

DOI: 10.11779/CJGE202110016

注浆支盘式锚杆拉拔荷载传递非线性分析

杨 坚¹, 简文彬^{*1, 2}, 黄 炜¹, 黄聪惠¹, 罗金妹³, 李先忠³

(1. 福州大学岩土与地质工程系, 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: 基于支盘式锚杆室内模型拉拔试验, 探究荷载 - 位移曲线的变化特征和轴力传递特性, 然后在此基础上探讨支盘式锚杆的力学模型, 推导出盘端阻力的理论计算公式, 结合锚-土界面的双曲线非线性模型, 采用分段变形协调迭代算法建立荷载传递计算模型, 并与实测数据进行对比验证, 最后对极限扩孔压力分布、支盘挤扩角等参数进行敏感性分析。研究结果表明, 荷载 - 位移曲线可划分为三阶段, 轴力分布沿锚固体深度呈减小趋势且在支盘处发生台阶状突变, 荷载比也不断增长; 计算模型所得结果与室内实测数据基本一致, 验证了本模型的有效性; 支盘的极限扩孔压効果沿支盘径向先快速非线性增长后缓慢减小, 其峰值随着位移增大而增大并以支盘中心为圆点径向外移, 整体分布由“锥台状”发展为“圆柱状”; 挤扩角大于 50° 时, 对锚杆承载性状影响显著。研究结果对支盘式锚杆的受力分析和设计具有重要的理论及实际意义。

关键词: 支盘式锚杆; 扩孔理论; 非线性; 荷载传递; 数值计算

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)10-1896-09

作者简介: 杨 坚(1995—), 男, 博士研究生, 主要从事边坡工程方面研究。E-mail: yj_fzu@163.com。

Nonlinear analysis of load transfer of grouting branch-type anchor

YANG Jian¹, JIAN Wen-bin^{1, 2}, HUANG Wei¹, HUANG Cong-hui¹, LUO Jin-mei³, LI Xian-zhong³

(1. Institute of Geotechnical and Geological Engineering, College of Environment and Resources, Fuzhou University, Fuzhou 350116, China; 2. Key Laboratory of Geohazard Prevention of Fujian Province, Fuzhou University, Fuzhou 350003, China; 3. Fujian Geological Exploration Institute of Geology and Mine Bureau, Fuzhou 350013, China)

Abstract: Based on the indoor model pull-out tests on the branch-type anchor, the variation characteristics of the load-displacement curve and the axial force transmission characteristics are studied. Then, the mechanical model for the anchor is discussed, and the theoretical formula for the end resistance of disc is derived. Combined with the hyperbolic nonlinear model for the anchor-soil interface, the load transfer model is established by using the sectional deformation coordinated iterative algorithm. Finally, the sensitivity analysis of the parameters such as the ultimate pressure of cavity expansion distribution and the squeezing angle of the branch disc is performed. The results show that the load displacement curve can be divided into three stages. The axial force distribution decreases along the anchor depth and the step mutation occurs at the branch disc, and the load ratio also increases continuously. The calculated results are basically consistent with the indoor measured data, which verifies the validity of the model. The ultimate pressure of cavity expansion increases rapidly and nonlinearly along the radial direction of the branch disc and then decreases slowly. The peak value increases with the displacement and moves radially outward with the center of the branch disc as the circular point. The overall distribution changes from "cone platform" to "cylinder". When the squeezing angle is greater than 50°, the ultimate drawing force significantly increases. The research results are of important theoretical and practical significance for the analysis and design of the force of the branch-type anchor.

Key words: branch-type anchor; cavity theory expansion; nonlinearity; load transfer; numerical calculation

0 引言

锚固技术广泛应用于边坡加固、基坑支护以及公路交通等工程中^[1], 各种新型锚固技术不断创新并应用到实际工程中。注浆支盘式锚杆是自主研发的一种

基金项目: 国家自然科学基金项目(41861134011); 中化地质矿山总局科技创新团队基金项目(201806291)

收稿日期: 2020-11-30

*通信作者(E-mail: jwb@fzu.edu.cn)

新型锚固结构^[2], 通过扩孔设备^[3]在局部位置形成支盘状空腔进行注浆, 依靠锥状支盘的挤压扩张作用来增大端阻力, 从而充分发挥和调用岩土体的强度达到提高抗拔承载力的目的。

对于新型锚固技术需要从锚杆的承载特性、锚固体交界面剪应力分布规律以及锚固机理等方面进行全面研究。杨坚等^[4]通过改变支盘式锚杆的埋置深度、支盘直径和双支盘间距等条件开展室内拉拔试验, 从而探究支盘式锚杆的承载特性。而在锚固体荷载传递机制方面, 目前已有诸多国内外学者取得了较好的成果。Nie 等^[5]假设锚杆应力应变曲线服从线性强化弹塑性模型, 分析锚杆拉拔荷载传递特征, 但其假设锚固界面剪切滑移呈线性递增关系, 未能考虑界面剪切滑移的塑性软化等特征。Ma 等^[6]提出了一种非线性剪切滑移模型, 推导出了锚段轴力和界面剪应力解析解, 并进行了锚杆锚段荷载传递的全历程特征分析, Nemcik 等^[7]在前者模型基础上通过 FLAC^{2D} 软件模拟锚杆的剪切滑移关系进行了拉拔数值模拟。Ma 等^[8]基于锚固界面剪切滑移呈三段线性的假设, 分析了锚杆屈服前与屈服后全长锚固锚杆的荷载传递计算模型。Ni 等^[9]推导了一种荷载-沉降响应的广义非线性软化荷载传递模型, 该模型只需计算单参数 n 而且明确地考虑了表面摩擦在剪切位移作用下的硬化和退化行为。Bryson 等^[10]基于现场收集的性能数据, 提出岩石锚的荷载传递模型中包含峰值和残余荷载特性是至关重要的。陈建功等^[11]基于小波函数建立了能反映锚杆界面黏结-软化-滑动力学特性的非线性模型, 并结合锚固体荷载传递的力学微分方程, 推导出了锚杆拉拔荷载-位移曲线的解析解。黄明华等^[12]基于锚固界面的一种非线性剪切滑移模型, 采用荷载传递方法分析了锚固长度对锚杆受力特性的影响, 建立了锚杆临界锚固长度的计算方法。匡政等^[13]基于荷载传递理论及 Kelvin 位移解, 推导出 GFRP 抗浮锚杆杆体与锚固体的剪应力、轴力沿锚固深度的荷载分布函数。但是, 由于支盘式锚杆的结构为几何非线性(存在支盘状扩径体), 加上锚固段荷载传递涉及到锚固体和岩土材料的非均质性以及锚固体交界面的接触非线性等力学特性, 故该新型锚杆的荷载传递机制尚不明确。

基于预制的支盘式锚杆为研究对象开展室内模型试验, 分析锚杆荷载-位移曲线的变化特征和轴力传递特性, 在此基础上探讨锚杆的力学模型, 引入经典的 VESIC 扩孔理论推导支盘端阻力的理论计算方法, 并结合锚杆-土交界面的双曲线剪应力-剪切位移非线性模型, 采用分段变形协调迭代算法建立了荷载传递计算模型, 并与室内试验实测数据进行对比验证,

