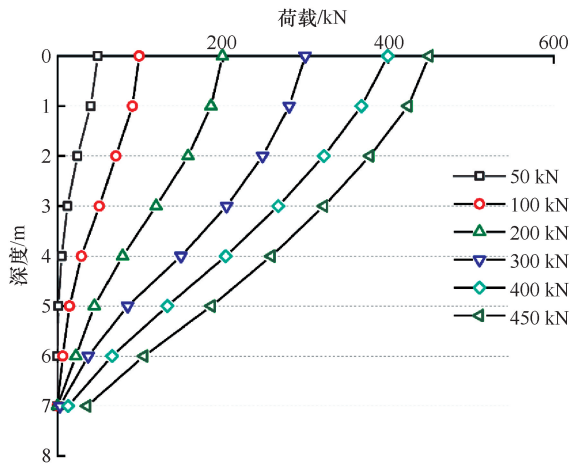
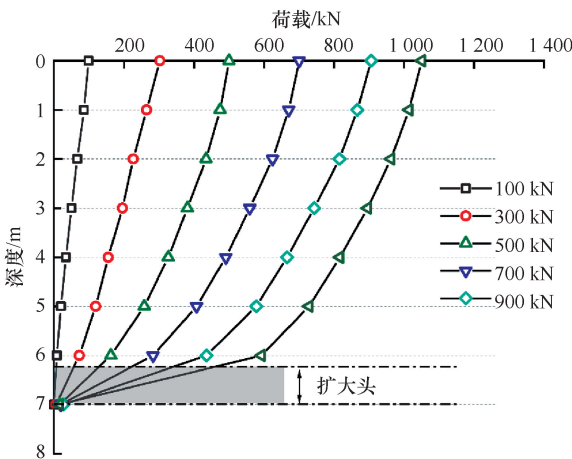


图 6 微型桩荷载-位移曲线对比(与模拟值对比)

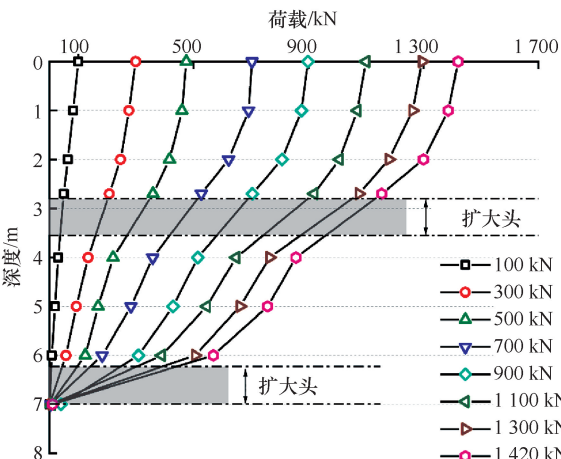
Fig. 6 Comparison of load-displacement curves of micropiles (compared with simulated values)



