



海上风电复合基础承载性能对比研究

孙艳国 许成顺 杜修力 王丕光 席仁强 孙毅龙

Comparison of the bearing capacities of composite foundations for offshore wind turbines

SUN Yan-guo, XU Cheng-shun, DU Xiu-li, WANG Pi-guang, Xi Ren-qiang, SUN Yi-long

引用本文:

孙艳国, 许成顺, 杜修力, 王丕光, 席仁强, 孙毅龙. 海上风电复合基础承载性能对比研究[J]. *工程科学学报*, 2022, 44(6): 1098–1107. doi: 10.13374/j.issn2095–9389.2021.04.07.007

SUN Yan-guo, XU Cheng-shun, DU Xiu-li, WANG Pi-guang, Xi Ren-qiang, SUN Yi-long. Comparison of the bearing capacities of composite foundations for offshore wind turbines[J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2022, 44(6): 1098–1107. doi: 10.13374/j.issn2095–9389.2021.04.07.007

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2021.04.07.007>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

非均质土中海上风电单桩基础动力响应特性

Dynamic response characteristics of an offshore, wind–power monopile foundation in heterogeneous soil
工程科学学报. 2021, 43(5): 710 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2020.03.19.004>

冲刷深度对海上风电塔地震动力响应的影响分析

Analysis of the influence of scour depth on the dynamic response of offshore wind turbine towers under earthquake action
工程科学学报. 2019, 41(10): 1351 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.01.20.001>

双钢板混凝土组合剪力墙轴压承载力研究

Study on axial compressive bearing capacity of composite shear wall with double–skin steel plate
工程科学学报. 2017, 39(11): 1765 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2017.11.020>

考虑楼板效应的外环板式梁柱节点抗弯承载力

Flexural capacity of beam–to–column joints with external diaphragm considering the slab effect
工程科学学报. 2019, 41(6): 824 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.06.015>

S355海洋钢表面微弧氧化复合膜层耐蚀性能

Corrosion resistance of micro–arc oxidation composite coatings on S355 offshore steel
工程科学学报. 2019, 41(9): 1152 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.09.006>

全风向来流非高斯风场风机疲劳寿命可靠性分析

Reliability analysis of the fatigue life of wind turbines under a non–Gaussian wind field with a full–direction inflow
工程科学学报. 2017, 39(9): 1453 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2017.09.020>

海上风电复合基础承载性能对比研究

孙艳国, 许成顺[✉], 杜修力, 王丕光, 席仁强, 孙毅龙

北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124

✉通信作者, E-mail: xuchengshun@bjut.edu.cn

摘要 受到上部结构自重以及海洋环境荷载的影响, 海上风电基础设计时应考虑竖向荷载、水平荷载以及弯矩荷载作用下基础的承载性能。本文通过有限元软件 ABAQUS, 对比研究了饱和黏土地中大直径单桩基础、桩-平台复合基础以及桩-筒复合基础在竖向荷载 V 、水平荷载 H 、弯矩荷载 M 作用下的承载性能。研究表明两种复合基础较单桩基础呈现出显著的承载性能优势。桩-平台复合基础的竖向承载力、水平承载力以及抗弯承载力随着附加平台直径的增大呈指数型增加; 桩-筒复合基础的竖向承载力以及抗弯承载力随着筒结构入土深度的增加先增大然后趋于稳定, 桩-筒复合基础的水平承载力与筒直径以及筒入土深度为双参数线性增加关系。 $V-H$ 以及 $V-M$ 复合荷载加载条件下, 两种复合基础比单桩基础的破坏包络线空间大, 两种复合基础的稳定性相对单桩基础有显著提升。在一定承载范围内, 附加平台结构或筒型结构可以减小桩的直径或入土深度。

关键词 海上风电; 复合基础; 饱和黏土; 极限承载力; 破坏包络线

分类号 TU47

Comparison of the bearing capacities of composite foundations for offshore wind turbines

SUN Yan-guo, XU Cheng-shun[✉], DU Xiu-li, WANG Pi-guang, XI Ren-qiang, SUN Yi-long

Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China

✉ Corresponding author, E-mail: xuchengshun@bjut.edu.cn

ABSTRACT With the aggravation of energy shortage and environmental pollution, the development and utilization of renewable energy have become the focus of research in countries around the world. As a green renewable energy source, offshore wind energy is one of the effective ways to solve these problems. The foundation form of built offshore wind farms is mainly large-diameter monopile. With the development of offshore wind farms expanding toward the deep sea, the applicability of the large-diameter monopile is confronted with some significant challenges. The exploration and research of a new type of foundation are important and meaningful. Affected by the weight of the superstructure and the load of the marine environment, the design of offshore wind turbine foundations should consider the bearing performance of the foundation under vertical load, horizontal load, and bending moment. The ABAQUS software was used to compare the bearing capacities of large-diameter monopile, pile-plate composite foundation, and pile-bucket foundation in saturated clay under vertical load V , horizontal load H , and bending moment M . Results show that the bearing capacities of the two composite foundations are better than the bearing capacities of the monopile foundation. The vertical, horizontal, and bending bearing capacities of pile-plate composite foundations increase exponentially with the increase in the diameter of the plate. The vertical and bending bearing capacities of the pile-bucket foundation increase with the increase in the buried depth of the bucket structure increasing, and the increasing trend gradually weakens parallel to the line. The horizontal bearing capacity of the pile-bucket foundation

