

文章编号:1006-2467(2022)06-0754-10

DOI: 10.16183/j.cnki.jsjtu.2021.077

# 基于统一强度理论的螺纹桩承载力计算方法

马甲宽<sup>a</sup>, 罗丽娟<sup>a,b</sup>, 任翔<sup>a</sup>, 时航<sup>a</sup>, 尹怡墨<sup>a</sup>

(长安大学 a. 建筑工程学院; b. 地下结构与工程研究所, 西安 710064)

**摘要:** 基于统一强度理论及太沙基极限平衡原理推导了螺纹桩极限承载力, 提出了螺纹桩螺牙单独承载破坏与圆柱形剪切破坏两种模式下临界螺距的确定方法和极限承载力计算方法, 讨论了统一强度理论参数  $b$  与螺纹桩关键参数对极限承载力的影响. 结果表明: 螺纹桩的极限承载力是同外径圆桩的 1.5~2 倍, 螺牙提供的极限承载力主要由土体黏聚力、内摩擦角及埋深决定. 当  $b$  从 0 增加到 1 时, 螺纹桩极限承载力理论计算值增幅约 48%, 考虑中主应力对土体强度的影响会使得螺纹桩承载力理论计算结果更加准确. 螺纹桩的参数中, 螺牙高度  $b_h$  对其极限承载力影响最大, 而螺牙厚度  $t$  对承载力基本无影响. 设计螺纹桩时可适当增加螺牙高度, 以提高螺纹桩极限承载力.

**关键词:** 螺纹桩; 统一强度理论; 现场监测; 太沙基极限平衡原理; 临界螺距

中图分类号: TU 470

文献标志码: A

## Calculation Method of Bearing Capacity of Screw Pile Based on Unified Strength Theory

MA Jiakuan<sup>a</sup>, LUO Lijuan<sup>a,b</sup>, REN Xiang<sup>a</sup>, SHI Hang<sup>a</sup>, YIN Yimo<sup>a</sup>

(a. School of Civil Engineering; b. Institute of Underground Structure and Engineering,  
Chang'an University, Xi'an 710064, China)

**Abstract:** Based on the unified strength theory and the Terzaghi limit equilibrium theory, the ultimate bearing capacity of screw pile has been deduced. The method to determine the critical pitch and calculate the ultimate bearing capacity of the screw pile in two failure modes including the independent bearing failure mode and the cylinder shear failure mode has been proposed. The influence of the unified strength theoretical parameter  $b$  and the key parameters of concrete screw pile on the ultimate bearing capacity has been analyzed. The results show that the ultimate bearing capacity of the screw pile is 1.5—2 times that of the round pile with the same outer diameter. The ultimate bearing capacity of the screw teeth is mainly determined by the cohesion, the internal friction angle, and the buried depth of the soil. As  $b$  increases from 0 to 1, the theoretical value of the ultimate bearing capacity of the screw pile increases by nearly 48%. As the influence of the medium principal stress on the soil strength is considered, the theoretical calculation results of the bearing capacity of the concrete screw pile will be more accurate. Of the parameters of the concrete screw pile, the screw height  $b_h$  has the greatest influence on the ultimate bearing capacity, while the screw thickness  $t$  has little influence on the bearing capacity. When designing threaded pile, the height of screw can be increased to some extent to improve the ultimate bearing capacity of the

收稿日期: 2021-03-10

基金项目: 国家自然科学基金(42077248, 41877285), 中央高校基本科研业务费(300102289201)资助项目

作者简介: 马甲宽(1993-), 男, 河南省濮阳市人, 博士生, 主要从事桩基础工程方面研究.

通信作者: 罗丽娟, 女, 副教授, 电话(Tel.): 029-82339235; E-mail: luojuan@chd.edu.cn.

screw pile.

**Key words:** screw pile; unified strength theory; field monitoring; Terzaghi limit equilibrium principle; critical screw pitch

螺纹桩是一种由桩芯和连续螺牙组成的异形截面桩,因形似螺丝钉而得名.其前身包括螺旋钢桩(螺牙为分离式,一般为 1~3 片)、预制螺纹桩、Atlas 桩等,最初由吴敏等<sup>[1]</sup>借鉴国外相关桩型设计而成,具有良好的承载性能.

近年来,螺纹桩凭借其承载力高、沉降较小、施工效率高、经济环保等优点在房建及交通工程基础设施建设领域中得以广泛使用<sup>[2-4]</sup>.然而,目前关于螺纹桩承载机理的研究却主要集中在数值模拟、模型试验及现场试验等方面,倾向于从宏观角度分析螺纹桩承载机理.李成巍等<sup>[5]</sup>通过模型试验和数值分析,研究了螺纹桩的竖向承载机理,发现影响螺纹桩竖向承载力的关键因素为土体抗剪强度指标、螺距及螺牙高度.王国才等<sup>[6]</sup>通过 Abaqus 对螺纹桩竖向承载特性及影响因素进行研究,发现螺纹桩极限承载力随  $S_p/D$  ( $S_p$  为螺距,  $D$  为外径) 先增大后减小,并在  $S_p/D$  处于 0.5~2 时达到最大值.孟振等<sup>[7]</sup>通过室内模型试验对比分析发现在相同条件下,螺纹桩的极限承载力约是普通桩极限承载能力的 1~4 倍,而蒋鹏程<sup>[8]</sup>发现螺纹桩极限承载力比普通桩单桩提高了 67%.

在螺纹桩极限承载力计算方面,常规方法仍以混凝土圆柱承载力计算方法为基础进行适当修正,主要包括将螺纹桩极限侧摩阻力乘以一定放大系数、将桩土极限侧摩阻力替换为土体抗剪强度或者将螺纹桩简化为多支点的摩擦端承桩等<sup>[9-11]</sup>.这类方法忽略了螺牙与桩间土的局部相互作用,承载机制不清的同时阻碍了计算精度的提高,易造成工程实践浪费或安全隐患.因此,若要实现螺纹桩承载力的准确计算,必然要明确螺牙与桩间土的相互作用规律,尝试基于解析手段揭示螺纹桩的承载机理.

