

DOI: 10.11779/CJGE202001018

单螺旋锚桩水平承载机理试验与理论研究

胡伟^{1,2}, 孟建伟^{1,2}, 刘顺凯³, 龙诚璧^{1,2}, 姚琛^{1,2}, 高文华^{1,2}

(1. 湖南科技大学岩土工程稳定控制与健康监测省重点实验室, 湖南 湘潭 411201; 2. 湖南科技大学土木工程学院, 湖南 湘潭 411201;

3. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 430083)

摘要: 目前螺旋锚桩水平拉拔承载设计计算的相关规范存在不足, 理论研究中锚片表面土压力分布的认识不统一。基于自制大型试验砂箱, 开展了单螺旋锚桩的水平拉拔模型试验, 直接量测分析了水平拉拔过程中锚片上下表面的土压力分布变化规律。引入考虑位移影响的锚片表面土压力近似计算方法, 结合桩侧阻力 $p-y$ 曲线, 构建了砂土中单螺旋锚桩的水平拉拔力学模型, 推导了位移相关的水平承载力计算理论。试验与计算结果表明: 水平拉拔过程中, 锚片表面土压力分布与测点到锚片中性轴的距离呈非线性关系, 计算土压力时需考虑位移的影响; 所构建的单螺旋锚桩水平承载力力学模型以及基于力学平衡分析推导得出的单螺旋锚桩水平拉拔位移相关承载力计算理论在对比验证中取得了较好效果; 对于工程中常用的单螺旋锚桩 (桩锚直径比 $d/D \leq 5$), 当埋深比大于 4 后, 可不考虑锚片的作用, 按照等直径的裸桩来计算其水平承载力。

关键词: 单螺旋锚桩; 水平拉拔; 模型试验; 土压力; 承载力

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)01-0158-10

作者简介: 胡伟(1982—), 男, 博士, 教授, 主要从事地基与基础工程及岩土工程减灾方面的研究工作。E-mail: yilukuangben1982@163.com。

Experimental and theoretical researches on horizontal bearing mechanism of single screw anchor pile

HU Wei^{1,2}, MENG Jian-wei^{1,2}, LIU Shun-kai³, LONG Cheng-bi^{1,2}, YAO Chen^{1,2}, GAO Wen-hua^{1,2}

(1. Hunan Province Key Laboratory of Geotechnical Engineering Stability Control and Health Monitoring, Hunan University of Science

and Technology, Xiangtan 411201, China; 2. School of Civil Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201,

China; 3. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 430083, China)

Abstract: The design codes for screw anchor piles have shortcomings in calculation of the horizontal drawing capacity, and the understanding of soil pressure distribution on the anchorage surface is not unified in theoretical researches. A self-made large test sand box is used to carry out the horizontal drawing model tests on a single screw anchor pile. The soil pressures on the upper and lower surfaces of the anchor blade are directly measured to analyze the distribution rules. The displacement-related method is introduced to approximatively calculate the soil pressures, and based on the $p-y$ curve of lateral resistance, a horizontal drawing mechanical model for the single screw anchor pile in sand is established, and the displacement-related theory is deduced to calculate the horizontal bearing capacity at last. The results show that in the horizontal drawing process, the soil pressure distribution on the surface of the anchor has non-linear relationship with the distance from the measuring point to the central axis of the anchor, and the displacement should be considered in the calculation of soil pressures. The mechanical model and displacement-related capacity theory based on the mechanical equilibrium analysis have good effectiveness in the comparison validation. For the normally used single screw anchor pile (diameter ratio of bar to anchor $d/D \leq 5$), when the buried depth ratio is greater than 4, the horizontal capacity can be calculated according to the equal diameter naked pile directly, neglecting the effects of anchors.

Key words: single screw anchor pile; horizontal drawing; mode test; soil pressure; bearing capacity

0 引言

螺旋锚桩的工程应用已涉及电力、交通、水利、石油、建筑等诸多领域, 汪滨^[1]对此进行了较为系统

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51508141, 51878270); 湖南省教育厅优秀青年基金项目 (18B203); 湖南科技大学科研启动基金项目 (E51857/KJ1917)

收稿日期: 2018-10-01

的总结。但近几年来,伴随着海洋风电逐渐走向深水区,作用在风电基础上的荷载显著放大且更加复杂,这包括风机本身的自重、作用在风机上的水平荷载及由此带来的巨大倾覆力矩,再加上波浪和洋流荷载,这给基础的设计提出了巨大挑战。以3.5~5 MW风机为例,当水深从20 m增加到50 m时,极限水平荷载最大将超过竖向荷载的60%以上,而一般海洋结构如海洋油气平台,这一比例很少超过15%。因此,对于深水区的海洋风电基础设计而言,水平荷载和倾覆力矩将更加重要^[2]。Spagnoli等^[3-4]指出:欧洲海上风电场的建设正逐步走向深水区域,传统的大直径单桩基础解决方案正逐渐丧失其优势,而螺旋锚桩则是可行的替代方案;Byrne等^[5]也针对英国深水区海上风力发电机的基础结构设计指出:水平受荷将成为这些迎风结构基础设计的一个关键工况,并推荐应用螺旋锚桩基础。

传统螺旋锚桩的工程实践一般是以提供竖向抗压和抗拔承载力为主^[6-7],相关研究也围绕竖向受荷展开^[8-11],水平受荷方面的研究成果则较少^[12-13]。但对于海上风电的多足基础结构如三角架基础,当水平荷载达到一定程度,其产生的倾覆力矩将使得部分基桩承受的竖向下压荷载非常小甚至为零,此时基桩可视为仅仅受水平荷载的作用,桩身在弯剪组合作用下发生位移变形。对于此种工况,Mittal等^[14]建立了砂土中螺旋锚桩水平极限拉拔下的静力平衡方程,对桩侧水平抗力采用 m 法模型,锚片土压力则假定为均匀分布,且不考虑锚片-土间的摩阻力^[14]。Prasad等^[15]采用类似于 k 法的桩侧水平抗力模型,基于仅在锚片-土相互挤压区域分布三角形线性增大的土压力和相应锚片-土摩阻力的假定,建立了饱和黏土中螺旋锚桩水平拉拔的力学模型,并进行了水平极限承载力的理论推导。上述理论研究的假定存在显著差异,尤其是关于锚片上土压力的分布,而目前尚未有试验直接测量出螺旋锚桩锚片上的土压力分布。较少的研究成果导致相关规范对螺旋锚桩水平承载力的验算也不甚明确。《架空输电线路螺旋锚桩基础设计技术规范》(Q/GDW 584—2011)只考虑了水平荷载对竖向抗拔承载力的影响,而没有单独对水平受荷工况进行验算,也没有提供相应的水平承载力计算方法^[16];《太阳能发电站支架基础技术规范》(GB 51101—2016)则认为螺旋锚桩在锚片较小且较为靠下时可以不考虑锚片的影响,直接按照裸桩来进行计算;而具体什么情况下才需要考虑锚片的影响以及如何考虑则并未明确^[17]。