最后对支盘挤扩角、位移等参数进行敏感性分析。

1 支盘式锚杆拉拔试验

1.1 试验装置

本次室内模型拉拔试验的装置包括模型箱、反力辅助设备、加载系统和应变采集系统。模型箱的尺寸为长×宽×高=3 m×2 m×1.5 m, 其外框架由钢材焊接而成, 两侧黏接 15 mm 厚的有机钢化玻璃, 其表面标注锚杆埋置位置, 如图 1, 2 所示。反力辅助设备是自制的工字型钢反力架, 反力架上设置的直角三棱柱(倾角 15°)能够保证设备在安装及受拉过程中千斤顶油缸与锚杆在同一轴线上, 提高测试精度。

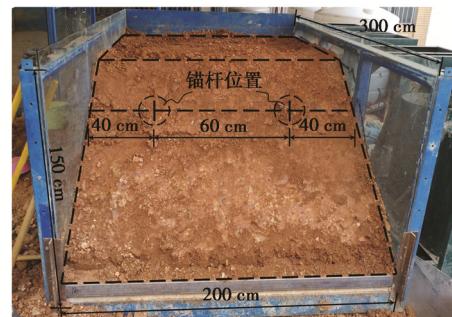


图 1 室内模型示意图

Fig. 1 Scheme of indoor model tests

加载系统设备是 HCYL-60 锚杆综合参数测定仪, 包括位移传感器、负荷传感器、液压油缸和中文组态器等, 如图 2 所示, 其中负荷传感器受力产生电压信号, 位移传感器随位移量的变化输出电阻信号, 通过中文组态器中的 20 位 A/D 转换器转换成数字信号, 经单片机处理后由液晶显示器显示并存储压力值、位移值, 其压力、位移最大测量范围分别为 100 kN 和 50 mm, 显示分辨率为 0.01 kN 和 0.01 mm。

应变采集系统是武汉优泰生产的 uT7110Y 高速静态应变仪, 测量量程达到 $\pm 30000 \mu\epsilon$ 。应变片采用黄岩巨星电测生产的型号 BX120-6AA (6X2) (电阻值 $(120 \pm 0.2) \Omega$, 灵敏度 $2.08 \pm 1\%$)。

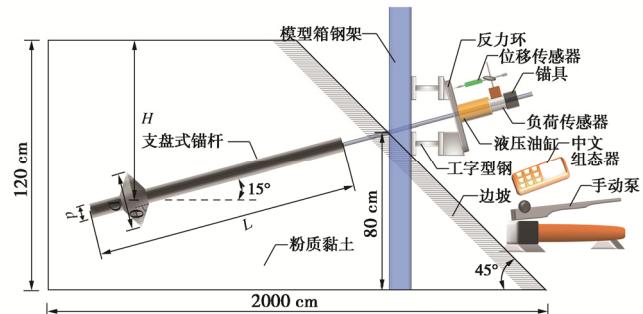


图 2 拉拔系统示意图

Fig. 2 Scheme of drawing system

1.2 锚杆模型

支盘式锚固体系的施工工艺流程包括: ①预成孔;

②扩孔；③分序扩孔；④锚杆体安放；⑤注浆；⑥紧固锚杆。本试验为了便于进行大量的应变片粘贴、安装以及各类参数的测试，因此采用预制锚杆进行试验。

预制的支盘式锚杆由拉杆（HRB400 螺纹钢筋）和浆材（PP42.5 硅酸盐水泥、水）构成，其锚固浆液配比为水泥：水=1:0.4，将浆液倒入模具凝固养护而成，试验锚杆参数见表 1。锚杆外侧周围分布有 8 对电阻应变片，从锚端起每隔 18 cm 设置一对应变片，其具体布置如图 3 所示。为确保应变片的存活率，在应变片表面刷上一层环氧树脂进行封装。

表 1 锚杆试验参数

Table 1 Test parameters for anchor

支盘直径 <i>R/mm</i>	锚杆长度 <i>L/mm</i>	锚杆直径 <i>d/mm</i>	挤扩角 $\theta/(^\circ)$	平行试 验次数
—	1100	50	—	2
150	1100	50	60	2
200	1100	50	60	2
250	1100	50	60	2

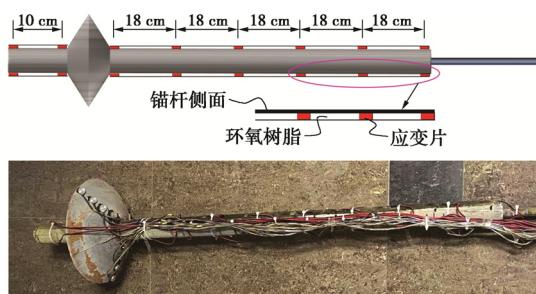


图 3 应变片分布图

Fig. 3 Distribution of strain gauges

1.3 边坡模型填筑

所用粉质黏土取自位于福州市晋安区的茉莉花园西北侧边坡，具体岩土物理力学性质参数见表 2。边坡的制备是采用分层填筑压实的方法^[14]，分层厚度为 5 cm，通过打夯机压实次数控制土层的密实度。锚杆采用预埋的方式，当填土高度到达预定高度后，将锚杆模型轻置于黏土面上（与水平面呈 15°），并同钢化玻璃上的标注线保持平行，然后以放置锚杆的坡面为基准面，继续分层填筑黏土至达到预定埋置深度为止，每次试验均需重新填土夯实。

表 2 土的基本力学性质

Table 2 Basic mechanical properties of soil

密度 $\rho/(g\cdot cm^{-3})$	含水率 $w/\%$	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	弹性模量 $E/(kN\cdot m^2)$	泊松 比 ν
1.90	25.2	21	15.6	7400	0.31

1.4 试验过程

覆盖塑料膜养护 48 h 后进行拉拔试验，试验拉拔过程采用逐级加载法进行，相邻两级荷载的加载时间间隔至少为 5 min，直至锚杆发生破坏。锚杆破坏的判定标准^[15]为：①单位荷载下锚固体位移的增量超过

前一级荷载产生的单位荷载下位移增量的两倍；②锚固体位移不收敛，荷载不再增加。

1.5 试验结果分析

(1) 荷载 - 位移曲线特征

图 4 为不同支盘直径下锚杆的荷载 - 位移曲线。从图 4 中可知：①相较于普通锚杆，支盘式锚杆的抗拔承载力得到了显著提高，分别达到了 3.7, 4.6, 5.6 倍（直径 *D* 由小到大）。挖出锚杆后发现其破坏模式是支盘达到极限强度导致破裂失效，最终发生剪切破坏，说明支盘端在拉拔的过程中承担了极大的荷载比重，也是该锚杆的显著特点之一，故支盘端的受力状态是研究重点。②结合 Liu 等^[16-18]基于数字照相测量技术对平板圆锚拉拔破坏机制的研究，可将荷载 - 位移曲线分为 3 个阶段（图 4 中的阶段划分以 *D* = 250 mm 为例）：第 I 阶段为加载初期（基本为一直线），当荷载较小，锚杆承载力主要由锚杆自重、锚固段与土的侧摩阻力承担，当位移增加到一定程度时，支盘端开始挤压端部的土体，小部分土体开始产生塑性屈服；第 II 阶段为加载中期（为一曲线），随着荷载与位移逐步增加，锚杆的锚固段在拉力作用下拉伸变形增大，支盘前端不断向周围土体挤压，使土体的塑性屈服区向外延伸，逐步进入极限屈服；第 III 阶段为加载后期，随着荷载与位移持续增加，支盘前端土体屈服区向前发展，支盘达到极限强度发生破裂，锚杆与土体之间产生滑动，位移急剧增大，锚杆失效破坏。