综合当前国外螺纹桩破坏机制的研究成果可以发现,关于螺纹桩破坏机制的研究尚不多见,且主要集中于螺纹桩的前身螺旋钢桩.有关螺旋钢桩的研究最早开始于 20 世纪 60 年代,已提出了多种破坏模型:叶片支撑破坏模型<sup>[12]</sup>、圆柱破坏模型<sup>[13-14]</sup>、单层叶片对数滑裂面破坏模型等.然而,螺纹桩在构造特点上与螺旋钢桩具有较大差异,相关理论的普适性尚有待商榷.国内关于螺纹桩破坏机制的研究处于起步阶段,目前关于这方面的报道为数不多.董天

文等<sup>[15]</sup>认为桩受荷载后桩顶处螺牙下方地基出现压密区,继而压密区向外挤出产生滑裂面,最终形成梨形滑裂面破坏区,螺牙端阻力达到极限;继续加载则螺牙间土柱被剪切破坏,下级螺牙开始承载,直至整个桩体发生破坏.孟振<sup>[16]</sup>提出极限荷载下螺纹桩的两种破坏模式,即“单独承载破坏”与“圆柱形剪切破坏”,并分别讨论了两种模式下的承载力计算方法及破坏模式的判别方法.

然而,上述理论计算方法采用的屈服准则一般为单切应力屈服准则——Mohr-Coulomb (M-C) 屈服准则,忽略了中主应力  $\sigma_2$  对土体屈服与破坏的影响.既有研究表明,  $\sigma_2$  往往对材料的强度起到提升作用<sup>[17-21]</sup>,而 M-C 屈服准则推导的地基承载力显然不能反映地基实际情况,结果偏于保守,具有一定不足.

鉴于此,本文拟基于双剪统一强度理论,以太沙基极限平衡理论为基础提出螺纹桩的承载力计算公式,通过工程实例验证计算公式的准确性及适用性,进而讨论了统一强度理论参数  $b$  (该参数反映了中间主切应力对材料屈服的影响) 及螺纹桩关键参数对螺纹桩承载力的影响,以期进一步完善螺纹桩承载理论体系.

1 双剪统一强度理论的 M-C 表述

双剪统一强度理论数学表达式为

$$\left. \begin{aligned} F &= \sigma_1 - \frac{\alpha}{1+b}(b\sigma_2 + \sigma_3) = \sigma_t, \\ &\text{当 } \sigma_2 \leq \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1+\alpha} \\ F &= \frac{1}{1+b}(\sigma_1 + b\sigma_2) - \alpha\sigma_3 = \sigma_t, \\ &\text{当 } \sigma_2 > \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_3}{1+\alpha} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中:  $F$  为屈服函数;  $\sigma_1$  为大主应力;  $\sigma_3$  为小主应力;  $b$  值反映了中间主切应力  $\tau_{12} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}$  或  $\tau_{23} = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}$  对材料屈服或破坏的影响,  $0 \leq b \leq 1$ ;  $\alpha = \sigma_t/\sigma_c$ , 其中  $\sigma_t$  为材料抗拉强度,  $\sigma_c$  为材料抗压强度.

根据既有研究<sup>[19]</sup>,当采用土体黏聚力  $c$  与内摩擦角  $\varphi$  作为基本参数时,可转换为 M-C 屈服准则

形式:

$$\tau_t = c_t + \sigma \tan \varphi_t$$

其中:  $\sigma$ 、 $\tau_t$  分别为屈服面上正应力与切应力;  $c_t$ 、 $\varphi_t$  分别为统一黏聚力与统一内摩擦角。

该准则具有与 M-C 屈服准则同样的表达形式, 却可以合理考虑中主应力  $\sigma_2$  效应. 极限平衡状态时计算表达式为

$$\left. \begin{aligned} \varphi_t &= \arcsin \left[ \frac{2(1+b) \sin \varphi}{2+b(1+\sin \varphi)} \right] \\ c_t &= \frac{2(1+b)c \cos \varphi}{[2+b(1+\sin \varphi)] \cos \varphi_t} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

## 2 螺纹桩承载力推导

### 2.1 极限平衡理论及假定

对于单独承载破坏模式的螺纹桩, 根据太沙基地基极限承载力计算方法, 螺牙下土体分为 3 个区域, 如图 1 所示. 图中:  $OA$  面为螺牙底部;  $EF$  面为螺牙顶部;  $\pi/4 - \varphi_t/2$  为朗肯被动状态区  $OC$  面与水平面  $OD$  的夹角;  $\sigma_0$  为  $OD$  面上的均布压力. 3 个区域包括弹性压密区  $OAB$ 、辐射向剪切区  $OBC$ 、朗肯被动状态区  $OCD$ ,  $BC$  曲线为对数螺旋曲线, 形式为  $R = R_0 e^{\theta \tan \varphi_t}$ , 其中  $R$  为旋转半径,  $R_0$  为初始半径,  $\theta$  为旋转角. 本文在推导螺牙极限承载力时, 基于太沙基极限平衡原理的假定, 同时结合工程实际对计算模型进行了一定的简化, 作出如下假定:

(1) 考虑到实际工程中灌注桩与土体的摩擦及咬合作用, 假定螺牙下底面完全粗糙, 压密区与螺牙下底部夹角为  $\varphi_t$ , 螺旋线中心为  $O$  点, 同时假定计算由滑动区自重引起的承载力时螺旋中心线也是  $O$  点.

(2) 假定承载极限时  $OE$  面正应力为  $\sigma_h = K\gamma h$ , 其中  $K$  为静止土压力系数,  $\gamma$  为土体重度,  $h$  为埋深; 切应力  $\tau_h = \sigma_h \tan \delta$ ,  $\delta$  为桩土界面摩擦角, 取  $0.65\varphi_t^{[16]}$ ,  $EF$  面上土体与螺牙分离, 二者相互作用

为 0.

(3) 假定  $OD$  边上竖向力均匀分布且仅考虑土体自重, 即  $\sigma_0 = \gamma h$ .

上述 3 个假定中, 实际上  $OE$  面上的侧摩阻力略大于  $\sigma_h \tan \delta$ , 这里主要忽略了极限承载状态下桩土界面间残余黏结力, 考虑到该值与侧摩阻力相比, 故而未计入. 此外,  $OD$  面上竖向应力取  $\gamma h$  时忽略了土体之间抗剪强度提供的竖向应力, 小于实际值, 然而该面上的竖向应力分布形式及数值的选取一直未得到精确解答. 本文参考太沙基推导地基极限承载力时所作假设, 假定  $OD$  面上的竖向压力为均匀分布, 其值取  $\gamma h$ .