综上,国内外对螺旋锚桩水平承载特性的研究还不够全面和深入,尚未有成熟可靠的计算力学模型和

相应理论方法,无法满足螺旋锚桩工程实践新领域的需要。为此,本文拟用自制单螺旋锚桩和大型试验砂箱,进行单螺旋锚桩的水平拉拔试验。通过在锚片上下表面内嵌微型土压力盒直接测量并分析水平拉拔过程中锚片上下表面土压力的分布变化规律,并提出土压力分布计算假定;结合桩侧阻力 $p-y$ 曲线,研究构建单螺旋锚桩的水平拉拔位移相关承载力学模型,推导相应的承载力理论解,与既有模型试验结果进行对比验证,并进一步开展影响因素的规律性分析。

1 水平拉拔试验与结果分析

1.1 水平拉拔试验

本次单螺旋锚桩水平拉拔试验所用大型试验砂箱尺寸(2400 mm×2400 mm×1500 mm)、地基土来源及装填方式、土压力盒的内嵌方式、桩体的旋入过程等和文献[18]中竖向拉拔试验保持一致。单螺旋锚桩尺寸和加载方式则有所不同,具体如下:Q235钢管桩桩长(含导程) $l=1000$ mm,圆环形截面,外径 d 为60 mm,内径 d' 为54.5 mm;导程焊接在桩底部,其长 l' 为100 mm;锚片直径 D 为300 mm,厚度 s 为10 mm,倾角 θ 为 10° ,顺时针螺旋向下,螺距为52.5 mm;桩顶端焊接法兰盘以连接扭矩测量仪,并通过螺栓与旋入装置连接;人工旋桩至设定深度位置,静置24 h后再进行水平拉拔试验。单螺旋锚桩整体(含土压力盒)质量约为25 kg,如图1所示。

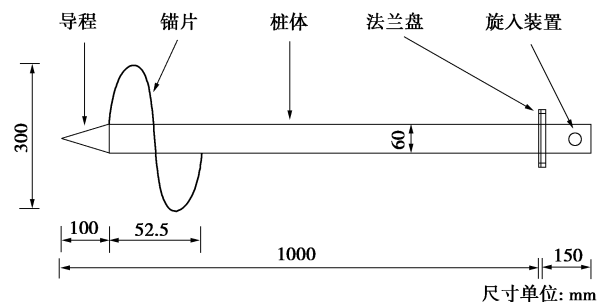


图1 单螺旋锚桩模型

Fig. 1 Single screw anchor pile model

加载量测系统:如图2所示,加载系统采用钢丝绳+定滑轮+砝码组合方式。桩身与加载托盘通过钢丝绳相连,定滑轮将砝码重力转化为水平拉力,并由电阻应变式拉力传感器进行测定。桩顶位移测量系统由百分表、磁性表座和基准梁组成,基准梁采用槽钢,试验过程中保证基准梁无扰动且不受试验桩的影响。试验中需按可忽略边界效应影响的条件来考虑旋桩位置^[19],并确保桩体、定滑轮组在同一竖直平面内。

试验用中砂基本物理力学指标如表1所示。

表 1 试验用砂物理力学指标

Table 1 Physical and mechanical indexes of test sand							
类型	G_s	C_u	C_c	φ /($^{\circ}$)	ρ_d /($\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$)	D_r	w /%
中砂	2.63	2.95	0.95	39	1.70	0.48	9.6

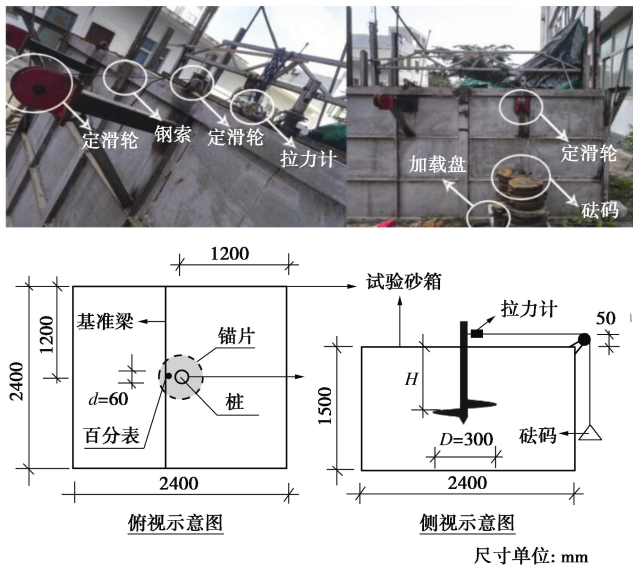


图 2 试验加载系统

Fig. 2 Loading test system

1.2 极限承载力

试验设置 5 个埋深 ($H=D, 1.5D, 2.0D, 2.5D, 3.0D$), 每个埋深进行一个预加载试验和 3 个平行试验, 共计 20 组。通过预加载试验初步确定不同埋深下的拉拔极限荷载, 然后在 3 个平行试验中以上述极限荷载的 1/10~1/15 作为分级加载增量, 采用慢速加载法以分级等量方式进行加载; 每级加载后, 每第 5 分钟、第 10 分钟、第 15 分钟时各测读一次, 以后每隔 15 min 读一次, 累计 1 h 后每隔 30 分钟读一次; 在每级荷载下, 桩顶水平位移连续两次在每小时小于 0.1 mm 时视为稳定, 而后施加下一级荷载; 当出现水平位移急剧增加或总的水平位移超过 40 mm 时, 终止加载。试验获得的单螺旋模型桩代表性荷载 - 位移曲线如图 3 所示。

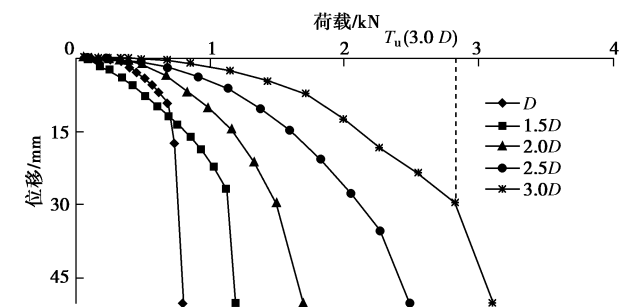


图 3 荷载 - 位移曲线

Fig. 3 Load-displacement curves

图 3 表明: 本次试验条件下, 模型桩位移 - 水平荷载曲线在埋深浅时呈陡降型, 埋深增大, 缓变特征增强。取明显陡降的前一级荷载为极限承载力, 如图中埋深 3.0D 时即为停止加载时的上一级荷载。对平行试验取平均值后, 得到不同埋深比下极限承载力的变化如图 4 所示。可以看出, 在本次试验设定的埋深比范围内, 单螺旋锚桩水平拉拔极限承载力随埋深比基本呈线性增大趋势, 这与模型桩具有较大的刚度有直接关系。

