

DOI: 10.16285/j.rsm.2022.0198

多支盘锚杆的原型试验与荷载传递特征分析

黄 炜¹, 简文彬^{1,2}, 杨 坚¹, 豆红强¹, 罗金妹³

(1. 福州大学 紫金地质与矿业学院 岩土与地质工程系, 福建 福州 350116;

2. 福州大学 福建省地质灾害重点实验室, 福建 福州 350003; 3. 中化地质矿山总局福建地质勘查院, 福建 福州 350013)

摘 要: 多支盘锚杆是新近研发的新型锚固结构, 与普通锚杆相比具有优良的工程特性。在多支盘锚杆室内模型试验研究的基础上, 通过极限平衡理论推导出多支盘锚杆极限承载力理论计算公式, 计算模型结果与室内实测数据基本一致, 验证了计算公式的有效性。为了进一步掌握多支盘锚杆的荷载传递特性, 开展了现场边坡锚固原型试验, 利用现场多支盘锚杆拉拔测试所得数据研究了多支盘锚杆的支盘直径、支盘间距和支盘个数对多支盘锚杆极限承载力和变形控制能力的影响。试验结果表明: 在粉质黏土中, 当支盘间距大于等于 4 倍支盘直径时, 可认为各支盘能独立工作, 充分发挥多支盘锚杆的承载力; 在相同条件下, 与普通锚杆相比, 随着多支盘锚杆的支盘直径从 300 mm 增大到 500 mm 以及支盘个数从 1 个增加到 3 个, 多支盘锚杆的抗拔承载力提高非常明显, 其变形控制能力也大幅度增强; 多支盘锚杆的轴力传递曲线在支盘位置发生突变, 呈陡降型, 充分体现支盘在抗拔方面的贡献作用。该研究成果为多支盘锚杆的工程应用奠定了良好的理论基础。

关 键 词: 多支盘锚杆; 极限承载力; 拉拔试验; 荷载传递; 原型试验

中图分类号: U 418.5

文献标识码: A

文章编号: 1000—7598 (2023) 02—0520—11

Prototype test and load transfer characteristic analysis of multi-disk anchor rod

HUANG Wei¹, JIAN Wen-bin^{1,2}, YANG Jian¹, DOU Hong-qiang¹, LUO Jin-mei³

(1. Department of Geotechnical and Geological Engineering, Zijin School of Geology and Mining, Fuzhou University, Fuzhou, Fujian 350116, China;

2. Key Laboratory of Geohazard Prevention of Fujian Province, Fuzhou University, Fuzhou, Fujian 350003, China;

3. Fujian Geological Exploration Institute of Geology and Mine Bureau, Fuzhou, Fujian 350013, China)

Abstract: Multi-disk anchor rod is a newly developed anchoring structure, which has excellent engineering characteristics compared with ordinary anchor rod. On the basis of the laboratory model test research of the multi-disk anchor, a theoretical calculation formula for the ultimate bearing capacity of the multi-disk anchor is deduced through the limit equilibrium theory. It's validity is verified by the correspondence between the calculation result and the measured data. To further grasp the load transfer characteristics of the multi-disk anchor, an on-site slope anchoring prototype test is carried out. The data obtained from the on-site multi-disk anchor pull-out test are used to study the influence of the diameter of support disks, the spacing of support disks and the number of support disks on the ultimate bearing capacity and deformation control ability of multi-disk anchors. The test results show that in silty clay, when the distance between the support disks is greater than or equal to 4 times the diameter of the support disks, it can be considered that each support disk can work independently, giving full play to the bearing capacity of the multi-disk anchor; under the same conditions, compared with ordinary bolts, as the disk diameter increases from 300 mm to 500 mm and the number of disks increases from 1 to 3, the pull-out capacity of the multi-disk anchor increases significantly, and its deformation control ability is also greatly enhanced. The test results also show that the axial force transmission curve of the multi-disk anchor rod has a sudden change at the position of the support disk, presenting a steep drop, which fully reflects the contribution of the support disk in the uplift resistance. The research results have laid a good theoretical foundation for the engineering application of multi-disk anchor rods.

Keywords: multi-disk anchor rod; ultimate bearing capacity; pull-out tests; load transfer; prototype test

收稿日期: 2022-02-22

录用日期: 2022-05-06

基金项目: 国家自然科学基金 (No. 41861134011); 中化地质矿山总局科技创新团队基金项目 (No. 201806291)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (41861134011) and the Science and Technology Innovation Team Fund Project of China Chemical Geology and Mine Bureau (201806291) .

第一作者简介: 黄炜, 男, 1996年生, 硕士研究生, 助理工程师, 主要从事边坡工程方面的研究。E-mail: 1062700713@qq.com

通讯作者: 简文彬, 男, 1963年生, 博士研究生, 教授, 主要从事边坡工程、地质灾害及其防治、岩土工程防灾减灾等方面的研究。E-mail: jwb@fzu.edu.cn

1 引言

锚杆支护技术以其独特的优越性、安全性以及灵活性,使其在岩土加固领域中不断发展和改良,显示出越来越旺盛的生命力^[1]。但是随着建设工程的加速发展,传统的锚固技术存在着许多不足,如基坑、边坡工程中锚杆超红线,存在有效长度的问题^[2]。因此,新型的锚固技术已成为国内外学者研究的重点课题。近年来随着新型材料和锚杆钻孔机械的发展,国内外开始出现了各种新型锚杆。张敬一^[3]通过现场试验研究发现,承压扩体锚杆在成都膨胀土地区相对于普通锚杆具有良好适用性,在承载力、变形控制及蠕变等方面都优于普通锚杆。梅国雄^[4]、徐敏^[5]等研制了新型伞状抗拔锚,对其进行室内模型试验及现场实测试验,试验结果表明,在等效条件下,伞状锚的抗拔承载力相对于传统抗拔桩有了大幅度提高。刘钟等^[6]研发了具有多重防腐功能的承压型囊式扩体锚杆,相较于传统锚杆,其承载力能在提升 2~3 倍的同时降低建筑原材料的成本,已在全国多地投入工程应用。郭钢等^[7-8]采用模型试验方法和数值模拟方法对扩体锚杆进行了大量的拉拔试验,总结了扩体锚杆的深埋和浅埋两种形式,其承载性能比传统锚杆有明显提高。类似的研究还有曹佳文^[9]、杨学祥^[10]等的充气锚杆和 Liao 等^[11]的圆锥形锚杆等。因此,通过局部扩大锚固段以增加锚杆受力面积是提高锚杆承载力的重要措施。

支盘式锚杆是在普通锚杆的基础上,通过相应的扩孔设备^[12]在工程性能良好的土层形成多个支盘空腔,清孔注浆后形成的多支盘锚固体系^[13]。支盘锚杆与支盘桩具有相似的结构,与支盘桩相比,支盘式锚杆的受力、应用场景和尺寸都不同^[14-15],支盘式锚杆受力主要为受拉,而支盘桩受力主要受压;支盘式锚杆为普通锚杆的深化和发展,具有显著的创新性^[12-13, 16],而支盘桩为竖向承载桩基础的深化和发展;支盘式锚杆的尺寸相较于支盘桩要小得多。