### 2.2 螺牙极限承载力计算

根据太沙基研究成果, 从实际工程要求的精度出发, 计算基础极限承载力时可将其分为 3 种原因引起的极限承载力的总和<sup>[22]</sup>: ① 土体无质量, 有黏聚力和内摩擦角, 无超载, 即  $\gamma = 0$ ,  $c_t \neq 0$ ,  $\varphi_t \neq 0$ ,  $h = 0$ ; ② 土体无质量, 无黏聚力, 有内摩擦角, 有超载, 即  $\gamma = 0$ ,  $c_t = 0$ ,  $\varphi_t \neq 0$ ,  $h \neq 0$ ; ③ 土体有质量, 无黏聚力, 有内摩擦角, 无超载, 即  $\gamma \neq 0$ ,  $c_t = 0$ ,  $\varphi_t \neq 0$ ,  $h \neq 0$ . 本文将前两种原因归为一类进行计算.

#### 2.2.1 由埋深、黏聚力、摩擦角产生的承载力

(1)  $OB$  面上的应力.

对于螺旋过渡区 ( $OBC$  区域),  $BC$  滑动面上土体正应力  $\sigma$  与切应力  $\tau$  之间关系为  $\tau = \sigma \tan \varphi_t + c_t$ , 其中正应力  $\sigma$  与其产生的摩阻力  $\sigma \tan \varphi_t$  的合力与滑面法向夹角为  $\varphi_t$ , 即指向螺旋线的中心  $O$ , 如图 2 所示. 图中:  $\theta_e$  为螺旋曲线的最大旋转角;  $R$  为螺旋曲线的旋转半径;  $\sigma_b$ 、 $\tau_b$  分别是  $OB$  面上的正应力、切应力;  $\sigma_g$  为  $CG$  面上的正应力; 指数螺旋线的方程为

$$R = R_0 e^{\theta \tan \varphi_t}$$

$$\sigma_g = \sigma_0 \tan^2 \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2} \right) + 2c_t \tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2} \right)$$

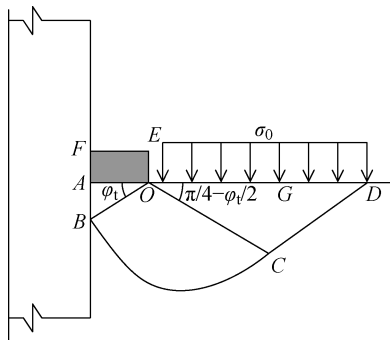


图 1 螺牙受力示意图

Fig. 1 Force diagram of screw teeth

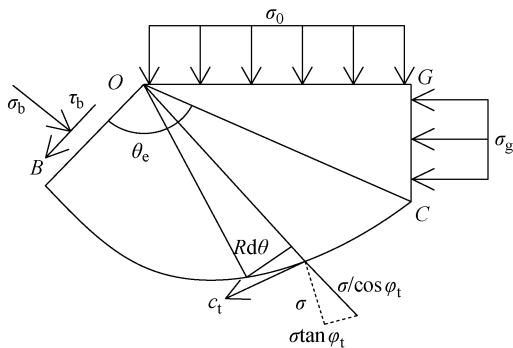


图 2 滑动区受力示意图

Fig. 2 Force diagram of sliding region

滑动面上取微段  $ds_h$  对  $O$  点求力矩,则  $dM = c_t ds_h \cos \varphi_t R = c_t R^2 d\theta$ ,其中  $s_h$  为滑动面  $BC$  长度, $M$  为弯矩.由  $O$  点力矩之和为 0 可得(不计入滑动区重力):

$$M_O = \sigma_0 \frac{R_0^2 e^2 \theta_e \tan \varphi_t}{2} \cos^2 \theta_A +$$
$$\sigma_g \frac{R_0^2 e^2 \theta_e \tan \varphi_t}{2}$$

$$\left. \begin{aligned} & \sin^2 \theta_A + c_t R_0^2 \int_0^{\theta_e} e^{2\theta \tan \varphi_t} d\theta - \frac{\sigma_b R_0^2}{2} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中:  $M_O$  为  $O$  点合力矩;  $\theta_A = \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right)$ ;  $\theta_B = \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_t}{2}\right)$ .

由式(3)解得:

$$\sigma_b = \lambda_1 (\cos^2 \theta_A + \tan^2 \theta_B \sin^2 \theta_A) \sigma_0 +$$
$$\left(2\lambda_1 \tan \theta_B \sin^2 \theta_A + \frac{\lambda_1 - 1}{\tan \varphi_t}\right) c_t \quad (4)$$

$$\tau_b = \sigma_b \tan \varphi_t + c_t \quad (5)$$

式中:  $\theta_e = \pi - \varphi_t - \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}\right) = \frac{3\pi}{4} - \frac{\varphi_t}{2}$ ;  $\lambda_1 = e^{2\theta_e \tan \varphi_t}$ .

(2)  $OA$  面上应力.

对于弹性压密区,假定螺牙达到极限承载力时, $AB$  面上只有正应力,而无切应力,如图 3(a) 所示.图中:  $\sigma_a$  为螺牙底面与土体之间的法向应力;  $\sigma_d$  为表面与压密核之间的法向应力.则由  $y$  方向力系平衡关系可得:

$$\sum F_y =$$
$$\tau_b R_0 \sin \varphi_t + \sigma_b R_0 \cos \varphi_t - \sigma_a R_0 \cos \varphi_t = 0 \quad (6)$$

式中:  $\sum F_y$  为  $y$  方向的合力.

解得:

$$\sigma_a = \sigma_b + \tau_b \tan \varphi_t \quad (7)$$

(3) 螺牙竖向应力.

对螺牙受力分析,假定螺纹桩在达到极限承载力时, $EF$  面与土体脱空,二者之间无相互作用,此时螺牙上受到的竖向力除  $\sigma_a$  之外,还包括  $\tau_h$ ,如图 3(b) 所示.因此螺牙上平均竖向应力  $q_1$  为

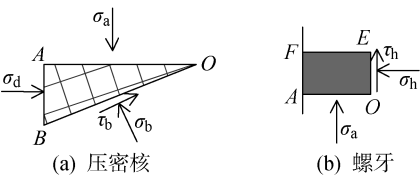


图 3 压密核及螺牙受力

$$q_1 = \sigma_a + \frac{\sigma_h \tan \delta t}{b_h} = N_c c_t + N_q \sigma_0 \quad (8)$$
$$N_q = \lambda_1 (\cos^2 \theta_A + \tan^2 \theta_B \sin^2 \theta_A) \times$$
$$(1 + \tan^2 \varphi_t) + \frac{K t \tan \delta}{b_h}$$
$$N_c = \left(2\lambda_1 \tan \theta_B \sin^2 \theta_A + \frac{\lambda_1 - 1}{\tan \varphi_t}\right) \times$$
$$(1 + \tan^2 \varphi_t) + \tan \varphi_t$$

式中:  $t$  为螺牙厚度;  $b_h$  为螺牙高度;  $N_c$  为与黏聚力相关的承载力系数;  $N_q$  为与埋深相关的承载力系数.