收稿日期: 2021-04-07

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51722801)

has a linear relationship with the diameter and buried depth of the bucket structure in the soil. Under the composited loading conditions of $V-H$ and $V-M$, the failure envelope spaces of the two composite foundations are larger than those of the monopile, and the bearing performance of the two composite foundations is significantly better than that of the monopile.

KEY WORDS offshore wind turbine; composite foundations; saturated clay; ultimate bearing capacity; failure envelope spaces

近年来世界各国海上风力发电产业得到快速发展,为能源短缺以及环境污染等问题提供了有效的解决方法。随着近海海上风电场的规划完备,海上风电场逐渐向深远海发展^[1]。深远海相对近海环境更加恶劣,这对海上风电的基础结构提出了更高的要求^[2]。目前,已建成的近海风电场主要以大直径单桩基础为主,约占 80.8%,其直径 D 在 6~10 m 之间^[3-4]。

一方面,海上风电场逐渐向深远海发展时,受到大直径钢管桩的制造技术以及施工中入桩技术的限制,单桩基础已无法满足深远海海上风电场的建设需求。为解决大直径钢管桩不再适合用于深远海场地的的问题,多桩式导管架支撑结构逐渐得到应用^[5]。但导管架基础结构造价较高且施工周期较长,经济性不高。Veers 等在《Grand challenges in the science of wind energy》中指出,探索专门适用于海上风电的支撑结构将是海上风电发展的重要挑战之一^[6]。

另一方面,海上风电支撑结构主要承受风荷载、波浪荷载、海流荷载以及风机运行产生的水平荷载,并将荷载传递给基础。为满足风机正常运行要求,现有 DNVGL-ST-0126 以及 IEC61400-3 等海上风电基础设计规范规定,基础在泥面处永久性转角不超过 0.25° ,短暂性转角不超过 0.5° ^[7-8]。基础变形过大可能导致上部风机无法正常运行,因此提高海上风电基础的承载性能对海上风电结构的稳定性十分重要。

为保证海上风电基础有较好承载性能,众多学者提出多种新型复合基础并对其承载性能进行了研究。Yang 和 Li 等提出了一种适用于海上风电的伞形复合基础,并对这种基础进行了承载力性能、冲刷特性等系列研究^[9-10]。Wang 等对桩-平台复合基础进行了离心机试验以及数值模拟研究,研究结果表明桩-平台复合基础相对单桩基础有较高的承载力^[11]。Anastasopoulos 和 Theofilou 提出一种桩-平台复合基础的建造方法并对桩-平台复合基础进行承载机理以及环境荷载作用下动态响应研究,研究结果表明桩-平台基础抗弯承载力要比单桩基础和平台两者的抗弯承载力之和大^[12]。Lehane 等通过离心机试验研究发现桩-平台复合

基础中平台可以将弯矩荷载传递到地基中,同时桩-平台复合基础要比单桩基础或单个平台的抗弯承载力有较大提高^[13]。Stone 等通过在单桩周围添加平台结构提高基础承载力并进行模型试验研究,试验结果表明相对单桩基础,复合基础的水平刚度和水平极限承载力均有一定程度的提高,同时指出复合基础的水平承载力由桩的水平抗力以及平台与地基土摩擦力提供^[14]。朱东剑对筒型基础与单桩相结合的新型复合基础进行承载机理研究^[15]。刘润等探究了桩-筒复合基础共同承载机理,研究结果表明筒直径对复合基础水平向承载性能影响最大^[16]。Chen 等研究桩-筒复合基础的承载性能,研究结果表明桩-筒复合基础的抗弯承载力比单桩和单个筒基础两者的抗弯承载力之和大^[17],这与文献 [12] 的研究结论相同。综上所述,在单桩周围附加平台结构或筒结构组成新型复合基础能够提高海上风电基础的承载性能,是提高海上风电基础承载性能的一种优选方案。现有研究成果表明复合基础相对单桩基础有较好的承载性能,但针对复合基础结构尺寸对承载性能的影响关注较少。

本文运用有限元软件 ABAQUS,建立了饱和黏土地中单桩基础、桩-平台复合基础以及桩-筒复合基础数值模型,对不同尺寸的基础进行竖向荷载 V 、水平荷载 H 以及弯矩荷载 M 作用下承载性能对比研究,为复合基础结构优化设计提供依据。