笔者所在课题组通过室内拉拔试验研究了支盘直径、支盘埋深、支盘间距等因素对支盘式锚杆承载性能的影响^[17-18],验证了支盘式锚杆的承载性能优于普通锚杆。然而,已有研究以扩大锚固段来增加锚固体受力面积为主,或仅关注单盘效果,对多支盘锚杆这一新型锚固体系的力学性状及承载力研究尚不多见,对多支盘锚杆的现场原型测试也鲜有涉及,影响了多支盘锚杆的工程推广应用。因此,

本文以多支盘锚杆为研究对象,推导多支盘锚杆的极限承载力计算公式,通过现场原型试验获得多支盘锚杆的 $Q-S$ 、 $Q-S_e$ 和 $Q-S_p$ 曲线,研究多支盘锚杆的荷载传递特征,同时与普通锚杆进行对比分析。以期研究成果为新型多支盘锚固结构的应用提供重要的理论基础以及应用验证。

2 支盘式锚杆极限承载力计算分析

2.1 单支盘锚杆的极限承载力计算

单支盘锚杆的力学模型如图 1 所示,它由支盘端阻力及锚固段侧阻力两部分组成,因此单支盘锚杆的极限承载力为

$$P_f = Q + \pi d(L - L_p)q_s \quad (1)$$

式中: P_f 为锚杆极限抗拔承载力; Q 为锚杆的支盘端阻力; d 为锚杆常规锚固段直径; L 为锚杆长度; L_p 为支盘段高度; q_s 为锚固体与周围岩土体间的黏结强度值。

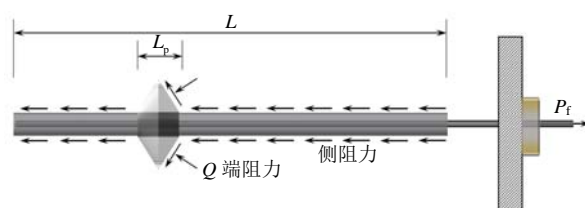


图 1 单支盘锚杆力学模型

Fig.1 Mechanical model of single-disk anchor rod

一般认为,深埋式扩体锚杆具有更高的经济效益与安全性^[7],因此本文研究的支盘式锚杆皆为深埋式支盘锚杆。对于深埋式支盘锚杆,由于支盘尺寸远小于支盘埋深,因此,可以忽略土体重量对抗拔承载力的影响以及地面这个临空面对滑裂面的影响,在太沙基地基极限承载力理论的基础上^[19-20],对深埋式支盘锚杆提出以下假定:①锚固土体为黏性土;②锚杆粗糙;③不考虑支盘下部土体的抗剪强度对抗拔承载力的影响;④在极限荷载作用下支盘式锚杆发生整体剪切破坏。

基于上述假定,当支盘式锚杆达到极限承载力时,其盘周土体的破坏模式见图 2,主要由 3 个部分组成:朗肯主动土压力区(ABC)、过渡区(BCD)及朗肯被动土压力区(BDE)。在支盘式锚杆上拔过程中,支盘与土体间的摩擦力阻碍了直接作用于支盘上的土体变形,使其达不到极限平衡状态,从而形成一个弹性核^[20]替代了朗肯主动土压力区挤压盘端土体。

图 2 中 α 为支盘挤扩角度, W 为土体自重。当

支盘式锚杆达到极限平衡状态时,在弹性核(ABC)中,边界AB受到被动土压力 E_p ,它由法向应力 σ_p 和切向应力 τ_p 组成,假定弹性核夹角($\angle ABC$)为 ψ ,根据极限平衡理论,其大小为 φ (完全粗糙) $\leq \psi \leq 45^\circ + \varphi/2$ (完全光滑), φ 为土的内摩擦角,除弹性核区外,在滑动区域范围内的土体都处于塑性平衡状态。在过渡区(BCD)中,边界BC处于极限平衡状态,它受到了法向应力 σ_a 和切向应力 τ_a 的作用,过渡区边界CD受到黏聚力 c 的作用, θ 为对数螺旋中心角,假定过渡区边界CD满足对数螺旋方程^[20] $r = r_0 e^{\theta \tan \varphi}$,其中 r_0 为起始矢径, ϕ 为任一矢径与起始矢径 r_0 的夹角,CD面上径向反力的合力作用线与法线成 ϕ 角并通过对数螺旋中心点B。在朗肯被动土压力区(BDE)中,边界BD处于极限平衡状态,它受到了法向应力 σ_b 和切向应力 τ_b 的作用,边界BE由于不考虑支盘下部土体的抗剪强度对抗拔承载力的影响,因而直接用距离地面深度为 H 的地基土“等代自由面”来代替,法向应力 $\sigma_0 = \gamma H$,切向应力 $\sigma_0 = 0$,假定朗肯被动土压力区的边界DE为直线且与自由面BE的夹角为 $45^\circ - \varphi/2$ 。

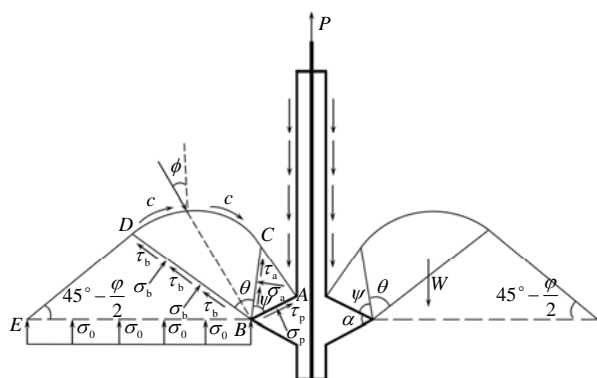


图2 单支盘锚杆破坏模式

Fig.2 Failure model of single-disk anchor rod

在朗肯被动土压力区BDE中,D、E两点都处于极限平衡状态,首先在 $\sigma - \tau$ 坐标轴中定出D(σ_b , τ_b)和E(σ_0 , 0)两点位置,然后根据内摩擦角 φ 画出经过D点的抗剪强度包络线,最后画摩尔应力圆通过E点并与抗剪强度包络线相切于D点,如图3所示。由图中几何关系可知,圆心角 $\angle DOE = 90^\circ - \varphi$, $\angle DBE = 45^\circ - \varphi/2 = \angle DEB$,这也印证了假设时朗肯被动土压力滑裂面边界DE与自由面夹角为 $45^\circ - \varphi/2$ 。

由图3的几何关系可得出

$$\sigma_b = \sigma_0 + \frac{\tau_b}{\cos \varphi} - \frac{\tau_b}{\cos \varphi} \sin \varphi = \sigma_0 + \frac{\tau_b(1 - \sin \varphi)}{\cos \varphi} \quad (2)$$

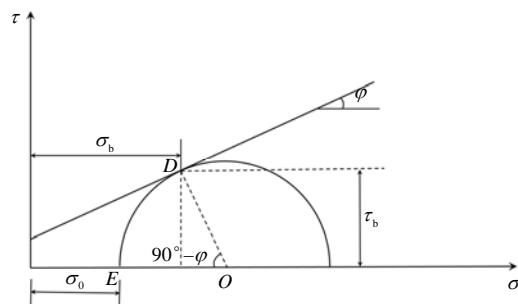


图3 朗肯被动区摩尔应力圆示意图

Fig.3 Schematic diagram of the Mohr stress circle in the Rankine passive region

同时切向应力 τ_b 与法向应力 σ_b 满足摩尔-库仑准则,即

$$\tau_b = c + \sigma_b \tan \varphi \quad (3)$$

将式(3)代入式(2)整理可得

$$\sigma_b = \sigma_0(1 + \sin \varphi) + c \cos \varphi \quad (4)$$

在对数螺旋过渡区BCD中,对边界CD面上的黏聚力 c 取微分长度 ds 来研究,则 ds 上由黏聚力产生的阻力为 $c ds$,它可以分解为径向分力和与径向分力垂直的分力 $c r d\theta$,径向分力的作用线通过对数螺旋中心点B,因此对B点的力矩为0。CD面上径向反力的合力作用线与法线成 ϕ 角并通过对数螺旋中心点B,因此对B点的力矩也为0。