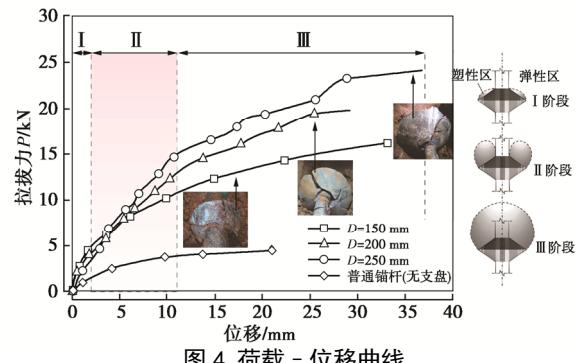


图 4 荷载 - 位移曲线

Fig. 4 Load-displacement curves

(2) 轴力传递特性

图 5, 6 为支盘直径分别为 200, 250 mm 锚杆沿轴向深度的轴力分布图。从图 5, 6 中可知：①支盘式锚杆的轴力随着轴向深度的增加而逐渐减小，传递至底部时几乎为零，这是由于拉杆上的作用力传递到锚固段时逐步转化为侧摩阻力和盘阻力；②随着拉拔力增加，曲线分布的斜率也愈大，说明锚固段在拉力作用下拉伸变形逐步增大，剪应力不断增加；③在支盘的位置区域轴力发生了台阶状突变，说明支盘承担了较大的荷载，与上文所述破坏现象（见图 4）相符，充分体现了支盘在抗拔方面的作用；④盘阻力随着荷

载的增大而增大, 荷载比(盘阻力与总荷载的比值)也是呈不断增长趋势(由30%至50%)。说明支盘随着位移增加而不断挤压前端土体, 并逐步发挥其承载力作用, 直至锚杆破坏(支盘达到极限强度)。

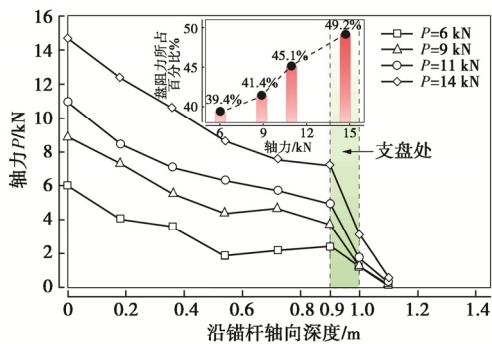


图5 支盘式锚杆($D=200\text{ mm}$)沿轴向深度的轴力分布图

Fig. 5 Distribution of axial force of branch-type anchor ($D = 200\text{ mm}$) along axial depth

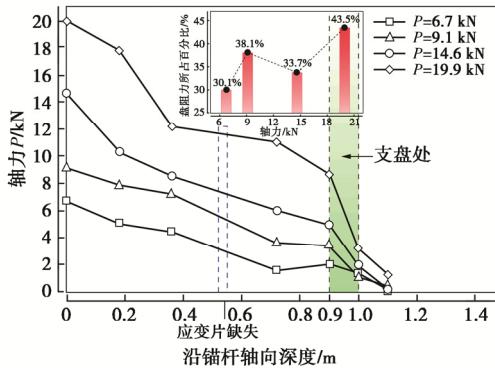


图6 支盘式锚杆($D=250\text{ mm}$)沿轴向深度的轴力分布图

Fig. 6 Distribution of axial force of branch-type anchor ($D = 250\text{ mm}$) along axial depth

2 支盘端阻力分析与计算

支盘式锚杆的力学模型如图7所示, 锚杆的承载力主要有两部分组成: 支盘端阻力与锚固段的侧阻力。在拉拔试验加载过程中, 支盘与土体的相互作用与静力触探试验的锥头相似, 土体挤压变形引起盘周围土体的径向位移, 同时压缩挤密盘端土体(塑性区不断向外延伸发展), 提高了支盘式锚杆的抗拔承载力。

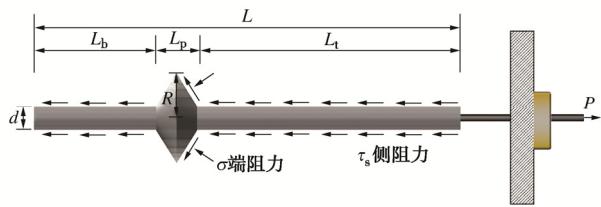


图7 支盘式锚杆力学模型

Fig. 7 Mechanical model for branch-type anchor

因此, 可借鉴静力触探试验锥阻力的计算方法, 圆孔扩张理论提供了一种对锥状支盘端阻力的理论计

算思路, 它考虑了土的压缩性以及在拉拔过程中周围应力增加的影响, 能够真实模拟锚杆支盘端在加载中的受力过程。

2.1 圆孔扩张理论

当支盘端位移达到最大值时 s_{\max} , 达到极限扩孔压力 p_u , 根据经典 VESIC^[19] 扩孔理论可表示为

$$p_u = c \cot \varphi (1 + \sin \varphi) \left(\frac{R_p}{R_u} \right)^{\frac{2 \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}} - c \cot \varphi , \quad (1)$$

式中, R_p 为支盘周围土体弹、塑性交界处的半径, R_u 为支盘-土界面径向应力达到极限扩孔应力 p_u 时的圆孔半径, 如图8所示, c 为土体黏聚力, φ 为土体内摩擦角。

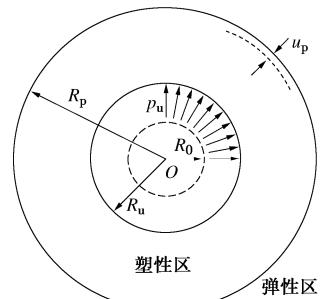


图8 圆孔扩张分析示意图

Fig. 8 Analysis scheme of expansion cavity

根据体积变形协调的关系, 支盘位移产生的土体挤压变形等于弹性区加塑性区的土体体积变化, 即

$$\pi R_u^2 - \pi R_0^2 = \pi R_p^2 - \pi (R_p - u_p) + \pi (R_p^2 - R_u^2) \Delta , \quad (2)$$