(a) UCM



(b) VCM-A

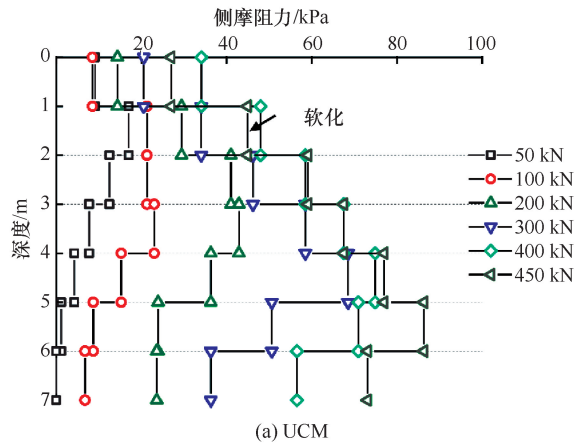


(c) VCM-B

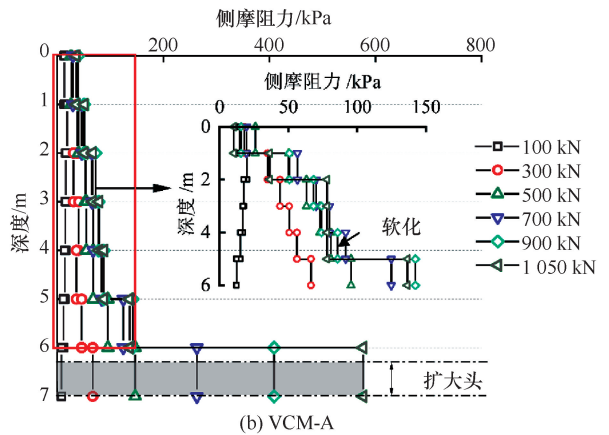
图7 桩身轴力分布曲线

Fig. 7 Pile axial force distribution curve

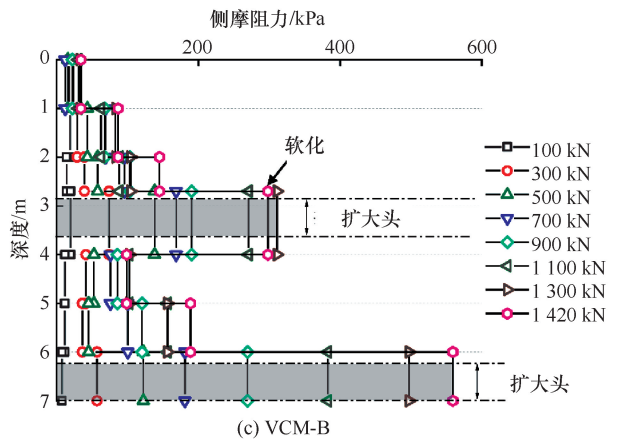
剧增大(这里将扩大头的支撑力计入扩大头的侧摩阻力中), 这主要归因于扩大头的轴阻力增强效应。于桩身中部增加了一个扩大头后, VCM-B模型的侧摩阻力分布曲线呈现倒“F”型, 且随着桩顶荷载的增加, 桩身中部扩大头上等截面部分桩侧摩阻力首先发



(a) UCM



(b) VCM-A



(c) VCM-B

图8 桩侧摩阻力曲线

Fig. 8 Pile side friction resistance curve

挥作用, 并逐渐下移至中部扩大头部分, 当中部扩大头承担的荷载达到极限值时, 底部扩大头才开始充分发挥作用, 并且此时中部扩大头附近及上部等截面部分桩侧摩阻力也出现软化现象。这揭示了多变径微型桩在上拔荷载作用下各部分承担荷载是异步进行的, 桩侧摩阻力与扩大头支撑力在时间上协调发挥作用, 当桩身达到极限承载力时, 桩体各部分桩侧摩阻力分担趋于稳定。

图9为两个变径微型桩的桩身荷载承担分配曲

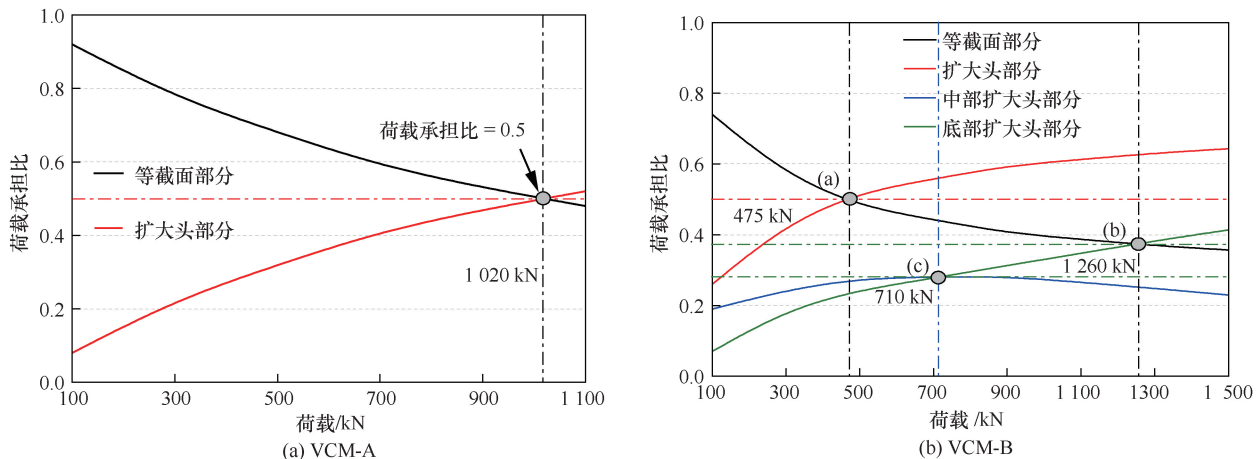


图9 变径微型桩桩身荷载承担比

Fig. 9 Load bearing ratio of variable diameter micro pile body

线, VCM-A 模型扩大头部分的荷载承担比逐渐增加, 达到极限荷载时, 扩大头部分荷载承担比为 52%, 表现出摩擦-扩大头端承桩的典型特征。荷载较小时, VCM-B 模型两个扩大头部分的荷载承担比均逐渐增加, 当荷载达到 710kN 时, 两个扩大头部分承担荷载比相同, 而随着底部扩大头逐渐发挥作用, 中部承担荷载比例呈下降趋势, 达到极限荷载时, 扩大头部分总荷载承担比为 64%, 表现为双支点扩大头-端承摩擦桩特性。

2.4 变径微型群桩效应系数分析

两种群桩基础的群桩效应系数如图 10 所示, 通过对比 GUCM 与 GVCM-A 模型的极限上拔承载力可知, GVCM-A 基础的上拔承载性能提升了 83.2%, 但对比 VCM-A 与 UCM 模型抗拔性能提升比 ($VCM-A/UCM=2.2$), 群桩基础总体提升性能并不等于单桩提

