

DOI:10.11918/202012048

上硬下软地层中桩盘复合基础 V - H 承载特性

邹新军^{1,2}, 王奕康¹, 周 密³

(1. 湖南大学 土木工程学院, 长沙 410082; 2. 建筑安全与节能教育部重点实验室(湖南大学), 长沙 410082;
3. 亚热带建筑科学国家重点实验室(华南理工大学), 广州 510640)

摘 要: 海上风机基础正常工作条件下要承受上部结构传递的水平荷载 H 、倾覆力矩 M 及竖向荷载 V , 单桩-摩擦盘复合基础(桩盘复合基础)结合了单桩基础和重力式基础的承载优势, 是一种新型的海上风机基础形式。为研究桩盘复合基础在组合力下的承载特性, 基于自行设计的 V - H 组合加载装置, 完成一系列桩盘复合基础室内载荷模型实验, 获得了上硬下软地层中 V - H 共同作用时桩盘复合基础的水平荷载-位移曲线及桩身弯矩分布。经无量纲化处理和拟合, 得到组合力下桩盘复合基础承载力包络线及计算公式。之后在模型试验的基础上建立多组数值模型, 并通过数值模拟对桩盘复合基础的组合受力特性进行参数分析。结果表明: 桩盘复合基础在上硬下软地层中 V - H 荷载空间的承载特性明显优于单桩基础; V - H 组合作用时, 预先施加的 V 在达到 $(0.5 \sim 0.6) V_u$ 时, 其对基础的水平及弯矩承载力提高作用最明显。实际工程中, 可根据海上风机受力特点与破坏包络线的关系进行基础设计, 由本研究拟合得到的承载力计算公式可评估桩盘复合基础的承载能力。

关键词: 桩盘复合基础; 联合受荷; 破坏包络面

中图分类号: TU47 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2022)02-0145-09

Bearing behavior of monopile-friction wheel hybrid foundation under V - H loading in stiff-over-soft soil deposits

ZOU Xinjun^{1,2}, WANG Yikang¹, ZHOU Mi³

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;
2. Key Laboratory of Building Safety and Energy Efficiency (Hunan University), Ministry of Education, Changsha 410082, China;
3. State Key Laboratory of Subtropical Building Science (South China University of Technology), Guangzhou 510640, China)

Abstract: The foundations of offshore wind turbines are often subjected to horizontal load (H), bending moment (M), and vertical load (V). The monopile-friction wheel hybrid foundation is an innovative type of foundation for offshore wind turbine, which combines the advantages of both monopile foundation and gravity foundation. In order to investigate the bearing characteristics of the monopile-friction wheel hybrid foundation under combined loading conditions, a series of model tests were conducted based on the in-house designed experimental equipment. The horizontal load-displacement curves and the bending moment distributions of the pile shaft were determined under different V - H loading conditions in stiff-over-soft soil deposits through model tests. By dimensionless treatment and fitting process, the envelopes of bearing capacity and the corresponding simplified formula were obtained. Then, based on the model tests, several groups of numerical models were established, and numerical simulations were conducted for parametric analysis. Results show that the bearing performance of the monopile-friction wheel hybrid foundation under V - H loading conditions was significantly improved compared with that of the monopile foundation in stiff-over-soft soil deposits. The pre-applied V had the most obvious enhancement effect on the horizontal and bending moment bearing capacities of the foundation when it reached about $(0.5 - 0.6) V_u$ under V - H combined loadings. In engineering practice, the relationship between the loading conditions and the computed failure envelopes can provide guidance for foundation design, and the bearing performance of monopile-friction wheel hybrid foundation can be evaluated through the empirical formula proposed in this study.

Keywords: monopile-friction wheel hybrid foundation; combined loading; failure envelope

风能作为一种绿色清洁可再生能源, 在缓解能源需求和由于过度使用化石燃料而造成的全球气候

变化问题上具有较大潜力^[1]。中国南海地区海上风能资源丰富, 但由于深海环境条件较为恶劣, 海上风电基础的设计和安装将面临诸多挑战^[2]。

近几年, 由传统基础形式结合而成的复合基础被许多学者提出并应用在陆上工程^[3]和海洋工程^[4]。针对海上风机发展面临的问题, 一种新型的

收稿日期: 2020-12-14
基金项目: 国家自然科学基金(51578231, 52178329)
作者简介: 邹新军(1975—), 男, 副教授, 硕士生导师
通信作者: 王奕康, wangyk@hnu.edu.cn

桩盘复合基础被提出,该基础结合了单桩基础与重力式基础的优点,可同时发挥桩基础与重力式基础的承载优势。对于 V - H 联合受荷下桩盘复合基础的承载特性,许多学者进行了研究。Arshi 等^[4]基于室内模型实验,研究了桩盘复合基础的摩擦盘盘径、盘下土体的强度和摩擦盘与泥面之间的初始接触状态对基础在砂土中水平承载力的影响;Stone 等^[5]通过离心机实验,探究了桩盘复合基础中桩基础和摩擦盘在被固定和非固定两种状态下的水平承载特性;El-Marassi^[6]基于离心机实验和数值模拟,发现桩盘复合基础在 V - H 组合荷载作用下,基础的水平承载力在 $V/V_{\max} \approx 0.4$ 时达到最大值;Wang 等^[7-8]通过离心机实验和数值模拟证明在砂土中,桩盘复合基础的水平承载力比对应单桩基础的水平承载力提高了 50% ~ 350%;Trojnar^[9]基于室内模型实验和数值模拟,得到了桩盘复合基础在砂土中的水平受荷破坏机制;Anastasopoulos 等^[10]从工程实际的角度提出了桩盘复合基础的安装方法,即首先将中间留有孔位的重力式基础浮运并安装到位,然后将单桩基础在对应孔位打桩至设计深度。打桩完成后,在桩基础和重力式基础的连接部件之间灌浆,以此实现桩基础与重力式基础的完全固定,从而完成桩盘复合基础的安装。

目前,关于在上层砂土下层黏土地层中 V - H 联合受荷状态下桩盘复合基础的承载特性研究十分有限,而中国南海地区许多海域均呈上硬下软的地层分布状态^[11]。由于在上砂下黏地层中,桩盘复合基础的 V - H 联合受荷承载特性和破坏机制与其在纯砂土和纯黏土地层中是完全不同的。因此,开展桩盘复合基础在上层砂土下层黏土地层中的 V - H 承载特性研究十分必要。鉴于此,通过自行设计制作的 V - H 联合加载装置,完成了对桩盘复合基础在上层砂土下层黏土地层中的加载测试,其中水平荷载 H 等效为作用在泥面处桩中心的水平力 H 和弯矩 M ($M = H \times e$, e 为加载点高度到泥面的距离),据此探讨了不同摩擦盘盘径对于桩盘复合基础 V - H 联合受荷承载特性的影响,得到了不同工况下桩盘复合基础的水平荷载-位移曲线及桩身弯矩分布。经无量纲化处理和拟合,得到了不同盘径下复合基础的 V - H 承载力包络线及简化计算公式。此外,结合工程实际进行了一系列的数值模拟计算,探究了摩擦盘盘径和加载点高度对于复合基础 V - H 承载力包络线的影响,并通过拟合得到了桩盘复合基础水平及弯矩承载力公式,可供工程应用参考。