式中, R_0 为初始孔径, u_p 为塑性区边界上的径向位移, Δ 为塑性区土体平均体积应变, 采用 $\Delta = 0.015^{[20-21]}$ 。

在弹塑性边界, 当 $R = R_p$ 时, 则有 $\sigma_r = \sigma_p$, 结合土体的几何方程、位移场、弹塑性应力场以及 Mohr-Coulomb 屈服准则, 有

$$1 + \Delta - \left(\frac{R_0}{R_u} \right)^2 = \left(\frac{R_p}{R_u} \right)^2 \Delta + 2 \frac{R_p}{R_u^2} \frac{1+u}{E} c \cos \varphi , \quad (3)$$

由式(3)整理可求得塑性区的半径 R_p :

$$R_p = R_u \sqrt{\frac{G \left(1 + \Delta - \left(\frac{R_0}{R_u} \right)^2 \right)}{c \cos \varphi + \frac{E \Delta}{2(1+\mu)}}} . \quad (4)$$

把式(4)求得的 R_p/R_u 代入式(1), 可以求得支盘-土界面的径向挤压应力 P_u :

$$P_u = c \cot \varphi (1 + \sin \varphi) \left[\frac{G \left(1 + \Delta - \left(\frac{R_0}{R_u} \right)^2 \right)^{\frac{\sin \varphi}{1 + \sin \varphi}}}{c \cos \varphi + G \Delta} \right] - c \cot \varphi , \quad (5)$$

式中, G 为土体的剪切模量, $G = E / (2 + 2\mu)$ 。

在上述对塑性区内体积变化影响的分析中，通常采用迭代法来修正塑性区平均体积应变 Δ ^[22]：①假设初始的塑性区平均体积应变为 Δ_1 ，进而计算出塑性区的应力状态；②通过试验确定体积应变与应力的关系，确定修正的平均塑性体积应变 Δ_2 ；③设定 $|\Delta_n - \Delta_{n-1}|$ 的预设值，重复①～②步骤直到数值收敛，从而得到塑性区平均体积应变。

2.2 挤土扩张过程分析

在锚杆拉拔过程中，随着荷载不断增加支盘端会逐步向前挤压土体，产生图 9 所示的虚线位移。

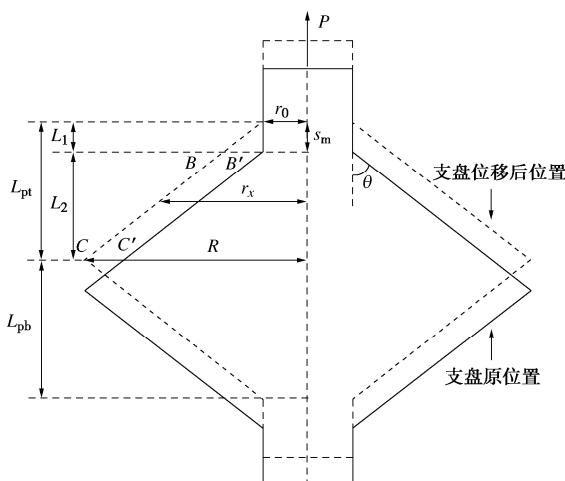


图 9 拉拔时支盘的位移示意图

Fig. 9 Displacement scheme of branch plate during drawing

在 L_{pt} 段任意水平线上实线至虚线的距离即可表示为圆孔扩张的过程，在 L_1 段中初始孔径是不变的，扩张后的孔径随着深度增加，故可表示为

$$\frac{R_0}{R_u} = \frac{r_0}{r_x} , \quad (6)$$

式中， r_0 为锚杆直杆半径， r_x 为支盘位移后轨迹线至中轴线的距离。

在 L_2 段中初始孔径与最终孔径是随深度不断变化的，但 BC 与 $B'C'$ 是相互平行的，则说明这两条线之间的距离是始终不变的，故可表示为

$$\frac{R_0}{R_u} = \frac{r_x - s_m \tan(\theta)}{r_x} , \quad (7)$$

式中， s_m 为拉拔过程中产生的位移， θ 为支盘挤扩角。

因此，将式(6)、(7)代入式(5)则可得到 L_{pt} 段支盘接触面上不同深度的极限扩孔压力。

当 $r_0 \leq r_x \leq (s_m \tan \theta + r_0)$ 时：

$$P_u = ccot\varphi(1+\sin\varphi) \left[\frac{G \left(1 + \Delta - \left(\frac{r_0}{r_x} \right)^2 \right)}{ccos\varphi + G\Delta} \right]^{\frac{\sin\varphi}{1+\sin\varphi}} - ccot\varphi . \quad (8)$$

当 $(s_m \tan \theta + r_0) \leq r_x \leq R$ 时：

$$P_u = ccot\varphi(1+\sin\varphi) \left[\frac{G \left(1 + \Delta - \left(\frac{r_x - s_m \tan(\theta)}{r_x} \right)^2 \right)}{ccos\varphi + G\Delta} \right]^{\frac{\sin\varphi}{1+\sin\varphi}} - ccot\varphi . \quad (9)$$

2.3 端阻力计算

取支盘局部段进行受力分析（见图 10），垂直和平行于盘-土界面的应力分别用 σ_n 和 τ_n 表示，假设土体服从莫尔库仑强度理论，

$$\tau_n = \sigma_n \tan \varphi + c . \quad (10)$$

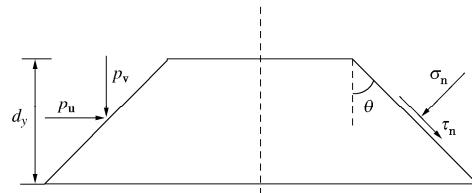


图 10 局部段支盘的受力分析示意图

Fig. 11 Force analysis scheme of local branch plate

利用支盘-土界面处应力的正交分解，可以得到垂直应力分量 P_v ，该应力状态可以表示为

$$P_v = P_u \tan(\varphi + \theta) + \frac{c \sec^2 \theta}{(1 - \tan \varphi \tan \theta)} . \quad (11)$$

从而对支盘上盘面进行积分，可以进一步得到盘端的估算阻力与支盘端的荷载传递函数，即

$$Q = 2 \int_0^{L_{pt}} P_v r_x \pi dh = Q(s_m) . \quad (12)$$

3 支盘式锚杆非线性变形分析

3.1 荷载传递函数

基于锚杆周围岩土体材料的非线性以及锚固交界面的剪应力 τ_s 在拉拔过程中与剪切位移 S 呈非线性^[23-25]，即当剪切位移 S 达到 S_{ult} 时剪应力 τ_s 会接近最大值 τ_u 而不再增加。因此本文将采用双曲线模型（见图 11）来描述支盘式锚杆界面-土之间非线性力学性状。