设 $\overline{BC} = r_0$, $\overline{BD} = r_1$,取BCD整体为研究对象,对B点求矩可得

$$M_B = \sigma_b \frac{r_1^2}{2} - \sigma_a \frac{r_0^2}{2} + c \int_{\theta_0=0}^{\theta_1=\theta} r^2 d\theta = \sigma_b \frac{r_1^2}{2} - \sigma_a \frac{r_0^2}{2} + \frac{c}{2 \tan \varphi} (r_1^2 - r_0^2) = 0 \quad (5)$$

将 $r_1 = r_0 e^{\theta \tan \varphi}$ 代入式(5),整理可得

$$\sigma_a = \left[(c + \sigma_b \tan \varphi) e^{2\theta \tan \varphi} - c \right] \cot \varphi \quad (6)$$

式中: θ 为对数螺旋过渡区的中心角,由图2几何关系可知 $\theta = 135^\circ + \varphi/2 - \psi - \alpha/2$ 。

由于BC面上的土体也处于极限平衡状态,因此,法向应力 σ_a 与切向应力 τ_a 满足摩尔-库仑准则 $\tau_a = c + \sigma_a \tan \varphi$,将式(6)代入其中整理可得

$$\tau_a = c + \sigma_a \tan \varphi = (c + \sigma_b \tan \varphi) e^{2\theta \tan \varphi} \quad (7)$$

在弹性核区ABC中,根据A(σ_p , τ_p)和C(σ_a , τ_a)以及抗剪强度包络线同样可绘出摩尔应力圆,如图4所示。根据图4关系可求得AB面上

法向应力 σ_p 与切向应力 τ_p 的关系为

$$\tau_p = \sigma_p \tan \delta \quad (8)$$

式中: δ 为支盘表面与土体间的外摩擦角, 其大小与支盘表面粗糙程度有关, 本文取 0.5φ 。

根据图4的几何关系可求得

$$\frac{\tau_a}{\cos \varphi} = \frac{\tau_p}{\sin[180^\circ - (90^\circ - \varphi) - 2\psi]} \quad (9)$$

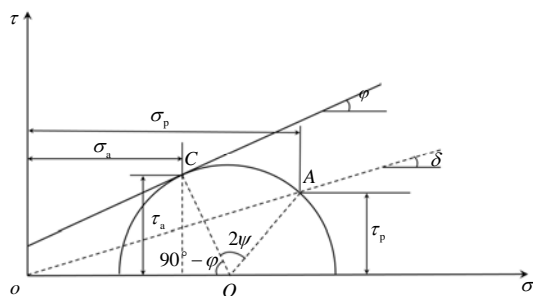


图4 弹性核区摩尔应力圆示意图

Fig.4 Schematic diagram of Mohr stress circle in elastic core region

将式(7)、(8)代入式(9), 整理可得

$$\sigma_p = \frac{(c + \sigma_b \tan \varphi) e^{2\theta \tan \varphi} \cos(2\psi - \varphi)}{\cos \varphi \tan \delta} \quad (10)$$

再将式(4)代入式(10)中, 经过化简处理, 最终得到由黏聚力 c 和支盘两侧的基底反力所引起的支盘表面法向应力 σ_p 为

$$\sigma_p = \sigma_0 N_q + c N_c \quad (11)$$

承载力系数 N_q 和 N_c 则表示为

$$N_q = \frac{\sin \varphi}{(1 - \sin \varphi)} \cdot \frac{\cos(2\psi - \varphi) e^{2\theta \tan \varphi}}{\tan \delta} \quad (12)$$

$$N_c = \frac{1 + \sin \varphi}{\cos \varphi} \cdot \frac{\cos(2\psi - \varphi) e^{2\theta \tan \varphi}}{\tan \delta} = N_q \cot \varphi \quad (13)$$

最后, 再以支盘作为研究对象, 如图5所示, 列出竖向平衡方程, 可得盘端阻力 Q 为

$$Q = \sigma_p A \cos \frac{\alpha}{2} + \tau_p A \sin \frac{\alpha}{2} = \sigma_p \left[\frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) + \pi d h \cdot \tan \delta \right] = \sigma_p A_s \quad (14)$$

式中: A 为上支盘的表面积; A_s 为上支盘的等效面积,

$A_s = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) + \pi d h \cdot \tan \delta$; D 为支盘直径。

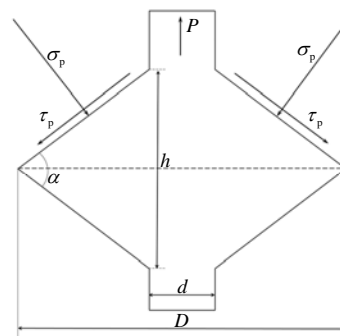


图5 支盘受力示意图

Fig.5 Schematic diagram of the force of the support disk

2.2 多支盘锚杆的极限承载力计算

多支盘锚杆相对于单支盘锚杆有更高的承载能力, 但多支盘锚杆的承载机制相较于单支盘锚杆来说要复杂很多。而支盘式锚杆与支盘桩具有相似的结构和破坏特征, 张敏霞等^[21]基于透明土和PIV技术对支盘桩桩周土体位移场变化规律进行分析, 结果表明, 支盘间距较小时(盘径为8 mm, 盘距为50 mm), 在荷载作用下第1个支盘下部的土体位移场扩大到第2个支盘位置, 并随着第2个支盘的沉降一起移动, 支盘间土体竖向位移程度较为一致, 具有整体性。支盘间距较大时(盘径为8 mm, 盘距为70 mm), 第2个支盘处的土体水平位移场同第1个支盘处的一样呈蝴蝶形, 可近似认为两支盘能独立工作。笔者所在课题组在室内模型试验中^[18]通过数据分析得出多支盘锚杆在粉质黏土中建议支盘间距取4倍支盘直径这一结论。

因此, 在支盘桩以及室内模型试验研究的基础上, 为了简化计算模型, 在粉质黏土中, 可近似认为当支盘间距小于4倍支盘直径时, 支盘之间的土体形成了应力叠加区, 减小了下部支盘的抗拔承载力, 两盘之间形成一个与支盘直径相等的圆柱型剪切面, 其极限承载力由上普通锚固段侧摩阻力、上支盘端阻力 Q 、支盘间圆柱型土体的有效自重 G 及其引起的摩阻力 Q_{sk} 构成, 如图6(a)所示为

$$P_f = P_s + Q + G + Q_{sk} \quad (15)$$

$$Q_{sk} = \pi D \left[\sum_0^L (K_0 \sigma_i \tan \varphi + c) l_i \right] \quad (16)$$