1 有限元模型

1.1 计算模型

单桩、桩-平台复合基础以及桩-筒复合基础结构形式如图 1 所示。桩与附加平台结构之间以及桩与附加筒结构之间采用绑定接触。

众多学者采用基于 Tresca 屈服准则的理想弹塑性本构模型模拟饱和黏土的力学行为^[18]。本文研究中土体采用此模型,模型材料参数与文献 [19] 取为一致,分析中采用匀质土体,土体有效重度为 $\gamma'=6 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-3}$,不排水抗剪强度 $S_u=5 \text{ kPa}$,土体弹性模量 $E_s=500S_u$,泊松比 $\lambda_s=0.49$ ^[19]。土体单元类型采用六面体八节点杂交单元(C3D8RH)。桩、平台结构

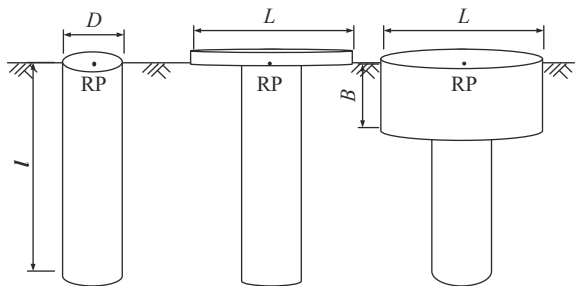


图 1 单桩、桩-平台复合基础、桩-筒复合基础示意图

Fig.1 Monopile, pile-plate composite foundation, and pile-bucket composite foundation

以及筒结构采用线弹性本构模型, 钢材密度 $\gamma=7800 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. 将基础结构视为刚体, 弹性模量 $E_b=10^9 S_u$, 泊松比 $\lambda_b=0.3$, 采用六面体八节点线性减缩积分单元 (C3D8R) 模拟. 基础与土体之间采用绑定接触. 为验证本文有限元模型的可靠性, 对文献 [19] 中相同尺寸的筒型基础进行水平和竖向的各单向极限承载力研究, 计算结果如图 2 所示, 图 2 中 A_b 为文献 [19] 中筒基础上部的表面积, H_{ult} 为水平极限承载力. 由图 2 可看出, 本文的数值计算结果与 Mehravar 等人 [19] 的计算结果吻合较好, 说明本文模型具有一定的可靠性.

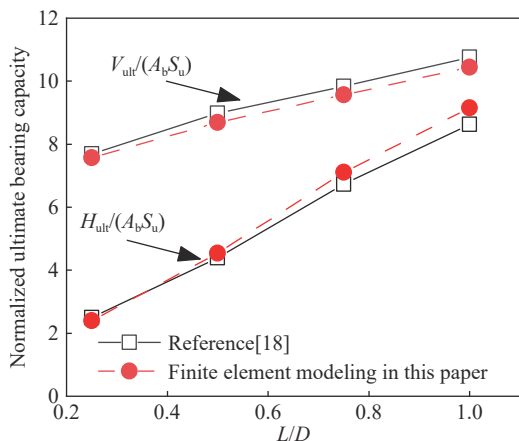


图 2 有限元模型验证

Fig.2 Validation of the model

本文研究中将大直径钢管桩作为基础的主要结构, 平台结构或筒型结构作为单桩基础的附加结构以提高单桩基础的承载能力. 钢管桩尺寸固定, 直径 $D=5 \text{ m}$, 壁厚 $t_1=0.05 \text{ m}$, 入土深度 $l=30 \text{ m}$. 平台厚度 $t_2=0.1 \text{ m}$, 平台直径 $L=2D, 3D, 4D$. 同桩-平台复合基础进行对比, 筒直径变化规律与平台直径 L 变化规律一致, 筒入土深度 $B=0.4D, 1.2D, 2D$, 筒结构壁厚 $t_3=0.05 \text{ m}$. 对模型进行编号, 仅单桩表示为 PILE; 桩-平台复合基础用‘P+平台直径’表示, 例如 P10 表示平台直径为 10 m 的复合基础;

桩-筒复合基础用‘P+筒的直径+筒的入土深度’表示, 例如 P10B6 表示筒的直径为 10 m 且筒的入土深度为 6 m 的复合基础.

为确保有限元计算结果的有效性, 对网格数量进行敏感性分析, 最终确立网格划分方法. 图 3 所示为筒直径为 20 m, 筒入土深度为 2 m 时桩-筒复合基础以及周围土体的有限元网格. 为避免边界效应对计算结果的影响, 通过多次试算得到了合适的边界取值范围, 最终确定土体高度为 60 m (12D), 直径为 100 m (20D).