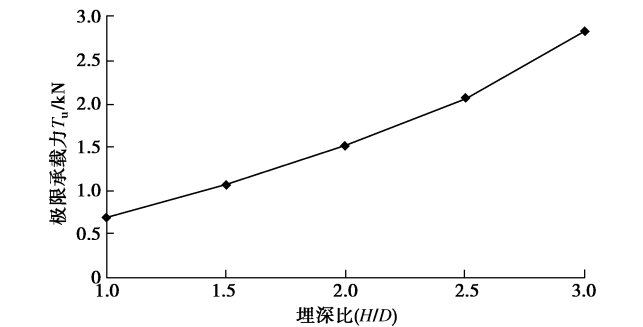


图 4 极限承载力 - 埋深比曲线

Fig. 4 Ultimate bearing capacity-buried ratio curve

1.3 锚片表面土压力量测与分布规律

(1) 锚片表面土压力量测

单螺旋锚桩拉拔过程存在复杂的锚土相互作用, 故锚片表面的土压力分布变化对其水平承载机理的研究具有重要意义。试验中锚片表面土压力的分布变化通过内嵌在其表面的 24 个电阻应变式微型土压力盒来监测。

根据锚片开口方向和螺旋方向, 将锚片上下表面各分成 4 个区域, 分别为 I_上、II_上、III_上、IV_上和 I_下、II_下、III_下、IV_下。其中 I 区和 II 区处于螺旋上升区, III 区和 IV 区处于螺旋下降区, 分别如图 5 (a), (b) 所示。结合荷载方向, 上述分区中 I_下、II_上、III_上、IV_下四个区域在拉拔过程中表现为锚土相互挤压, 锚片表面土压力趋向于被动土压力发展, 其中 I_下和 IV_下近似对称, II_上和 III_上近似对称; I_上、II_下、III_下、IV_上在拉拔过程中则表现为锚土相互分离, 锚片表面土压力趋向于主动土压力发展, 其中 I_上和 IV_上近似对称, II_下和 III_下近似对称。根据上述特征, 24 只土压力盒中的 #1~#6 分布在 I_下区域, #7~#12 分布在 II_上区域, #13~#18 分布在 III_下区域, #19~#24 则分布在 IV_上区域, 分别用于测量锚片下表面挤压区域、上表面挤压区域、下表面分离区域和上表面分离区域的土压力, 如图 6 所示。

(2) 锚片表面土压力分布规律

不同试验工况下, 始终保持锚片开口方向与荷载方向在同一竖直平面内。土压力通过 DH3816 静态应变采集仪进行采集。拉拔试验前对土压力盒读数进行

了归零, 所以试验中土压力盒的读数是水平荷载作用下土压力相较于拉拔前的变化值。以埋深比 $H/D=2$ 为例, 挤压区 I_下 和分离区 IV_上 的土压力增量随拉拔位移的变化情况如图 7 所示。图 7 中纵坐标正值表明土压力增加, 增量为正, 锚土相互挤压; 负值则表示土压力减小, 增量为负, 锚土相互分离。实测挤压区土压力增量 (#1~#12) 基本为正; 分离区土压力增量 (#13~#24) 均为负, 这符合土压力变化的基本规律。

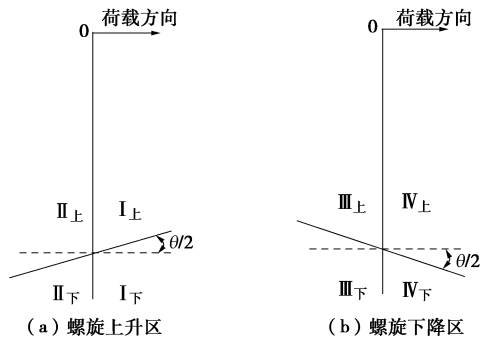


图5 锚片表面分区

Fig. 5 Partition of anchor blade surface

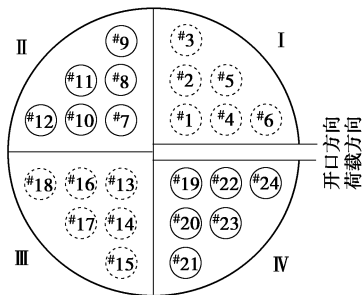


图6 锚片表面土压力盒分布

Fig. 6 Distribution of soil pressure box

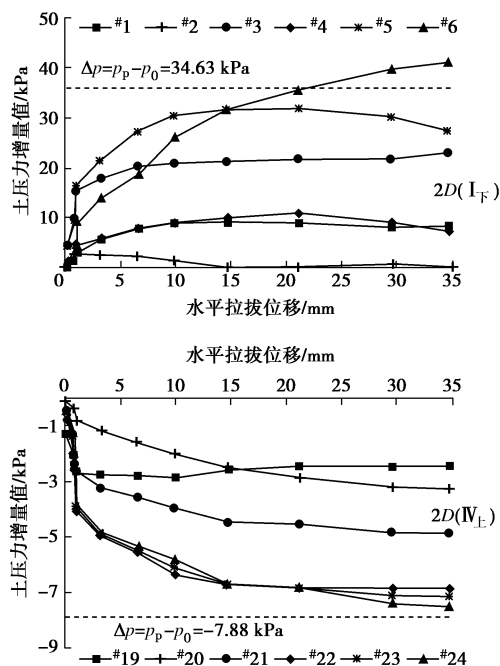


图7 土压力增量 - 拉拔位移变化

Fig.7 Soil pressure increment versus pulling displacement

结合图 6 中土压力盒分布和图 7 中土压力随拉拔位移的变化趋势来看, 水平荷载下, 随着拉拔位移的增加, I_下 区域的土压力增量呈非线性增大, 前期增长速率较快, 拉拔位移超过 10 mm 后, 各土压力盒读数则逐渐趋于稳定。此外, 当拉拔达到极限状态后, 此区域仅有最外缘的 #6 土压力盒读数超过了被动土压力与自重应力的差值, 即只有该土压力盒所在区域的土压力达到了被动土压力, 且实测值已超过了被动土压力, 这可能与螺旋锚桩旋入过程挤压下侧土体导致其初始应力大于自重应力的原因所致。随着土压力盒位置靠近锚片中性轴, 所测的土压力增量也逐渐减小, 离中性轴距离最近的 #1 土压力盒后期土压力增量几乎为零。和 I_下 相反, IV_上 土压力盒测得的土压力增量为负, 随着拉拔位移的增加, 土压力增量也呈非线性增大, 前期增长速率较快, 拉拔位移超过 15 mm 后, 各土压力盒读数则逐渐趋于稳定。当拉拔达到极限状态时, 离锚片中性轴较远的 #22, #23, #24 均已非常接近主动土压力与自重应力的差值, 这意味着 3 个土压力盒所在区域土压力此时都已接近达到主动土压力值。总的来看, 可以大致认为, 随着拉拔的进行, 锚片挤压区土压力朝着被动土压力发展; 分离区则朝着主动土压力发展。但当拉拔达到极限状态, 不论是挤压区还是分离区, 都只有远离中性轴的区域达到了相应的极限土压力, 其他区域则介于自重应力和极限土压力之间。