式中: G 为支盘间圆柱型土体的有效自重; Q_{sk} 为支盘间土体引起的摩阻力; $K_0 = 1 - \sin \varphi$ 为土的侧压力系数; σ_i 为第 i 层土层的有效自重; l_i 为第 i 层土层的厚度。

在粉质黏土中, 当两盘间距大于等于4倍支盘直径时, 支盘之间土体的应力叠加区可忽略不计, 每个支盘可认为独立工作, 其极限承载力由普通锚

固段侧摩阻力 P_s 和各支盘端阻力之和构成, 如图 6(b) 所示为

$$P_f = P_s + \sum_0^n Q \quad (17)$$

式中: n 为支盘个数。

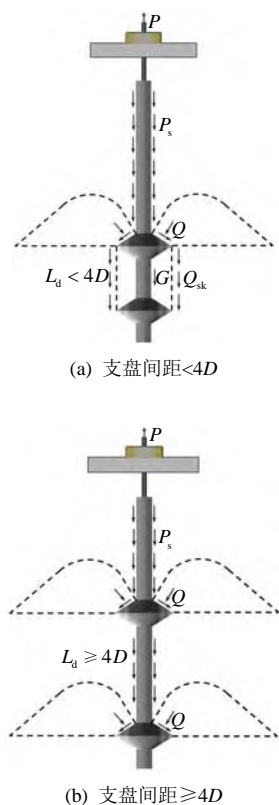


图 6 多支盘锚杆破坏模式
Fig.6 Failure model of multi-disk anchor rod

2.3 理论值与室内试验值对比

为了验证上述支盘式锚杆极限承载力计算公式的正确性, 将不同盘径、盘间距下支盘式锚杆的理论计算值与室内试验^[18]所测的值列于表 1, 其中双盘的侧摩阻力包含了式 (15) 的 G 与 Q_{sk} 。从表中可以看出, 理论计算值与室内试验值基本接近, 因此该理论公式可用于指导工程应用。

表 1 支盘式锚杆抗拔承载力计算值与室内试验值对比
Table 1 Comparison of calculated value and tested value of pull-out capacity of support disk anchor rod

锚杆类型	支盘直径 D/mm	支盘间距 L_d/mm	侧摩阻力 P_s/kN	盘端阻力 Q/kN	极限承载力 P_f/kN	试验值 P_t/kN	误差 / %
单支盘	150	—	12.62	3.96	16.58	16.13	2.8
	200	—	12.44	7.68	20.12	20.63	2.5
	250	—	12.27	12.13	24.40	23.78	2.6
双支盘	100	100	11.05	1.49	12.54	10.80	16.1
	100	200	11.60	1.49	13.09	11.50	13.8
	100	400	12.62	2.98	15.70	15.20	3.3

3 支盘式锚杆原型拉拔试验

为了进一步揭示多支盘锚杆的荷载传递特征, 验证前述支盘式锚杆极限承载力计算公式的正确性, 开展了支盘式锚杆原型拉拔试验研究。

3.1 研究区工程地质条件

试验场地位于龙岩市新罗区龙州工业园区, 场地上部为回填土, 中部为第四系坡残积层 (Q_4^{dl}) 层, 下部基岩为二叠系下统文笔山组 (P_1w) 地层, 岩性为粉砂岩。场地内各土层的主要物理力学指标见表 2。

表 2 土的基本物理力学性质
Table 2 Basic physical and mechanical properties of soil

土层名称	重度 γ /($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	黏聚力 c /kPa	内摩擦角 φ / (°)	黏结强度标准值 f_{ms} / kPa
素填土	17.0	20.0	14.0	20
粉质黏土	19.5	24.4	16.7	45
含碎石粉质黏土	19.5	22.0	20.0	50
粉砂岩残积黏性土	19.6	23.1	17.1	55
全风化粉砂岩	20.0	28.0	26.0	90
散体状强风化粉砂岩	21.0	30.0	28.0	120
碎块状强风化粉砂岩	22.0	40.0	35.0	180

3.2 支盘式锚杆施工工艺

支盘式锚杆的施工工艺采用全套管跟进工艺, 制定如下具体施工操作流程:

(1) 采用 QS-220 型工程钻机进行成孔, 成孔角度为 15° , 首先利用钢制外套管进行常规直杆段成孔, 同时利用空压机吹气对成孔时多余的残土进行清理, 可防止扩孔头碰压孔口而导致塌孔, 并且起到护壁作用。

(2) 当套管打到预设支盘扩孔位置时, 停止钻进, 换上连接有扩孔钻头的内钻杆 (如图 7、8 所示)。扩孔钻头在套管壁的束缚下不会张开, 待钻杆钻出套管口后, 束缚力消失, 扩孔钻头前端受到土体压力的作用下, 扩孔臂张开, 在钻机的钻进作用下进行扩孔, 同时空压机运行, 吹气出渣。

(3) 待扩孔完后, 内钻杆往后回收, 扩孔臂后端受到外套管的顶压而收缩, 直至完全进入套管内, 下一个支盘扩孔时, 外套管再钻进, 内套管再跟进, 形成内外套管配合的多支盘式锚杆扩孔工艺。

(4) 钢筋每隔 2 m 设置一个对中支架, 并在相应位置焊上钢筋应力计, 在焊接过程中用润湿过的手帕将钢筋应力计包裹住以此来防止焊接时高温给钢筋应力计带来的损坏, 如图 9 所示, 最后绑上一、二次注浆管, 注浆管应保证插入在孔底位置, 待成孔完毕后, 将钢筋放入孔内并进行对中。

(5) 钢筋安置完成后, 通过一次注浆管向孔内进行初次注浆, 水灰比为 1:0.5 的水泥净浆, 水泥使用 PP42.5 普通硅酸盐水泥, 需保证浆液在孔口溢出。初次注浆结束 2~4 h 后, 进行二次注浆, 待浆液在孔口溢出时即可停止注浆, 如图 10 所示。

(6) 待施工完毕, 标准养护 28 d 后, 进行支盘式锚杆的拉拔试验。



图 7 扩孔钻头实物图

Fig.7 Physical picture of reaming drill



图 8 扩孔设备示意图

Fig.8 Reaming tools



图 9 焊接钢筋应力计

Fig.9 Welded rebar gauge

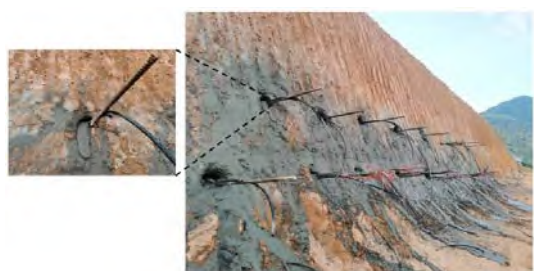


图 10 现场注浆实物图

Fig.10 Picture of on-site grouting

3.3 支盘式锚杆现场试验方案

为探究支盘式锚杆的实际应用, 本次试验主要选取不同盘径、不同盘间距、不同盘数的支盘锚杆进行拉拔试验, 并与普通锚杆进行对比分析, 根据本文推导的支盘式锚杆极限承载力计算公式计算出相应的理论极限承载力, 锚杆试验参数详见表 3 (多支盘的埋深均指底部支盘)。为了能直观感受支盘式锚杆的扩孔效果, 在坡体打一个盘径为 400 mm 的较浅试孔, 挖出后其扩体效果如图 11 所示, 可见其成盘效果较好。