2.2.2 由滑动区自重产生的极限承载力

(1)  $OBCG$  块受力.

$CG$  面上的侧向压力呈三角分布,切应力为 0,则其合力作用于距离  $C$  点  $CG/3$  处, $OBCG$  块体受力如图 4 所示.而  $OB$  面上反力  $F_B$  作用于距离  $O$  点  $2OB/3$  处,并且与  $OB$  面法向夹角为  $\varphi_t$ ,其方向为竖直向下.

对于  $OBC$  区域, $BC$  面上反力  $F_\varphi$  正指向  $O$  点,对  $O$  点取矩为 0.同时,取面积微元  $dA$ ,该微元土体到  $O$  点的水平距离为  $l$ ,假定微元位于  $O$  点左侧时  $l$  为负,右侧为正,则  $l = -\rho \cos(\varphi_t + \theta)$ ,微元重力对  $O$  点力矩为

$$dM = \gamma dA l = -\gamma \rho d\rho d\theta \cos(\varphi_t + \theta)$$

式中:  $\rho$  为面积微元到  $O$  点的距离.由  $O$  点力矩为 0 可得:

$$M_O = F_G \frac{2CG}{3} - \gamma \int_0^R \int_0^{\theta_e} \rho^2 \cos(\varphi_t + \theta) d\rho d\theta +$$
$$W_1 \frac{2OG}{3} - F_B \cos \varphi_t \frac{2OB}{3} = 0 \quad (9)$$

式中:  $F_G$  为  $OB$  面上的合力;  $W_1$  为  $OBCG$  土块的自重.

解得:

$$F_B = \gamma R_0^2 (e^{3\theta_e \tan \varphi} \sin^3 \theta_A \tan^2 \theta_B - \lambda_2 +$$
$$e^{3\theta_e \tan \varphi} \sin \theta_A \cos^2 \theta_A) / 2 \cos \varphi_t \quad (10)$$
$$\lambda_2 = \frac{e^{3\theta_e \tan \varphi_t} (\cos \theta_B - 3 \tan \varphi_t \sin \theta_B) - 4 \sin \varphi_t}{1 + 9 \tan^2 \varphi_t}$$

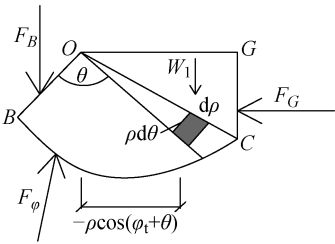


图 4 自重引起的 OBCG 块受力

Fig. 3 Stress of compacting core and screw teeth

Fig. 4 Force on OBCG caused by dead weight

## (2) OAB 块受力.

OAB 块受力如图 5(a) 所示, 图中:  $\sigma'_a$  为 OA 面上的法向应力;  $\sigma'_d$  为 AB 面上的法向应力. 根据  $y$  方向力系平衡得:

$$\sum F_y = F_B - \sigma'_a R_0 \cos \varphi_t - W_S = 0 \quad (11)$$

$$W_S = \frac{\gamma R_0^2 \sin 2\varphi_t}{4}$$

式中:  $W_S$  为压密核自重.

解得:

$$\sigma'_a = \frac{F_B - W_S}{R_0 \cos \varphi_t} \quad (12)$$

即由土体自重引起的螺牙上平均竖向应力为

$$q'_1 = \sigma'_a = \frac{1}{2} \gamma N_\gamma \quad (13)$$

$$N_\gamma = R_0 (e^{3\theta_e \tan \varphi_t} \sin^3 \theta_A \tan^2 \theta_B - \lambda_2 + e^{3\theta_e \tan \varphi_t} \sin \theta_A \cos^2 \theta_A - \sin \varphi_t \cos^2 \varphi_t) / \cos^2 \varphi_t$$

式中:  $N_\gamma$  为与土体重度相关的承载力系数.

综上, 螺牙达到极限承载阶段时所受的竖向压力为

$$q_{ul} = q_1 + q'_1 = N_c c + N_q \sigma_h + \frac{1}{2} N_\gamma \gamma \quad (14)$$

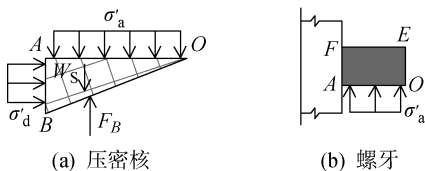


图 5 自重作用下压密核及螺牙受力

Fig. 5 Stress of compression core and screw teeth under dead weight

## 2.3 螺旋桩极限承载力计算

**2.3.1 螺距大于临界螺距** 若上下螺牙塑性区不相互影响, 二者之间的距离必然要大于某一数值, 将其命名为临界螺距  $H_{cr}$ . 根据 Rao 等<sup>[23-24]</sup> 的研究, 若螺旋钢桩(螺旋桩前身)达到极限承载力时产生圆柱形剪切破坏,  $S_p/D$  的值需小于 3, 考虑到螺旋钢桩外径  $D$  一般为其内径  $d$  的数倍, 因此  $S_p/D$  的值实际由叶片的螺距  $S_p$  与悬臂端长度(对应于螺旋桩的螺牙高度  $b_h$ )的比值来决定. 因此, 确定混凝土螺旋桩临界螺距时, 需对上述方法进行一定的修正. 结合《螺旋桩技术规程》<sup>[25]</sup>, 本文建议当  $S_p$  与  $b_h$  的比值  $S_p/b_h < 6$  时, 计算螺旋桩极限承载力采用圆柱形剪切破坏模型; 当螺距  $S_p/b_h > 6$  且  $S_p > D$  时, 采用单独承载破坏模型, 即此时  $S_p > H_{cr}$ .

当  $S_p > H_{cr}$  时, 螺旋桩承载力由螺牙承载力、桩芯侧摩阻力、桩底承载力 3 部分组成.

