

槽口桩竖向承载特性模型试验与计算分析

邓友生^{1,2}, 姚志刚^{1,2}, 宫亚峰³, 冯忠居⁴, 李 龙^{1,2}, 张克钦^{1,2}

(1. 西安科技大学 建筑与土木工程学院, 西安 710054; 2. 西安科技大学 桩承结构研究中心, 西安 710054;
3. 吉林大学 交通学院, 长春 130022; 4. 长安大学 公路学院, 西安 710064)

摘 要: 针对新型槽口桩竖向荷载作用下的承载特性, 分别通过室内模型试验和离散元数值模型分析普通桩和槽口桩承载性能及桩侧土体破坏形态的差异性, 并探讨现场施工过程中成桩工艺对槽口桩桩侧土体抗剪强度的影响。结果表明: 槽口桩极限承载力是普通桩的 1.4 倍, 材料利用率是普通桩的 1.9 倍; 槽口桩和普通桩桩端阻力分担比为 30.3%、64.9%, 分别主要表现为端承摩擦桩和摩擦端承桩的承载特征; 槽口处具有明显的端承效应和挤土效应, 桩侧摩阻力受土体间剪切力影响较大, 沿桩身呈连续起伏的塑性破坏面; 考虑桩身结构参数设计时, 应避免发生槽口间应力叠加或独立承载破坏现象, 最优距径比 $h/D=1.06\sim 1.46$; 应用 Terzaghi 和 Peck 的土压力理论及应力路径方法表明, 挤扩成孔工艺能够显著提高桩侧土体抗剪强度。

关键词: 地基处理; 槽口桩; 模型试验; 荷载传递; 离散元; 位移场; 破坏面

中图分类号: TU473 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-5497(2025)07-2308-12

DOI: 10.13229/j.cnki.jdxbgxb.20231082

Model test and calculating analysis on vertical bearing mechanism of slotted pile

DENG You-sheng^{1,2}, YAO Zhi-gang^{1,2}, GONG Ya-feng³, FENG Zhong-ju⁴, LI Long^{1,2},
ZHANG Ke-qin^{1,2}

(1. School of Architecture and Civil Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China;
2. Pile-supported Structures Research & Test Center, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China;
3. College of Transportation, Jilin University, Changchun 130022, China; 4. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: Aiming at the bearing characteristics of slotted pile under vertical load, the difference of load bearing performance and failure mode of soil around pile of ordinary pile and slotted pile were analyzed through laboratory model test and a discrete element simulation analysis model respectively, and the influence of pile-forming technology on shear strength of soil at the side of slotted pile was also discussed. The results show that the ultimate bearing capacity of notched pile is 1.4 times that of the ordinary pile, and the material utilization rate is 1.9 times that of the ordinary pile. The pile end resistance sharing ratio of slotted pile and ordinary pile is 30.3 % and 64.9 %, which mainly shows the bearing characteristics of the end bearing friction pile and friction end bearing pile. There are obvious end bearing effect and soil

收稿日期: 2023-10-12.

基金项目: 国家自然科学基金项目(51878554, 41672308); 陕西省自然科学基金基础研究计划重点项目(2018JZ5012).

作者简介: 邓友生(1969-), 男, 教授, 博士. 研究方向: 基础工程; 工程结构防灾减灾. E-mail: dengys2009@126.com

squeezing effect at the slot, the side friction of pile is greatly affected by the shear force between soils, and the plastic failure surface from the top of pile to the end of pile is continuously fluctuating. Considering the design of the structure parameters of the slotted pile, the phenomenon of stress superposition or independent load failure between the slots should be avoided, and the optimal ratio between slot distance and pile diameter h/D is 1.06–1.46. The earth pressure theory of Terzaghi and Peck and the stress path method are used to show that The shear strength of soil on the side of the pile is significantly improved by extrusion and expansion process for forming holes.

Key words: foundation treatment; slotted pile; model test; load transfer; discrete element simulation; displacement field; failure surface

0 引言

随着我国基础设施的快速发展,普通桩基多为等截面圆桩,桩基承载力由桩身侧摩阻力和桩端阻力组成^[1,2]。为提高桩基承载力,往往采用增加桩长或增大截面的方法,但会导致混凝土用量大、造价成本高。异形桩是在传统桩基上发展起来的新桩型,不仅能发挥地基土(岩)和桩体本身的潜在能力,而且还具有经济、环保等优点。异形桩大致可分为两类:一是改变桩身纵向截面形状,如楔形桩^[3]、扩底桩^[4]等;二是改变桩身横截面形状,如梅花桩^[5]、Y形桩^[6]等。

陈浩华等^[7]建立了楔形桩承载力分析模型,认为通过桩土间相互挤压作用能够引起桩土间正应力和剪应力不同程度变化。曹兆虎等^[8]认为X型桩充分利用了等截面情况下侧表面积更大的特点,从而提高了桩侧摩阻力。钱建固等^[9]开展了桩土界面试验研究,发现普通桩土间界面产生平面形态破坏面,而螺纹桩土界面出现拱形破坏面。惠迎接等^[10]通过数值模拟认为挤扩支盘桩中支盘与桩端承载机制一致。李连祥等^[11]基于圆孔扩张理论推导出扩径端阻力与竖向位移的关系,充分考虑了扩径体的几何构造特点和挤土效应。上述研究表明异形桩桩身形式较多,但承载机理差异性较大,多数研究侧重于桩侧挤土效应,且仅从宏观上研究桩体承载特性。

为了揭示桩土间界面细观破坏机制,Ni等^[12]、周航等^[13]采用透明土和粒子图像测速(Particle image velocimetry, PIV)相结合的技术研究桩侧挤土效应,该方法能够可视化整个土体位移场变化。王永洪等^[14]建立了静压桩贯入黏土中的离散元模型,从细观层面上分析了不同桩径条件下土体接触力链的分布特征。王曙光等^[15]利

用PhotoInfor数字图像技术直观得到了螺杆桩和普通桩的破坏形态特征。目前,关于桩土间接接触面细观机制研究的手段较多,但很少有学者对异形桩的桩土作用行为进行研究。

综上,本文通过室内模型试验分析新型槽口桩和普通桩竖向承载特性间差异性及槽口结构参数对其承载力的影响,并采用PFC^{2D}基本命令与FISH语言进行命令流的编制,实现对槽口桩和普通桩在不同荷载条件下桩侧和桩端土体的位移场变化规律和破坏形态的分析,最后结合实际工程中挤扩成桩工艺探讨挤土效应对桩土间接触行为的影响。

1 室内模型试验

1.1 试验装置

试验装置包括模型箱、加载系统、数据采集系统,如图1所示。模型箱由I20、等边角钢和钢板焊接而成,内部净空尺寸(长×宽×高)为1 200 mm×1 200 mm×1 200 mm,钢板厚度为10 mm。使用手动液压千斤顶对模型桩进行桩顶加载,行程为100 mm。在测量桩身应变和土压力时,采用泰斯特-TST3826E静态应变测试仪,分辨率可达到 1.0×10^{-6} ,数据采集频率最大为50 Hz。

1.2 试验材料

本文试验土体取自陕西省西安市某地天然原

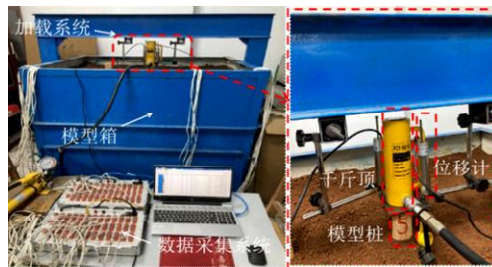


图1 模型试验系统

Fig. 1 Model test system

状土,经筛分后采用 $<2\text{ mm}$ 的细粒土,由环刀取样并进行室内土工试验,含水率为 20.9% ,土体内摩擦角为 17.3° ,黏聚力为 25.2 kPa ,压缩模量为 $5.2\times 10^3\text{ kPa}$,湿陷系数为 0.045 。