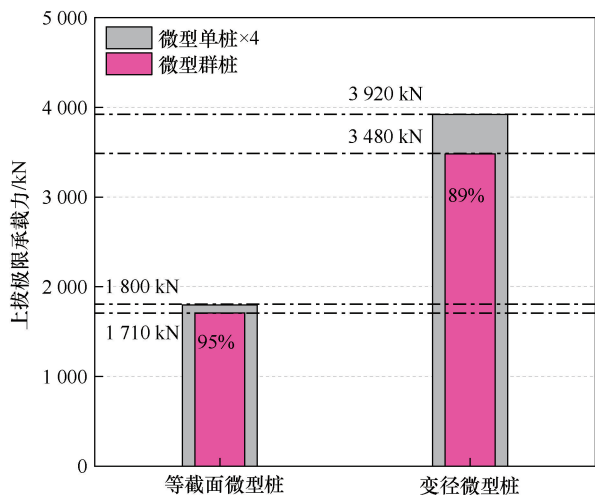


图10 群桩效应系数

Fig. 10 Group pile effect coefficient

升性能总和, 而是在其基础上折减部分承载力, 与 GUCM 基础相比, GVCM-A 基础的群桩效果更为明显。分析原因为桩底扩大头部分塑性区在桩间土体相互影响下进一步扩大土体承载能力随之降低, 群桩效应系数减小为 0.887。相比于大直径扩底桩, 扩底微型群桩效应系数较大, 微型桩桩身应力叠加效果有所增强。

3 数值模拟研究

上述模型试验是在有限的地基和变径桩型条件下进行的, 为了研究不同变径型式的微型桩对抗拔性能的影响, 同时验证模型结果的可靠性, 本节通过数值反演模型与模型试验结果相互验证后, 补充研究多种变径型式的微型桩的抗拔承载特征。

3.1 模型建立及参数取值

考虑微型桩长度和边界效应的影响, 模型尺寸为 $12\text{ m} \times 12\text{ m} \times 15\text{ m}$, 土体本构模型采用摩尔-库伦弹塑性模型, 桩体本构采用弹性模型, 为了直观的反映桩土土体之间的作用效果, 桩土均为实体单元模拟, 桩土之间建立接触面单元。为避免应力集中, 于上部露出部分桩体, 上拔荷载施加在这部分桩顶。概化土层及桩体模型如图 11、图 12 所示, 土体和桩体的计算参数如表 5 所列。

数值反演前, 需对地基土体进行初始地应力平衡, 确定土体侧压力系数, 从而得到与实测较为接近的初始地应力。侧压力系数与泊松比的关系可近似表示为 $K_s = \mu / (1 - \mu)$, 本试验地基土的 K_s 值为 0.45~0.49。

试验和模拟荷载曲线对比如图 6 所示, 荷载-位移对比曲线中, 模拟的位移稍大于试验结果, 分析原因为, 在数值模拟中, 通过赋予接触单元刚度来模拟

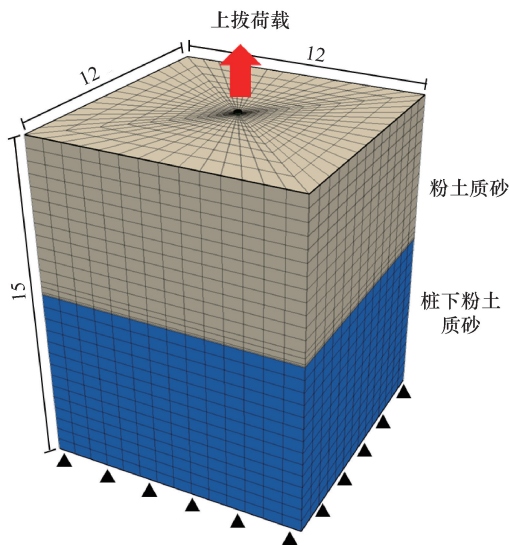


图 11 地基土模型(单位: m)

Fig. 11 Foundation soil model(Unit: m)