## (1) 螺牙承载力 $Q_{ul}$ .

将一个螺距内螺纹分别沿内周与外周展开, 如图 6 所示. 内周与外周的倾角分别为  $\eta_1$ 、 $\eta_2$ , 则

$$\tan \eta_1 = \frac{S_p}{\pi d}, \tan \eta_2 = \frac{S_p}{\pi D}.$$

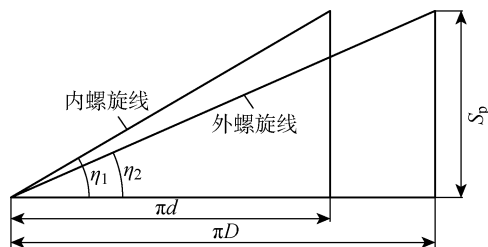


图 6 内外螺旋线倾角

Fig. 6 Inclination of inner and outer helical line

$dz$  高度内, 螺牙竖向投影面积为

$$dA = \frac{b_h}{2} \left( \frac{1}{\sin \eta_1} + \frac{1}{\sin \eta_2} \right) dz$$

式中:  $z$  为埋深.

假定螺旋桩穿过  $n$  层土体, 第  $i$  层土体厚度为  $h_i$ , 内摩擦角及黏聚力分别为  $\varphi_{ti}$ 、 $c_{ti}$ , 重度为  $\gamma_i$ , 则螺牙产生的竖向承载力之和为

$$Q_{ul} = \sum_{i=1}^n \int_{z_{i-1}}^{z_i} \lambda_3 b_h (N_{qi} \sigma_0 + N_{ci} c_{ti} + \frac{1}{2} N_\gamma \gamma_i) dz = \lambda_3 b_h \sum_{i=1}^n \left\{ N_{qi} h_i \left[ \left( \sum_{j=1}^{i-1} \gamma_j h_j \right) + \frac{\gamma_i h_i}{2} \right] + N_{ci} c_{ti} h_i + \frac{1}{2} N_\gamma \gamma_i h_i \right\} \quad (15)$$

$$\lambda_3 = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{\sin \eta_1} + \frac{1}{\sin \eta_2} \right)$$

式中:  $i, j$  分别为土层编号;  $h_j$  为第  $j$  层土体厚度;  $\gamma_j$  为第  $j$  层土体重度;  $N_{qi}$ 、 $N_{ci}$ 、 $N_\gamma$  为第  $i$  层土体承载力系数.

## (2) 桩芯侧摩阻力.

螺牙下土体受力状态复杂, 压密核附近的竖向承载力主要由螺牙提供, 本文在计算桩芯侧摩阻力时不计入压密区的摩阻力, 上下螺牙间有效桩芯摩擦高度  $h_0$  为

$$h_0 = S_p - t - h_{\max} \quad (16)$$

式中:  $h_{\max}$  为螺牙下侧滑动边界与  $O$  点的最大竖向距离.

螺旋线边界上任意一点与  $O$  点的竖向距离为

$$h_v = R_0 e^{\theta \tan \varphi_t} \sin(\varphi_t + \theta), \quad \varphi_t + \theta \in (0, \pi) \quad (17)$$

对  $h_v$  求  $\theta$  的导数, 令其等于 0, 得:

$$\frac{dh_v}{d\theta} =$$

$$R_0 e^{\theta \tan \varphi_t} [\cos(\varphi_t + \theta) \tan \varphi_t \sin(\varphi_t + \theta)] = 0 \quad (18)$$

解得  $\theta=\frac{\pi}{2}$ .

因此:

$$h_{\max}=R_0e^{\frac{\pi}{2}\tan\varphi_i}\cos\varphi_i\tag{19}$$

螺纹桩桩芯有效摩擦区展开后如图 7 所示,图中  $z_i(i=0,1,\cdots,n)$  为第  $i$  层土体底部埋深,  $k$  为螺牙旋转周数. 取微元面积  $dA$ , 则  $dA=dh dz/\tan\eta_1$ , 考虑到埋深  $z$  远大于  $h_0$ , 忽略  $h_0$  土体高度引起的侧摩阻力, 故而微元面上的极限摩阻力为

$$dQ_2=K_i p(z)\tan\delta dh\frac{dz}{\tan\eta_1}$$

式中:  $Q_2$  为桩芯侧摩阻力;  $K_i$  为第  $i$  层土体静止土压力系数;  $p(z)$  为埋深  $z$  处的土体自重应力.

桩芯极限侧摩阻力为

$$Q_{ul2}=\sum_{i=1}^n\int_{z_{i-1}}^{z_i}\int_0^{h_0}K_i p(z)\tan\delta dh\frac{dz}{\tan\eta_1}=\frac{\sum_{i=1}^n\tan\delta_i h_0 K_i h_i\left[\left(\sum_{j=1}^{i-1}\gamma_j h_j\right)+\frac{\gamma_i h_i}{2}\right]}{\tan\eta_1}\tag{20}$$

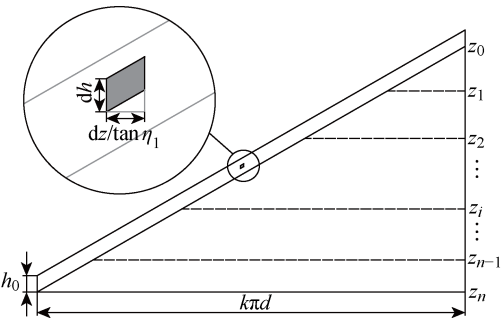


图 7 桩芯侧摩阻区展开图

Fig. 7 Expansion diagram of inner pile side friction zone

(3) 桩端承载力.

计算桩端承载力时, 桩端面积按桩芯底面积  $A_p$  来计算, 即  $A_p=\pi d^2/4$ , 根据《建筑桩基技术规范》<sup>[26]</sup>, 极限端阻力标准值为

$$Q_{ul3}=q_{pk}A_p\tag{21}$$

式中:  $q_{pk}$  为端阻力标准值.

综上, 螺距大于临界螺距的螺纹桩极限承载力计算公式如下:

$$Q_{ult}=Q_{ul1}+Q_{ul2}+Q_{ul3}=\lambda_3 b_h\sum_{i=1}^n\left\{N_{qi} h_i\left[\left(\sum_{j=1}^{i-1}\gamma_j h_j\right)+\frac{\gamma_i h_i}{2}\right]+N_{ci} c_i h_i+\frac{1}{2} N_{\gamma} \gamma_i h_i\right\}+\frac{1}{\tan\eta_1}\times\sum_{i=1}^n\tan\delta_i h_0 K_i h_i\left[\left(\sum_{j=1}^{i-1}\gamma_j h_j\right)+\frac{\gamma_i h_i}{2}\right]+q_{pk} A_p\tag{22}$$