表 3 锚杆试验参数

Table 3 Test parameters for anchor rod

支盘 直径 D/mm	支盘 埋深 H/mm	盘间距 L_d/mm	锚杆 (体) 支盘个数	锚杆 直径 d/mm	锚杆 长度 L / mm	理论极限 承载力 P_t / kN
300	4 800	—	1	150	8 000	185.2
400	4 800	—	1	150	8 000	206.2
500	4 800	—	1	150	8 000	236.9
400	4 800	1 000	2	150	8 000	225.1
400	4 800	2 000	2	150	8 000	240.8
400	4 800	3 000	2	150	8 000	240.8
400	4 800	2 000	3	150	8 000	276.4



图 11 支盘式锚杆扩体效果图

Fig.11 Effect diagram of the expansion body of the support disk anchor rod

拉拔试验采用分级循环加、卸载法, 根据表 3 的理论极限承载力, 支盘式锚杆按照预估理论极限承载力的 10%、30%、50%、70%、90%、100% 进行循环加、卸载试验, 每级加、卸载的稳定时间不低于 5 min, 且每级位移记录 3 次取平均值。锚杆破坏准则为: ①某级荷载下锚头位移的增量超过前一级荷载下位移增量的 2 倍; ②某级荷载下锚头位移不收敛或荷载维持不住。现场测试示意图如图 12 所示。

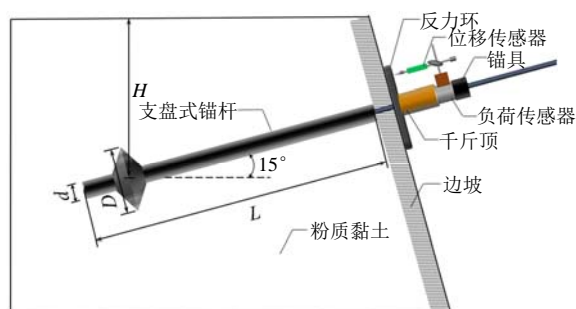


图 12 现场测试示意图

Fig.12 Schematic diagram of field test

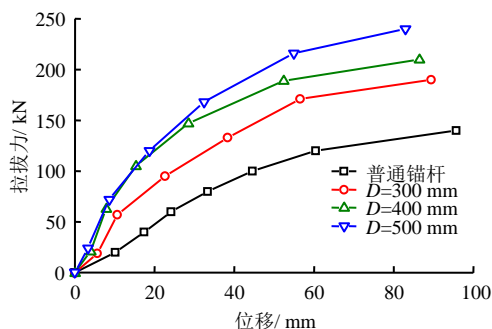
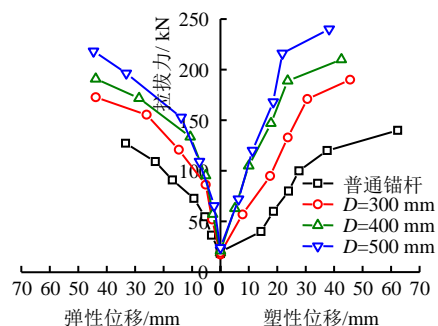
3.4 试验结果分析

3.4.1 试验值与计算值对比

试验记录了每根试验锚杆加卸载循环下的荷载及其位移值，并将每一循环下的荷载最大值 Q 及其相应的位移值 S 绘制成 $Q-S$ 曲线。为了研究支盘式锚杆的变形性能，通过每一循环下加载曲线上的最大荷载值和卸载曲线下的最小荷载值可获得每级荷载所对应的弹性位移值 S_e 和塑性位移值 S_p ，进而绘制出 $Q-S_e$ 和 $Q-S_p$ 曲线。根据现场试验实测数据，支盘式锚杆在其相应试验最大荷载作用下均未完全破坏，说明在本试验条件下土体的承载能力还未完全发挥出来，支盘式锚杆的计算方法位于安全一侧，支盘式锚杆表现出更高的承载潜力，变形控制更好。

3.4.2 盘径影响

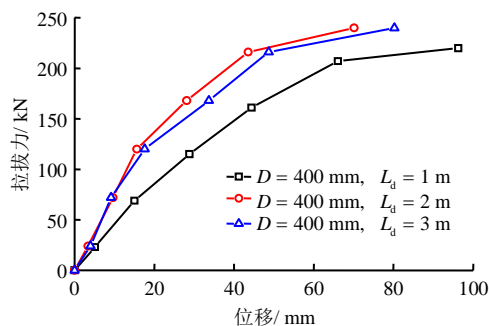
在同一条件下，试验选取支盘直径分别为 300、400、500 mm 的单支盘锚杆进行拉拔试验，并与普通锚杆进行对比，如图 13、14 所示。从图 13、14 可以看出：①随着支盘直径从 300 mm 增大到 500 mm，支盘式锚杆的抗拔承载力逐步增大，且在同一荷载下，支盘式锚杆相较于普通锚杆的位移要小得多，与室内试验结论相符；②在锚杆的变形能力分析中，最主要的就是塑性变形占总位移的比例以及两种锚杆在相同条件下塑性变形量的对比分析^[22]，当支盘直径从 300 mm 增至 500 mm 时，支盘式锚杆最终

图 13 不同盘径下支盘锚杆的 $Q-S$ 曲线Fig.13 $Q-S$ curves of anchor rods under different disk diameters图 14 不同盘径下支盘锚杆的 $Q-S_e$ 和 $Q-S_p$ 曲线Fig.14 $Q-S_e$ and $Q-S_p$ curves of anchor rods under different disk diameters

的塑性位移值分别为 45.58、42.54、38.26 mm，分别占总位移的 51.0%、49.2%、46.2%，而普通锚杆最终的塑性位移值为 62.34 mm，占总位移的 65.13%。这说明在拉拔破坏前，支盘式锚杆的锚头位移量中不可恢复的塑性变形量所占比例小，且随着盘径增大而减小，这是因为支盘的存在，在锚杆受到荷载作用时，盘端土体受到挤压而密实，表现出更好的变形控制能力。

3.4.3 盘距影响

在同一支盘直径 $D=400$ mm 下，底部支盘埋深为 $H=4.8$ m，试验选取双支盘的间距 L_d 分别为 1、2、3 m 的双支盘锚杆进行研究，如图 15、16 所示。分析图 15、16 可得：①支盘间距为 1 m（即 $L_d < 4D$ ）时的 $Q-S$ 曲线相较于支盘间距为 2、3 m（即 $L_d \geq 4D$ ）时的 $Q-S$ 曲线较缓，其极限承载力也相对较低，这也符合本文模型理论；②当支盘间距从 1 m 增至 3 m 时，支盘式锚杆最终的塑性位移值分别为 45.69、31.88、36.42 mm，分别占总位移的 47.5%、45.5% 和 45.4%。这说明在支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆相较于支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆更能充分发挥两个支盘的作用，从而到达更大的抗拔承载力。

图 15 不同盘距下支盘锚杆的 $Q-S$ 曲线Fig.15 $Q-S$ curves of anchor rods under different disk intervals