目前,模型桩材料主要有ABS工程塑料、铝管、有机玻璃及木制材料等^[1,16,17]。本次试验中模型桩相似材料采用实木,由木材加工厂定制而成,弹性模量为 10.1 GPa ,其能够在试验过程中产生适量的应变以满足应变片测试误差的控制要求。试验选取6根不同槽口结构参数的模型桩,桩身有效长度为 800 mm ,槽口沿桩身连续且间隔布置,其中S1为普通桩,S2~S6为槽口桩,如图2所示。针对桩S2~S6的桩身结构参数,引入距径比参数 h/D (槽距与外径的比值)和变径比参数(内径与外径的比值),具体参数见表1。

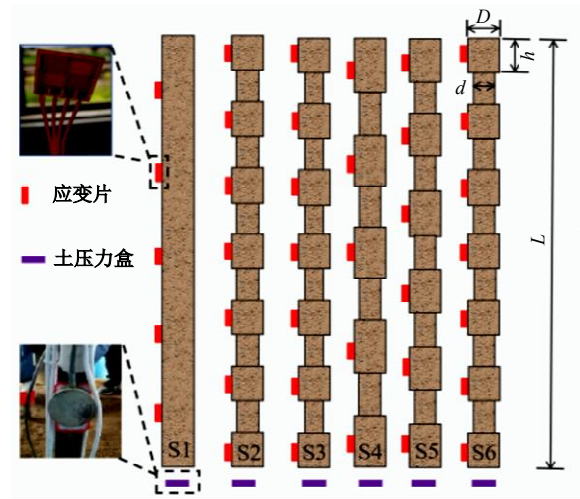


图2 模型桩及测试元件布置

Fig. 2 Model piles and layout of test components

表 1 模型桩参数

Table 1 Parameter of model piles

桩号	桩长 L / mm	外径 D / mm	内径 d / mm	变径比 d/D	槽距 h / mm	距径比 h/D
S1	800	50	—	—	—	—
S2	800	50	40	0.8	62	1.24
S3	800	50	30	0.6	62	1.24
S4	800	50	35	0.7	89	1.78
S5	800	50	35	0.7	73	1.46
S6	800	50	35	0.7	62	1.24

1.3 测试与加载

在工字钢中心处正下方布置模型桩,为消除边界效应影响,距模型箱边界为 600 mm (12倍桩径)。为测量桩顶沉降位移,将精度为 0.01 mm

的电子位移计置于桩顶处正方形钢板上,钢板尺寸(长 $\times$ 宽 $\times$ 高)为 $80\text{ mm}\times 80\text{ mm}\times 5\text{ mm}$ 。在桩身上沿桩顶至桩端依次布置BF1K-3EB-AWG型免焊全桥应变片测试桩身应力,应变片电阻值为 $(1\,000\pm 0.1)\,\Omega$,灵敏系数为 2.15 ± 0.01 。为测量土压力,采用YTDZ0301型应变式微型土压力盒,量程为 $0\sim 0.1\text{ MPa}$,将土压力盒埋置在距离桩端下方 50 mm 处。结合国内外关于室内缩尺模型试验的研究,普遍采用模型桩预埋的方式置于地基中^[1,8,18,19]。先将模型桩固定在工字钢下方指定位置,采用人工分层碾实填筑方法回填土体,每层土体控制在 100 mm ,并用小型振动器夯实,压实系数不应 <0.9 。当土体表面与桩顶高度相差为 100 mm 时,即完成桩周土体的填筑。另外,模型桩埋设完成后需放置 48 h ,待土体变形稳定后进行加载试验。试验加载采用慢速维持荷载法,通过逐级递增施加竖向荷载,每级荷载 350 kPa ,共分8级。通过采集系统监测数据,待每级数据达到相对稳定后再施加下一级荷载。

2 试验结果及分析

2.1 荷载-沉降曲线

桩顶荷载-沉降变化曲线可以反映出桩体受力时变形特性,图3为不同变径比条件下桩顶荷载-沉降变化曲线。桩S1~S3的荷载-沉降变化规律基本一致,在加载初期,桩顶沉降量均较小,不同桩体荷载-沉降变化曲线总体上呈现近似重合的现象。随着荷载增大,桩顶沉降量不断增大,不同桩体荷载-沉降变化曲线均出现明显的拐点,在极限荷载下沉降量大于上一级荷载沉降量,此时桩体发生明显的刺入破坏。桩S1~S3极限承载力分别为 $1\,750$ 、 $2\,100$ 、 $2\,450\text{ kPa}$,槽口桩极限承载力是普通桩的 $1.2\sim 1.4$ 倍,槽口桩极限承载力显著高于普通桩。同桩S2相比,桩S3变径比由 0.8 减小至 0.6 ,桩体极限承载力提高 16.7% ,试验表明通过减小桩身变径比可以提高槽口桩极限承载力,这是因为变径比减小的同时,槽口段上部所形成的端承效应逐渐发挥作用。从经济节能角度考虑,将桩体极限承载荷载与桩身体积比作为桩体材料利用率,桩S1~S3材料利用率分别为 $2\,184.7$ 、 $3\,123.7$ 、 $4\,306.7\text{ kN/m}^3$,槽口桩材料利用率是普通桩的 $1.4\sim 1.9$ 倍,说明其更能充分发挥材料力学性能。

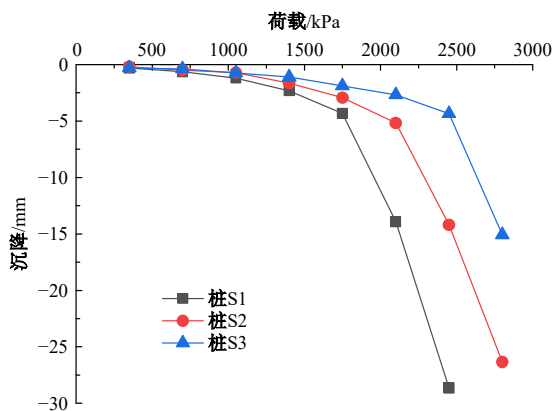


图3 荷载-沉降曲线

Fig. 3 Load-settlement curve

实质上,普通桩和槽口桩最大区别在于桩侧摩阻力发挥程度,槽口桩桩侧摩阻力不仅是变径处侧摩阻力,还是融合了变径端阻力的“等效摩阻力”。在极限承载力时,普通桩的桩侧摩阻力主要表现为桩土接触面的抗剪力,而槽口桩受槽口“机械咬合”作用影响,主要发挥桩侧土体间界面的摩擦力,这类似于螺纹桩承载特性^[15]。槽口桩的桩侧摩阻力可采用 Berrum 公式计算:

$$q_{si} = k_0 \sigma'_{sz} \tan \delta \quad (1)$$

式中: q_{si} 为普通桩的桩身侧摩阻力; k_0 为土体侧压力系数,一般可取静止土压力系数,取 $1 - \sin \varphi$,其中 φ 为土体内摩擦角; σ'_{sz} 为土体竖向有效应力; δ 为桩土间摩擦角。