1 模型实验

1.1 桩基础与摩擦盘几何尺寸及参数

针对海上风机基础桩径为 3 m、入土深度为 40 m 的桩基础原型,以及盘径为 24 m、盘高为 1.6 m 的重力式基础原型,根据相似比原理,按照 1:65 的几何缩尺比确定桩盘复合基础的几何尺寸。对于桩基础,选取桩长 L 为 620 mm、外径 D_p 为 48 mm、内径为 44 mm 的 6061-T6 铝合金管桩作为模型桩。模型桩底部采用实心铁质圆锥封底,形成底部封闭式管桩。模型桩表面使用砂纸沿与圆周呈 $\pm 45^\circ$ 的方向交叉打磨,以增加桩身表面的粗糙度。桩身外表面对称粘贴 9 对 BF120-3AA 型弯矩应变片,应变片电阻为 $(120 \pm 0.5) \Omega$,灵敏度系数为 2.08 ± 0.01 ,其布置如图 1 所示。应变片四周及表面涂抹环氧树脂进行保护和防水处理。应变片导线由应变片旁边小孔引入桩身内部,然后统一通过靠近桩头处的预留圆孔引出。应变片采用 1/4 桥接法连接在 DH3816 型应变箱上,试验过程中通过采集应变片的应变变化,经式(1)换算得到桩身不同深度处的弯矩:

$$M = \frac{EI \times \Delta \varepsilon}{D_p} \quad (1)$$

式中: EI 为模型桩的抗弯刚度; $\Delta \varepsilon = \varepsilon_1 - \varepsilon_2$, 为同一深度处桩身两侧应变差。采用简支梁法对模型桩进行了标定,测得模型桩抗弯刚度为 $5.49 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$ 。

对于重力式基础,选用盘径 D_w 分别为 267、322、366 mm,盘高为 25 mm 的实心铝制摩擦盘,其中铝盘中间预留一略大于模型桩外径的圆孔,并且固定有一高 60 mm、外径 78 mm 的盘领,作为桩基础与摩擦盘基础固定的过渡结构(在盘领一侧开有螺纹孔)。摩擦盘尺寸如图 1 所示。

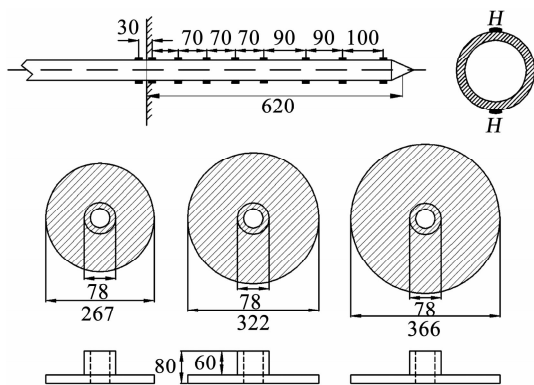


图 1 模型桩桩身应变片布置及摩擦盘示意 (mm)

Fig. 1 Layout of strain gauges for model piles and diagram of friction wheels (mm)

1.2 模型箱及联合加载和测量装置

实验模型箱尺寸为 $1\,600 \text{ mm} \times 1\,400 \text{ mm} \times$

1 000 mm (长×宽×高),模型箱的剖面及平面布置如图 2、3 所示。模型箱两侧面为可视化钢化玻璃,可在土体填筑过程中观察土层分布情况。当水平荷载施加到桩头上时,桩盘复合基础会挤压周围土体。为消除边界效应及基础间的相互影响,使桩盘复合基础与模型箱壁在水平荷载加载方向上的距离大于 $1.4D_w^{[7]}$,在平面垂直加载方向上,基础间的距离大于 $0.8D_w$ 和 $6D_p$ 。桩底与模型箱底的距离取大于 $7D_p$,此距离可认为足以避免由桩体传递下来的竖向应力引起的边界效应^[12]。

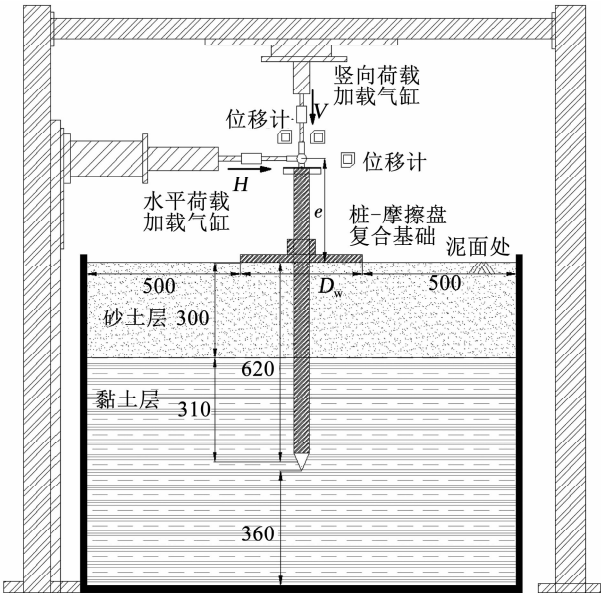


图 2 试验加载装置示意 (mm)

Fig. 2 Schematic of test loading system (mm)

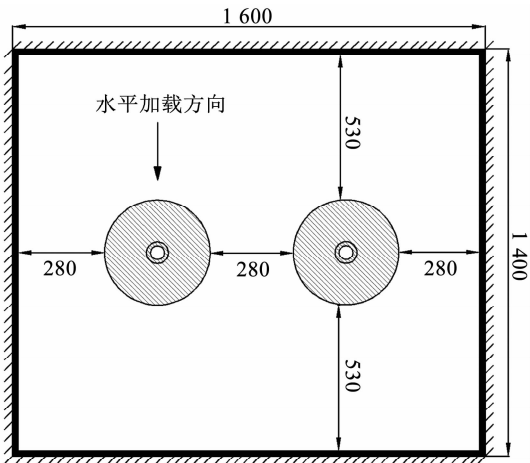


图 3 桩盘复合基础布置示意 (mm)