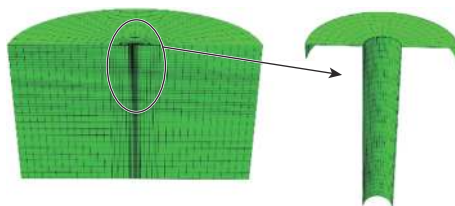


图 3 P20B2 有限元网格

Fig.3 Finite element mesh of P20B2

1.2 极限承载力的确定

如图 1 所示, 在泥面处基础的中心点建立参考点 RP 作为荷载加载点, 竖向荷载 V 、水平荷载 H 以及弯矩荷载 M 通过位移控制法进行施加. 复合基础各单向极限承载力通过位移-荷载曲线中两条切线的交点获得 [20]. 以水平极限承载力为例, 图 4 为平台直径为 10 m 时桩-平台复合基础在水平荷载作用下水平极限承载力 H_{ult} 确定方法. 为方便计算结果的对比分析, 所得基础各单向极限承载力通过几何尺寸以及饱和黏土抗剪强度进行量纲一处理, 如表 1 所示, 表中 $A=\pi D^2/4$.

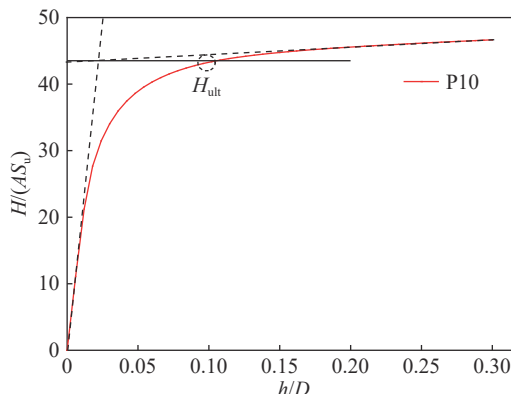


图 4 极限承载力确定 (P10)

Fig.4 Determination of the ultimate bearing capacity

2 复合基础竖向承载特性对比分析

2.1 桩-平台复合基础承载特性对比

桩-平台复合基础竖向位移-荷载曲线以及平

表1 荷载及位移符号规定

Table 1 Sign conventions for loads and displacements			
Description of physical symbols	Vertical loading	Horizontal loading	Bending moment
Loading	V	H	M
Ultimate bearing capacity	V_{ult}	H_{ult}	M_{ult}
Dimensionless loading	$V/(AS_u)$	$H/(AS_u)$	$M/(ADS_u)$
Dimensionless ultimate bearing capacity	$V_{ult}/(AS_u)$	$H_{ult}/(AS_u)$	$M_{ult}/(ADS_u)$
Displacement	v	h	θ

台直径对基础竖向极限承载力的影响如图5所示。

竖向荷载作用下，桩-平台复合基础相对单桩基础竖向承载力有较大的提高。对图5(a)中荷载位移曲线采用两条切线交点的方法得到各个基础的竖向极限承载力，大直径单桩基础竖向极限承载力为2.1 MN，平台直径为10、15和20 m时，由桩-平台复合基础的竖向极限承载力分别为3.1、4.7和7.9 MN。相对单桩基础，桩-平台复合基础竖向极限承载力分别提高了46.8%、124.8%、273.8%。随着平台直径的增加，桩-平台复合基础竖向极限承载力呈指数型增加，图5(b)所示。分析结果表明桩-平台复合基础相对单桩基础有较好的竖向承载性能，当附加平台的直径为4倍的单桩基础直径时，复合基础竖向极限承载力是单桩基础的3.7倍多。

桩-平台复合基础相对于单桩基础竖向极限承载力提高系数 $dLcv$ 如图5(c)所示，对其进行拟合：

$$dLcv = 0.18 \times 2^{(L/D)} + 0.82 \quad (1)$$

式中， $dLcv = V_{ult}/V_{ult(PILE)}$ 。图5(c)所示，提出的竖向极限承载力提高系数 $dLcv$ 公式与数据拟合良好。提高系数 $dLcv$ 与平台直径以及桩的直径有关，且随着平台直径的增加呈指数型增大。

2.2 桩-筒复合基础竖向承载特性

图6为桩-筒复合基础竖向承载特性与基础尺

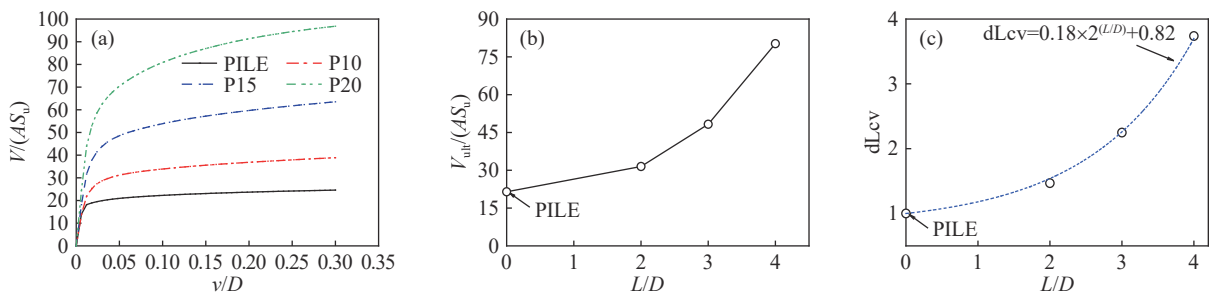


图5 桩-平台复合基础竖向承载特性。(a) $v-V$ 图；(b) 竖向极限承载力与平台直径的关系；(c) 桩-平台复合基础竖向极限承载力提高系数

Fig.5 Vertical bearing characteristics of pile-plate composite foundations: (a) $v-V$; (b) relationship between vertical ultimate bearing capacity and diameter of the plate; (c) improvement coefficient of the vertical ultimate bearing capacity of the pile-plate composite foundation