(3) 与几种特殊土压力值对比分析

当前对螺旋锚桩极限承载力的理论分析中, 对于锚片上的土压力分布一般假定按某一特殊土压力值 (挤压区为被动土压力、分离区为主动土压力) 均匀分布^[14]或者采用锚片边缘到锚片中心按线性变化分布的假定^[15]。现同样以埋深比 $H/D=2$ 为例, 将极限拉拔状态时挤压区 I_下 和分离区 IV_上 的土压力值与几类特殊土压力值进行比较, 其结果如图 8 所示。

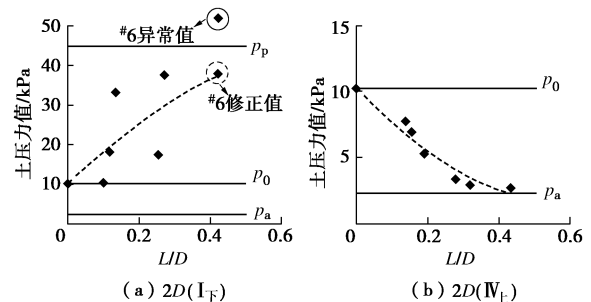


图8 土压力值随距离比变化规律

Fig. 8 Variation of soil pressure with distance ratio

从图 8 中可以看出, I_下 区域离中性轴最远的 #6 土压力盒测试值已经超过了朗肯被动土压力值, 其他

土压力盒测试值则都在被动土压力和自重应力之间,虽然离散性比较大,但大致上满足从边缘到中性轴逐渐减小的趋势。根据这一规律,则 I_下 区域边缘上应出现最大土压力,假定其大小为朗肯被动土压力。在此基础上结合^{#6}土压力盒距中性轴的距离对其测试值进行修正,拟合修正后的数据点如图 8(a) 所示。土压力值与距离比(测点距锚片中性轴的距离与锚片直径之比 L/D) 呈现非线性关系。对于锚土分离区 IV_上,和挤压区 I_下 刚好相反,锚片表面土压力从靠近锚片中性轴附近的自重应力向边缘处逐渐减小,即土压力随着距离比的增大而降低,速率减缓,并向朗肯主动土压力值趋近。拟合曲线表明土压力值同样与距离比呈现明显的非线性关系,如图 8(b) 所示。综合挤压区和分离区的土压力变化规律表明:单纯假定锚片上的土压力按某一特殊土压力均匀分布或者采用锚片边缘到锚片中心按线性变化分布的假定均是不甚合理的。

2 单螺旋锚桩水平拉拔承载力理论分析

2.1 锚片表面土压力分布假定

上述试验结果表明:单螺旋锚桩水平荷载作用下,锚片表面土压力分布受桩体位移的直接影响,即与锚片表面每一点的位移相关,且二者的关系表现为非线性。本文引入位移影响的土压力近似计算方法来考虑这一规律^[20]。该方法认为只有当挡土墙挤压或分离土体达到一定位移(极限平衡状态)程度时,作用在挡土墙上的土压力才表现为被动(主动)土压力。当两者的相对位移 s 未达到极限平衡状态时,作用于挡土墙上某点的土压力 p 是一个关于该点位移的函数 $p(s)$,其表达式为

$$p(s) = \frac{K_0 \gamma H}{2} \left[\frac{4 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) - 4}{\frac{1 - \sin \varphi'}{1 + e^{s \ln A / s_a}} - \frac{4 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) - 8}{2}} \right] \quad (1)$$

$$A = \frac{\tan^2(45^\circ + \varphi/2) - \tan^2(45^\circ - \varphi/2)}{\tan^2(45^\circ + \varphi/2) - 2(1 - \sin \varphi') + \tan^2(45^\circ - \varphi/2)} \quad (2)$$

式中 K_0 为静止土压力系数,采用 $1 - \sin \varphi'$ 进行计算; φ' 和 φ 分别为土的有效内摩擦角和内摩擦角; γ 为土的重度; H 为计算点距地面的距离; s 为计算点的位移(以挤压土体为正), s_a 为主动土压力对应的位移量,取挡墙高度的 0.14%~0.16%^[21]。

水平荷载作用下,单螺旋锚桩将绕某一点发生转动,锚片随之发生位移,并与锚周土体发生挤压和分离。将锚片类比挡土墙,其直径视为挡墙高度。因锚片上各点离转动中性轴的距离不同,锚土相互挤压(分

离)的位移也存在差异。根据桩顶位移和转动中心位置即可计算出锚片上任意一点的锚土相对位移量。由于锚片存在倾角,锚片上不同区域的位移计算稍有差别,但原理相同。现以 I_上 区域中一点为例,如图 9 所示,位移推导如下。假定拉拔点水平位移为 y ,拉拔点距地表距离为 e ,转动中心距地表距离为 x ,锚片中心埋深为 H ,则转动中心距锚片中心点的距离为 $H-x$,计算点到锚片中性轴距离为 l 。根据图 9 中各距离、角度和相互之间的三角函数关系可得计算点位移 s 公式如下:

$$s = n \times \sin \alpha \quad (3)$$

$$n = 2m \times \sin(\delta/2) \quad (4)$$

$$m^2 = (H-x)^2 + l^2 - 2l(H-x)\cos\omega \quad (5)$$

$$\omega = \pi/2 \pm \theta \quad (6)$$

$$\delta = \arctan[y/(x+e)] \quad (7)$$

$$\alpha = \pi - \varepsilon - \psi \quad (8)$$

$$\psi = (\pi - \delta)/2 \quad (9)$$

$$\cos \varepsilon = \frac{m^2 + l^2 - (H-x)^2}{2ml} \quad (10)$$

式中 θ 为锚片倾角的一半,本次试验中取 5° ; ω 为桩体与锚片的夹角; n 为计算点位移前后间的直线距离; m 为转动中心到计算点的距离; δ 为单螺旋锚桩拉拔后桩体的转角; ψ 为计算点前后位置连线和转动后转动中心与计算点之间连线的夹角; α 为计算点前后位置连线与转动后锚片的夹角; ε 为转动中心和计算点连线与锚片的夹角。当计算点在 I 区(含上下表面,下同)和 III 区时式(6)中取负号;当该点在 II 区和 IV 区时式(6)中取正号,其它算法一样。

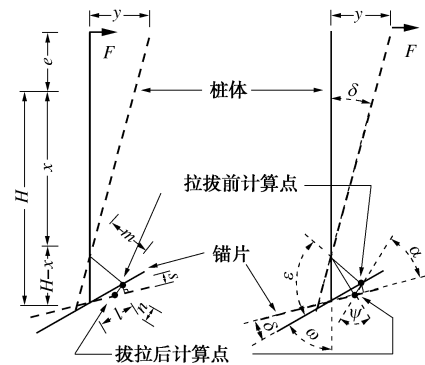


图 9 锚片上任意点位移计算

Fig. 9 Calculation of point displacement on anchor blade

假定锚片上各点的土压力满足函数 $p(s)$,在给定拉拔点位移 y 和转动中心位置 x 时,联立式(3)~(10)可解出锚片上任意一点的位移 s (根据各区域与土体的相互作用,以挤压土体为正,分离土体为负),将其代入式(1)中即可求出该点的土压力值。