Fig. 3 Layout of monopile-friction wheel hybrid foundation (mm)

水平向和竖向荷载采用气动加载的方式施加,该联合加载装置包括水平和竖向反力架、气泵、调压表、气压表、力传感器、气缸和桩头球铰等。为保证桩身在受水平荷载发生偏转和受竖向荷载发生沉降时保持 V 和 H 的相互关系不变,水平加载气缸和竖

向加载气缸均通过螺栓固定在可滑动导轨上,并且将 V 与 H 通过桩头球铰施加到桩身,从而保证了竖向和水平荷载的施加方向始终保持不变。水平位移由一台激光位移传感器测定,其安装在水平加载点高度处。竖向位移由在桩头上方沿水平加载方向平行安装的两台激光位移传感器测定 (如图 2、4 所示)。

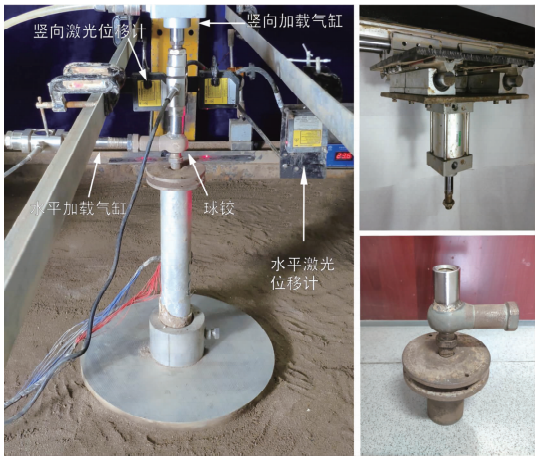


图 4 加载装置布置

Fig. 4 Loading device layout

1.3 土层填筑及桩盘复合基础模型的安装

本研究模拟的是上层砂土下层黏土的地层分布形式。黏土采用湘江枯水期淤泥质软土,首先在桶形容器中将土加水搅拌得到均匀的淤泥质黏土,之后将土样摊开风干备用,保证黏土的含水率控制在合适的范围内。每组实验的黏土层填筑深度为 700 mm,分为 5 层填筑,每层 140 mm。黏土填筑过程中,采用 5 kg 的砝码从 60 cm 的高度自由落下进行夯实。黏土填筑完毕后,在重塑黏土层表面压重进行排水固结并将其长时间静置,以满足正常固结的要求。静置完成后,使用十字板剪切仪测得饱和黏土层不同深度开挖面表层不同区域的不排水抗剪强度 s_u ,计算得到其平均不排水抗剪强度,并在黏土层不同深度开挖面表层的不同区域取样,测量并计算得到其平均含水率。由试验测试结果可知,黏土层不同深度开挖面表层黏土的 s_u 和含水率相差不大,因此,选取黏土层不同深度开挖面表层黏土 s_u 和含水率的平均值来代表黏土层的不排水抗剪强度和含水率,试验所用黏土的土体参数如表 1 所示。

表 1 黏土参数

Tab. 1 Properties of clay

液限/ %	塑限/ %	塑性 指数	压缩模量/ MPa	不排水抗剪 强度/kPa	含水率/ %
47.7	26.6	21.1	1.62	15.5	27.35

本实验所用砂土为中国福建标准砂。填筑的砂土层厚度为 300 mm,采用砂雨法进行均匀填筑,填

筑过程中控制砂土层的相对密实度为 65% 左右。经取样测试,砂土的土体参数如表 2 所示。

表 2 砂土参数
Tab.2 Properties of sand

相对密度	最大干密度 $\rho_{\max}/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	最小干密度 $\rho_{\min}/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	内摩擦角/ $(^{\circ})$	黏聚力/kPa	相对密实度/%
2.635	1.753	1.485	33	0	65

桩盘复合基础的安装过程如下:首先将摩擦盘安放在设计桩位,然后用铁锤将模型桩沿摩擦盘中预留孔位缓慢匀速贯入至设计埋深(过程中确保模型桩匀速下沉并且保持垂直),最后使用螺栓将摩擦盘盘领和模型桩固定,使其不能相对滑动。

1.4 加载方案

加载方案共分为 4 组,如表 3 所示,第①、②组试验首先测试单桩及不同盘径的桩盘复合基础的水平极限承载力 H_u 及竖向极限承载力 V_u ;第③、④、⑤组试验测试单桩及两种不同盘径下桩盘复合基础在桩顶分别预先施加竖向力为 $0.3V_u$ 、 $0.6V_u$ 和 $0.9V_u$ 情况下的水平极限承载力 (V_u 分别取不同基础对应的竖向极限承载力)。

表 3 联合加载方案
Tab.3 Combined loading schemes

试验组号	盘径/mm	竖向力		水平力	
		荷载大小	荷载性质	荷载大小	荷载性质
①	0	0	恒定	H_{u1}	逐级施加
	267	0	恒定	H_{u2}	逐级施加
	322	0	恒定	H_{u3}	逐级施加
	366	0	恒定	H_{u4}	逐级施加
②	0	$V_{u(P)}$	逐级施加	0	恒定
	267	$V_{u(PW1)}$	逐级施加	0	恒定
	366	$V_{u(PW2)}$	逐级施加	0	恒定
③	0	$0.3V_{u(P)}$	恒定	H_{u5}	逐级施加
		$0.6V_{u(P)}$	恒定	H_{u6}	逐级施加
		$0.9V_{u(P)}$	恒定	H_{u7}	逐级施加
④	267	$0.3V_{u(PW1)}$	恒定	H_{u8}	逐级施加
		$0.6V_{u(PW1)}$	恒定	H_{u9}	逐级施加
		$0.9V_{u(PW1)}$	恒定	H_{u10}	逐级施加
		$0.3V_{u(PW2)}$	恒定	H_{u11}	逐级施加
⑤	366	$0.6V_{u(PW2)}$	恒定	H_{u12}	逐级施加
		$0.9V_{u(PW2)}$	恒定	H_{u13}	逐级施加

加载方法:本研究的试验目的是得到桩盘复合基础的 V - H 承载力包络线,且由于是 V - H 联合加载,水平荷载不宜采用循环加载法,采用慢速维持法进行加载。加载过程中以每 5 min 的加载点变形量小于等于 0.01 mm 为每级荷载的加载稳定标准。