其表达式为

$$\tau_s = \frac{S}{a + bS} , \quad (13)$$

式中， a 表示锚-土界面初始刚度 K 倒数，即曲线初始斜率； b 表示锚-土界面极限剪应力值 τ_u 的倒数。

$$a = \frac{1}{K} = \frac{R_0 \ln(\frac{R_m}{R_0})}{G} , \quad (14)$$

式中， K 为土层的初始刚度， G 为土层的剪切模量， R_m 为影响半径，根据 Randolph 等^[26]的研究成果， $R_m = 2.5L\rho(1-\nu)$ ，其中， L 为锚杆长度， ρ 为非均质参数。

$$b = \frac{1}{\tau_u} , \quad (15)$$

式中, τ_u 为极限剪应力。

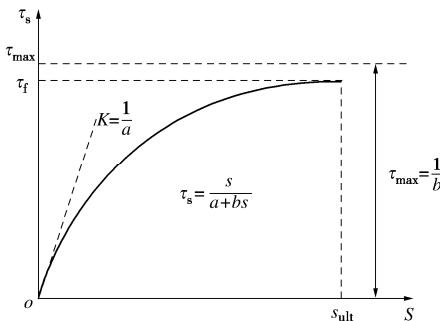


图 11 双曲线模型示意图

Fig. 11 Scheme of hyperbolic model

3.2 分段变形协调迭代算法

考虑如图 12 所示的支盘式锚杆荷载传递分析模型, 将长为 L 的支盘式锚杆分为 n 个单元, 每个单元长度为 ΔL , 其单元的受力形式分为直杆段与支盘段, 二者的区别在于侧阻力的函数表达式和横截面面积 A 不同。

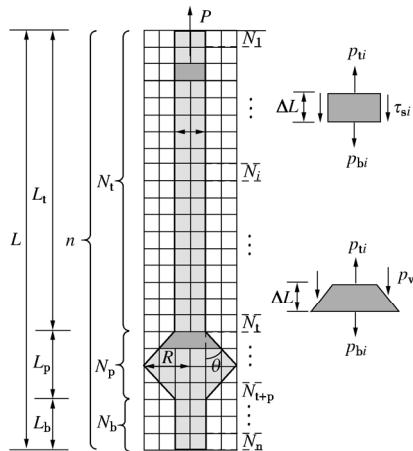


图 12 支盘式锚杆荷载传递分析模型示意图

Fig. 12 Scheme of load transfer analysis model for branch-type anchor

基本假设: ①锚杆的拉伸变形是线弹性的; ②锚杆-土界面采用的是双曲线模型, 界面不发生相对滑移, 锚杆周围土体位移与锚固体位移一致; ③单元的轴力是线弹性变化的。

本文的分段变形协调迭代算法的程序如图 13 流程图所示:

(1) 给定锚杆一个初始拉拔力为 P , 假定锚杆顶部产生了一个极小的位移 S , 则锚杆上的首个单元 N_1 : $P_{tl} = P$, $S_{tl} = S$ 。

(2) 假定单元 N_1 的平均拉拔力为 P_{tl} , 则 N_1 的初始弹性变形为

$$\varepsilon_1 = \frac{P_{tl}\Delta L}{AE_p} \quad (16)$$

式中 A 为锚杆直杆段的横截面面积, $A = \pi(R_0)^2$ (若进入支盘端分段单元, 则 $A = \pi(R + R_0)^2/2$); E_p 为锚

杆的弹性模量, $E_p = [E_a A_a + E_b (A - A_a)]/A$; E_a 为杆体的弹性模量; E_b 为注浆体的弹性模量; A_a 为杆体的横截面面积。

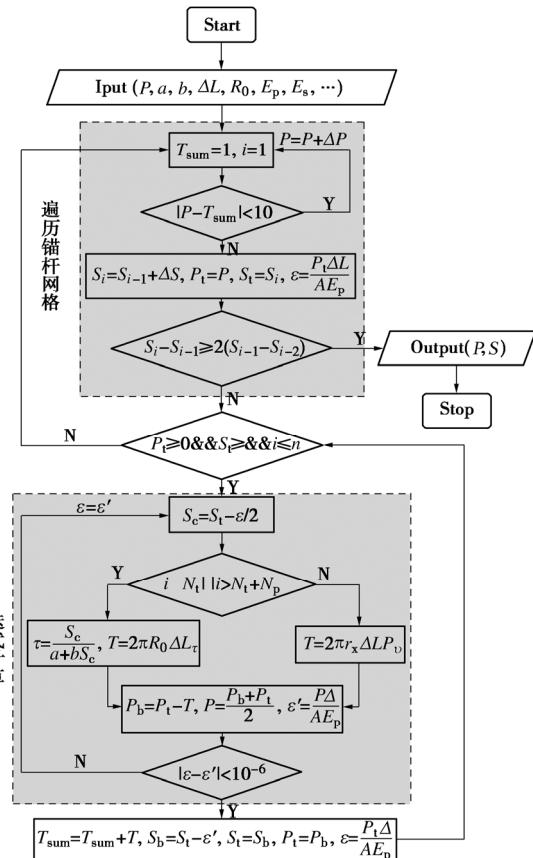


图 13 分段变形协调迭代算法流程图

Fig. 13 Flow chart of sectional deformation coordinated iterative algorithm

(3) 单元 N_1 的中点位移:

$$S_{cl} = S_{tl} - \frac{\varepsilon_1}{2} \quad (17)$$

当 $N_i \leq N_t$ 或 $N_i > N_t + N_p$ 时, 将 S_{cl} 代入式(13), 得到 N_i 段的剪应力 τ_{si} , 从而 N_i 段的总侧摩阻力可表示为

$$T_i = 2\pi R_0 \Delta L \tau_{si} \quad (18)$$

反之则进入支盘段单元, 将 S_{ci} 代入式(11), 可得到 N_i 段支盘端的侧应力 P_v , 则 N_i 段总侧摩阻力表示为

$$T_i = 2\pi r_x \Delta L P_v \quad (19)$$

所以锚杆单元 N_1 的底部荷载为 $P_{bl} = P_{tl} - T_1$, 平均拉力为 $P_1 = (P_{tl} + P_{bl})/2$ 。

(4) 由此可以得到该段弹性变形的修正值 ε' :

$$\varepsilon' = \frac{P_1 \Delta L}{E_p A} \quad (20)$$

(5) 与初始弹性变量 ε 进行收敛判定

$$|\varepsilon' - \varepsilon| \leq 10^{-6} \quad (21)$$

若判定为假, 则假定 $\varepsilon = \varepsilon'$, 重复(2), (3)步

骤, 直到判定为真为止。反之则修正单元 N_1 底部的位移为 $S_{bl} = S_{tl} - \varepsilon' / 2$, 并过度到下一个单元, 将单元 N_1 底部拉拔力和位移赋值于 N_2 单元顶部拉拔力和位移。

(6) 重复(2)~(5)步骤, 依次计算完支盘式锚杆的 n 个单元, 最后对总阻力 T_{sum} 与拉拔力 P 进行收敛判定(其单位为 N), 其中 $T_{sum} = \sum_{i=1}^n T_i$ 。

$$|T_{sum} - P| \leqslant 10 \quad . \quad (22)$$

若为假, 则修正 S , 重复(2)~(5)步骤, 直到拉拔力与总阻力平衡。反之则加大拉拔力 P , 重复整个步骤, 当达到锚杆的破坏判定(单位荷载下的锚固体位移增量超过前一级荷载产生的单位荷载下的位移增量 2 倍), 则结束整个程序, 输出不同拉拔力 P 所对应的支盘式锚杆的位移值 S , 由此得到支盘锚杆的 $P-S$ 曲线。