2.2 锚片受力计算

(1) 锚片上总的土压力

根据前述公式可获得锚片表面的土压力分布, 对其求和即可得到锚片上总的土压力值。另外, 因土压力与位移直接相关, 故对于锚片上某区域内位移相同的点, 其土压力也相同。在锚片上沿拉拔方向取距离锚片转动中性轴 l , 垂直于拉拔方向宽度为 dl 的微元段, 该微元段长度为 b , 如图 10 所示阴影区。该阴影区内锚片上各点的土压力相同, 则阴影区总的土压力微量计算如下。

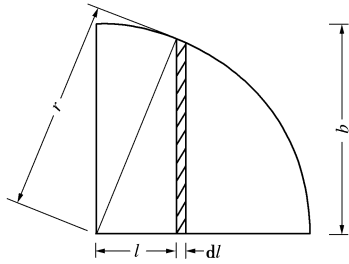


图 10 锚片上土压力计算

Fig. 10 Calculation of soil pressures on anchor blade

$$dF(l) = p b d l \quad , \quad (11)$$

$$b = \sqrt{r^2 - l^2} \quad . \quad (12)$$

对式 (11) 在区域内进行积分即得该区域内总的土压力 F :

$$F = \int_0^r dF(l) = \int_0^r p b d l \quad , \quad (13)$$

式中, 锚片半径 $r = D/2$ 。根据前面的分区, 定义锚片各区域总的土压力大小分别为 $F_{I上}$, $F_{II上}$, $F_{III上}$, $F_{IV上}$, $F_{I下}$, $F_{II下}$, $F_{III下}$ 和 $F_{IV下}$ 。

(2) 锚片上摩擦力

各区域内摩擦力大小计算如下:

$$f = \mu F \quad , \quad (14)$$

式中, 锚片-土之间摩擦因数 μ 的取值参考库仑土压力理论的取值方法, 定义 $\mu = \tan(\phi/3)$ 。同样, 各区域内摩擦力的大小分别定义为 $f_{I上}$, $f_{II上}$, $f_{III上}$, $f_{IV上}$, $f_{I下}$, $f_{II下}$, $f_{III下}$ 和 $f_{IV下}$ 。

2.3 桩体侧阻力计算

本文采用 $p-y$ 曲线法来计算水平拉拔时桩体所承受的侧阻力。但当前不同 $p-y$ 曲线中各类参数取值标准的不统一, 导致同一工况用不同曲线的计算结果差别较大^[22]。此外, 单位桩长上地基水平极限侧阻力标准值 p_u 的计算方法也有多种。为了检验不同 $p-y$ 曲线模型的适用性, 本文分别采用 API 规范模型^[22]、Kallehave 等改进模型^[23]和王国粹等^[24]的归一化模型来进行计算对比。

据图9所示几何关系, 当拉拔点位移为 y , 转动中心距地表为 x 时, 埋深 z 处桩体位移 y' 为

$$y' = (x - z)y / (x + e) \quad . \quad (15)$$

桩上所受总的侧阻力大小为

$$P = \int_0^{H'} p dz \quad , \quad (16)$$

式中, p 为埋深 z 处的地基侧阻力, H' 为从地表到导程中部的距离。

将各模型中土的侧阻力计算公式代入式 (16) 即可求出桩上所受的总的土侧阻力。

2.4 力矩计算

根据前文的分析和计算可知, 单螺旋锚桩在水平荷载作用下主要受水平拉力 T_A 、桩侧阻力 P 、锚片上压力 F 和摩擦力 f 、自身重力 G , 其受力情况如图 11 所示 (以 I、II 区为例)。

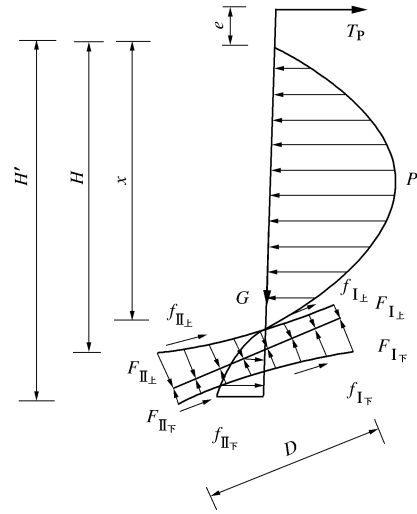


图 11 单螺旋锚桩受力分析

Fig. 11 Force analysis of single screw anchor pile

根据图中所示力的分布, 现将所有力分别对桩体与地表交点取矩 (顺时针为正)。

(1) 水平承载力 T_A 取矩

$$M_T = T_A e \quad . \quad (17)$$

(2) 桩侧阻力取矩

$$M_P = \int_0^{H'} p z dz \quad . \quad (18)$$

(3) 锚片上土压力取矩

$$M_F(I + II) = \mp \int_{-r}^r p b \left[H \cos\left(\frac{\pi - \theta}{2}\right) + l \right] dl \quad , \quad (19)$$

$$M_F(III + IV) = \mp \int_{-r}^r p b \left[H \cos\left(\frac{\theta - \pi}{2}\right) + l \right] dl \quad . \quad (20)$$

式中, $M_F(I + II)$ 、 $M_F(III + IV)$ 分别表示 I 区、II 区的土压力合力矩和 III 区和 IV 区的土压力合力矩, 上表面取 “-”, 下表面取 “+”。

(4) 锚片上摩擦力取矩

$$M_f = -f H \sin\left(\frac{\pi - \theta}{2}\right) \quad . \quad (21)$$

(5) 自身重力取矩

$$M_G = -G l' \quad , \quad (22)$$

式中, l' 可首先根据单螺旋锚桩形状确定其形心距地表距离, 而后根据式 (15) 计算其对取距点的力臂。

2.5 力的求解

根据前面所求各力和力矩公式, 建立水平方向力的平衡方程和对地表的力矩平衡方程组如下:

$$T_A - P + f \cos \omega + F(I_{\text{上}} + II_{\text{上}} + III_{\text{上}} + IV_{\text{上}} - I_{\text{下}} - II_{\text{下}} - III_{\text{下}} - IV_{\text{下}}) \sin \omega = 0 \quad (23)$$

$$M_{T_A} + M_P + M_F(I + II) + M_F(III + IV) + M_F + M_G = 0 \quad (24)$$

将前面各式代入式 (23) 和 (24) 中, 在已知拉拔位移的情况下, 只有水平承载力 T_A 和转动中心点位置参数 x 是未知数, 联立式 (23), (24) 则可进行求解。