2.3.2 螺距小于临界螺距 当  $S_p\leq H_{cr}$  时, 上下螺牙之间作用交叉明显, 太沙基极限平衡理论不再适用于螺纹桩极限承载力的计算. 根据既有研究<sup>[16, 24]</sup>及《螺纹桩技术规程》<sup>[25]</sup>, 螺纹桩达到极限荷载时沿桩体外径呈圆柱形剪切破坏, 如图 8 所示, 图中  $\tau_c$ 、 $\tau_s$  分别为圆柱剪切面上不同位置的极限切应力. 此时螺纹桩的极限承载力计算方法如下:

$$Q_{ult}=Q'_{ul1}+Q'_{ul2}+Q'_{ul3}=\sum_{i=1}^n\int_{z_{i-1}}^{z_i}\int_0^{h_a}(c_{ti}+K_i p(z)\tan\varphi_{ti})dh\frac{dz}{\tan\eta_2}+\sum_{i=1}^n\int_{z_{i-1}}^{z_i}\int_0^t K_i p(z)\tan\delta_i dh\frac{dz}{\tan\eta_2}+q_{pk} A'_p=\sum_{i=1}^n\frac{c_{ti} h_i h_a}{\tan\eta_2}+\sum_{i=1}^n\frac{K_i h_i(\tan\varphi_{ti} h_a+\tan\delta_i t)\left[\left(\sum_{j=1}^{i-1}\gamma_j h_j\right)+\frac{\gamma_i h_i}{2}\right]}{\tan\eta_2}+q_{pk} A'_p\tag{23}$$

式中:  $Q'_{ul1}$ 、 $Q'_{ul2}$  及  $Q'_{ul3}$  分别为桩侧土体摩阻力、螺牙摩阻力以及桩端承载力;  $h_a=S_p-t$ ;  $A'_p$  为按外径  $D$  计算的桩端面积.

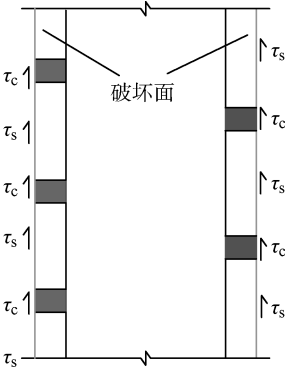


图 8 螺纹桩圆柱形剪切破坏模型

Fig. 8 Cylindrical shear failure model of screw pile

3 实例验证及参数讨论

某工地现场试验<sup>[2]</sup>的桩型中, 灌注螺纹桩的内径为 400 mm、外径为 560 mm、螺齿宽为 80 mm、螺距为 700 mm、桩长为 8 m、宽厚比为 1, 干作业钻孔桩. 现场试验场地工程地质条件如表 1 所示, 所在土层为粉质黏土, 土体重度平均为 19 kN/m<sup>3</sup>.

螺纹桩参数  $S_p/b_h>6$  且  $S_p>D$ , 采用式(22)对螺纹桩承载力进行计算, 螺纹桩极限端阻力标准值根据《建筑桩基技术规范》<sup>[26]</sup>取 1 000 kPa. 当  $b$  取 0 时(即按 M-C 屈服准则计算), 螺纹桩承载力计算结果如表 2 所示.

表 1 土体物理指标  
Tab.1 Physical indexes of soil

层号	层厚/m	液性指数	$\varphi/(^{\circ})$	$c/\text{kPa}$
1	2.25	0.14	13.0	35.4
2	3.80	0.51	19.4	25.9
3	2.00	0.35	16.0	36.4
4	5.05	0.51	11.4	23.6

表 2 螺纹桩承载力理论推导值  
Tab.2 Theoretical bearing capacity of screw pile

极限承载力	分项	分项承载力/kN	分项占比/%	总占比/%
$Q_{ul1}$	黏聚力	571.5	45.1	85.8
	埋深	685.1	54.2	—
	滑块自重	9.4	0.7	—
$Q_{ul2}$	—	83.6	—	5.7
$Q_{ul3}$	—	125.7	—	8.5
$Q_{ult}$	—	1 475.3	—	100

可以发现,螺纹桩极限承载力理论值为 1 475.3 kN,螺牙提供的承载力达到了螺纹桩极限承载力的 85%左右,而同外径混凝土圆桩极限承载力约为 1 100 kN,侧摩阻力占总承载力的 77%.可以看出,螺牙的存在不但改变了桩体的承载特性,而且大大提高了承载力.同时发现,螺牙提供的极限承载力主要由土体  $c$ 、 $\varphi$  及桩体埋深决定,而滑块自重(非土体自重)引起的承载力仅占螺牙承载力的 1%左右,因此忽略滑块自重对滑动面的影响,假定对数螺旋线的中点为  $O$  点是合理的.

图 9 所示为螺纹桩承载力现场实测与理论值对比图,图中  $Q$  为桩所受荷载, $s$  为桩体沉降.可以发现,螺纹桩沉降曲线可以分为 3 个阶段:直线增加段  $OA$ (包括  $OA_1$  与  $OA_2$ ,下同)、过渡段  $AB$  及迅速沉降段  $BC$ ,本文推导的极限承载力下限值正好位于过渡段与迅速沉降段的过渡点  $B$  点附近.根据《建筑基桩检测技术规范》<sup>[27]</sup> 规定,对于缓变型  $Q$ - $s$  曲线,取沉降值达到 40 mm 时对应的荷载为极限承载力,对于陡降型  $Q$ - $s$  曲线,取拐点处荷载为极限承载力.本文中螺纹桩  $Q$ - $s$  曲线属于二者之间的过渡型,在判定极限承载力时徐春华等<sup>[2]</sup> 选择沉降 40 mm 时的荷载为极限承载力,分别为 2 000 kN 及 2 100 kN,但是考虑到过渡点  $B$  以后桩沉降速率明显过大,对工程的安全性极为不利.因此,本文认为选取  $B$  点或者  $B$  点与 40 mm 之间的某个点对应的荷载为极限承载力更为合适,即螺纹桩极限承载力在

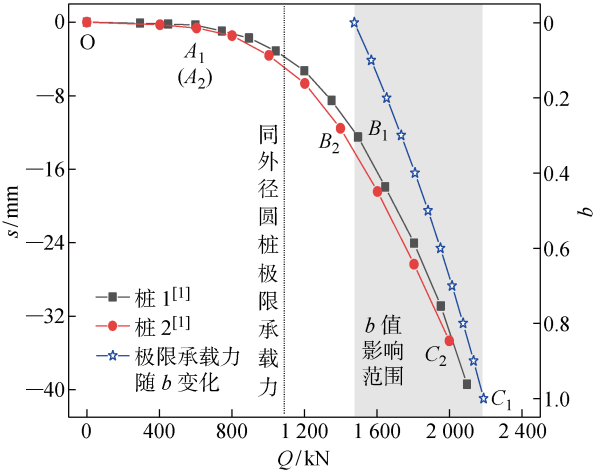


图 9 现场实测与理论值对比  
Fig.9 Comparison of field measurements and theoretical values

1 500~2 000 kN 之间.从图 9 中  $b$  可以看出,当  $b$  从 0 增大到 1 时,本文方法推导的螺纹桩极限承载力从 1 475 kN 增加到了 2 187 kN,增幅约 48%,说明极限承载力随着  $b$  的增大而显著提高,计算过程中考虑该值的影响能更好发挥土体的承载潜能.当  $b$  取值合适时,本文方法计算结果与螺纹桩实际极限承载力将更加接近.