桩土体相邻结构之间的空隙, 假设接触面刚度在弹性阶段保持不变, 导致模拟结果偏大, 但实际情况下桩土体间“接触刚度”随着荷载的施加而减小, 同时

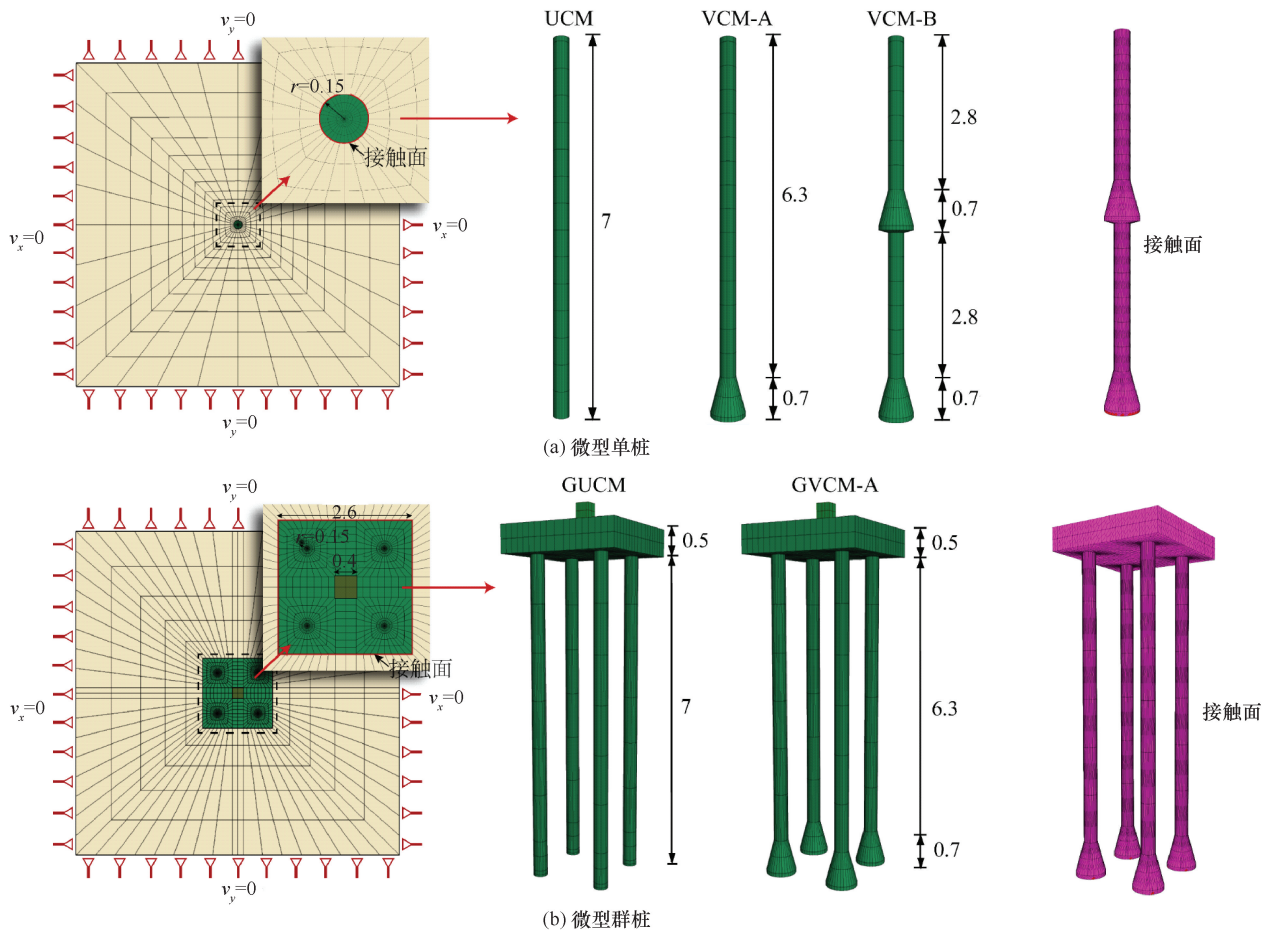


图 12 微型桩模型(单位: m)

Fig. 12 Micropile model(Unit: m)

参数的设置与模型试验中的应变片粘结质量均有可能产生影响。但总体来说, 反演与试验曲线趋势较为吻合, 表明此数值模型能够真实反映此变径微型桩基础的真实工况。

3.2 不同变径形式下微型桩的承载特征研究

数值模拟分别讨论扩底桩径, 变径数量, 变径位置和桩长的影响, 同时对比研究不同强度地基土体对扩底桩抗拔承载力的影响, 计算获得变径单桩极限上拔荷载与桩身结构参数关系柱状图, 如图 13 所示。

如图 13 所示, 随着扩大头扩径增大, 桩基极限抗拔承载力和扩大头承担荷载比都明显增加, 扩大头承担荷载由 43% 增加至 59%。同样, 随着扩大头数量增加, 桩基极限抗拔承载力增加, 但增加趋势逐渐减小, 而扩头承担荷载处于 52%~55% 范围内, 并没有随着扩大头数量的增加而成比例增加, 说明变径数量并不是影响微型桩抗拔承载力的决定因素, 一味增加变径数量, 对桩身承载力提升有限。增加变径微型桩的桩长, 抗拔承载力的增大值主要由增加桩长部分的桩侧摩阻力提供, 而扩头承担荷载比例由 58%

表 5 有限元计算中的土体计算参数

Table 5 Soil calculation parameters in finite element calculation

模型名称	密度/ $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	弹性模量/MPa	泊松比	黏聚力/kPa	内摩擦角/ $^{\circ}$	切向刚度	法向刚度
粉土质砂	2.13	4.9	0.32	17.18	30.49	—	—
桩体	2.50	31 500.0	0.20	—	—	—	—
接触面	—	—	—	10.96	21.62	7×10^9	7×10^9