槽口桩的桩侧摩阻力为土体间抗剪强度,经计算桩侧摩阻力为:

$$\tau_{si} = \sigma' \tan \varphi + c \quad (2)$$

式中: σ' 为法向应力; τ_{si} 为槽口桩各段的等效侧阻; c 为土体黏聚力。

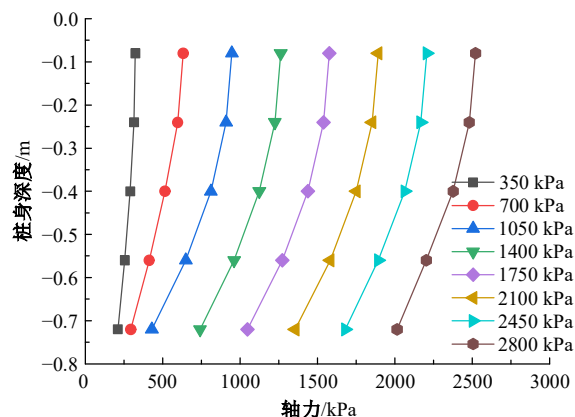
分析可知,上述2种桩型桩侧摩阻力主要差异在于桩土间摩擦角与土体内摩擦角不同,且桩土间摩擦角小于地基土体内摩擦角,这一结论得到 Randolph 等证实,相关研究表明桩土间摩擦角是土体内摩擦角的 0.6~0.7 倍^[20]。同时,地基同一深度处法向应力相同,由于黏聚力较小,可忽略其影响。

2.2 荷载传递影响因素分析

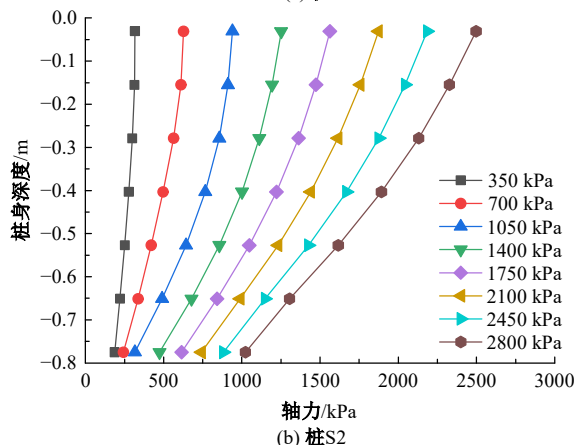
2.2.1 桩身不同变径比的影响

槽口桩承载特性与槽口变径比存在密切的关系,通过试验测得桩身应变,进一步计算不同埋深处桩身轴力,并对桩端阻力分担比进行分析。图4为不同变径比条件下桩S1~S3桩身轴力分布,

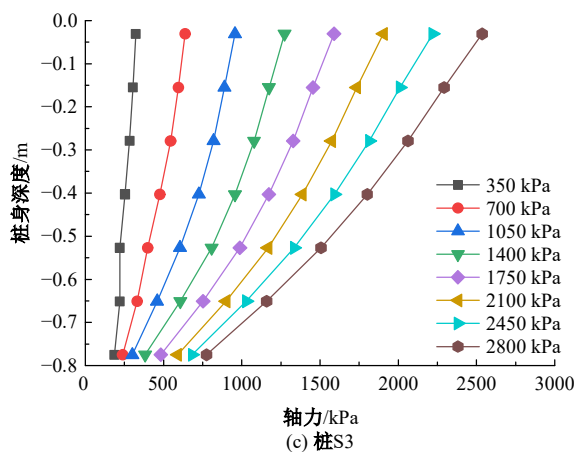
不同桩身的轴力总体上均呈现逐渐减小特点,符合上小下大的分布规律。对比分析可知,在加载



(a) 桩S1



(b) 桩S2



(c) 桩S3

图4 桩身轴力分布(S1~S3)

Fig. 4 Axial force distribution of pile(S1~S3)

初期,桩S2~S3由桩顶至桩端的桩身轴力变化规律同桩S1基本一致,其差异性较小。随着荷载增大,桩S1的桩身轴力减小幅度较为平缓,桩端阻力主要承担桩顶荷载;而桩S2~S3的桩身轴力出现急剧减小现象,桩身轴力衰减幅度剧烈。这表明槽口桩的桩侧摩阻力增大较快,此时槽口处应力水平显著提高,桩侧土体逐渐产生非线性变形。

同时,桩侧土体向内侧移动,桩体轴力在槽口处被分解为垂直向下的压力和平行槽口面的剪力。槽口桩因自身异性构造形成一系列环形槽口段端承面,作用于槽口处上部的压力作为端承阻力,各个槽口段端承阻力的叠加在一定程度上提高了桩侧摩阻力。

图5为普通桩和槽口桩的桩端阻力分担比随荷载变化的曲线,在加载初期,桩土间产生较小的相对位移,桩侧摩阻力由上而下逐渐发挥,桩S1~S3的桩顶荷载主要由桩侧摩阻力承担。随着荷载增大,桩端阻力分担比也在逐渐增大。在极限状态下,桩S1的桩端阻力主要承担桩顶荷载,分担比约64.9%,表现为摩擦端承桩特征;而桩S2和S3的承载力主要由桩侧摩阻力提供,分担比分别约43.6%、30.3%,表现为端承摩擦桩的承载特征。通过分析可知,桩S2~S3的桩端阻力并未得到充分发挥,桩S3的桩端荷载分担比小于桩S2。随着桩身变径比的减小,即使桩侧面积不断减少,但在桩身变截面处形成的环形端承面更加显著。在一定范围内,其所提供的端承力完全补偿因桩身侧面积减少导致的桩侧摩阻力的损失。

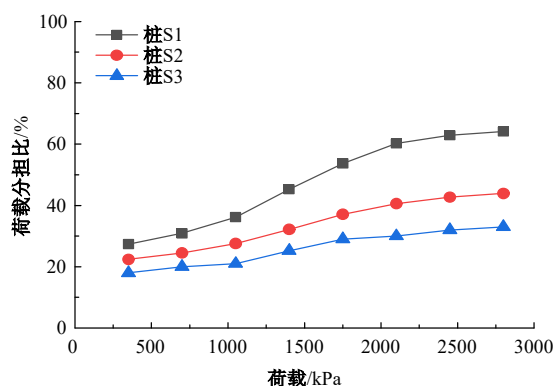


图5 桩端荷载分担比

Fig. 5 Load sharing ratio of pile end

槽口桩承载性能的优势取决于桩身异型构造的特点,实际上承载力是由大直径 D 段的桩体与小直径 d 段的桩体所形成的圆环形水平投影面积承担,如图6所示。考虑到桩土接触非线性特点,槽口段端承阻力发挥类似于桩端阻力,其荷载传递函数采用双曲线型函数模型,表达式如下:

$$P_p = \frac{s_p}{f' + g's_p} \quad (3)$$

式中: P_p 为端阻力; s_p 为位移; f' 为 P_p - s_p 曲线初始斜率的倒数。

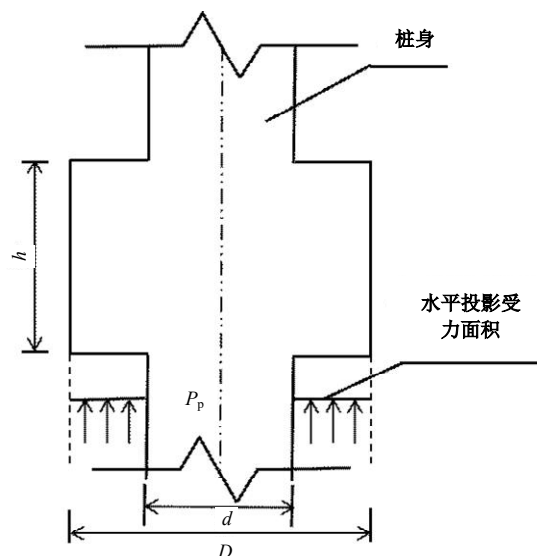


图6 槽口处受力计算

Fig. 6 Calculation sketch of force at the slot

由于槽口段所形成端阻作用投影面是圆环形,结合孙晓立等^[21]关于扩底抗拔桩的研究,可将槽口段圆环形简化为一个直径为 D 的大圆形区减去直径为 d 的小圆形区,最终得到圆环形区域的端阻力 P_p 与位移 s_p 的关系:

$$s_p = \frac{P_p(1 - \nu_p)}{4G_p(R + r)} \quad (4)$$

式中: ν_p 为土体泊松比; G_p 为土体剪切模量; R 为大直径桩体半径; r 为小直径桩体半径。

利用剪切位移法,推出初始接触刚度 k_{p0} 及参数 f' 的取值:

$$k_{p0} = \frac{4G_p(R + r)}{1 - \nu_p} \quad (5)$$

$$f' = \frac{1 - \nu_p}{4G_p(R + r)} \quad (6)$$

关于极限端阻力 P_{bu} 的取值,根据李连祥等^[20]的研究, P_{bu} 、 g' 可按式(7)、(8)计算:

$$P_{bu} = (c_b N_c + q_m N_q) A_b \quad (7)$$

$$g' = \frac{1}{P_{bu}} = \frac{1}{(c_b N_c + q_m N_q) A_b} \quad (8)$$

式中: c_b 为土体黏聚力; $q_m = (1 + 2k_0)\gamma L/3$,其中 γ 为土体重度, L 为桩长; A_b 为环形面积,取 $\pi(R^2 - r^2)$; N_c 、 N_q 为承载力系数。