3 计算验证

为了验证上述理论的合理性, 以下将首先对锚片上土压力进行检验, 土压力理论计算值是否符合本文实验规律; 而后将结合两个实验案例, 对单螺旋锚桩水平拉拔极限承载力理论进行验证和对比分析。

3.1 土压力验证

同样以埋深比 $H/D=2$ 为例, 按上述理论分别计算极限拉拔状态下挤压区 $I_{\text{下}}$ 和分离区 $IV_{\text{上}}$ 的土压力值, 并与实验实测值进行比较, 如图 12 所示。从图中可以看出: 对于挤压区较靠近中性轴的 #1, #2, #3 土压力盒, 其土压力计算值小于实测值; 而距中性轴较远的 #4, #5, #6 土压力盒的计算值则大于实测值; 和实测值一样, 靠近边缘处 #6 土压力盒的土压力计算值也大于了朗肯被动土压力。对于分离区距中性轴较近的 #19, #20, #21 土压力盒, 其土压力计算值和实测值几乎一致, 但随着离中心轴距离的增加, 计算土压力值较实测值下降幅度偏小, 使得远离中性轴的 #22, #23, #24 土压力盒的土压力计算值高于实测值。总体上, 本文理论计算所得锚片上的土压力值与实测值较为吻合, 规律一致, 与到中性轴的距离呈非线性关系。

3.2 试验案例

分别采用 $p-y$ 曲线的 API 规范模型和 Kallehave 等人改进模型及王国粹的归一化模型, 利用上述单螺旋锚桩水平承载力计算理论对本文试验结果及数据较为完备的 Mittal 试验进行验算对比^[14]。两个案例中, 本文试验拉拔点距地表距离 e 为 50 mm, 而 Mittal 试

验中对于每个埋深都有 3 个不同的 e 值, 分别为 90, 120, 150 mm。其它相关物理力学性质和计算参数取值如表 2 所示。经计算, 本文试验中, 埋深比为 1.0, 1.5, 2.0 时, 模型桩 $al < 2.5$, 为刚性短桩; 埋深比为 2.5 和 3.0 时有 $2.5 < al < 4.0$, 模型桩为弹性中长桩; 埋深比大于 4.0 后, $al > 4.0$, 模型桩则为弹性长桩; Mittal 试验中的模型桩均满足 $al < 2.5$, 表现为刚性短桩。

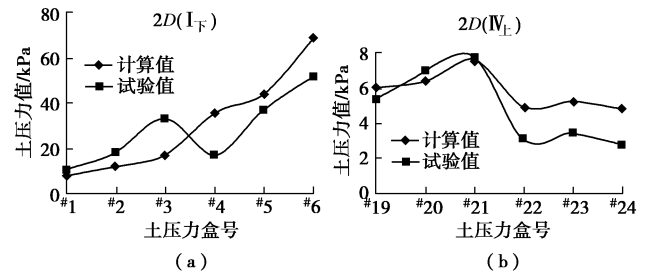


图 12 土压力计算值与实测值对比

Fig. 12 Comparison between calculated and measured soil pressures

3.3 对比分析

本文案例的计算值 T_A 与试验值 T_u 之比如表 3 所示。从表 3 中可看出, API 模型下计算值与试验值的比值从埋深比为 1.0 时的 0.583 逐渐增长到埋深比 3.0 时的 1.344, 变化幅度较大、速率较快, 意味着在一定埋深后计算结果可能偏于危险。Kallehave 改进模型下的比值呈现波动状态, 埋深比在 2.0 前较小, 位于 0.402~0.658, 而埋深比为 2.5 和 3.0 时比值则位于 0.938~1.024。王国粹归一化模型下的比值从埋深为 1.0 时的 0.645 逐渐增长到 3.0 时的 0.969, 且埋深比大于 2.5 后, 增速速率放缓, 计算值随埋深的增加逐渐靠近试验值。整体来看, 基于 Kallehave 改进模型和王国粹归一化模型的计算结果要好于 API 模型, 但由于王国粹归一化模型的计算结果更加接近于实测值, 且符合承载力增长的一般规律, 故王国粹归一化模型的计算表现最好。

Mittal 案例的计算值 T_A 与试验值 T_u 之比如表 4 所示。结果表明, Kallehave 改进模型对应的比值变化区间较大, 从埋深比为 4.48 的 0.207 变化到埋深比为 7.04 的 0.848, 且大部分比值位于 0.207~0.551, 只有在埋深比为 7.04 时才达到了 0.8 左右, 整体表现偏保

表 2 相关物理力学参数

Table 2 Related physical and mechanical parameters

案例	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	桩体直径 d/mm	锚叶直径 D/mm	重度 γ $/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	主动位 移 s_a/mm	摩擦因 数 μ	极限侧阻 系数 N_g	极限抗力形 状参数 m	等效土体 深度 a_0	地基反力模 量 n_h/MPa
本文案例	39	60	300	17	0.45	0.231	k_p^2	1.7	0	39
Mittal 案例	40	16	50	15.15	0.075	0.237	k_p^2	1.7	0	66

守。API 模型计算比值位于 0.437~0.656, 变化范围较窄, 较为稳定, 但仍然偏于保守。而王国粹归一化模型的计算比值则位于 0.957~1.274, 且在 3 个埋深之间呈波动状态, 在 1:1 线两侧分布较为均匀, 计算效果要明显好于前两者。

表 3 本文试验值与计算值之比

Table 3 Ratios of test results to calculated values					
文献来源	埋深比				
	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
API ^[23]	0.583	0.724	0.929	1.164	1.344
Kallehave 等 ^[24]	0.510	0.402	0.658	1.024	0.938
王国粹等 ^[25]	0.645	0.730	0.834	0.931	0.969

表 4 Mittal 试验值与计算值之比

Table 4 Ratios of Mittal's test results to calculated values				
埋深比	文献来源	拉拔点距地面距离 e/mm		
		90	120	150
4.48D	API ^[23]	0.437	0.450	0.503
	Kallehave 等 ^[24]	0.467	0.230	0.238
	王国粹等 ^[25]	1.050	1.087	1.222
5.76D	API ^[23]	0.448	0.443	0.453
	Kallehave 等 ^[24]	0.551	0.209	0.210
	王国粹等 ^[25]	0.962	0.957	0.987
7.04D	API ^[23]	0.620	0.656	0.642
	Kallehave 等 ^[24]	0.794	0.848	0.837
	王国粹等 ^[25]	1.199	1.274	1.253

上述各模型对本文试验和 Mittal 试验计算结果表明: API 模型对两种工况的计算效果都不甚理想, 王国粹归一化模型和 Kallehave 改进模型在本文试验工况条件下计算结果与试验值吻合较好, 但后者在对 Mittal 试验工况的验算效果不如前者。综合可得, 基于王国粹的归一化 $p-y$ 曲线模型, 应用本文所推导的计算理论对单螺旋锚桩水平承载力的计算效果较好。