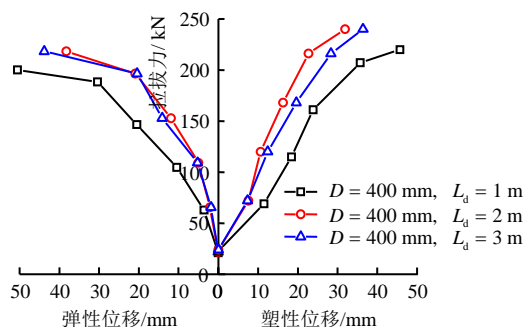


图 16 不同盘距下支盘锚杆的 $Q-S_e$ 和 $Q-S_p$ 曲线
Fig.16 $Q-S_e$ and $Q-S_p$ curves of anchor rods under different disk intervals

3.4.4 盘数影响

在同一支盘直径 $D=400$ mm 下,底部支盘埋深均为 $H=4.8$ m 且支盘间距均为 2 m,试验选取支盘个数分别为 1、2 和 3 的支盘式锚杆进行研究,并与普通锚杆进行对比,如图 17、18 所示。从图 17、18 可以看出:①随着支盘个数的增多,支盘式锚杆的极限承载力和变形控制能力都得到了大幅增强,在图 17 中的加载初期中,多支盘锚杆相较于普通锚杆的荷载位移曲线较陡,且三支盘锚杆的曲线尤为突出,这是因为在 3 个支盘的协同作用下,多支盘锚杆更能锁紧地层,达到良好的锚固作用;②支盘个数为 3 时,支盘式锚杆的最终塑性位移值为 23.98 mm,占总位移的 42.6%,这相较于普通锚杆 (65.13%)、单支盘锚杆 (49.2%) 以及双支盘锚杆 (45.5%) 来说,表现出更好的弹性形变,较好地控制了破坏时的变形量。

3.5 多支盘锚杆荷载传递特征分析

通过多支盘锚杆与普通锚杆的现场原型对比试验结果可知,由于支盘的存在,盘端土体产生压缩挤密作用,使得多支盘锚杆的承载能力得到大幅度

度提高,变形性能也得到很大的改善。但对于多支盘锚杆是如何提高承载力、何时发挥支盘作用以及发挥多大作用,这一系列问题均未得到很好地解释。因此,通过钢筋应变计测量技术,获得多支盘锚杆在受到拉拔力时的荷载传递规律,分析多支盘锚杆的荷载传递机制,进而加深对多支盘锚杆承载性能的理解,为多支盘锚固结构的应用提供重要的理论基础及应用验证。现场试验钢筋应力计布置示意图如图 19 所示。

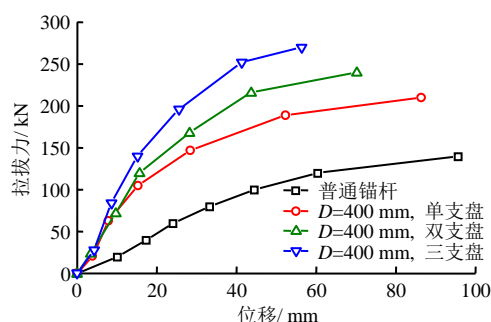


图 17 不同盘数下支盘锚杆的 $Q-S$ 曲线
Fig.17 $Q-S$ curves of anchor rods under different number of disks

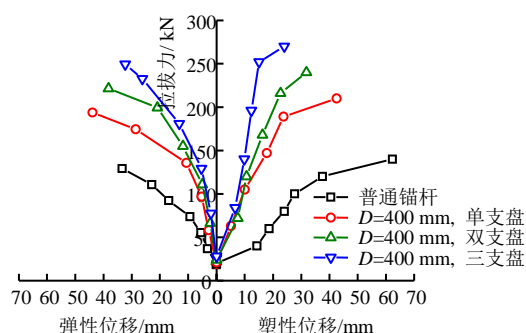


图 18 不同盘数下支盘锚杆的 $Q-S_e$ 和 $Q-S_p$ 曲线
Fig.18 $Q-S_e$ and $Q-S_p$ curves of anchor rods under different number of disks

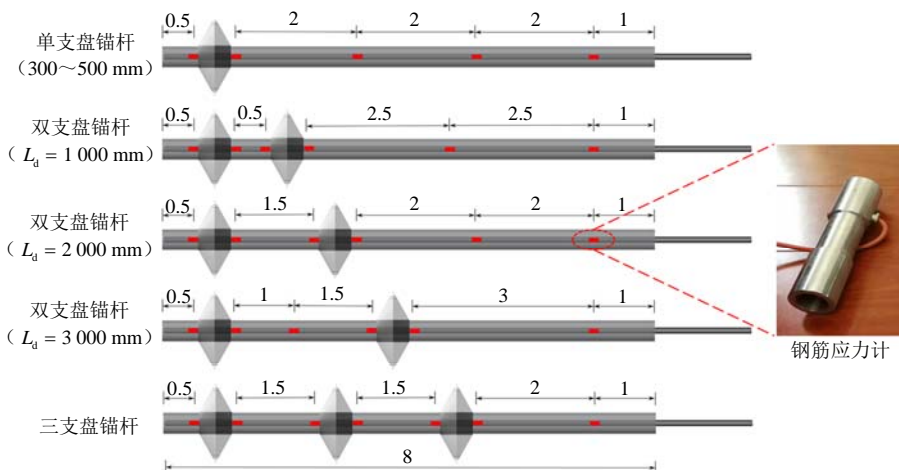


图 19 现场试验钢筋应力计布置示意图 (单位: m)

Fig.19 Schematic diagram of the layout of the rebar stress gauge in the field test (unit: m)

3.5.1 单支盘锚杆的荷载传递特征

由图 20 可知,单支盘锚杆整体的荷载传递规律为:

(1) 轴力传递曲线从锚头沿着锚杆轴向深度呈递减趋势,传递到锚杆末端时轴力几乎为 0,而且在距锚头较近的位置轴力消失较快,这是由于锚杆前端土体较为松散且覆盖层较薄,无法提供足够的侧摩阻力。

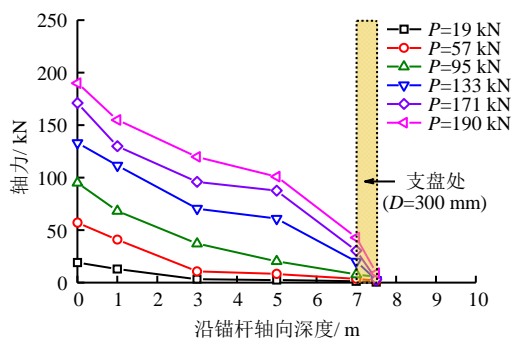
(2) 轴力传递曲线在支盘位置发生突变,呈陡降型。在加载初期,受到较小的拉拔力,此时的荷载主要由锚杆的侧摩阻力提供,支盘尚未完全开始工作。随着拉拔力的不断增大,盘端土体不断被挤压而变密实,支盘开始逐步发挥作用,支盘处轴力曲线斜率也逐步增大,说明支盘承担了越来越大的荷载。值得注意的是,在加载后期的 3 个加载级中,

距离支盘最近那段的锚固段的轴力曲线比离支盘较远处的曲线斜率较大,说明在此阶段轴力的消失比离支盘远处的锚固段更快,这是由于支盘对土体的挤密作用,使得土体与锚固体更加紧密联系,发挥更大的侧摩阻力。