基于圆孔扩张理论,双曲线型荷载传递函数仍然适用槽口段端承荷载传递,可认为槽口段端承阻力发挥类似于支盘^[22,23]。这表明桩顶荷载由桩顶传递至桩端过程中,桩身轴力衰减量较大,使

得桩端处荷载分担比较小。

2.2.2 桩身不同距径比的影响

图 7 为不同槽距条件下桩身轴力分布曲线。由图 7 可知,桩 S4~S6 的桩身轴力分布规律基本一致,均由桩顶至桩端衰减。随着荷载增大,轴力衰减幅度显著。在 2 450 kPa 时,桩 S4~S6 的桩端阻力分担比分别为 42.4%、33.2%、31.6%,可知桩 S4 的桩端阻力分担比最大,而桩 S2 和 S3 的桩端阻力分担比相近。原因在于当距径比 $h/D=$

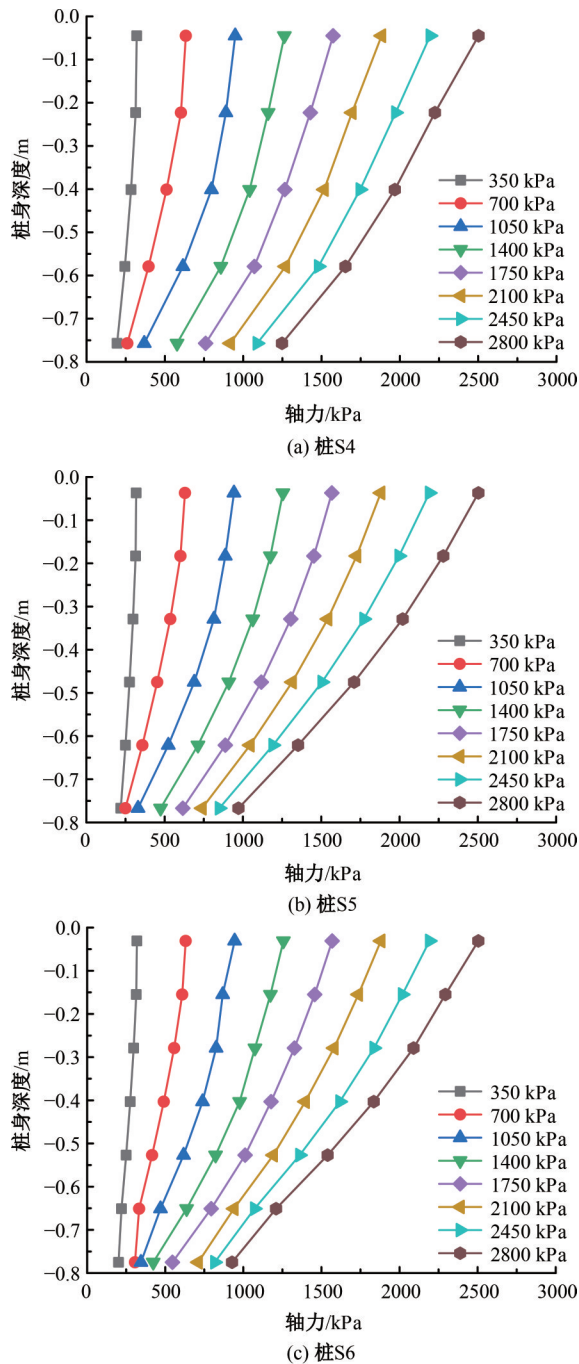


图 7 桩身轴力分布(S4~S6)
Fig. 7 Axial force distribution of pile(S4~S6)

1.78 时,即使桩侧土体塑性区不断增大,槽口桩的桩侧土体并未形成完整的剪切带,土体抵抗剪切破坏的优势未得到充分发挥。当距径比 $h/D=1.46$ 时,桩侧土体塑性区不断扩大并与周围槽口破坏面相连,槽口间土体刚好贯通。当距径比 $h/D=1.24$ 时,槽口间距过小,受相邻槽口约束的影响,使得槽口段易出现应力叠加现象,导致上部槽口的咬合力未能有效向桩侧土体中扩散。考虑极限荷载下桩端阻力分担比特征,盲目减小槽距并不能有效提高桩基承载力。以上分析限于室内模型试验定量讨论桩身轴力分布,仍需要借助其他试验手段定性分析槽口桩承载特性的作用机理。

3 离散元计算模型

3.1 颗粒流模型建立

运用 PFC^{2D} 软件编写颗粒流代码,模型主要由箱体、土颗粒集合体和桩组成,箱体和桩采用 wall 单元模拟。箱体尺寸为 1 000 mm(宽)×1 600 mm(高),底部和两侧墙体固定。取普通桩和槽口桩作为研究对象,桩 S7 为普通桩,桩长 $L=800$ mm,桩径 $D=50$ mm;桩 S8~S10 为槽口桩,桩长 $L=800$ mm,外径 $D=50$ mm,内径 $d=35$ mm,距径比分别为 2.28、1.46、1.06。按照室内模型试验建模,土颗粒集合体由刚性圆盘组成,采用 Lai 等^[24]提出的 IMCM 进行分层填筑,每层厚 100 mm,如图 8 所示。

对桩顶进行分级荷载施加,加载过程与室内模型试验方法相同。

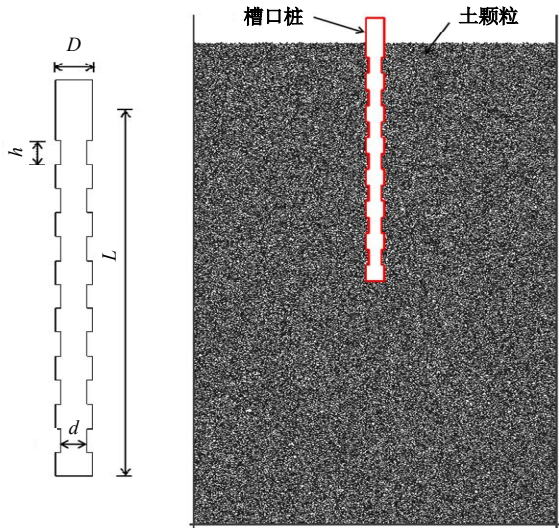


图 8 单桩颗粒流模型
Fig. 8 Particle flow model of single pile

3.2 细观参数标定

颗粒流细观参数可以通过双轴试验、直剪试验或模型试验来标定,本次数值模拟的细观参数采用室内模型试验结果来标定,所需标定的物理参数分别为材料的本征参数和相应的接触参数。颗粒间和颗粒与墙体间采用线性接触模型^[25,26],土体颗粒局部阻尼系数为 0.7,粒径为 2.2~3.7 mm,符合正态分布规律。DEM 模型中计算效率主要取决于土体颗粒总数,根据 Jiang 等^[27]、赖汉江等^[28]提出的方法,基于室内模型试验通过颗粒级配曲线放大 3 倍,尽量减小尺寸效应对计算结果的影响,生成孔隙率为 0.2 的颗粒集合体。国内外学者通常采用参数反演试算来确定颗粒细观参数(如法/切向刚度、摩擦系数等),经过不断调整颗粒细观参数,使得 DEM 模型与室内模型试验表现出相同的宏观响应,最终细观参数见表 2。