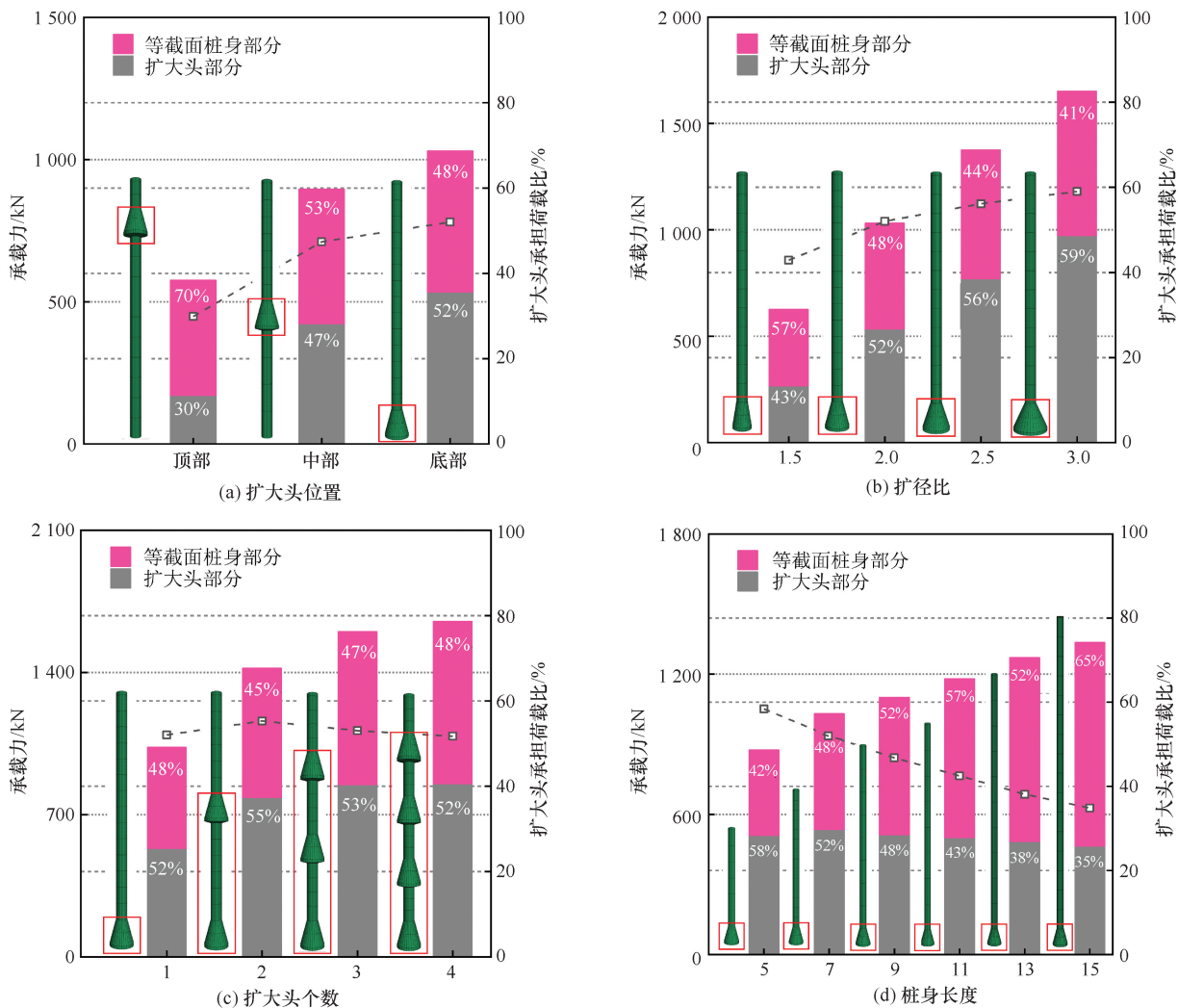


图 13 上拔极限荷载与桩身结构参数的关系

Fig. 13 The relationship between the ultimate uplift load and the structural parameters of the pile

降至 35%，且变径微型桩的承载力与扩大头的布置位置有关，位于下部的扩大头对桩基承载力的提升效果更强。

3.3 不同地基土下变径微型桩的承载特征研究

为进一步探究山区复杂土层情况下，不同桩周土体强度对微型桩的抗拔性能的影响，综合上述研究选取 VCM-B 模型与 UCM 模型进行对比，设置由弱到强的 5 种地基土体(见表 6)，计算不同土体强度下桩周土体在极限承载力下的屈服状态如图 14 所示。由表 6 和图 14 可知，在达到规定的极限承载力时，等截

面微型桩的桩周土体塑性区大致分布于桩身顶部与底部，随着桩周土体强度的增加，塑性屈服区范围有所减小，但整体变化不明显，极限承载力提升有限。而 VCM-B 的塑性屈服区内缩明显，桩周土体屈服区仍集中于扩大头处，此处受压迫土体提供了较大的抗拔阻力，极限承载力提升较大。且随着地基土强度的增加，相同土体条件下，VCM-B 模型的抗拔极限承载力较 UCM 模型提高了 2.0~2.5 倍，其比值均随着地基土强度的增加而提高，所以在高强度山区土体中，相对于与传统桩型，变径微型桩具有一定的优越性。

表 6 不同强度土体参数下极限抗拔承载力

Table 6 Ultimate uplift bearing capacity under different strength soil parameters