从前文推导中可以发现,除桩径等常规参数外,影响螺纹桩承载力的主要参数包括  $b_h$ 、 $t$  及  $S_p$ .图 10 所示为螺纹桩在  $b=0$  时满足单独承载破坏条件

下极限承载力随其关键参数的变化曲线,图中 $L_c$ 为参数尺寸.可以发现, $b_h$ 对螺纹桩承载力影响最为明显,当 $b_h$ 从0.06 m增加到0.15 m时,螺纹桩承载力随之增加了约2倍,从1 129 kN增加到了3 096 kN,即较小螺牙高度的增加即可带来明显的承载力提升.然而,考虑到当螺牙高度较大时,螺牙悬臂端过长,容易产生冲剪破坏,而且螺牙下土体塑性区的发展受到限制,当螺牙高度超过到某一数值时,反而可能造成螺纹桩承载能力下降,这也是设计人员在螺纹桩设计过程中需注意的问题.

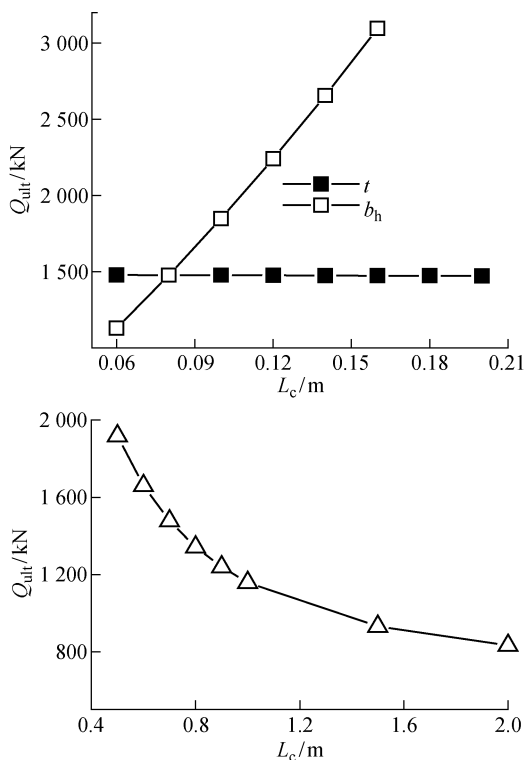


图10 极限承载力随螺纹桩参数变化

Fig. 10 Variation of ultimate bearing capacity with the parameters of screw pile

同时可以看出,螺牙厚度 $t$ 对螺纹桩承载力几乎没有明显影响,这是因为螺纹桩的承载力主要由螺牙下土体提供,而螺牙侧面面积较小,提供的承载力有限,故在螺纹桩设计过程中,在满足螺牙抗剪强度的前提下,可适当减小螺牙厚度,为螺牙间土体提供更多的塑性变形空间.当螺牙满足单独承载破坏条件时,随着螺距的增加,螺纹桩承载力先迅速降低.这是因为当螺距增加的时候,与螺旋线倾角相关的系数 $\lambda_3$ 非线性降低,进而使得螺牙受力总面积迅速减小,极限承载力锐减.之后当螺距增加到一定范围时,承载力下降趋于平缓,这时螺牙提供的承载力仅占桩体的总承载力的一小部分,螺纹桩朝着混凝土圆桩的方向“退化”.因此,在保证螺牙下土体塑性

区能充分发展的前提下,若要提高螺纹桩承载力,可适当减小螺距,使得螺牙下土体尽可能多的产生塑性破坏.

## 4 结论

针对螺纹桩承载机理不清、既有极限承载力计算不准确等问题,基于统一强度理论与太沙基极限平衡理论,推导了螺纹桩极限承载力计算公式,提出了螺纹桩不同模式下临界螺距的确定方法和极限承载力计算方法,并讨论了螺纹桩各参数对其承载力的影响,得出以下结论:

(1) 螺纹桩极限承载力是同外径圆桩的1.5~2倍,螺牙提供的承载力主要由土体黏聚力 $c$ 、内摩擦角 $\varphi$ 及埋深决定,滑块自重贡献的承载力相对较小.

(2) 统一强度理论参数 $b$ 从0增加到1时,螺纹桩极限承载力理论值约增大48%, $b$ 取值合适时可以更准确地预测螺纹桩实际承载力,具有较好经济性、合理性.

(3) 螺纹桩关键参数中,螺牙高度 $b_h$ 对其极限承载力影响最大,二者基本呈线性相关,而螺牙厚度 $t$ 对承载力基本不产生影响.

(4) 在保证螺牙抗剪满足要求时,可适当增加螺牙高度,减小螺距,使得螺纹桩桩侧土体最大限度进入塑性变形,以提高螺纹桩极限承载力.

## 参考文献:

- [1] 吴敏,李波扬.全螺旋灌注桩-螺纹桩竖向承载力初探[J].武汉大学学报(工学版),2002,35(5):109-112.  
WU Min, LI Boyang. Primary discussion on vertical load bearing capacity of screwed filling piles[J]. *Engineering Journal of Wuhan University*, 2002, 35(5): 109-112.
- [2] 徐春华,张小冬,徐学燕.混凝土灌注螺纹桩设计参数的应用研究[J].工业建筑,2010,40(10):91-94.  
XU Chunhua, ZHANG Xiaodong, XU Xueyan. Application study on design parameters of cast-in-place concrete screw pile [J]. *Industrial Construction*, 2010, 40(10): 91-94.
- [3] 郑军锋,范德全,陈济熙,等.挤密螺纹桩复合地基桩土应力比现场试验研究[J].铁道科学与工程学报,2019,16(12):3005-3012.  
ZHENG Junfeng, FAN Dequan, CHEN Jixi, et al. Field experimental study on pile-soil stress ratio of composite foundation under squeeze tightly threaded piles [J]. *Journal of Railway Science and Engineering*,