3.3 室内模型试验验证

根据拉拔力测试试验和试验材料性能试验, 可确定出各材料参数取值: 注浆体弹性模量为 20 GPa, 锚杆弹性模量为 210 GPa, 锚固体界面极限抗剪强度为 68 kPa, 土层参数与表 2 相同。将锚杆划分分为 70 个单元(支盘段为 20 个, 直杆段为 50 个), 依照图 13 的计算流程图利用 Matlab 软件编写计算程序, 再结合室内拉拔试验所得数据, 对锚杆的荷载-位移曲线以及沿轴向深度的轴力分布特性进行对比分析, 如图 14, 15 所示。

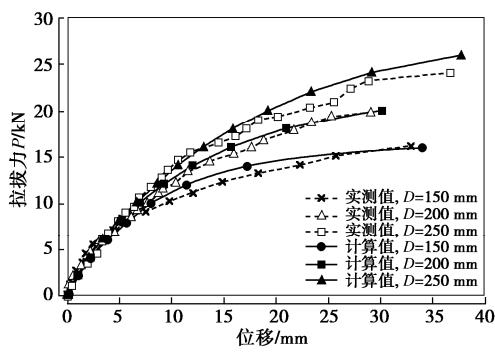


图 14 拉拔曲线对比分析图

Fig. 14 Comparative analysis of drawing curves

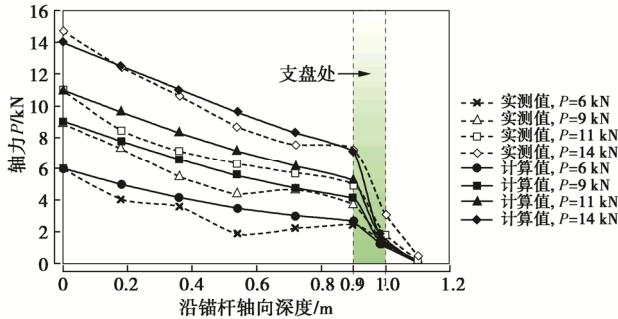


图 15 支盘式锚杆 ($D=200$ mm) 轴力分布对比分析图

Fig. 15 Comparative analysis of distribution of axial force of branch-type anchor ($D=200$ mm)

从图 14, 15 中可知, 采用本文所述的理论模型计算得到的 $P-S$ 曲线与各级荷载下的轴力值分布, 跟室内试验实测值基本一致, 说明了本文提出的模型有效描述了支盘式锚杆的荷载-位移曲线和轴力分布特征。

3.4 影响参数分析

(1) 盘-土界面 P_u 分布及位移影响

图 16 为不同位移下盘-土界面的极限扩孔压力分布示意图。从图 16 中可以看出, 支盘的极限扩孔压力从圆心沿着支盘的径向先快速非线性增长(图 9 中的 L_1 段), 当达到峰值点后缓慢下降(图 9 中的 L_2 段)。随着支盘前端土体的挤压位移量加大, 其极限扩孔压

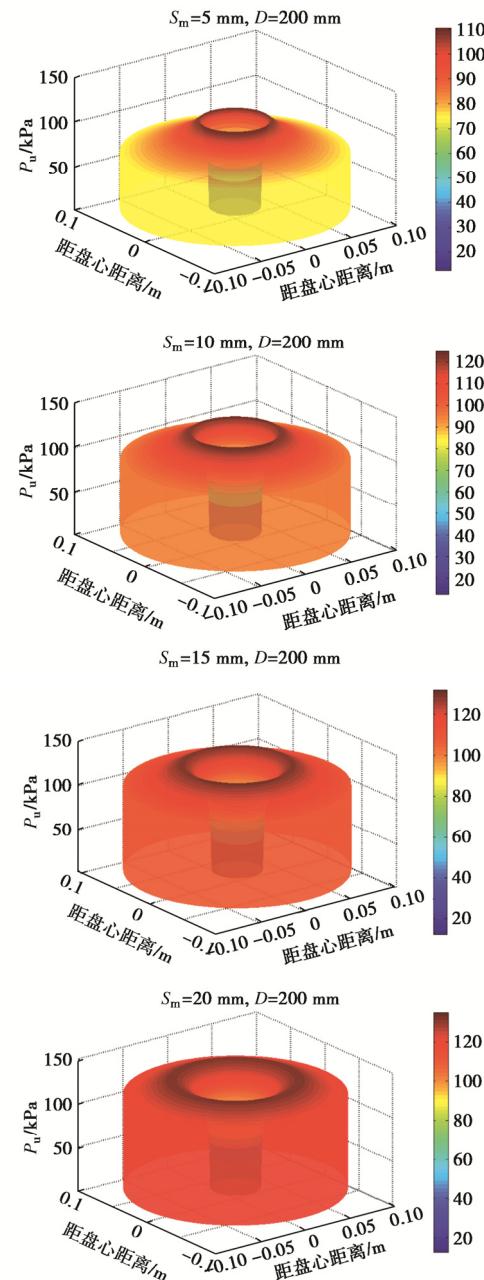


图 16 不同位移下盘-土界面的极限扩孔压力分布示意图

Fig. 16 Scheme of ultimate pressure of cavity expansion at plate-soil interface under different displacements

力峰值也会不断增大, 同时以支盘中心为圆点径向外移, 而在 L_2 段极限扩孔压力的减小幅度会逐步变缓, 整体分布由“锥台状”发展为“圆柱状”。说明了支盘端对周围土体挤压越密实, 极限扩孔压力越大且分布越均匀。

(2) 支盘挤扩角的敏感性分析

图 17 为不同支盘挤扩角下的荷载位移曲线对比分析图。从图 17 中可以看出, 支盘式锚杆的极限拉拔力随着支盘挤扩角的扩大而增大, 当位移小于 3.8 mm 时, 荷载位移曲线基本保持一致, 当大于 3.8 mm 时, 曲线斜率开始发生变化, 挤扩角越大斜率越大, 当挤扩角为 $25^\circ \sim 50^\circ$ 时为低敏感区, 对承载性状影响不明显, 斜率几乎不变, 当挤扩角大于 50° 时, 极限拉拔力显著提高。这是由于当位移大于 3.8 mm 时支盘端开始发挥承载力作用, 挤扩角愈大盘端阻力愈大, 从而越不易发生挤压位移, 荷载位移曲线斜率也就越大。挤扩角对锚杆拉拔力学性状影响显著, 但考虑到支盘需要足够的纵向高度保证其强度以及工程施工难度, 所以建议 θ 的取值范围为 $50^\circ \sim 65^\circ$ 之间, 既能满足锚杆强度要求, 也可大幅度提高抗拔承载力。

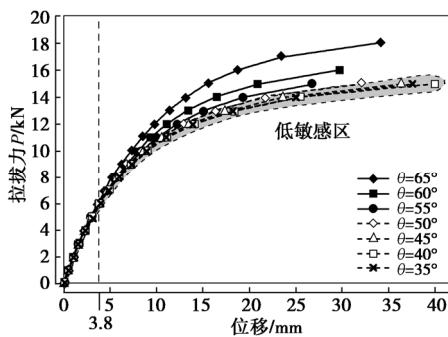


图 17 不同支盘挤扩角下的荷载位移曲线对比分析图

Fig. 17 Comparative analysis of load-displacement curves under different squeezing angles