地基土种类	重度 G / $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(\circ)$	压缩模量 E_s/MPa	泊松比 ν	抗拔承载力 (UCM)/kN	抗拔承载力 (VCM-B)/kN
1	20	13	26	8	0.35	350	1 050
2	20.5	15	28	11	0.34	400	1 230
3	21	17	30	15	0.32	450	1 420
4	22	20	32	20	0.30	500	1 650
5	22.5	23	35	25	0.28	540	1 870

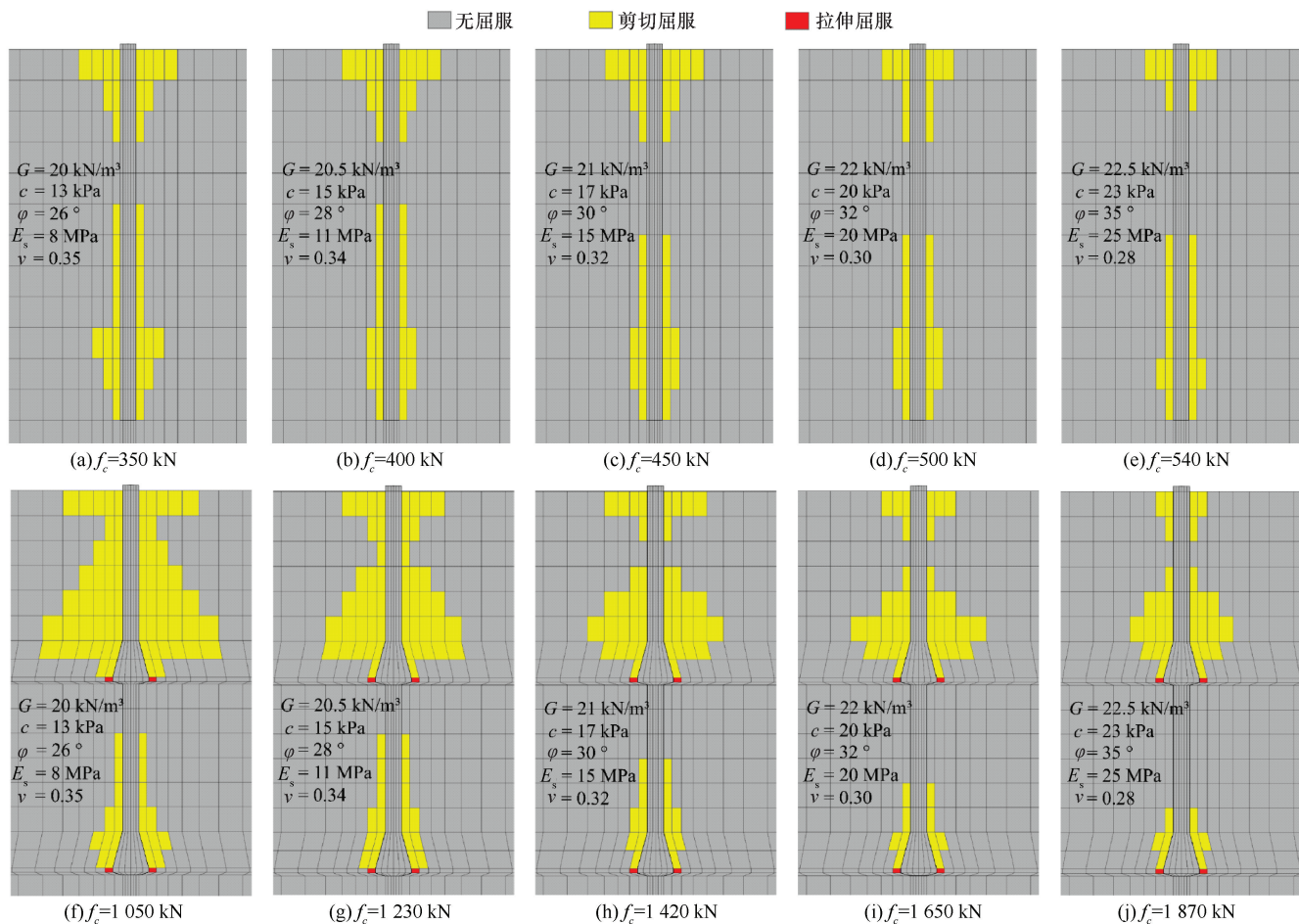
注: f_c 为上拔极限荷载。

图 14 不同土体强度桩周塑性屈服区变化(极限荷载)

Fig. 14 Change of plastic yield zone around pile with different soil strength (ultimate load)

同时, 考虑到实际工程中, 地基土层大部分都是不均匀的, 但该变径微型桩基础可凭借短螺旋钻机搭配扩大钻头在任意深度进行扩孔, 故工程中可根据土层持力层部分灵活调整扩大头位置, 发挥扩大头优势, 确保满足承载力要求。