- 2019, 16(12): 3005-3012.
- [4] 冷伍明, 魏广帅, 聂如松, 等. 螺纹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.  
LENG Wuming, WEI Guangshuai, NIE Rusong, *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.
- [5] 李成巍, 陈锦剑, 吴琼, 等. 灌注螺纹桩承载机理与计算方法[J]. 上海交通大学学报, 2010, 44(6): 726-730.  
LI Chengwei, CHEN Jinjian, WU Qiong, *et al.* Bearing mechanism and calculation method of screw pile [J]. **Journal of Shanghai Jiao Tong University**, 2010, 44(6): 726-730.
- [6] 王国才, 赵志明, 奚灵智, 等. 螺纹桩竖向承载特性研究[J]. 浙江工业大学学报, 2020, 48(1): 90-96.  
WANG Guocai, ZHAO Zhiming, XI Lingzhi, *et al.* Research on vertical load bearing characteristics of thread piles [J]. **Journal of Zhejiang University of Technology**, 2020, 48(1): 90-96.
- [7] 孟振, 陈锦剑, 王建华, 等. 砂土中螺纹桩承载特性的模型试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(Sup. 1): 141-145.  
MENG Zhen, CHEN Jinjian, WANG Jianhua, *et al.* Study of model test on bearing capacity of screw piles in sand [J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(Sup. 1): 141-145.
- [8] 蒋鹏程. 粉土地基 CFG 桩与螺杆桩复合地基承载特性对比分析[J]. 铁道学报, 2019, 41(4): 125-132.  
JIANG Pengcheng. Comparative analysis of bearing behaviors of CFG pile and screw pile composite foundation in silt foundation [J]. **Journal of the China Railway Society**, 2019, 41(4): 125-132.
- [9] 马文杰, 王博林, 王旭, 等. 螺纹桩承载特性的初步探讨[J]. 建筑结构, 2018, 48(Sup. 1): 738-741.  
MA Wenjie, WANG Bolin, WANG Xu, *et al.* Preliminary study on load characteristics of thread pile [J]. **Building Structure**, 2018, 48(Sup. 1): 738-741.
- [10] 冯浙. 砂土地基中螺杆桩竖向承载特性的模型试验研究[J]. 建筑科学, 2019, 35(5): 97-102.  
FENG Zhe. Model test study on vertical bearing characteristics of screw pile in sandy soil [J]. **Building Science**, 2019, 35(5): 97-102.
- [11] 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 Shuguang, FENG Zhe, TANG Jianzhong, *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.
- [12] TROFIMENKOV J G, MARUIPOLSHII L G. Screw piles used for mast and tower foundations [C] // **Proceedings of the 6th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering**. Toronto, Canada: University of Toronto Press, 1965: 328-351.
- [13] ZHANG D. Predicting capacity of helical screw piles in Alberta soils [D]. Edmonton, Canada: University of Alberta, 1999.
- [14] SAKR M. Lateral resistance of high capacity helical piles: Case study [C] // **Proceedings of the 63rd Canadian Geotechnical and 6th Canadian Permafrost Conference**. Calgary, Canada: Canada Geotechnical Society, 2010: 402-412.
- [15] 董天文, 梁力, 王明恕, 等. 极限荷载条件下螺旋桩的螺距设计与承载力计算[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(11): 2031-2034.  
DONG Tianwen, LIANG Li, WANG Mingshu, *et al.* Pitch of screws and bearing capacity of screw piles under ultimate load [J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(11): 2031-2034.
- [16] 孟振. 全螺纹灌注挤土桩施工影响与承载特性研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2017.  
MENG Zhen. Install effects and bearing capacity of drilled displacement piles with a screw-shaped shaft [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2017.
- [17] 高江平, 刘雯支, 杨继强. 基于三剪应力统一强度理论的硬壳层软土地基承载力公式[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(12): 2331-2337.  
GAO Jiangping, LIU Wenzhi, YANG Jiqiang. Formulas for bearing capacity of soft soil foundations with hard crust based on three-shear stress unified strength theory [J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2019, 41(12): 2331-2337.
- [18] 俞茂宏, 武霞霞, 史俊, 等. 确定土体破坏准则的一个新方法[J]. 西安交通大学学报, 2020, 54(8): 1-10.  
YU Maohong, WU Xiaxia, SHI Jun, *et al.* A new strategy for determining failure criteria of soil [J]. **Journal of Xi'an Jiaotong University**, 2020, 54(8): 1-10.
- [19] 张常光, 胡云世, 赵均海. 平面应变条件下非饱和土抗剪强度统一解及应用[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(1): 32-37.  
ZHANG Changguang, HU Yunshi, ZHAO Junhai.

Unified solution of shear strength for unsaturated soil under plane strain condition and its application[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2011, 33 (1): 32-37.

[20] 杨继强, 孙昕, 崔向东. 基于双剪统一强度理论的地基承载力计算方法研究[J]. **岩石力学与工程学报**, 2021, 40(9): 1923-1932.

YANG Jiqiang, SUN Xin, CUI Xiangdong. Research on calculation method of foundation bearing capacity based on double shear unified strength theory[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2021, 40(9): 1923-1932.

[21] 张常光, 晏青, 周菲, 等. 不同吸力分布下条形地基极限承载力解答[J]. **岩石力学与工程学报**, 2018, 37(5): 1237-1251.

ZHANG Changguang, YAN Qing, ZHOU Fei, *et al.* Formulas of ultimate bearing capacity for strip foundation on unsaturated soils with different suction distributions[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2018, 37(5): 1237-1251.

[22] 高大钊, 袁聚云. 土质学与土力学[M]. 第 3 版. 北京: 人民交通出版社, 2001.

GAO Dazhao, YUAN Juyun. Soil science and soil mechanics [M]. 3rd ed. Beijing: China Communications Press, 2001.

[23] RAO S N, PRASAD Y V S N, SHETTY M D. The behaviour of model screw piles in cohesive soils[J]. **Soils and Foundations**, 1991, 31(2): 35-50.

[24] SAKR M. Performance of helical piles in oil sand[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2009, 46(9): 1046-1061.

[25] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 螺旋桩技术规范: JGJ/T 379—2016[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.

Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People’s Republic of China. Technical specification for screw concrete pile: JGJ/T 379—2016 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2016.

[26] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑桩基技术规范: JGJ 94—2008[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.

Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People’s Republic of China. Technical code for building pile foundations: JGJ 94—2008[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2008.

[27] 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, 2016.

Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People’s Republic of China. Technical code for testing of building foundation pile: JGJ 106—2014 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2016.

(本文编辑:陈晓燕)