4 结 论

(1) 相较于普通锚杆, 支盘式锚杆的抗拔承载力得到了显著提高, 其荷载 - 位移曲线可划分为 3 个阶段, 支盘端土体塑性区随荷载增加不断向外延伸发展, 当支盘达到极限强度时破裂失效, 位移急剧增加, 轴力分布沿锚固体深度呈减小趋势且在支盘处发生台阶状突变, 荷载比也不断增长。

(2) 在试验模型基础上探讨支盘式锚杆力学模型, 通过借鉴静力触探试验锥阻力的计算方法, 引用经典的 VESIC 扩孔理论模拟支盘拉拔过程中的挤土效应, 推导出了盘端阻力的计算理论公式。

(3) 锚-土界面选用双曲线非线性模型, 采用分段变形协调迭代算法建立了荷载传递计算模型, 计算

所得结果与实测数据基本一致。

(4) 支盘的极限扩孔压力沿支盘径向先快速非线性增长后缓慢减小, 其峰值随着位移增大而增大并以支盘中心为圆点径向外移, 整体分布由“锥台状”发展为“圆柱状”。支盘的挤扩角大于 50° 时, 对锚杆承载性状影响显著。

参 考 文 献:

- [1] 程良奎, 张培文, 王芳. 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, WANG Fang. Several mechanical concepts for anchored structures in rock and soil[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(4): 668 - 682. (in Chinese))
- [2] 简文彬, 黄炜, 罗金妹, 等. 多支盘锚固结构[P]. CN211256969U, 2020-08-14. (JIAN Wen-bin, HUANG Wei, LUO Jin-mei, et al. Multi-branch Anchor Structure: CN211256969U[P]. 2020-08-14. (in Chinese))
- [3] 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[P]. CN110700760A, 2020-01-17. (JIAN Wen-bin, YANG Jian, LUO Jin-mei, et al. Hole Reaming Equipment and Construction Method of Multi- Branch Anchor Solid System[P]. CN110700760A. 2020-01-17. (in Chinese))
- [4] 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. (in Chinese))
- [5] NIE W, ZHAO Z Y, NING Y J, et al. Numerical studies on rockbolts mechanism using 2D discontinuous deformation analysis[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2014, 41(1): 223 - 233.
- [6] MA S Q, NEMCIK J, AZIZ N. An analytical model of fully grouted rock bolts subjected to tensile load[J]. Construction and Building Materials, 2013, 49(8): 519 - 526.
- [7] NEMCIK J, MA S, AZIZ N, et al. Numerical modelling of failure propagation in fully grouted rock bolts subjected to tensile load[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2014, 71(10): 293 - 300.
- [8] MA S Q, ZHAO Z Y, NIE W, et al. An analytical model for fully grouted rockbolts with consideration of the pre- and post-yielding behavior[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2017, 50(11): 3019 - 3028.
- [9] NI P, SONG L, MEI G, et al. Generalized nonlinear softening

- load-transfer model for axially loaded piles[J]. International Journal of Geomechanics, 2017, **17**(8): 04017019.
- [10] BRYSON L S, GIRALDO J R. Analysis of case study presenting ground anchor load-transfer response in shale stratum[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2020, **57**(1): 85 - 99.
- [11] 陈建功, 陈晓东. 基于小波函数的锚杆拉拔全过程分析[J]. 岩土力学, 2019, **40**(12): 4590 - 4596. (CHEN Jian-gong, CHEN Xiao-dong. Analysis of whole process of bolt pulling based on wavelet function[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, **40**(12): 4590 - 4596. (in Chinese))
- [12] 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. (in Chinese))
- [13] 匡政, 白晓宇, 张明义, 等. 考虑锚固体不均匀及杆体脱黏效应的 GFRP 抗浮锚杆杆体荷载分布函数[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, **38**(6): 1158 - 1171. (KUANG Zheng, BAI Xiao-yu, ZHANG Ming-yi, et al. Load distribution function of GFRP anti-floating anchors considering the anchorage body unevenness and the anchor debonding effect[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, **38**(6): 1158 - 1171. (in Chinese))
- [14] 土工试验标准方法: GB/T50123—2019[S]. 2019. (Standard for Soil Test Method: GB/T50123—2019[S]. 2019. (in Chinese))
- [15] 建筑基坑支护技术规程: JGJ 120—2012[S]. 2012. (Technical Specification for Building Foundation Pit Support: JGJ 120—2012[S]. 2012. (in Chinese))
- [16] LIU J, LIU M, ZHU Z. Sand deformation around an uplift plate anchor[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2012, **138**(6):728 - 737.
- [17] 胡伟, 孟建伟, 姚琛, 等. 浅埋平板圆锚竖向拉拔极限承载力计算方法[J]. 岩土力学, 2020, **41**(9): 3049 - 3055. (HU Wei, MENG Jian-wei, YAO Chen, et al. Calculation method of vertical pullout ultimate bearing capacity of shallow circular anchor plate[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(9): 3049 - 3055. (in Chinese))
- [18] 史旦达, 毛逸瑶, 杨勇, 等. 基于 DIC 技术的砂土中圆形锚板上拔土体变形特性试验研究[J]. 岩土力学, 2020, **41**(10): 3201 - 3213. (SHI Dan-da, MAO Yi-yao, YANG Yong, et al. Experimental study on the deformation characteristics of soils around uplift circular plate anchors using digital image correlation technology[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(10): 3201 - 3213. (in Chinese))
- [19] VESIC A S. Expansion of cavities in infinite soil mass[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, **98**(3): 265 - 290.
- [20] 刘裕华, 陈征宙, 彭志军, 等. 应用圆孔柱扩张理论对预制管桩的挤土效应分析[J]. 岩土力学, 2007, **28**(10): 2167 - 2172. (LIU Yu-hua, CHEN Zheng-zhou, PENG Zhi-jun. Analysis of pile driving effect of precast tubular pile using cylindrical cavity expansion theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, **28**(10): 2167 - 2172. (in Chinese))
- [21] 王伟堂, 裴华君, 詹红琴. 压桩挤土位移的预估与防治的研究[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(3): 378 - 379. (WANG Wei-tang, QIU Hua-jun, ZHAN Hong-qin. Study on prediction and prevention for soil displacement caused by the statically pressed piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(3): 378 - 379. (in Chinese))
- [22] 郑颖人, 龚晓南. 岩土塑性力学基础[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1989. (ZHENG Ying-ren, GONG Xiao-nan. Fundamentals of Geotechnics Plasticity[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1989. (in Chinese))
- [23] FARMER I W. Stress distribution along a resin grouted rock anchor[J]. International Journal of Rock Grouted Rock Mechanics Mining Science & Geomechanics Abstract, 1975, **12**(11): 347 - 351.
- [24] 赵明华, 黄炎杰, 黄明华. 基于有限差分法的锚杆荷载传递非线性计算方法研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2018, **15**(8): 1963 - 1970. (ZHAO Ming-hua, HUANG Yan-jie, HUANG Ming-hua. Study on nonlinear calculation method of load transferring along tensile anchor rod base on finite difference method[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2018, **15**(8): 1963 - 1970. (in Chinese))
- [25] 张季如, 唐保付. 锚杆荷载传递机理分析的双曲函数模型[J]. 岩土工程学报, 2002, **24**(2): 188 - 192. (KUANG Zheng, ZHANG Ji-ru, TANG Bao-fu, et al. Hyperbolic function model to analyze load transfer mechanism on bolts[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, **24**(2): 188 - 192. (in Chinese))
- [26] RANDOLPH M F, WROTH C P. An analysis of vertical deformation of piles groups[J]. Géotechnique, 1979, **29**(4): 423 - 439.