寸的关系。图6(a)为筒结构直径为10 m时不同入土深度情况下竖向承载力随位移变化关系。图6(b)为桩-筒复合基础竖向极限承载力与筒入土深度的关系。从图6(b)中可以发现，随着筒直径的增加，桩-筒复合基础竖向极限承载力逐渐增加。例如，通过两条切线交点的方法分别得到P10B6竖向极限承载力为3.80 MN，P15B6竖向极限承载力为6.01 MN，P20B6竖向极限承载力为14.75 MN。如图6(c)所示，将桩-筒复合基础竖向极限承载力除以相同直径的平台时桩-平台复合基础竖向极限承载力得到承载力提高系数 $dBcv$ ，结果显示随着筒结构入土深度的增加，承载力提高系数 $dBcv$ 先增加然后逐渐平缓，即承载力提高系数存在一个临界值，到达临界值后，增加筒结构入土深度难以对复合基础竖向承载力有所提高，设计时应该引起注意。

通过单桩基础、桩-平台复合基础、桩-筒复合基础竖向承载性能的对比研究，可以得到以下结论：单桩基础周围增加平台结构或筒结构，这两种附属结构将更多的竖向荷载传递给地基，增加附属结构的直径可以显著提高基础的竖向承载力。但筒结构壁厚较小，增加筒结构的入土深度无法增加基础的面积，因此同直径时增加筒结构的入土深度对基础的竖向承载力影响较小。

3 复合基础水平承载特性对比分析

3.1 桩-平台复合基础水平承载特性

图7为桩-平台复合基础水平承载特性与基础尺寸的关系。水平荷载作用下，桩-平台复合基础的水平承载力相对单桩基础有较大的提高，桩-平台复合基础水平极限承载力随着平台直径的增加呈指数型增加，如图7(b)所示。同理，通过极限承载力确定方法可以得到单桩基础水平极限承载力为3.58 MN；平台直径为10、15和20 m时，桩-平

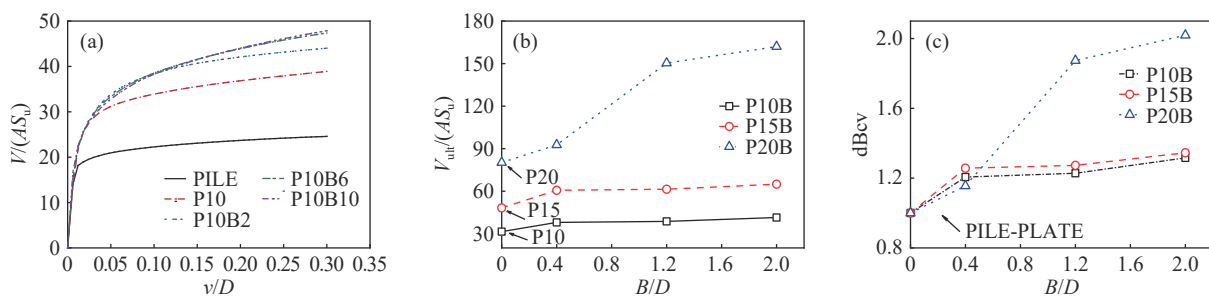


图 6 桩-筒复合基础竖向承载性能对比。(a) v - V 图; (b) 桩-筒复合基础竖向极限承载力与筒直径的关系; (c) 桩-筒复合基础竖向极限承载力提高系数

Fig.6 Vertical bearing characteristics of pile-bucket composite foundations: (a) v - V ; (b) relationship between vertical ultimate bearing capacity and diameter of the bucket; (c) improvement coefficient of the vertical ultimate bearing capacity of the pile-bucket composite foundation