3.4 与裸桩对比

相关规范中认为单螺旋锚桩在锚片直径较小且较为靠下时可不考虑锚片的影响, 直接按照等直径裸桩进行水平承载力的计算^[17]。但规范中并未对“锚片较小”“较为靠下”进行定量描述, 概念上较为模糊。以下将采用上述模型和理论方法对单螺旋锚桩和裸桩的水平承载力进行计算对比, 建立两者水平承载力随埋深比 (H/D) 的变化规律, 以有助于对上述二者概念

进行明确。表 5 对本文试验所用单螺旋锚桩和相应裸桩进行了不同埋深比下水平承载力及两者比值的计算。

从表 5 中可以看出, 在本文工况下, 裸桩水平极限承载力 T_u 与单螺旋锚桩极限承载力 T_{Au} 的比值随着埋深比的增加逐渐趋近于 1, 当埋深比较小 ($H/D=1\sim 3$) 时, 两者相差 10% 以上, 最大达到 45% ($1.0D$), 说明这个埋深比范围内锚片的作用不能忽略, 单螺旋锚桩水平承载力需考虑锚片的贡献。当埋深比达到 4 以后, 裸桩的极限承载力计算值已占到了单螺旋锚桩的 95% 以上, 说明此时锚片对单螺旋锚桩水平承载力的贡献已经不太明显, 可以忽略, 直接参考规范按等直径的裸桩进行计算。

桩锚直径比分别取 $d/D=1/3, 1/5, 1/10$, 图 13 基于本文试验进一步考虑桩锚直径比的变化对两者水平承载力进行了计算。结果表明, 当桩锚直径比 (d/D) 不同时, 裸桩与单螺旋锚桩水平极限承载力计算值之比趋近于 1 的速度也不相同。当 $d/D=1/3$ 时, 两者比值在埋深比为 3.0 时就已达到了 0.95 左右, 同样比值 $d/D=1/5$ 要埋深比为 4 时才能达到, $d/D=1/10$ 时埋深比大于 5 时两者比值才能超过 0.95。桩锚直径比越小, 即锚片直径相对越大, 可不考虑其影响的埋深比就相应越大。结合工程上常用的单螺旋锚桩桩锚直径比范围^[1, 6], 并从上述桩锚直径比和临界埋深比的变化速率来看, 可以认为, 埋深比大于 4 以后, 工程中可不考虑锚片对单螺旋锚桩水平承载力的贡献。

从上述承载力推到过程来看, 除桩锚直径及其比值和埋深比对承载力影响较大外, 砂土内摩擦角 φ 也是重要影响因素。其他参数条件不变, 变化砂土内摩擦角, 图 14 分析计算了 $\varphi=20^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ, 40^\circ, 45^\circ$ 下裸桩和单螺旋锚桩水平承载力的比值随埋深比的变化情况。从图 4 可以看出, 当砂土内摩擦角 φ 值大于 20° 后, 各工况的裸桩与单螺旋锚桩的水平极限承载力比值随埋深比的变化曲线基本一致, 且只有当埋深比很小时 ($H/D\leq 2.0$), 内摩擦角的影响才表现较为明显。因此可以认为, 如图中所示, 当锚片埋深比大于 4.0 以后, 可不考虑砂土力学指标 (内摩擦角) 的影响, 按规范采用等直径裸桩来计算单螺旋锚桩的水平承载力。

表 5 裸桩与单螺旋锚桩的极限承载力之比

Table 5 Ratios of ultimate capacity between bare bar and single screw anchor pile												
埋深比	1	1.5	2	2.5	3	4	5	6	7	8	9	10
裸桩/kN	0.24	0.57	1.06	1.72	2.56	4.79	7.77	11.5	16.1	21.5	27.7	33.5
单螺旋锚桩/kN	0.43	0.77	1.26	1.91	2.75	4.98	7.97	11.8	16.4	21.8	28.0	33.8
比值	0.55	0.74	0.84	0.90	0.93	0.96	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99

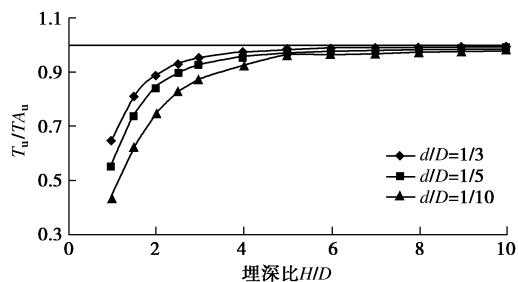


图 13 裸桩与单螺旋锚桩承载力比值随 d/D 的变化

Fig. 13 Variation of ratios of bearing capacity between naked pile and screw anchor pile with d/D

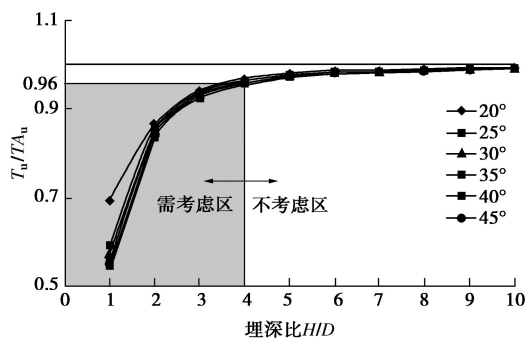


图 14 裸桩与单螺旋锚桩承载力比值随 φ 的变化

Fig. 14 Variation of ratios of bearing capacity between naked pile and screw anchor pile with φ

4 结 论

本文利用自制大型试验砂箱,进行了单螺旋锚桩的水平拉拔模型试验,通过锚片上下表面内嵌的微型土压力盒直接测量并记录了水平拉拔过程中锚片上下表面的土压力变化,并分析了其分布规律。引入考虑位移影响的锚片表面土压力近似计算方法,结合桩侧阻力 $p-y$ 曲线,构建了单螺旋锚桩水平拉拔位移相关力学模型,推导了位移相关的水平承载力计算理论,与既有试验结果进行了对比验证,并进行了影响因素的规律性分析,得到以下 3 点结论。

(1) 水平拉拔过程中,锚片表面挤压区土压力逐渐增大,在自重应力和被动土压力之间变化;分离区土压力逐渐减小,在自重应力和主动土压力之间变化。土压力分布与测点到锚片转动中性轴的距离呈非线性关系,单纯假定锚片上的土压值按某一特殊土压力均匀分布或者按锚片边缘到锚片中心采用线性变化分布的假定是甚不合理的。锚片表面土压力的分布计算需考虑拉拔过程中锚片表面各点位移的变化。

(2) 引入位移影响的土压力近似计算方法,运用王国粹的归一化 $p-y$ 曲线模型可建立了单螺旋锚桩的水平承载力模型,基于力学平衡分析推导得出的单螺旋锚桩水平拉拔位移相关承载力计算理论对于案