桩盘复合基础的竖向极限承载力及水平极限承载力均取其荷载-位移曲线发生明显陡降的起始点对应的荷载。

2 模型试验结果

2.1 盘径对桩盘复合基础承载力的影响

图 5 展示了单桩及 3 种不同盘径下桩盘复合基础的水平荷载-位移曲线。可以看出,在荷载-位移曲线的线性部分,桩盘复合基础的水平刚度明显大于单桩基础。对于单桩基础 ($D_w=0$ cm),在加载点位移达到大约 0.75 cm 时,其荷载-位移曲线达到拐点,得到单桩基础的水平承载力为 209.72 N。对于桩盘复合基础,当复合基础达到水平极限状态时,其对应的加载点水平位移分别为 0.7 cm ($D_w=26.7$ cm)、0.69 cm ($D_w=32.2$ cm) 和 0.65 cm ($D_w=36.6$ cm),即随着摩擦盘盘径的增加,复合基础水平极限承载状态下的水平位移会减小。而对于不同盘径的桩盘复合基础,其水平极限承载力 H_u 相对于单桩基础,分别提高了 33.14% ($D_w=26.7$ cm)、47.73% ($D_w=32.2$ cm) 和 60.33% ($D_w=36.6$ cm)。因此,增加摩擦盘的盘径对于基础水平极限承载力的提高作用是明显的。

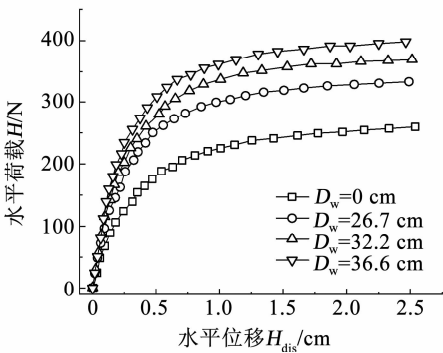


图 5 桩顶水平荷载-位移曲线
Fig.5 Horizontal load-displacement curves of pile head

图 6 为盘径 $D_w=32.2$ cm 的桩盘复合基础在水平极限承载状态下的破坏示意。可以看出,在加载方向前侧,桩盘复合基础摩擦盘的右侧边陷入泥面,挤压盘后侧土体从而导致泥面隆起和裂开。而在水平加载方向后侧,摩擦盘与泥面脱开形成间隙。由

桩盘复合基础的破坏模式可知,当复合基础抵抗水平荷载时,摩擦盘的后侧挤压盘下和盘后土体,从而使土体产生与加载方向相反的摩擦力和垂直接触面的被动土抗力,由此产生的水平抗力和恢复力矩提高了复合基础的水平与弯矩承载力。

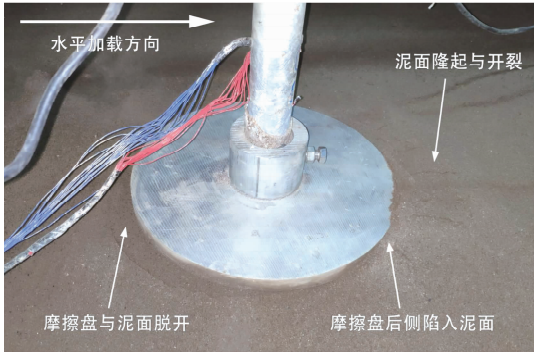


图6 基础周围土破坏形态

Fig. 6 Soil failure patterns around the foundation

2.2 V对单桩及桩盘复合基础承载力的影响

为研究竖向荷载对桩盘复合基础承载力的影响,分别对单桩基础和两种不同盘径的桩盘复合基础预先施以不同的竖向荷载,然后施加水平荷载直至破坏,得到其对应的桩身水平及弯矩承载特性(实验组③、④、⑤)。试验过程中,首先对不同盘径的桩盘复合基础进行单一作用V的载荷试验(实验组②),得到对应的 V_u 分别为605 N($D_w=0$ cm)、2 796 N($D_w=26.7$ cm)和5 571 N($D_w=36.6$ cm)。在此基础上进行V-H组合加载测试。

图7(a)为单桩基础在桩顶预加竖向荷载分别为0、182 N($0.3 V_{u(P)}$)、363 N($0.6 V_{u(P)}$)和545 N($0.9 V_{u(P)}$)时的加载点水平荷载(H)-位移(H_{dis})曲线。可以看出,竖向荷载对单桩基础的水平承载特性影响较为有限,随着V的增大,单桩基础水平极限承载力仅有较小幅度的提高。出现此现象的原因在于在上硬下软的地层中,预施加竖向荷载会使桩身发生沉降,桩身侧摩阻力得到发挥,但其对桩身水平抗力的提高作用较为有限。

图7(b)为盘径为26.7 cm的桩盘复合基础在桩顶预施加竖向荷载为0、839 N($0.3 V_{u(PW1)}$)、1 677 N($0.6 V_{u(PW1)}$)和2 516 N($0.9 V_{u(PW1)}$)时,桩盘复合基础的桩顶水平荷载(H)-位移(H_{dis})曲线。可以看出,当V从0增加到839 N($0.3 V_{u(PW1)}$)时,复合基础的初始水平刚度有了明显提高,水平极限承载力从319.3 N增加到369.7 N,提高了大约15.8%。而当V增加到1 677 N($0.6 V_{u(PW1)}$)时,水平极限承载力从369.7 N增加到409.7 N,提高了大约10.8%。然而当V增加到2 516 N($0.9 V_{u(PW1)}$)时,水平极限承载力从409.7 N减小到302.2 N。出现

此现象的原因在于当预加竖向荷载传递到摩擦盘上时,盘下土体会在摩擦盘的挤压作用下产生较大的被动土压力,且此被动土压力随着预加竖向力的增加而增大。当桩头产生水平位移时,盘下土体将产生较大的水平摩擦阻力和作用在泥面处桩身中心的恢复力矩,从而提高复合基础的承载力。当竖向荷载接近极限承载力时,竖向荷载的P-Δ效应增强,导致基础的水平承载力下降。Arshi等^[3]通过一系列砂土中桩盘复合基础的承载特性室内模型试验,得到了类似的结论,即在砂土中,初始的摩擦盘与盘下土体的接触状态将显著影响桩盘复合基础的水平承载特性。