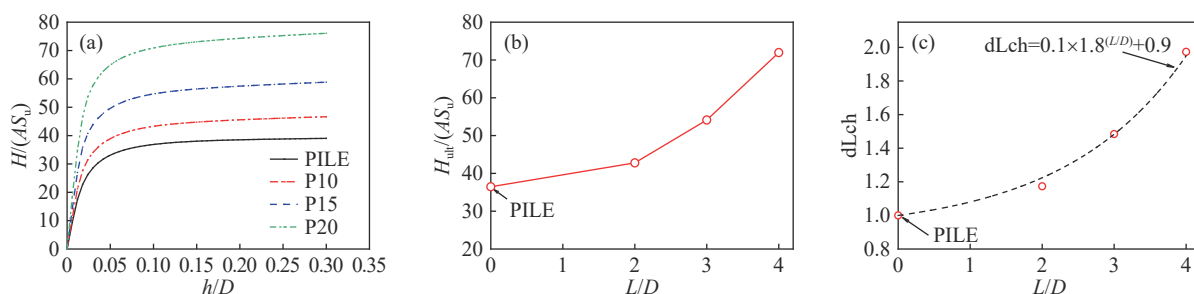


图 7 桩-平台复合基础水平承载特性。(a) h - H 图; (b) 水平极限承载力与平台直径的关系; (c) 桩-平台复合基础水平极限承载力提高系数

Fig.7 Horizontal bearing characteristics of pile-plate composite foundations: (a) h - H ; (b) relationship between horizontal ultimate bearing capacity and diameter of the plate; (c) improvement coefficient of the horizontal ultimate bearing capacity of the pile-plate composite foundation

台复合基础的水平极限承载力分别为 4.19、5.31 和 7.06 MN。桩-平台复合基础竖向极限承载力相对单桩基础分别提高了 17.32%、48.42% 和 97.35%。

桩-平台复合基础相对于单桩基础水平极限承载力提高系数如图 7(c) 所示, 对其进行拟合:

$$dLch = 0.1 \times 1.8^{(L/D)} + 0.9 \quad (2)$$

式中: $dLch = H_{ult}/H_{ult(PILE)}$, H_{ult} 为桩-平台复合基础的水平极限承载力, $H_{ult(PILE)}$ 为单桩基础的水平极限承载力。从图中可以发现, 拟合公式能够很好地反应桩-平台复合基础相对于单桩基础水平极限承载力提高系数的变化趋势, 提高系数 $dLch$ 随着平台直径的增加呈指数型增大。

3.2 桩-筒复合基础水平承载特性

图 8 为桩-筒复合基础水平承载性能与基础尺寸的关系图。图 8(a) 为筒结构直径为 15 m 时不同入土深度时位移-荷载关系图, 结果表明桩-筒复合基础水平承载力相对单桩基础以及相同直径的平台时桩-平台复合基础有较大的提升; 且随着入土深度的增加, 桩-筒复合基础水平承载力逐渐提高。例如, 通过水平极限承载力确定方法可以得到 P15 水平极限承载力为 5.31 MN, P15B2 水平极限承载力为 5.81 MN, P15B6 水平极限承载力为 6.82 MN, P15B10 水平极限承载力为 7.68 MN。P15B10

水平极限承载力是单桩基础的 2.15 倍, 是 P15 复合基础的 1.48 倍。如图 8(b) 所示, 桩-筒复合基础水平极限承载力随着筒结构的入土深度增加呈直线型增加。

图 8(c) 将桩-筒复合基础水平极限承载力与相同直径的平台时桩-平台复合基础水平极限承载力相除得到提高系数 $dBch$, 通过拟合可以得到提高系数的公式:

$$dBch = 0.063(B/D)(L/D) + 0.05(L/D) + 1 \quad (3)$$

式中, $dBch = H_{ult}/H_{ult(PILE)}$ 。由拟合公式可知, 桩-筒复合基础水平极限承载力提高系数 $dBch$ 与筒的直径和筒的入土深度相关。当筒结构入土深度一定时, 提高系数 $dBch$ 与筒结构直径呈线性增加关系; 当筒结构直径一定时, 提高系数 $dBch$ 与筒结构的入土深度呈线性增加关系。桩-筒复合基础的水平极限承载力提高系数 $dBch$ 与筒的直径、筒的入土深度呈双参数线性增加关系。

通过对单桩基础、桩-平台复合基础、桩-筒复合基础水平承载性能的对比研究, 可以得到以下结论: 单桩基础周围增加平台结构或筒结构, 可以增加基础与土体的接触面积, 显著提高基础的水平承载力。随着筒结构入土深度的增加, 基础与土体的接触面积加大, 桩-筒复合基础的水平承载