DOI: 10.11779/CJGE202110013—文彩色插图

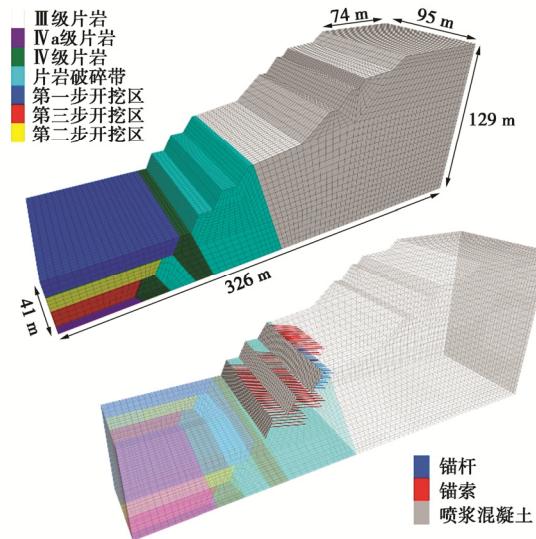


图 7 岩质边坡三维地质模型及锚杆(索)布置图

Fig. 7 Geometric model for rock slope in 3D and distribution of bolts and cables

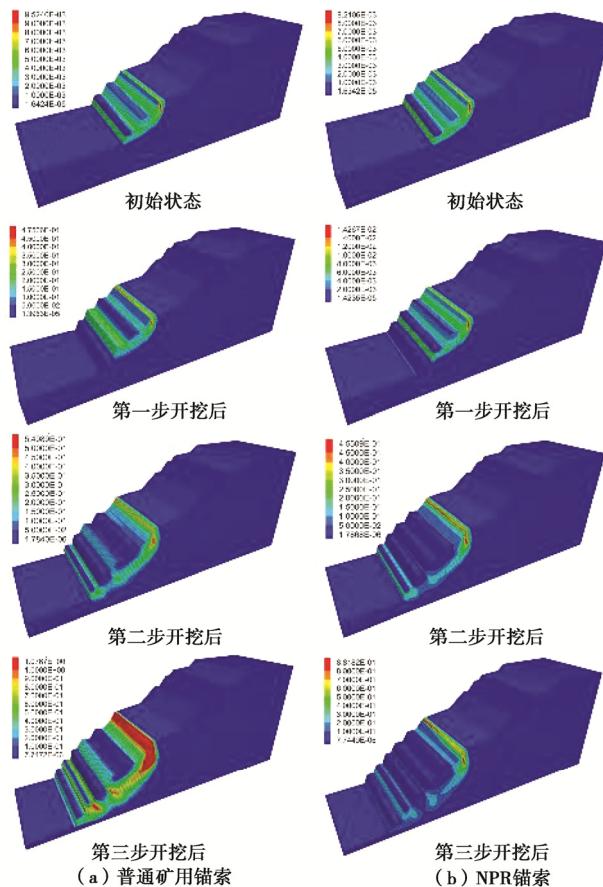


图 8 最大剪应变云图

Fig. 8 Contours of maximum shear strain

DOI: 10.11779/CJGE202110016—文彩色插图

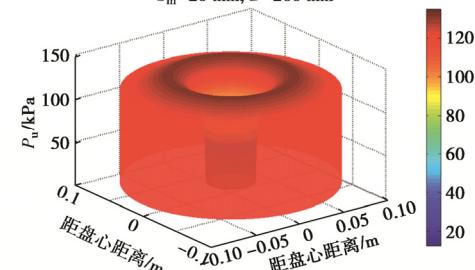
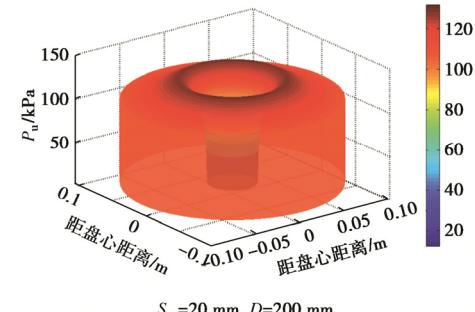
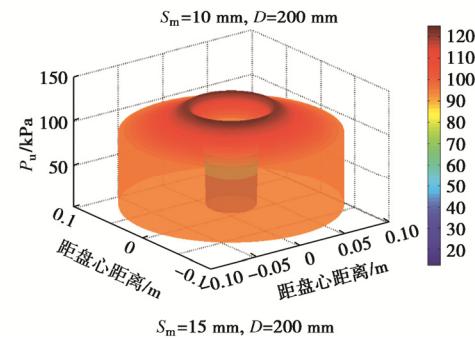
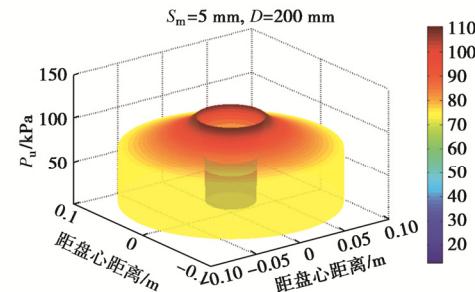


图 16 不同位移下盘-土界面的极限扩孔压力分布示意图

Fig. 16 Scheme of ultimate pressure of cavity expansion at plate-soil interface under different displacements

DOI: 10.11779/CJGE202110017—文彩色插图

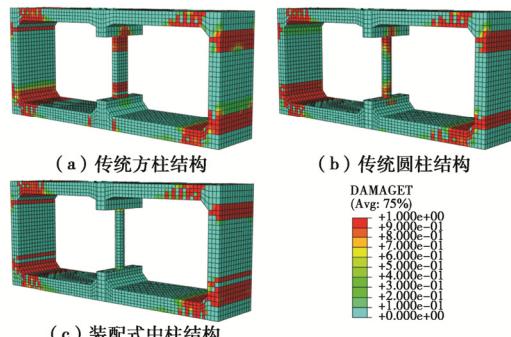


图 6 Kobe 波作用下车站结构地震受拉损伤云图 (PBA=0.3g)

Fig. 6 Seismic tension damages of underground structures under Kobe waves with PBA=0.3g