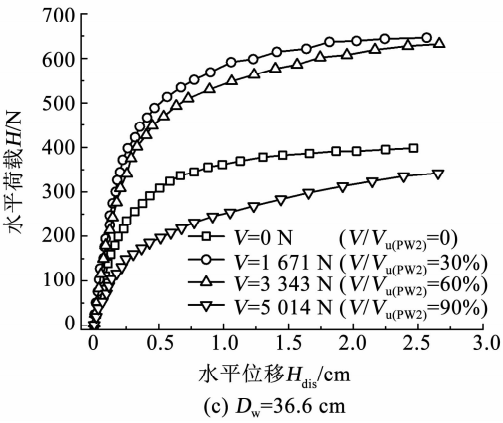
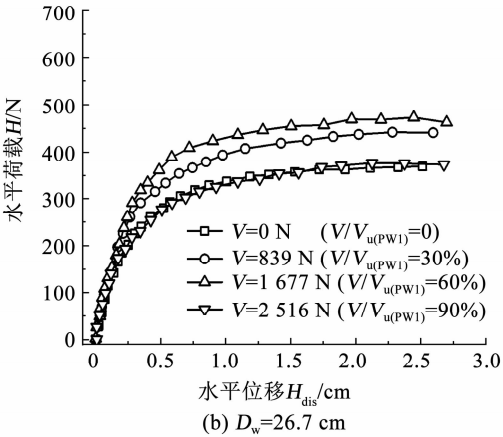
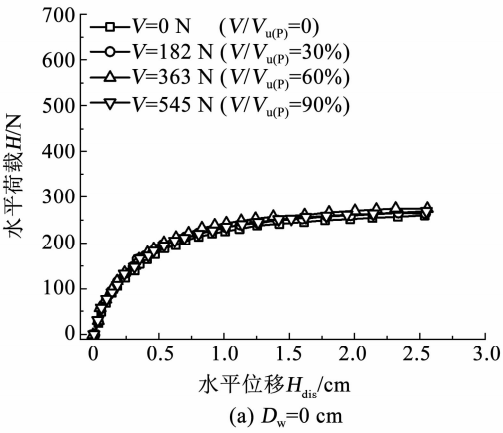


图7 不同竖向荷载下的桩顶水平荷载-位移曲线

Fig. 7 Horizontal load-displacement curves at pile head under different vertical loads

图7(c)为盘径为36.6 cm的桩盘复合基础在预加竖向荷载 $V=0, 1\,671\text{ N}(0.3V_{u(PW2)}), 3\,343\text{ N}(0.6V_{u(PW2)})$ 和 $5\,014\text{ N}(0.9V_{u(PW2)})$ 时,桩顶的水平荷载-位移曲线。可以看出,在 V 从0增加到 $0.6V_{u(PW2)}$ 的过程中,桩盘复合基础的水平承载力和水平刚度均有较大幅度的提高,然而随着竖向力 V 的增加,其会降低桩盘复合基础的水平承载力。例如,当 V 从0增加到 $0.3V_{u(PW2)}$ 时,桩盘复合基础的水平极限承载力从 336.24 N 增加到了 534.86 N ,提高了大约59%;而当 V 从 $0.3V_{u(PW2)}$ 增加到 $0.6V_{u(PW2)}$,桩盘复合基础的水平极限承载力从 534.86 N 减小到了 497.49 N ;而当 V 从 $0.6V_{u(PW2)}$ 增加到 $0.9V_{u(PW2)}$ 时,桩盘复合基础的水平极限承载力从 534.86 N 减小到了 198.14 N 。出现此现象的原因在于当桩盘复合基础的竖向预荷载增加时,摩擦盘提供的水平抗力和恢复力矩随之增大,从而提高了桩盘复合基础的水平极限承载力。而随着竖向荷载 V 的进一步提高,基础周围的土体逐渐进入弹塑性阶段,在水平和竖向荷载的双重作用下,桩盘复合基础周围的土体快速进入塑性阶段,同时 $P-\Delta$ 效应在此时发挥作用,因此,桩盘复合基础的水平极限承载力被削弱,且由于此时的 V 较大,水平承载力的削弱作用比图7(b)中的现象更加明显。El-Marassi^[6]通过一系列数值模拟和离心机试验,证明了在砂土中,预加竖向力对于桩盘复合基础水平承载特性的影响是一个由增强到减弱的过程,即存在一个提高桩盘复合基础水平承载力的最优竖向荷载值。

2.3 单桩与桩盘复合基础桩身弯矩分布

单桩基础与不同盘径下的桩盘复合基础在单向水平受荷后的桩身弯矩分布如图8所示。由图8(a)与8(b)对比可知,在相同水平荷载下,桩盘复合基础中靠近泥面处的桩身弯矩值比单桩基础明显减小,同时,桩身最大弯矩值也有明显降低,并且随着盘径的增加,桩身最大弯矩值的位置会有所上升,但均保持在泥面下2~4倍桩径附近。图9为不同竖向荷载下,两种不同盘径($D_w=26.7$ 和 36.6 cm)桩盘复合基础的桩身弯矩分布。由图9(a)可知,当 V 由 0 N 增加到 $1\,677\text{ N}(0.6V_{PW1(ult)})$ 时,桩身最大弯矩在较小水平荷载状态(100 N)和较大水平荷载状态(300 N)时均有明显的减小,桩身的水平承载力得以提高。而当 V 由 $1\,677\text{ N}$ 增加到 $2\,516\text{ N}(0.9V_{PW1(ult)})$ 时,桩身弯矩整体呈现增加的趋势,同样的结论也可以由图9(b)得出。由此可见,桩盘复合基础在上硬下软的地层中,随着预加竖向力的增加,水平受荷状态下的桩身弯矩先减小后增加。

2.4 $V-H$ 组合承载力包络线

选取图7中单桩及不同盘径下桩盘复合基础的水平荷载-位移曲线拐点处的水平反力,并结合海

上桩基 $0.1D_p$ 的竖向变形控制标准^[13],确定基础的水平极限承载力,将其无量纲化处理后拟合,得到了无量纲的 $V-H$ 联合受荷桩盘复合基础的承载力包络线。由图10可知,竖向荷载 V 对复合基础的水平承载力先是正向的增强作用,在竖向荷载增加到某一定值时,其会对桩盘复合基础的水平承载力产生消极的削减作用。