表 2 颗粒流模型细观力学参数

Table 2 Micro-mechanical parameters of particle flow model

参数	取值
密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 200
法向和切向刚度比/($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$)	1.9×10^6
摩擦因数	0.36
局部阻尼	0.7
法向和切向刚度比/($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$)	1.9×10^6
桩和墙体 摩擦因数	0.3
密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 650

3.3 DEM 模拟验证

为了验证本次数值计算的可行性和准确性,以室内模型试验中普通桩工况为例,通过普通桩的桩顶荷载-沉降变化曲线的数值计算结果与室内模型试验进行对比,如图 9 所示。分析可知,离散元模拟得到的桩顶荷载-沉降变化曲线与室内模型试验结果的变化规律基本一致。离散元模拟的桩顶沉降量与室内模型试验间相差 9.5%,表明离散元数值模拟能够在一定程度上替代室内模型试验进行研究。通过实现颗粒流数值分析模型中细观参数的标定,在此基础上开展后续不同槽口桩结构参数条件下承载机理细观研究。

3.4 承载机理分析

3.4.1 桩周土体位移场

图 10 为不同距径比下槽口桩和普通桩的桩周土体位移场,分析可知普通桩和槽口桩的桩周

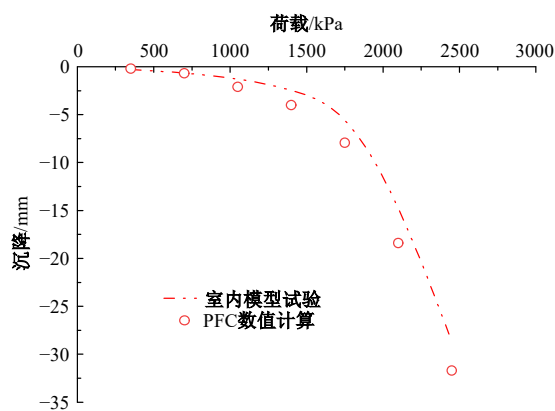


图 9 数值计算与模型试验对比

Fig. 9 Comparisons of numerical simulation and model test

土体位移场变化明显不同。在加载初期时,桩 S7 的承载力主要由桩身侧摩阻力承担,桩侧和桩端处土体位移场无较明显变化。随着荷载增大,桩侧土体出现塑性区并持续扩大,桩侧摩阻力与作用在桩土接触面上的压力有直接关系,桩身下部侧摩阻力大于桩身上部。另外,桩端处土体位移场扩散范围向地基深处发展,变化较明显。在桩 S7 达到极限承载力后,桩侧摩阻力得到了充分发挥,由图 10 可知沿桩身有较狭窄的塑性区,呈柱状分布特点。桩端处土体位移场影响范围进一步向深处发展,桩端下方土体发生压缩变形,使得桩端处土体位移量持续增大,普通桩极限承载力主要由桩端阻力承担。

由图 10(b)~(d)可知,同桩 S7 相比,在桩 S8~S10 的桩身上均匀且间隔布置槽口,其桩身承载特性明显不同于普通桩。在荷载初期,不同距径比条件下槽口桩的桩侧和桩端土体位移场变化不明显,这是因为荷载较小,槽口桩的优势并没有发挥出来。随着荷载增大,当距径比 $h/D=2.28$ 时,桩 S8 的桩侧土体位移场变化主要发生在槽口段,呈现独立承载破坏特征。在达到极限承载力后,桩侧土体破坏面形态与普通桩类似,沿桩身呈类似于柱状破坏特征。当距径比 $h/D=1.46$ 时,在桩 S9 的桩侧约 $1.0D$ 范围内土体主要受到桩体扰动,槽口段上部的桩侧土体塑性区扩大,且逐渐向桩端方向扩展,与相邻槽口附近土体相连,最终形成了连续起伏的塑性贯通剪切破坏面。同时,还可以发现破坏面的截面平均直径大于普通桩桩侧破坏面的外径,表明其有抵抗剪切破坏而主动增加桩侧接触面积的趋势,槽口桩能够承受

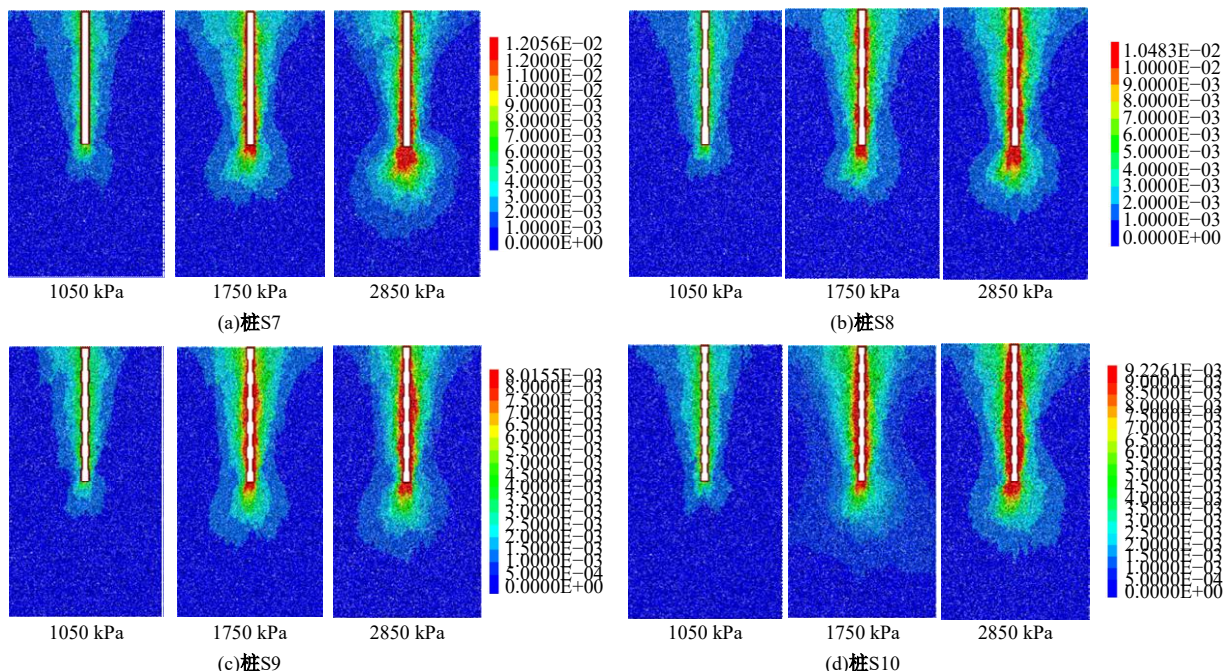


图 10 桩周土体位移场

Fig. 10 Displacement field of soils around pile

更大的剪切变形及剪应力。当距径比 $h/D=1.06$ 时,使得相邻槽口间土体塑性区较早出现贯通现象,破坏面类似于普通桩,桩侧土体的抗力并未得到充分发挥。从桩土间接触塑性机理角度分析,普通桩承载力随桩端土体塑性区范围的增大而提高,桩端阻力起到决定性作用;而槽口桩的桩侧摩阻力受到桩侧土体间剪应力影响显著,桩侧摩阻力主要承担桩顶荷载。在实际工程中考虑桩身结构参数设计时,要兼顾桩基承载力、施工难度及工程成本等因素,取 $h/D=1.06\sim 1.46$ 时,桩身结构参数较为合理。