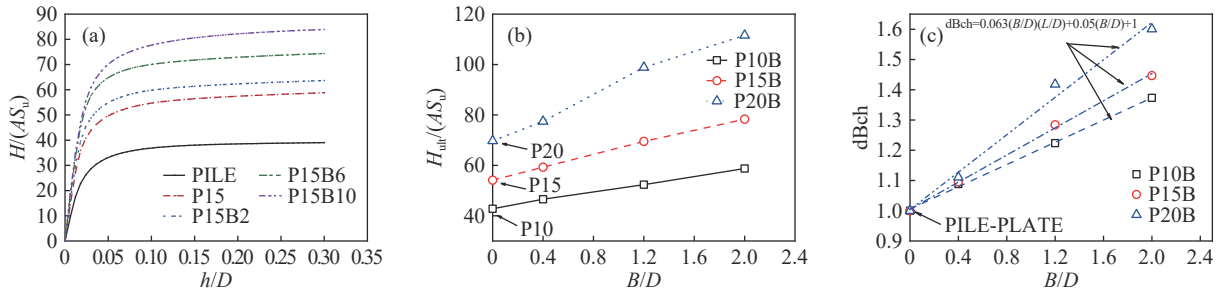


图8 桩-筒复合基础水平承载性能对比。(a) $h-H$ 图；(b)桩-筒复合基础水平极限承载力；(c)桩-筒复合基础水平极限承载力提高系数

Fig.8 Horizontal bearing characteristics of pile-bucket composite foundations: (a) $h-H$; (b) relationship between horizontal ultimate bearing capacity and diameter of the plate; (c) improvement coefficient of the horizontal ultimate bearing capacity of the pile-plate composite foundation

性能显著提高。海上风电基础主要承受水平荷载，单桩基础附加筒结构可以更好地满足基础承载性能的要求。

4 复合基础抗弯承载特性对比分析

4.1 桩-平台复合基础抗弯承载特性

图9为桩-平台复合基础抗弯承载特性与平台直径的关系。结果显示，桩-平台复合基础抗弯承

载力随着平台直径增大逐渐增大。通过对图9(a)进行双切线法可以得到单桩基础抗弯极限承载力为72.7 MN·m，P10复合基础抗弯极限承载力为83.7 MN·m，P15复合基础抗弯极限承载力为98.7 MN·m，P20复合基础抗弯极限承载力为128.7 MN·m，P15复合基础抗弯极限承载力是单桩基础的1.36倍。桩-平台复合基础抗弯极限承载力随着平台的直径增加呈指数型增加。

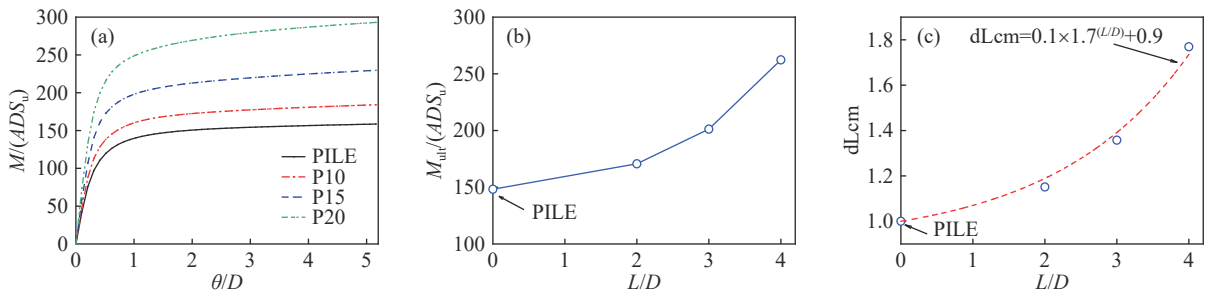


图9 桩-平台复合基础抗弯承载性能对比。(a) $\theta-M$ 图；(b)桩-平台复合基础抗弯极限承载力；(c)桩-平台复合基础抗弯极限承载力提高系数

Fig.9 Bending bearing characteristics of pile-plate composite foundations: (a) $\theta-M$; (b) relationship between ultimate bending capacity and diameter of the plate; (c) improvement coefficient of the ultimate bending capacity of the pile-plate composite foundation

将桩-平台复合基础抗弯极限承载力除以单桩基础抗弯极限承载力，通过拟合可以得到以下公式：

$$dLcm = 0.1 \times 1.7^{(L/D)} + 0.9 \quad (4)$$

式中， $dLcm = M_{ult} / M_{ult(PILE)}$ 。图9(c)所示，提出的抗弯极限承载力提高系数dLcm公式与数据拟合良好。系数dLcm与平台直径以及桩的直径有关，且随着平台直径的增加呈指数型增大。

4.2 桩-筒复合基础抗弯承载特性

图10为桩-筒复合基础抗弯承载特性与筒结构入土深度和直径的关系。图10(a)以筒结构直径为15 m时不同入土深度情况下转角-弯矩图为例，桩-筒复合基础抗弯承载力相对单桩基础以及P15桩-平台复合基础有很大的提升。如图10(b)

所示，随着筒结构入土深度的增加，桩-筒复合基础的抗弯极限承载力先增加然后趋于平缓。P10B10、P15B10、P20B10桩-筒复合基础抗弯极限承载力分别为93.7、115.9和155.7 MN·m，分别是单桩基础抗弯极限承载力的1.29倍、1.59倍、2.14倍，计算结果表明附加筒结构可以提高单桩基础的抗弯承载力。同时随着附加筒结构直径增加，筒结构的入土深度对基础抗弯承载力的影响逐渐减小。当筒结构直径相同时，桩-筒复合基础的抗弯承载力相对桩-平台复合基础的抗弯承载力的提高程度都是先随着入土深度的增加先逐渐增加当达到一定入土深度时增加趋势逐渐变缓慢。