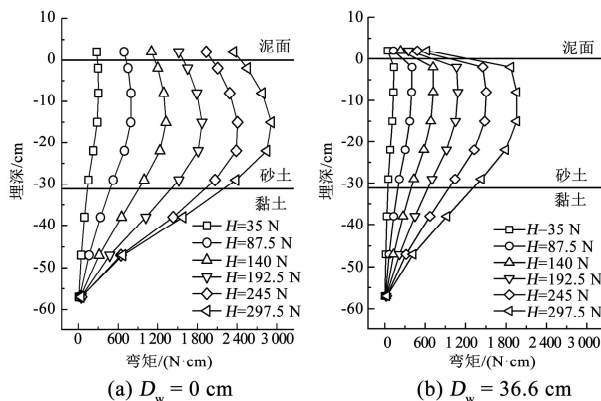


图8 无竖向荷载时桩身弯矩分布

Fig. 8 Bending moment curves of pile shaft without vertical load

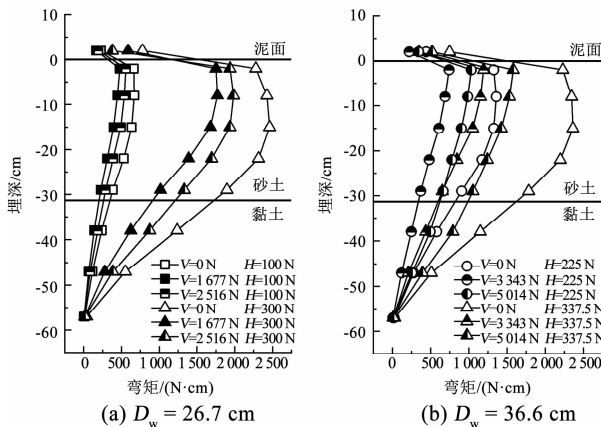


图9 不同竖向荷载下桩身弯矩分布

Fig. 9 Bending moment curves of pile shaft under different vertical loads

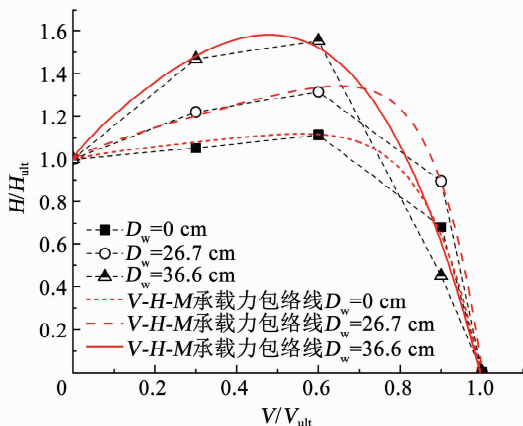


图10 单桩与不同盘径桩盘复合基础 $V-H$ 承载力包络线

Fig. 10 $V-H$ bearing capacity envelopes of monopile and hybrid foundations with different wheel diameters

为便于工程设计应用,对图 10 中的基础无量纲承载力包络线进行拟合,得到对应的基础在上层砂土下层黏土地层中的承载力计算公式,如式(2)所示。式(2a)为单桩基础承载力计算公式,式(2b)为 $D_w/L=0.43$ 时的复合基础承载力计算公式,式(2c)为 $D_w/L=0.59$ 时的复合基础承载力计算公式。在

$$\begin{cases} \frac{H}{H_{u(P)}} - 1.25 \times \left(\frac{V}{V_{u(P)}}\right)^{0.83} \times \left[1.12 - 1.95 \times \left(\frac{V}{V_{u(P)}}\right)^{2.73}\right] = 1 \end{cases} \quad (2a)$$

$$\begin{cases} \frac{H}{H_{u(PW1)}} - 0.38 \times \left(\frac{V}{V_{u(PW1)}}\right)^{0.8} \times \left[1.42 - 4.1 \times \left(\frac{V}{V_{u(PW1)}}\right)^{8.1}\right] = 1 \end{cases} \quad (2b)$$

$$\begin{cases} \frac{H}{H_{u(PW2)}} - 0.26 \times \left(\frac{V}{V_{u(PW2)}}\right)^{0.81} \times \left[0.82 - 4.8 \times \left(\frac{V}{V_{u(PW2)}}\right)^{6.9}\right] = 1 \end{cases} \quad (2c)$$

3 数值模拟

3.1 计算模型及参数选取

为进一步探究不同参数对桩盘复合基础 V-H 承载力包络线的影响,使用大型通用有限元软件 ABAQUS^[14] 进行数值分析,模拟上层砂土下层黏土地层中 V-H 组合荷载作用下桩盘复合基础的承载特性。如图 11 所示,首先依据模型试验的尺寸和参数建立数值模型,基础结构采用线弹性本构模型,砂土和黏土均采用 Mohr-Coulomb 准则^[15] 进行模拟,采用的砂土和黏土的参数如表 1、2 所示。基础与土层之间摩擦系数取为 0.4,并允许基础与土体脱开。数值模拟计算中,桩端的位移并未被约束,桩端与土体的接触形式与模型试验中的一致,即自由接触且允许脱开。桩端和桩侧与土体之间通过设置接触对,定义了法向和切向接触属性。砂土层和黏土层的模拟是通过将一个整体土层 Part 切分为两个部分,并分别将两个部分赋予砂土和黏土的土体参数而建立。土体模型水平向边界为 $2D_w$,桩底与模型底部的边界为 L ,以此来消除边界效应。通过对比模型试验结果与数值模型结果,对数值模型的建模方法和所采用参数的合理性进行了验证。由图 12 可知,数值模型的计算结果与模型试验结果较为一致,因此,可认为数值模型选取的建模方法和采用的土体参数是符合实际的。

在此基础上,参照海上风机的工程实际,建立了桩盘复合基础数值模型。桩基础的桩长为 L ,桩径为 D_p ,摩擦盘盘径为 D_w ,加载点高度为 e 。桩基础和摩擦盘均采用钢材材质,重度为 78.5 kN/m^3 ,弹性模量为 210 GPa ,泊松比为 0.17 。砂土和黏土采用的参数如表 4 所示,砂土和黏土弹性模量等参数的选取根据室内三轴试验的结果和参考文献所推荐的计算方法确定^[11,16-18],其中黏土层的不排水抗剪

实际应用中,首先分别确定水平和竖向力单独作用下的桩盘复合基础极限承载力 H_u 和 V_u ,然后将基础实际受到的等效水平及竖向荷载代入式(2)中,若等式左侧小于 1,则表明满足设计要求,相反若等式左侧大于 1,则说明桩盘复合基础处于不可靠状态,应该调整设计。

强度根据实际海床黏土层分布特点设定为 $s_u = s_{um} + kz$,式中 s_{um} 为黏土层上表层黏土的不排水抗剪强度, z 为深度, k 为不排水抗剪强度随深度增加的梯度,取 $k = 1 \text{ kPa/m}$ ^[19-20]。