3.4.2 接触力链分布特性

模型内部荷载传递是通过土颗粒间接触力链传递,接触力链的分布特征实质上是土体中荷载传递特征的体现。不同荷载条件下线条均按同一比例绘制,图 11 为桩 S7~S10 的土体内部颗粒接触力链分布对比。分析可知,随着桩顶荷载增大,桩 S7 的桩端下方土体逐渐被压密,桩端阻力开始发挥作用,土体颗粒间接触力较大,并逐渐向外侧发展且呈扇形发散分布特点。在桩体达到极限承载力后,桩侧土颗粒力链较少,表明桩侧摩阻力影响范围较小,对桩 S7 承载力的贡献率偏低。当距径比 h/D 由 2.28 减小至 1.06 时,不同桩端处力链分布仍比较集中,这是由于桩端正下方是桩体的主受力区,同时又受上方土体自重影响。由于

槽口存在,桩 S8~S10 的槽口段端承处力链沿着环形桩身边缘向斜下方发展,在达到最远处受力区后再向桩内侧收拢,通过力链延伸方向可以直观地判断桩侧土颗粒运动方向和受力大小,桩土破裂面在应力产生差异的区域形成。槽口段下部区域是悬空区,但该处土体在上覆土体自重荷载作用下受到挤压,产生一定程度的挤土效应,存在相对较少的力链。随着距径比减小,桩身上所形成的环形端承面数量增多。当荷载为 2 450 kPa 时,同桩 S7 和 S8 相比,桩 S9 和 S10 的桩身中下部的力链线条较粗且密集,表明其能够较好地发挥桩端效应,有效承担桩顶荷载。另外,端承处力链分布范围逐渐向上移动,分别距离桩顶约 $0.43L$ 、 $0.27L$ 、 $0.46L$,表明距径比在一定程度上影响着端承处力链分布,桩 S9 中端承处力链覆盖范围较大,可以更好地发挥分担桩顶荷载的作用。

由上述分析可知,在桩顶荷载作用下,土体与槽口处端承面产生了协同作用,形成土体刚性核。桩侧土体受土体刚性核的挤土作用而产生远离桩体的运动趋势,基于 Meyerhof 理论分析,槽口段上部出现压密区,证实了槽口处扩孔压力的竖向分力将对下部小直径段桩侧土体产生竖向挤压,提高了桩侧土压力,如图 12 所示。根据杨庆光等^[29]的研究,采用圆孔扩张理论分析可知,大直径桩体的初始压力为小直径桩体贯入过程中在变

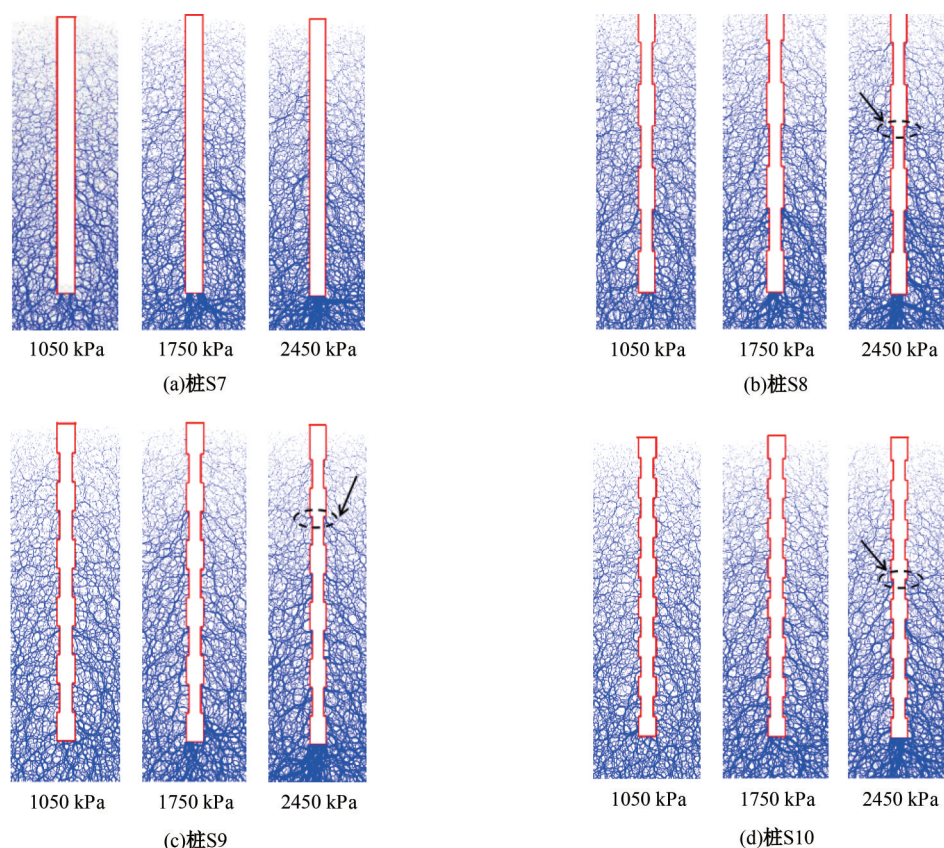


图 11 不同荷载下接触力链分布

Fig. 11 Distribution of contact force chain under different load

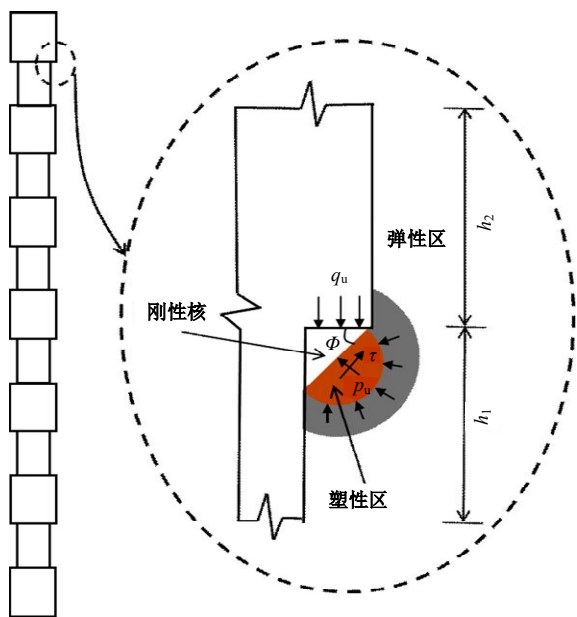


图 12 槽口处土体承载模式

Fig. 12 Bearing mode of soil at the slot

截面处产生的极限扩孔压力 p_{uz1} , 二次扩孔后大直径桩体极限扩孔压力 p_{uz2} 如下:

$$p_{uz2} = \frac{3(1 + \sin \varphi)}{3 - \sin \varphi} (p_{uz1} + c \tan \varphi) \left(\frac{R_p}{R} \right)^{\frac{4 \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}} - c \tan \varphi \quad (9)$$

式中: R_p 为扩孔过程中弹塑性分界面半径。

与小直径桩体不同, 槽口处端阻力可以通过计算圆环形水平投影面积上的作用力得到, 其中 $\varphi = \arcsin(r/R)$, 因此有:

$$R_2 = 4 \int_{\varphi}^{\pi/2} \int_{\varphi}^{\pi/2} p_{uz2} \cos \alpha \cos \beta R_p^2 d\alpha d\beta = 4 p_{uz2} (R - r)^2 \quad (10)$$

则作用在小直径桩体的桩侧土顶处压力为:

$$q_u = \frac{p_{uz2} (R - r)^2}{\pi (R - r)^2} \quad (11)$$

将 q_u 考虑为竖向超载, 根据《建筑边坡工程技术规范》(GB50330—2013), 计算局部超载作用下桩侧土压力为:

$$e^a = \frac{4 p_{uz2} (R - r)^2}{\pi (R^2 - r^2)} \tan^2 \left(45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right) - 2c \tan \left(45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right) \quad (12)$$