4 结论

基于对深切峡谷区输电塔变径微型桩进行的模型试验及数值模拟研究, 结合多个指标同时考虑土

体强度对变径微型桩进行抗拔承载特征研究, 主要结论如下。

(1) 对比等截面微型桩, 变径微型桩的抗拔性能有较大提升, 单桩极限承载力提高了 1~2 倍 (VCM-A/UCM、VCM-B/UCM), 群桩极限承载力提升了 0.8 倍 (GVCM-A/GUCM)。等截面微型桩荷载-位移曲线为陡变型, 工程应用中容易发生突变破坏, 变径微型桩荷载-位移曲线为缓变型, 且变径微型桩破坏位移远大于等截面微型桩。

(2)变径微型桩的材料利用率较等截面微型桩提高了约1倍,提高率随着扩大头个数的增加而增加,但变径效应系数随着扩径数量的增加而减小,受扩径影响,群桩效应对变径微型群桩的削弱效果增强。

(3)变径微型桩的极限上拔承载力增量由扩大头和因扩大头挤密作用导致上部增加的侧摩阻力两部分提供,上拔荷载作用下,变径微型桩各部分承担荷载是异步进行的,当上拔荷载达到极限时,VCM-A模型和VCM-B模型扩大头部分承担荷载比分别为52%和64%。

(4)通过分析变径微型桩不同桩身结构参数及山区土体参数可知,不同变径结构参数,可通过改变扩大头与桩侧摩阻力荷载承担比,影响桩基竖向承载性能:增加变径部分扩径可提高扩大头部分荷载承担比,但由于浇筑时扩径部分为素混凝土,扩径部分不宜过大;变径数量并不是影响微型桩抗拔承载力的关键因素,具体施工应用中,较多的扩径数量会加大施工难度,导致成桩困难,故工程中选取双扩径或三扩径形式较为合理;中部和底部致密层对扩大头承载力提升较为明显,而增加桩长对桩身抗拔承载力提升较小;山区土体由弱变强的过程中,变径微型桩抗拔承载力相对于等截面微型桩逐渐表现出优势。

参考文献 (References):

- [1] 李国英. 为以中国式现代化全面推进强国建设、民族复兴伟业提供有力的水安全保障[J]. 水利发展研究, 2024, 24(3): 1-3.
- LI Guoying. Providing strong water security guarantee for comprehensively promoting the construction of a strong country and the great cause of national rejuvenation with Chinese modernization[J]. Water Resources Development Research, 2024, 24(3): 1-3.
- [2] LI H T, REN G M. Horizontal and uplift bearing characteristics of cast-in-place micropile group foundation in plateau mountainous area [J]. Sustainability, 2023, 15(18): 13554.
- [3] 甘艳, 胡元潮, 阮江军, 等. 华中电网 500 kV 输电线路主要自然灾害分析与预防[J]. 电力建设, 2012, 33(6): 37-42.
- GAN Yan, HU Yuanchao, RUAN Jiangjun, et al. Analysis and prevention of major natural disasters in the 500 kV transmission line of central China Power Grid[J]. Electric Power Construction, 2012, 33(6): 37-42.
- [4] 王彦海, 李清泉, 陈波, 等. 滑坡灾害下 500 kV 铁塔安全性分析 [J]. 三峡大学学报(自然科学版), 2020, 42(1): 74-79.
- WANG Yanhai, LI Qingquan, CHEN Bo, et al. Safety analysis of 500 kV iron tower under landslide disaster [J]. Journal of China Three Gorges University(Natural Sciences), 2020, 42(1): 74-79.
- [5] Department of Transportation. Micropile Design and Construction

Guidelines: Implementation Manual [M]. McLean, Virginia: Department of Transportation, FHWA Publication, 2000.

- [6] 夏峻, 白汗章, 王佳佳, 等. 黄土地基微型桩基础上拔及下压承载性能研究[J]. 应用力学学报, 2023, 40(2): 340-349.
- XIA Jun, BAI Hanzhang, WANG Jiajia, et al. Research on the pull-out and compressive bearing performance of micro pile foundation on loess foundation[J]. Journal of Applied Mechanics, 2023, 40(2): 340-349.
- [7] EL K W, HAN J. Numerical analysis of existing foundations underpinned by micropile[J]. International Journal of Geomechanics, ASCE, 2017, 17(6): 04016126.
- [8] 刘晓朋. 公路隧道进口滑坡分析与治理方案比选[J]. 铁道勘察, 2024, 50(3): 103-108.
- LIU Xiaopeng. Analysis and comparison of treatment plans about landslide of highway tunnel entrance [J]. Railway Investigation and Surveying, 2024, 50(3): 103-108.
- [9] THOMPSON F, SALISBURY N, KHATTAK A, et al. Integration of optimum, high voltage transmission line foundations[J]. In Electrical Transmission and Substation Structures 2009: Technology for the Next Generation, 2009, 363: 94-105.
- [10] ZEKAVATI A A, KHODAVERDIAN A, JAFARI M A, et al. Investigating performance of micropiled raft in foundation of power transmission line towers in cohesive soil: experimental and numerical study[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2018, 55(3): 312-328.
- [11] 盛明强, 乾增珍, 杨文智, 等. 浸水饱和条件下黄土微型桩抗压和抗拔承载力试验[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(12): 2258-2264.
- SHENG Mingqiang, QIAN Zengzhen, YANG Wenzhi, et al. Test on compressive and tensile bearing capacity of loess micro piles under saturated immersion conditions [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(12): 2258-2264.
- [12] 段国勇, 罗文庆, 徐广超, 等. 渗水作用下泥岩地区杆塔扩底基础抗拔承载分析[J]. 水利水电技术(中英文), 2024, 55(2): 112-122.
- DUAN Gouyong, LUO Wenqing, XU Guangchao, et al. Analysis of uplift bearing capacity of tower spread footing in mudstone area under water seepage [J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 2024, 55(2): 112-122.
- [13] ZHANG M X, XU P, CUI W J, et al. Bearing behavior and failure mechanism of squeezed branch piles[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2018, 10(5): 935-946.
- [14] NAZIR R, MOAYEDI H, MOSALLANEZHAD M, et al. Appraisal of reliable skin friction variation in a bored pile [J]. ICE Proceedings Geotechnical Engineering, 2015, 167(5): 75-86.
- [15] 张蕾, 高广运. 大直径扩底桩尺寸效应的分析[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(S2): 83-87.
- ZHANG Lei, GAO Guangyun. Analysis of the influence of size effect