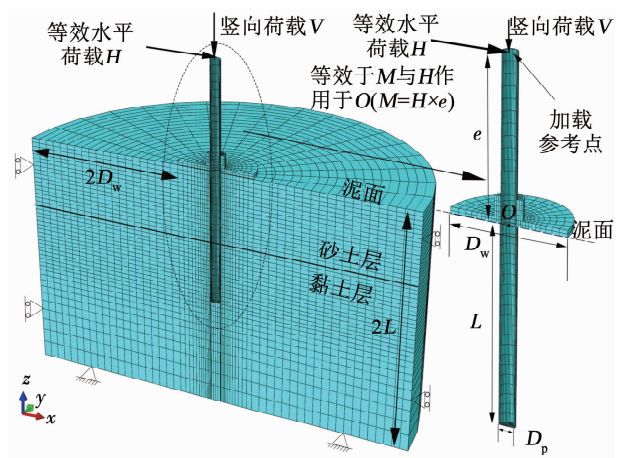


图 11 有限元计算模型
Fig. 11 Finite element model

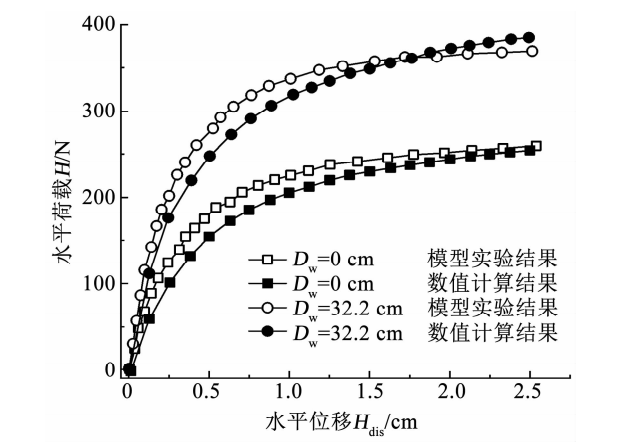


图 12 试验与数值模型水平荷载-位移曲线对比
Fig. 12 Comparison between horizontal load-displacement curves of model test results and numerical model results

表 4 数值模型土体参数

Tab. 4 Properties of soil in numerical models

土体类型	弹性模量/ MPa	有效重度/ ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	黏聚力/ kPa	内摩擦角/ ($^{\circ}$)	膨胀角/ ($^{\circ}$)	泊松比
砂土	40	9.8	0	31	1	0.30
黏土	$500s_u$	8.5	$30+z$	0	0	0.49

参照海上风机的工程实际,模型选取的桩径 D_p 为 4 m,桩长 L 为 40 m,盘径 D_w 为 20~26 m($D_w/L=0.5\sim0.65$),盘高为 2.5 m,加载点高度 e 为 60~100 m($e/D_p=15\sim25$)。据此,研究了不同盘径和不同加载点高度对桩盘复合基础 V - H 承载力包络线的影响。其中对水平和竖向荷载分别进行了归一化处理,即 $H/(2\pi R^3\gamma'_s)$ 和 $V/(2\pi R^3\gamma'_s)$, 其中 R 为桩半径, γ'_s 为砂土有效重度。

图 13(a) 为不同盘径下桩盘复合基础的 V - H 承载力包络线,可以看出,随着盘径的增加,其 V - H 承载力包络线逐渐扩大,且扩大的速度呈增加趋势。桩盘复合基础的承载力包络线上最大水平承载力对应的竖向力相对值 V/V_u 随着盘径的增加而增加,并且 V/V_u 保持在 0.5~0.6。

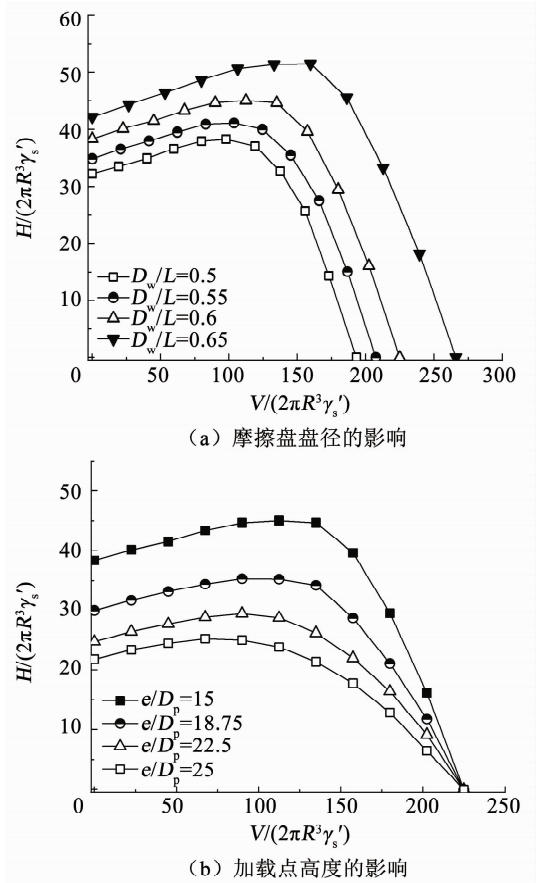


图 13 桩盘复合基础 V - H 联合承载力包络线

Fig. 13 V - H bearing capacity envelopes of the hybrid foundations

图 13(b) 为不同水平加载点高度下的桩盘复合

基础 V - H 承载力包络线。可以看出,随着水平加载点高度的增加, V - H 承载力包络线逐渐缩小,同时,包络线上最大水平承载力对应的预加竖向荷载也呈现递减的趋势。原因在于当水平加载点提高时,基础在承受相同大小水平力的情况下,其泥面处的弯矩荷载随 e 的增加而增大,从而使得基础周围的土体更加容易进入塑性破坏状态。

3.2 经验公式及验证

基于上文的数值分析与研究,选取参数如加载点高度 e ,摩擦盘盘径 D_w 和竖向荷载 V 为主要影响桩盘复合基础水平及弯矩承载力的因素,并将参数归一化为 e/D_p 、 D_w/L 和 $V/(2\pi R^3\gamma'_s)$ 的形式。由数值模拟计算得到桩盘复合基础水平承载力与几种影响因素的关系,通过变量之间的运算和拟合,得到了如下的经验公式:

$$\frac{H_u}{2\pi R^3\gamma'_s} = -6.57 + \left(123.73 - 3.28 \times \frac{e}{D_p}\right) \times \frac{D_w}{L} + 0.08 \times \frac{V}{2\pi R^3\gamma'_s}$$

(3)

为验证公式的实际应用价值,选取了两个符合实际海上风机基础受力特征的工况^[21]进行验证。工况 1 为 3.6 MW 的海上风机,选取的模型参数为盘径 $D_w=22$ m,桩径 $D_p=4$ m,加载点高度 $e=80$ m,竖向荷载 $V=3$ MN,桩长 $L=40$ m。由公式计算得到的桩盘复合基础水平承载力为 13.15 MN,对应的数值模拟计算结果为 13.07 MN,相对误差为 0.61%。工况 2 为 5 MW 的海上风机塔,选取的模型参数为盘径 $D_w=26$ m,桩径 $D_p=4$ m,加载点高度 $e=90$ m,竖向荷载 $V=7$ MN,桩长 $L=40$ m。由公式计算得到的桩盘复合基础水平承载力为 13.71 MN,对应的数值模拟计算结果为 13.79 MN,相对误差为 0.58%。由此说明此经验公式是可靠的,可根据实际情况用于估计桩盘复合基础在上硬下软地基中 V - H 联合荷载下的水平承载能力。