例中的试验工况计算效果较好。

(3) 对于工程中常用的单螺旋锚桩 ($d/D \leq 5.0$),当锚片埋深比达到 4.0 以后,裸桩的承载力已占到了单螺旋锚桩的 95% 以上,不需考虑桩锚直径比、砂土内摩擦角的影响,可直接按照等直径的裸桩来对单螺旋锚桩的水平承载力进行计算。

参考文献:

- [1] 汪 滨. 螺旋桩技术及其在工程中的应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2005. (WANG Bin. Screw Anchor Technique and its Application in Engineering[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2005. (in Chinese))
- [2] BYRNE B W, HOULSBY G T. Helical piles: an innovative foundation design option for offshore wind turbines[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 2015, 373(2035). Doi: 10.1098/rsta.2014.0081.
- [3] SPAGNOLI G, GAVIN K. Helical piles as a novel foundation system for offshore piled facilities[C]// Abu Dhabi International Petroleum Exhibition and Conference. Abu Dhabi, 2015. Doi: 10.2118/177604-MS.
- [4] SPAGNOLI G, JALILVAND S, GAVIN K. Installation torque measurements of helical piles in dry sand for offshore foundation systems[C]// American Society of Civil Engineers Geo-Chicago: Geotechnics for Sustainable Energy. Chicago, 2016: 439 - 448.
- [5] BYRNE B W, MCADAM R BURRD H J, et al. New design methods for large diameter piles under lateral loading for offshore wind applications[C]// Third International Symposium on Frontiers in offshore Geotechnics. Oslo, Norway, 2015.
- [6] 张 焱, 黄 华, 何银涛. 光伏电站螺旋桩的应用及计算[J]. 太阳能, 2014(9): 18 - 20, 23. (ZHANG Tian, HUANG Hua, HE Yin-tao. Application and calculation of spiral pile in photovoltaic power station[J]. Solar Energy, 2014(9): 18 - 20, 23. (in Chinese))
- [7] 卢可义, 王礼来, 李 佳, 等. 螺旋地锚压载技术在江南水网大口径长输管道施工中的应用[J]. 石油工程建设, 2014, 40(2): 46 - 49. (LU Ke-yi, WANG Li-lai, LI Jia, et al. Application of screw anchors in large diameter long-distance pipeline construction in Jiangnan water network area[J]. Petroleum Engineering Construction, 2014, 40(2): 46 - 49. (in Chinese))
- [8] 董天文, 梁 力, 王 炜, 等. 抗拔螺旋桩叶片与地基相互作用试验研究[J]. 工程力学, 2008, 25(8): 150 - 155, 163.

- (DONG Tian-wen, LIANG Li, WANG Wei, et al. Experimental analysis on the lamina-soils interaction in pullout screw pile foundation[J]. Engineering Mechanics, 2008, **25**(8): 150 - 155, 163. (in Chinese))
- [9] 董天文, 梁力. 竖向受压螺旋桩荷载沉降函数解[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(10): 1483 - 1487. (DONG Tian-wen, LIANG Li. Solution of load-settlement function of single screw pile under axial pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, **29**(10): 1483 - 1487. (in Chinese))
- [10] STANIER S A, BLACK J A, HIRD C C. Modelling helical screw piles in soft clay and design implications[J]. Geotechnical Engineering, 2014, **167**(5): 447 - 460.
- [11] RAO S N, PRASAD Y V S N, SHETTY M D. The behavior of model screw piles cohesive soils[J]. Soils and Foundations, 2008, **31**(2): 35 - 50.
- [12] SAKR M. Lateral resistance of high capacity helical piles: case study[C]// Proceedings of the 63rd Canadian Geotechnical and 6th Canadian Permafrost Conference. Calgary, Alberta, 2010: 402 - 412.
- [13] SEIDER G L, CHISHOLM J B. Lateral capacity of helical piles—actual vs. theoretical foundations for solar power plants[C]// Geocongress. Oakland, California, 2012: 315 - 325.
- [14] MITTAL S, GANJOO B, SHEKHAR S. Static equilibrium of screw anchor pile under lateral load in sands[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2010, **28**: 717 - 725.
- [15] YENUMULA V S N, PRASAD S, NARASIMHA R. Lateral capacity of helical piles in clays[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **122**(11): 938 - 941.
- [16] 架空输电线路螺旋桩基础设计技术规范: Q/GDW 584—2011 [S]. 2011. (Technical regulation for design screw anchor foundation of overhead transmission line: Q/GDW 584—2011[S]. 2011. (in Chinese))
- [17] 太阳能发电站支架基础技术规范: GB 51101—2016[S]. 2016. (Technical code for supporting bracket foundation of solar power station: GB 51101—2016[S]. 2016. (in Chinese))
- [18] 胡伟, 刘顺凯, 张亚惠, 等. 全尺寸单叶片螺旋桩桩竖向拉拔试验研究[J]. 土木建筑与环境工程, 2017, **46**(2): 89 - 91. (HU Wei, LIU Shun-kai, ZHANG Ya-hui, et al. Uplift loading test on full-scale single blade screw anchor pile[J]. Journal of Civil, Architectural Environment Engineering, 2017, **46**(2): 89 - 91. (in Chinese))
- [19] 朱斌, 熊根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平受荷离心模型试验[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (ZHU Bin, XIONG Gen, LIU Jin-chao, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(10): 1807 - 1815. (in Chinese))
- [20] 梅国雄, 宰金珉. 考虑位移影响的土压力近似计算方法[J]. 岩土力学, 2001, **22**(1): 83 - 85. (MEI Guo-xiong, ZAI Jin-min. Earth pressure calculating method considering displacement[J]. Rock and Soil Mechanics, 2001, **22**(1): 83 - 85. (in Chinese))
- [21] 陈页开, 汪益敏, 徐日庆, 等. 刚性挡土墙主动土压力数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, **23**(6): 989 - 995. (CHEN Ye-kai, WANG Yi-min, XU Ri-qing, et al. Numerical analysis of active earth pressure on rigid retaining wall[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, **23**(6): 989 - 995. (in Chinese))
- [22] 李卫超, 杨敏, 朱碧堂. 砂土中刚性短桩的 p - y 模型案例研究[J]. 岩土力学, 2015, **36**(10): 2989 - 2995. (LI Wei-chao, YANG Min, ZHU Bi-tang. Case study of p - y model for short rigid pile in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(10): 2989 - 2995. (in Chinese))
- [23] American Petroleum Institute. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design[S]. Washington D C: American Petroleum Institute Publishing Services, 2005.
- [24] KALLEHAVE D, THILSTED C L, LIINGAARD M. Modification of the API p - y formulation of initial stiffness of sand[C]// 7th International Conference: Offshore Site Investigation and Geotechnics: Integrated Geotechnologies—Present and Future. London, 2012: 465 - 472.
- [25] 王国粹, 杨敏. 砂土中水平受荷桩非线性分析[J]. 岩土力学, 2011, **32**(增刊 2): 261 - 267. (WANG Guo-cui, YANG Min. Nonlinear analysis of laterally loaded piles in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, **32**(S2): 261 - 267. (in Chinese))