- on large diameter expanded bottom pile [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(S2): 83-87.
- [16] HONDA T, HIRAI Y, SATO E. Uplift capacity of belled and multi-belled piles in dense sand[J]. Soils Found, 2011, 51(3): 483-496.
- [17] CHAE D, CHO W, NA H Y. Uplift capacity of belled pile in weathered sandstones[J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 2012, 22(4): 297-305.
- [18] 高长征, 王顺利, 赵自东. 扩底灌注桩承载性能机理研究[J]. 施工技术, 2014, 43(19): 70-72.
- GAO Changzhen, WANG Shunli, ZHAO Zidong. Research on the bearing performance mechanism of expanded bottom grouting pile[J]. Construction Technique, 2014, 43(19): 70-72.
- [19] LANYI B S, DENG L. Effects of inter-helix spacing and short-term soil setup on the behaviour of axially loaded helical piles in cohesive soil[J]. Soils Found, 2019, 59(2): 337-50.
- [20] 尹诗. 大直径扩底桩承载性能分析及承载力预测 [D]. 青岛: 山东科技大学, 2020.
- YIN Shi. Analysis and Prediction of Bearing Capacity of Large Diameter Expanded Bottom Pile[D]. Qing Dao; Shandong University of Science and Technology, 2020.
- [21] 杨柏, 肖世国, 马建林, 等. 砂岩地层扩底桩抗拔承载特性现场试验研究[J]. 工业建筑, 2021, 51(4): 132-138.
- YANG Bai, XIAO Shiguo, MA Jianlin, et al. Field experimental study on the pull-out bearing characteristics of expanded bottom piles in sandstone formations[J]. Industrial Construction, 2021, 51(4): 132-138.
- [22] 信校阳, 贺可强, 王世通, 等. 基于灰色关联理论的大直径扩底桩单桩极限承载力影响因素分析[J]. 工程建设, 2018, 50(6): 1-5.
- XIN Xiaoyang, HE Keqiang, WANG Shitong, et al. Analysis of factors influencing the ultimate bearing capacity of large diameter expanded bottom pile based on grey correlation theory [J]. Engineering Construction, 2018, 50(6): 1-5.
- [23] DEB T, PAL S K. Comparative study on uplift behavior of single belled anchors in homogeneous and layered sand bed and multiple regression analyses[J]. International Journal of Civil Engineering and Technology, 2018, 9(1): 90-105.
- [24] 孙彦峰. 变截面抗拔桩模型试验与数值分析研究[D]. 青岛: 山东科技大学, 2018.
- SUN Yanfeng. Research on Model Test and Numerical Analysis of Variable cross-section Anti-pull Pile [D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2018.
- [25] LEI J T, ZHOU Z J, HAN D D, et al. Centrifuge model tests and settlement calculation of belled and multi-belled piles in loess area [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2022 (161): 107425.
- [26] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑基桩检测技术规范: JGJ 106—2014 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development. Technical Code for Testing of Building Foundation Piles; JGJ 106—2014 [S]. Beijing: China Construction Industry Press, 2014.
- [27] 张尚根, 陈志龙, 尹峰等. 等截面抗拔桩的变形分析[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2002, 3(5): 71-73.
- ZHANG Shanggen, CHEN Zhilong, YIN Feng, et al. Deformation analysis of equal section anti pull pile[J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2002, 3(5): 71-73.
- [28] 周杨, 肖世国, 徐骏等. 变截面螺纹桩竖向承载特性试验研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(3): 747-754.
- ZHOU Yang, XIAO Shiguo, XU Jun, et al. Experimental study on vertical bearing characteristics of variable cross-section threaded piles [J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(3): 747-754.

(责任编辑 王璐)