4 结 论

1) 桩盘复合基础由于在泥面处添加了摩擦盘,其水平及弯矩承载力相对于单桩基础提高了 30%~60%。桩盘复合基础水平承载机制为:桩盘复合基础的摩擦盘挤压盘下及盘后土体,使泥面处砂土被挤密并产生相应的被动土压力,由此产生盘下水平摩阻力和作用在桩中心的恢复力矩,从而提高了基础的水平及弯矩承载力。

2) 在 V - H 共同作用下,桩盘复合基础的水平承载力随着竖向荷载的增加先增强然后减小。表明在上硬下软的地层中,预加竖向荷载 V 对桩盘复合基础

的水平承载力提高存在一个最优值,为 $(0.5 \sim 0.6) V_u$ 。

3) 桩盘复合基础的泥面处弯矩值和桩身最大弯矩值相对于单桩基础有明显的减小。桩盘复合基础的桩身最大弯矩位置相较单桩基础有所提升,但基本位于泥面下 2 ~ 4 倍桩径范围内。在 V - H 共同作用下,随着 V 的增加,桩盘复合基础的桩身弯矩最大值首先减小,在 V 达到最优值时,桩身弯矩又呈现增大的趋势。

4) 通过对试验结果拟合得到了无量纲化的 V - H 联合受荷桩盘复合基础承载力包络线,发现桩盘复合基础的盘径对承载力包络线的影响主要体现在基础的水平承载力大小及最优竖向荷载 V/V_u 大小上。同时给出了考虑盘径对承载力包络线影响的简化计算公式。通过数值模拟进行的一系列参数分析,得到了考虑竖向荷载、加载点高度及盘径的桩盘复合基础水平承载力计算公式。

参考文献

[1] 季欣洁, 唐友刚, 李焱, 等. 湍流风对铰接式海上风力机动力响应的影响[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(12): 178
JI Xinjie, TANG Yougang, LI Yan, et al. Influence of turbulent wind on dynamic response of articulated wind turbine[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(12): 178. DOI: 10.11918/201905221

[2] 周涛, 何炎平, 孟龙, 等. 二阶波浪力下 6MW 单柱浮式风力机动态响应分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2018, 50(4): 145
ZHOU Tao, HE Yanping, MENG Long, et al. Dynamic response analysis of a 6 MW spar-type floating offshore wind turbine under second-order wave forces [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2018, 50(4): 145. DOI:10.11918/j. issn. 0367 - 6234. 201706105

[3] 毕俊伟, 高广运, 张建经. 下覆倾斜地层软土桩-网复合地基破坏机理试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2020, 52(2): 1.
BI Junwei, GAO Guangyun, ZHANG Jianjing. Model test study on the failure mechanisms of the geogrid-reinforced and pile-supported foundation on soft soil with overlying sloping base[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2020, 52(2): 1. DOI:10.11918/201809061

[4] ARSHI S. Physical and numerical modelling of hybrid monopiled-footing foundation systems [D]. Brighton: University of Brighton, 2016

[5] STONE K L, ARSHI S, ZDRAVKOVIC L. Use of a bearing plate to enhance the lateral capacity of monopiles in sand[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2018, 144(8): 04018051. DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943 - 5606.0001913

[6] EL-MARASSI M. Investigation of hybrid monopile-footing foundation systems subjected to combined loading [D]. Ontario: Western University, 2011

[7] WANG X, ZENG X, LI J, et al. Lateral bearing capacity of hybrid monopile-friction wheel foundation for offshore wind turbines by centrifuge modelling [J]. Ocean Engineering, 2018, 148: 182. DOI: 10.1016/j. oceaneng. 2017. 11. 036

[8] YANG X, ZENG X, WANG X, et al. Performance and bearing behavior of monopile-friction wheel foundations under lateral-moment loading for offshore wind turbines [J]. Ocean Engineering, 2019, 184: 159. DOI: 10.1016/j. oceaneng. 2019. 05. 043

[9] TROJNAR K. Multi scale studies of the new hybrid foundations for offshore wind turbines [J]. Ocean Engineering, 2019, 192: 106506. DOI: 10.1016/j. oceaneng. 2019. 106506

[10] ANASTASOPOULOS I, THEOFILOU M. Hybrid foundation for offshore wind turbines: environmental and seismic loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 80: 192. DOI: 10.1016/j. soildyn. 2015. 10. 015

[11] ZOU X, HU Y, HOSSAIN M, et al. Capacity of skirted foundations in sand-over-clay under combined V-H-M loading [J]. Ocean Engineering, 2018, 159(1): 201. DOI: 10.1016/j. oceaneng. 2018. 04. 007

[12] LEBLANC C, HOULSBY G, BYRNE B. Response of stiff piles in sand to long-term cyclic lateral loading[J]. Géotechnique, 2010, 60(2): 79. DOI: 10.1680/geot.7.00196

[13] WANG X, ZENG X, LI J. Assessment of bearing capacity of axially loaded monopiles based on centrifuge tests[J]. Ocean Engineering, 2018, 167: 357. DOI:10.1016/j. oceaneng. 2018, 8. 063

[14] Abaqus analysis user's manual[R]. Johnston: Dassault Systèmes Simulia, Inc, 2016

[15] GOURVENEC S, BARNETT S. Undrained failure envelope for skirted foundations under general loading [J]. Géotechnique, 2011, 61(3): 263. DOI: 10.1680/geot.9.T.027

[16] LI X, HU Y, WHITE D. A large deformation finite element analysis solution for modelling dense sand[C]//18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Paris: Presses des Ponts, 2013: 2359

[17] ZHOU M, HOSSAIN M, HU Y, et al. Behaviour of ball penetrometer in uniform single- and double-layer clays [J]. Géotechnique, 2013, 63(8): 682. DOI: 10.1680/geot.12.P.026

[18] GOURVENEC S, BARNETT S. Undrained failure envelope for skirted foundations under general loading [J]. Géotechnique, 2011, 61(3): 263. DOI: 10.1680/geot.9.T.027

[19] VULPE C, GOURVENEC S, LEMAN B, et al. Failure envelope approach for consolidated undrained capacity of shallow foundations [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 142(8): 04016036. DOI:10.1061/(ASCE)GT.1943 - 5606.0001498

[20] GOURVENEC S, RANDOLPH M. Offshore geotechnical engineering [M]. New York: Taylor and Francis Spon Press, 2011

[21] MALHOTRA S. Selection, design and construction of offshore wind turbine foundations [M]//AL-BAHADLY I. Wind Turbines. London: Intech Open Press, 2011

(编辑 刘 彤)