其影响范围为:

$$z - h_1 \leq L \leq z - h_1 + \frac{R - r}{\tan(45^\circ + \varphi/2)} \quad (13)$$

上述分析表明槽口处端承阻力对下部小直径桩体一定范围内桩侧土体具有挤密作用,能够显著提高桩侧摩阻力。在考虑桩身结构参数设计时,应合理设计桩身的槽距,避免发生槽口间应力叠加的现象,可最大限度发挥桩身侧摩阻力。

3.4.3 桩侧土体抗剪强度计算分析

在室内模型试验中并未考虑实际工程中施工工艺的因素,往往忽视成桩工艺对桩侧土体压密的影响。槽口桩施工工艺以钻孔灌注桩为基础,借鉴了支盘桩和螺杆桩的承载机制和后注浆技术。扩径体是槽口桩中重要承力构件,挤扩工序是整个桩体形成过程的关键工序。同普通桩相比,其主要包括钻孔和挤扩2部分。在成桩过程中,不同的施工工序采用的机械设备主要包括桩身成孔设备、扩径体的专用成型设备以及灌注桩体设备等。通过螺旋钻机钻出普通圆形孔(放置主桩),在预先设计扩径体处通过专用液压分支机挤扩形成扩径体空穴,并向空穴内浇筑混凝土形成扩径体。具体施工工艺主要为:定位放线→桩位复核→钻机就位→钻进成孔→检测孔深→放置挤扩机→挤扩桩体形成→扩径体直径抽检→放置钢筋笼→放置灌注导管→二次清孔→测量沉渣厚度→灌注混凝土-桩体养护。

采用 Terzaghi 和 Peck 的土压力理论分析桩侧土压力与土体水平位移间关系,如图 13 所示。大直径段桩体附近土体受到挤压后会远离桩侧方向,且产生显著的水平位移,导致桩侧初始土体应力状态改变,由静止土压力 k_0 状态转变为被动土压力 k_p 状态,静止水平应力 σ'_0 增大到有效被动土压力 σ'_p 。利用 Mohr 圆表示朗肯主动与被动土压力,如图 14 所示,应力值从大到小依次为:有效被动水平应力 σ'_p 、有效竖向应力 σ'_v 、有效初始水平应力 σ'_0 、有效主动水平应力 σ'_a 。受挤土效应影响,桩侧土体有效水平应力已从 σ'_0 提高到 σ'_p ,而普通桩因取土卸荷工艺造成桩周土体水平应力从 σ'_0 降至 σ'_a ,分析表明普通桩与槽口桩受力状态和应力路径完全不同,通过 σ'_a - σ'_v 应力圆和 σ'_v - σ'_p 应力圆能够计算槽口桩极限状态下桩侧土体抗剪强度。

槽口桩承载特性和成桩工艺产生的挤土效应及应力路径有密切关系,槽口与桩侧土体相互咬合,一方面改变土中应力状态,将桩侧土体有效水平应力 σ'_0 提高到 σ'_p ;另一方面挤密桩侧土体,增大 c' 和 φ' 值。

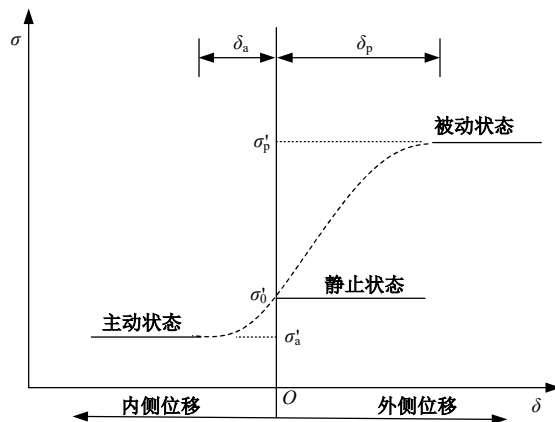


图 13 桩侧土压力与水平位移关系

Fig. 13 Relationship of lateral earth pressure and horizontal displacement

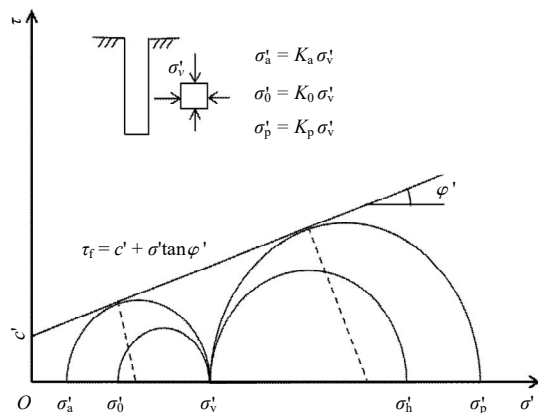


图 14 朗肯主动与被动土压力

Fig. 14 Rankine active and passive earth pressures

4 结 论

(1)同普通桩相比,槽口桩受到槽口处端承效应和挤土效应的影响,能够更好地改善桩顶荷载传递特性,其极限承载力是普通桩的 1.4 倍,材料利用率是普通桩的 1.9 倍。

(2)荷载由桩顶传递至桩端过程中,槽口桩、普通桩的桩端荷载分担比为 30.3%、64.9%,分别主要表现为端承摩擦桩和摩擦端承桩的特征。

(3)槽口桩的桩侧摩阻力受土体间剪切力影响较大,在桩侧形成连续起伏的塑性破坏面。在考虑桩身结构参数设计时,应合理设置距径比,避免发生槽口间应力叠加或独立承载破坏现象,综合考虑最优距径比 $h/D=1.06\sim 1.46$ 。

(4)考虑现场施工中成桩工艺因素,应用 Terzaghi 和 Peck 的土压力理论及应力路径方法,分析挤扩成孔下挤土效应对桩侧土体力学的影响,其能够显著提高桩侧土体抗剪强度。

参考文献:

- [1] 邓友生, 李令涛, 彭程谱, 等. 静动荷载下桩网结构路基模型试验研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(8): 2149-2156.
Deng You-sheng, Li Ling-tao, Peng Cheng-pu, et al. Model tests on geogrid reinforced pile supported embankment under static and dynamic loads[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(8): 2149-2156.
- [2] 商拥辉, 徐林荣, 陈钊锋. 高铁刚性桩-筏地基的固结特性及影响因素[J]. 吉林大学学报:工学版, 2022, 52(7): 1588-1597.
Shang Yong-hui, Xu Lin-rong, Chen Zhao-feng. Stress features of piles and soils under load transfer of high strength grid pile-net foundation[J]. Journal of Jilin University(Engineering and Technology Edition), 2022, 52(7): 1588-1597.
- [3] 胡安峰, 陈正, 肖志荣, 等. 水平激振下饱和土中楔形桩动力阻抗分析[J]. 湖南大学学报:自然科学版, 2023, 50(5): 181-190.
Hu An-feng, Chen Zheng, Xiao Zhi-rong, et al. Dynamic impedance analysis of tapered pile in saturated soil under horizontal vibration[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2023, 50(5): 181-190.
- [4] 乔世范, 董常瑞, 王刚, 等. 基于改进虚土桩法的扩底桩沉降计算方法[J]. 土木工程学报, 2022, 55(7): 98-107.
Qiao Shi-fan, Dong Chang-rui, Wang Gang, et al. Settlement calculation method of belled pile based on modified virtual-soil pile method[J]. China Civil Engineering Journal, 2022, 55(7): 98-107.
- [5] 邓友生, 李龙, 赵衡, 等. 基于透明土的梅花桩沉桩挤土效应[J]. 湖南大学学报:自然科学版, 2022, 49(7): 205-213.
Deng You-sheng, Li Long, Zhao Heng, et al. Plum-blossom pile penetration effect based on transparent soil[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2022, 49(7): 205-213.
- [6] 王新泉, 张世民, 崔允亮, 等. 考虑异形效应 Y 形桩侧摩阻力产生附加应力研究[J]. 工程力学, 2016, 33(8): 194-204.
Wang Xin-quan, Zhang Shi-min, Cui Yun-liang, et al. Research on additional stress caused by skin friction of Y-section pile considering abnormality effect[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(8): 194-204.
- [7] 陈浩华, 李镜培, 李林, 等. 楔形桩极限承载力提高机理研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, 49(12): 110-116.
Chen Hao-hua, Li Jing-pei, Li Lin, et al. Study on enhancement mechanism of ultimate bearing capacity of tapered friction pile[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2017, 49(12): 110-116.
- [8] 曹兆虎, 孔纲强, 周航, 等. 极限荷载下 X 形桩和圆形桩破坏形式对比模型试验[J]. 中国公路学报, 2014, 27(12): 10-15.
Cao Zhao-hu, Kong Gang-qiang, Zhou Hang, et al. Contrast model tests on failure modes of X-section pile and circle pile under ultimate load[J]. China Journal of Highway and Transport, 2014, 27(12): 10-15.
- [9] 钱建固, 陈宏伟, 贾鹏, 等. 注浆成型螺纹桩接触面特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(9): 1744-1749.
Qian Jian-gu, Chen Hong-wei, Jia Peng, et al. Experimental study of mechanical behaviors of grouting-screw pile interface[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(9): 1744-1749.
- [10] 惠迎新, 陈嘉伟. 基于改进遗传算法的挤扩支盘群桩优化方法[J]. 吉林大学学报:工学版, 2023, 53(7): 2089-2098.
Hui Ying-xin, Chen Jia-wei. Squeezed branch pile groups optimization method based on improved genetic algorithm[J]. Journal of Jilin University(Engineering and Technology Edition), 2023, 53(7): 2089-2098.
- [11] 李连祥, 李先军. 不同扩径体数量、位置对支盘桩承载力的影响[J]. 山东大学学报:工学版, 2016, 46(5): 88-94.
Li Lian-xiang, Li Xian-jun. Influence of squeezed branch pile bearing capacity on different numbers and positions of enlarged parts[J]. Journal of Shandong University(Engineering Science), 2016, 46(5): 88-94.
- [12] Ni Q, Hird C C, Guymner I. Physical modelling of pile penetration in clay using transparent soil and particle image velocimetry[J]. Geotechnique, 2010, 60(2): 121-132.
- [13] 周航, 孔纲强, 崔允亮. 基于透明土的 XCC 桩沉桩挤土效应模型试验及其理论研究[J]. 土木工程学报, 2017, 50(7): 99-109.
Zhou Hang, Kong Gang-qiang, Cui Yun-liang. Model test and theoretical study on XCC pile penetration effect based on transparent soil[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(7): 99-109.
- [14] 王永洪, 桑松魁, 刘雪颖, 等. 层状黏性土中静压桩贯入特性颗粒流的数值模拟[J]. 西南交通大学学报, 2021, 56(6): 1250-1259.
Wang Yong-hong, Sang Song-kui, Liu Xue-ying,

- et al. Numerical simulation of particle flow characteristics of jacked pile penetration in laminated clay soil [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2021, 56(6): 1250-1259.
- [15] 王曙光, 冯浙, 唐建中, 等. 竖向荷载作用下螺杆灌注桩受压承载机理的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(2): 383-389.
- Wang Shu-guang, Feng Zhe, Tang Jian-zhong, et al. Experimental study on bearing mechanism of screw cast-in-place piles under vertical loads [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(2): 383-389.
- [16] 董俊利, 陈军浩, 聂如松, 等. 螺旋桩复合地基桩土应力比模型试验与数值模拟[J]. 铁道科学与工程学报, 2022, 19(10): 2966-2975.
- Dong Jun-li, Chen Jun-hao, Nie Ru-song, et al. Model test and numerical simulation study on the pile-soil stress ratio of screw pile composite foundation [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2022, 19(10): 2966-2975.
- [17] 古海东, 罗春红. 疏排桩-土钉墙组合支护基坑土拱效应模型试验[J]. 吉林大学学报:工学版, 2018, 48(6): 1712-1724.
- Gu Hai-dong, Luo Chun-hong. Experiment on soil arching effect of pit supporting structure with scattered row piles and soil nail wall [J]. Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition), 2018, 48(6): 1712-1724.
- [18] Aoyama S, Mao W W, Goto S, et al. Application of advanced procedures to model tests on the subsoil behavior under vertical loading of group pile in sand [J]. Indian Geotechnical Journal, 2016, 46(1): 64-76.
- [19] 冷伍明, 魏广帅, 聂如松, 等. 螺旋桩竖向承载特性及承载机理研究[J]. 铁道工程学报, 2020, 37(5): 1-6, 35.
- Leng Wu-ming, Wei Guang-shuai, Nie Ru-song, et al. Research on the vertical bearing characteristics and bearing mechanism of screw pile [J]. Journal of Railway Engineering Society, 2020, 37(5): 1-6, 35.
- [20] 杨启安, 沈保汉. 螺旋桩承载机理及承载力计算方法[J]. 工业建筑, 2013, 43(1): 67-70.
- Yang Qi-an, Shen Bao-han. The bearing mechanism and calculation method of bearing capacity of screw pile [J]. Industrial Construction, 2013, 43(1): 67-70.
- [21] 孙晓立, 杨敏, 莫海鸿. 利用荷载传递法计算扩底抗拔桩的位移[J]. 岩土工程学报, 2008, 30(12): 1815-1820.
- Sun Xiao-li, Yang Min, Mo Hai-hong. Displacement of base-enlarged tension piles calculated by load transfer method [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, 30(12): 1815-1820.
- [22] 李连祥, 李先军, 刘兵. 竖向受压支盘桩沉降非线性简化分析方法[J]. 地下空间与工程学报, 2018, 14(4): 904-911.
- Li Lian-xiang, Li Xian-jun, Liu Bing. A simplified nonlinear settlement analysis method for axial loaded squeezed and branch piles [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2018, 14(4): 904-911.
- [23] Zhang Q Q, Li S C, Liang F Y, et al. Simplified method for settlement prediction of single pile and pile group using a hyperbolic model [J]. International Journal of Civil Engineering, 2014, 12(2): 146-159.
- [24] Lai H J, Zheng J J, Zhang J, et al. DEM analysis of "soil" arching within geogrid-reinforced and unreinforced pile-supported embankments [J]. Computers and Geotechnics, 2013, 61: 13-23.
- [25] 王一伟, 刘润, 孙若晗, 等. 基于抗转模型的颗粒材料细观关系研究[J]. 岩土力学, 2022, 43(4): 945-956, 968.
- Wang Yi-wei, Liu Run, Sun Ruo-han, et al. Macroscopic and mesoscopic correlation of granular materials based on rolling resistance linear contact model [J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(4): 945-956, 968.
- [26] Wang J F, Zhao B D. Discrete-continuum analysis of monotonic pile penetration in crushable sands [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2014, 51(10): 1095-1110.
- [27] Jiang M, Dai Y, Liang C, et al. Investigating mechanism of inclined CPT in granular ground using DEM [J]. Granular Matter, 2014, 16(5): 785-796.
- [28] 赖汉江, 郑俊杰, 崔明娟. 循环荷载下低填方桩承式路堤动力响应分析[J]. 岩土力学, 2015, 36(11): 3252-3258.
- Lai Han-jiang, Zheng Jun-jie, Cui Ming-juan. Dynamic response analysis of a low-filled piled embankment under cyclic loading [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(11): 3252-3258.
- [29] 杨庆光, 田捷, 刘杰. 阶梯型变截面管桩沉桩阻力计算方法与模型试验研究[J]. 工业建筑, 2015, 45(11): 104-110.
- Yang Qing-guang, Tian Jie, Liu Jie. Research on method for penetration resistance and model test of step shaped cross-section pipe pile [J]. Industrial Construction, 2015, 45(11): 104-110.