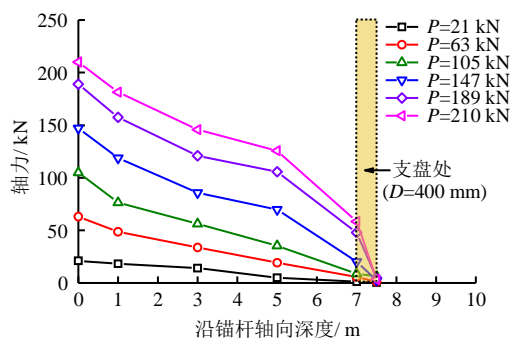
(3) 由单支盘锚杆最后一级加载下的轴力曲线可得出支盘在最后阶段所贡献的盘阻,可知支盘直径为 300、400、500 mm 的支盘锚杆最后的盘阻为 33.98、55.03、63.79 kN。这也说明单支盘锚杆随着支盘直径从 300 mm 增大到 500 mm,其对应的极限承载力也增大这一规律,从而也体现了支盘在抗拔方面的贡献作用。

3.5.2 双支盘锚杆的荷载传递特征

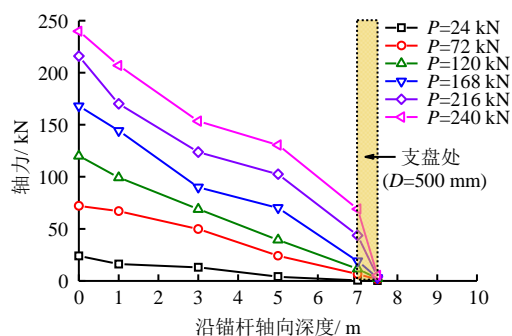
由图 21 可知,双支盘锚杆整体的荷载传递规律为:



(a) 单支盘锚杆 ($D=300$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图



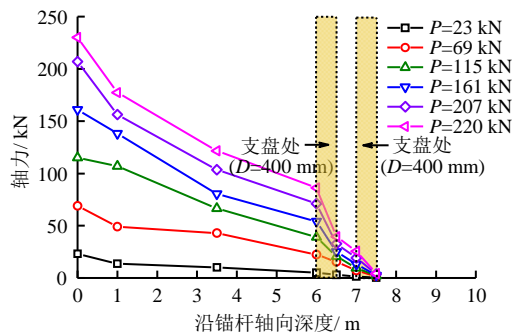
(b) 单支盘锚杆 ($D=400$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图



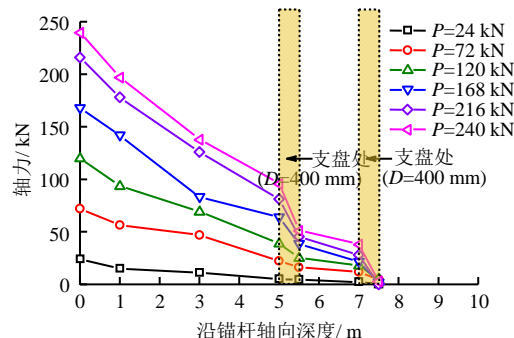
(c) 单支盘锚杆 ($D=500$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图

图 20 单支盘锚杆沿锚杆轴向轴力分布图

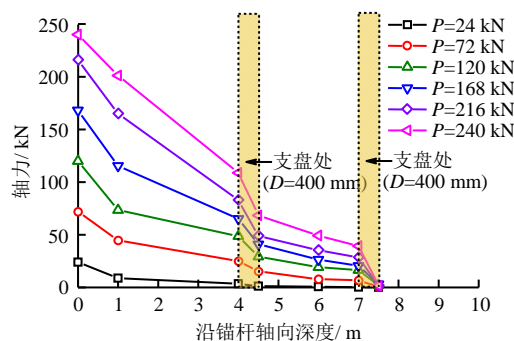
Fig.20 Axial force distribution of single-disk anchor rod



(a) 双支盘锚杆 ($L_d=1000$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图



(b) 双支盘锚杆 ($L_d=2000$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图



(c) 双支盘锚杆 ($L_d=3000$ mm) 沿锚杆轴向轴力分布图

图 21 双支盘锚杆沿锚杆轴向轴力分布图

Fig.21 Axial force distribution of double-disk anchor rod

(1) 双支盘锚杆具有与单支盘锚杆相同的荷载传递规律,轴力传递曲线从锚头沿着锚杆轴向深度呈递减趋势,传递到锚杆末端时轴力几乎为0,而且在距锚头较近的位置轴力消失得较快;轴力传递曲线在支盘位置发生突变,呈陡降型。

(2) 从双支盘的轴力传递曲线可以看出,双支盘锚杆在第1个支盘处的曲线斜率比第2个支盘处的曲线斜率更大,这说明第1个支盘要优先于第2个支盘发挥作用且所承受的抗拔承载力更多,尤其是支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆的轴力传递曲线,其第1个支盘的盘阻比第2个支盘要大得多,说明在支盘间距 $L_d < 4D$ 的情况下,第2个支盘还未完全发挥作用。

(3) 对比分析可知,支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆在第2个支盘处的轴力传递曲线相较于支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆来说较陡。这说明支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆比支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆更能体现两个支盘的协同作用,充分发挥两个支盘的抗拔承载力。支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆(见图21(b)、21(c))在最后一级加载中两个支盘处的曲线斜率大致相同,说明在极限承载力下两个支盘共同发挥作用,这与本文2.2节所推导的多支盘锚杆模型理论相符。

3.5.3 三支盘锚杆的荷载传递特征

由图22可知,三支盘锚杆整体的荷载传递规律为:

(1) 三支盘锚杆与单、双支盘锚杆也具有相同的荷载传递规律,轴力传递曲线从锚头沿着锚杆轴向深度呈递减趋势,传递到锚杆末端时轴力几乎为0,而且在距锚头较近的位置轴力消失的较快;轴力传递曲线在支盘位置发生突变,呈陡降型。

(2) 在加载初期,由于受到的荷载较小,三支盘锚杆的抗拔力主要由前两个支盘提供,随着荷载的不断加大,3个支盘在协同作用下能够各自锁紧

地层,充分发挥其抗拔承载力,达到良好的锚固效果。

4 结 论

(1) 在室内模型试验的基础上,利用极限平衡原理,推导出单支盘锚杆及多支盘锚杆的承载力计算理论公式,计算所得结果与室内试验基本一致,并将其应用于现场实际边坡工程中,验证了计算公式的有效性。

(2) 在粉质黏土中,当支盘间距 $L_d \geq 4D$,可认为各支盘能独立工作,相较于支盘间距 $L_d < 4D$ 的支盘锚杆更能充分发挥两个支盘的作用,从而达到更大的抗拔承载力。

(3) 随着支盘直径从300 mm增大到500 mm、盘数从1个增加到3个,支盘式锚杆的承载力也逐步增大,在锚杆受到荷载作用时,由于支盘的存在,盘端土体产生压缩挤密作用,支盘式锚杆的锚头位移量中不可恢复的塑性变形量所占比例小,且多支盘锚杆表现出更好的变形控制能力。

(4) 支盘式锚杆具有相同的荷载传递规律:轴力传递曲线从锚头沿着锚杆轴向深度呈递减趋势,传递到锚杆末端时轴力几乎为0,而且在距锚头较近的位置轴力消失的较快;轴力传递曲线在支盘位置发生突变,呈陡降型。支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆在第2个支盘处的轴力传递曲线相较于支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆来说较陡,这说明支盘间距 $L_d \geq 4D$ 时的双支盘锚杆比支盘间距 $L_d < 4D$ 的双支盘锚杆更能体现两个支盘的协同作用,充分发挥两个支盘的抗拔承载力。三支盘锚杆在3个支盘的协同作用下能够各自锁紧地层,充分发挥其抗拔承载力,达到良好的锚固效果。

参 考 文 献

- [1] 程良奎, 张培文. 岩土锚固工程的若干力学概念问题[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(4): 668-682.
CHENG Liang-kui, ZHANG Pei-wen. Several mechanical conceptions for anchored structures in rock and soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(4): 668-682.
- [2] 黄明华, 赵明华, 陈昌富. 锚固长度对锚杆受力影响分析及其临界值计算[J]. 岩土力学, 2018, 39(11): 4033-4041.
HUANG Ming-hua, ZHAO Ming-hua, CHEN Chang-fu. Influence of anchorage length on stress in bolt and its critical value calculation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(11): 4033-4041.
- [3] 张敬一. 膨胀土地区承压扩体锚杆现场试验及应用研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(增刊 2): 4367-

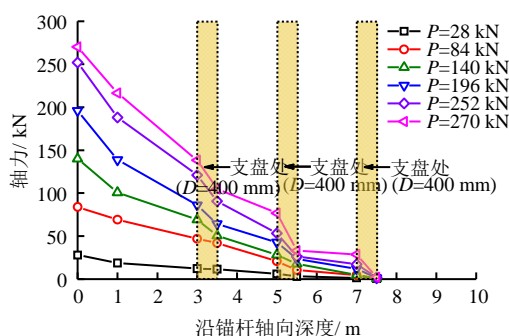


图22 三支盘锚杆沿锚杆轴向轴力分布图
Fig.22 Axial force distribution of the tri-disk anchor rod

4374.
ZHANG Jing-yi. On-field test and application study of under-reamed compression anchors in expansive soil regions[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(Suppl.2): 4367-4374.
- [4] 梅国雄, 徐敏, 宋林辉, 等. 新型伞状抗拔锚现场试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(6): 892-896.
MEI Guo-xiong, XU Min, SONG Lin-hui, et al. In-situ tests on new umbrella-shaped anti-float anchors[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2010, 32(6): 892-896.
- [5] 徐敏, 宋林辉, 周峰, 等. 新型伞状抗拔锚现场试验与数值模拟[J]. 岩土力学, 2009, 30(增刊 1): 24-28.
XU Min, SONG Lin-hui, ZHOU Feng, et al. In-situ test and numerical simulation of the umbrella-shaped uplift anchor[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(Suppl.1): 24-28.
- [6] 刘钟, 郭钢, 张义, 等. 囊式扩体锚杆施工技术与工程应用[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(增刊 2): 205-211.
LIU Zhong, GUO Gang, ZHANG Yi, et al. Construction technology and engineering applications of capsule-type under-reamed ground anchor[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2014, 36(Suppl.2): 205-211.
- [7] 郭钢, 刘钟, 邓益兵, 等. 砂土中扩体锚杆承载特性模型试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(12): 3645-3652.
GUO Gang, LIU Zhong, DENG Yi-bing, et al. Model test research on bearing capacity characteristics of underreamed ground anchor in sand[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(12): 3645-3652.
- [8] GUO G, LIU Z, TANG A, et al. Model test research on bearing mechanism of underreamed ground anchor in sand[J]. **Mathematical Problems in Engineering**, 2018, 2018: 9746438.
- [9] 曹佳文, 彭振斌, 彭文祥, 等. 充气锚杆在砂土中的模型试验研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(7): 1957-1962.
CAO Jia-wen, PENG Zhen-bin, PENG Wen-xiang, et al. Model test study of inflated anchors in sands[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2011, 32(7): 1957-1962.
- [10] 杨学祥, 焦园发, 杨语驿. 充气膨胀控制锚杆的研制与试验[J]. 岩土力学, 2020, 41(3): 869-876, 904.
YANG Xue-xiang, JIAO Yuan-fa, YANG Yu-yi. Development and test of aerated inflation controlled anchors[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2020, 41(3): 869-876, 904.
- [11] LIAO H J, HSU S T. Uplift behavior of blade-underreamed anchors in silty sand[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2003, 129(6): 560-568.
- [12] 简文彬, 杨坚, 罗金妹, 等. 一种多支盘锚固体系扩孔设备及施工方法: 110700760A[P]. 2020-01-17.
JIAN Wen-bin, YANG Jian, LUO Jin-mei, et al. A multi-branch anchor system reaming equipment and construction method: 110700760A[P]. 2020-01-17.
- [13] 简文彬, 黄炜, 罗金妹, 等. 多支盘锚固结构: 211256969U[P]. 2020-08-14.
JIAN Wen-bin, HUANG Wei, LUO Jin-mei, et al. Multi-branch anchor structure: 211256969U[P]. 2020-08-14.
- [14] 陈飞, 吴开兴, 何书. 挤扩支盘桩承载力性状的现场试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2): 990-993.
CHEN Fei, WU Kai-xing, HE Shu. Field tests on load transfer performance of squeezed branch piles[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(Suppl. 2): 990-993.
- [15] 钱德玲. 支盘桩抗压和抗拔特性的研究[J]. 岩土力学, 2003, 24(增刊 2): 517-520.
QIAN De-ling. A study of compression and extraction resistance behavior of squeezed supporting disk pile[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2003, 24(Suppl.2): 517-520.
- [16] 简文彬, 杨坚, 罗金妹, 等. 一种可调节角度的锚杆拉拔试验反力支撑装置: 211262945U[P]. 2020-08-14.
JIAN Wen-bin, YANG Jian, LUO Jin-mei, et al. An adjustable angle-adjustable anchor rod pull-out test reaction force support device: 211262945U[P]. 2020-08-14.
- [17] 杨坚, 简文彬, 黄炜, 等. 注浆支盘式锚杆拉拔荷载传递非线性分析[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(10): 1896-1904, 1959.
YANG Jian, JIAN Wen-bin, HUANG Wei, et al. Nonlinear analysis of load transfer of grouting branch-type anchor[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2021, 43(10): 1896-1904, 1959.
- [18] 杨坚, 简文彬, 黄炜, 等. 注浆支盘式锚杆拉拔试验及极限承载力计算[J]. 岩土力学, 2021, 42(4): 1126-1132.
YANG Jian, JIAN Wen-bin, HUANG Wei, et al. Pull-out test and ultimate bearing capacity calculation of grouting branch-type anchor[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2021, 42(4): 1126-1132.
- [19] 刘松玉. 土力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
LIU Song-yu. Soil mechanics[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010.
- [20] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. Hoboken: John Wiley and Sons, 1943.
- [21] 张敏霞, 崔文杰, 徐平, 等. 竖向荷载作用下挤扩支盘桩桩周土体位移场变化规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(增刊 1): 3569-3577.
ZHANG Min-xia, CUI Wen-jie, XU Ping, et al. Research on soil displacement field around the squeezed branch pile under vertical load[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2017, 36(Suppl.1): 3569-3577.
- [22] 郭钢. 扩体锚杆承载机制与极限承载力研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2019.
GUO Gang. Study on bearing mechanism and ultimate bearing capacity of expanded bolt[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2019.