将桩-筒复合基础抗弯极限承载力与相同直径的平台时的桩-平台复合基础抗弯极限承载力

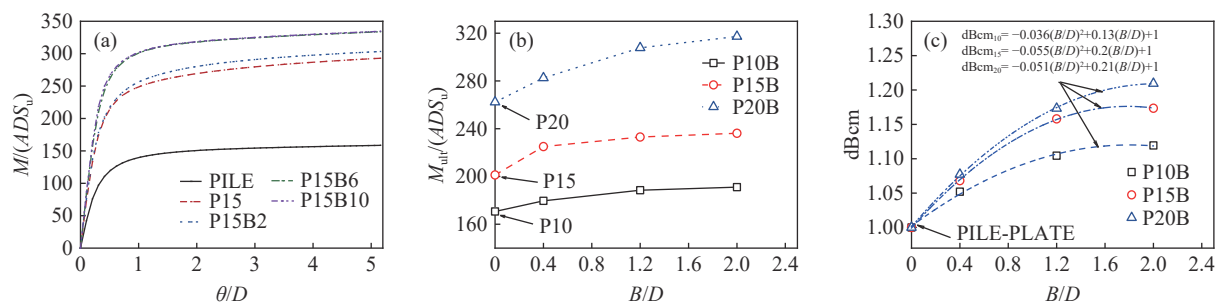


图 10 桩-筒复合基础抗弯承载性能。(a) θ - M 图; (b) 桩-筒复合基础抗弯极限承载力; (c) 桩-筒复合基础抗弯极限承载力提高系数

Fig.10 Bending bearing characteristics of pile-bucket composite foundations: (a) θ - M ; (b) relationship between ultimate bending capacity and diameter of the bucket; (c) improvement coefficient of the ultimate bending capacity of the pile-bucket composite foundation

相除得到提高系数 dBcm , 对不同筒的直径情况变化规律进行拟合, 得到下面 3 个计算公式:

$$\text{dBcm}_{10} = -0.036(B/D)^2 + 0.13(B/D) + 1 \quad (5)$$

$$\text{dBcm}_{15} = -0.051(B/D)^2 + 0.21(B/D) + 1 \quad (6)$$

$$\text{dBcm}_{20} = -0.055(B/D)^2 + 0.2(B/D) + 1 \quad (7)$$

式中: dBcm_{10} 为 P10B 相对 P10 的抗弯极限承载力提高系数, dBcm_{15} 为 P15B 相对 P15 的抗弯极限承载力提高系数, dBcm_{20} 为 P20B 相对 P20 的抗弯极限承载力提高系数。由结果显示, 桩-筒复合基础抗弯极限承载力相对相同直径的平台时的桩-平台复合基础抗弯极限承载力的提高系数 dBcm 随着筒结构入土深度的增加逐渐增大然后逐渐平缓, 即承载力提高系数存在一个临界值, 到达临界值后, 增加筒结构入土深度难以对复合基础抗弯承载力有所提高, 这与竖向承载力提高系数 dBcv 规律相似。

通过对单桩基础、桩-平台复合基础、桩-筒复合基础抗弯承载性能的对比研究, 可以得到以下结论: 单桩基础周围增加平台结构或筒结构, 可以增加基础抗弯刚度, 提高基础的抗弯承载性能。随着筒结构入土深度的增加, 桩-筒复合基础的抗弯极限承载力相对同直径的平台的桩-平台复合基础的抗弯极限承载力先增加, 当筒结构入土深度达到一定深度时逐渐平稳, 说明筒结构入土深度对桩-筒复合抗弯承载力的影响存在一个限值, 在基础选型时应进行优化设计。

5 复合基础破坏包络线

海上风电基础主要受水平荷载 H 、竖向荷载 V 以及弯矩荷载 M 等多种荷载复合作用, 破坏包络线可以清楚地表现复合荷载作用下基础的极限承载特性。基础的破坏包络线通常采用 Swipe 加载法或 Probe 加载法获得^[21-22]。本文研究中采用以位移控制的 Swipe 加载法确定基础的破坏包络线。

Swipe 加载法最早由 Tan 在离心机模型试验确定基础的包络线时提出^[23]。以位移控制的 Swipe 加载法主要包含 2 个加载步骤: 首先, 在基础荷载加载点上沿着 i 方向施加位移 u_i 达到 i 方向极限承载力; 然后, 保持 i 方向位移 u_i 不变, 沿着 j 方向施加位移 u_j 达到 j 方向极限承载力, 沿着 j 方向形成的荷载加载轨迹可以作为在 i - j 荷载空间内基础的破坏包络线。

5.1 V - H 加载条件下破坏包络线

采用位移控制的 Swipe 加载法, 分别得到 V - H 复合加载条件下饱和黏土中不同基础的破坏包络线, 如图 11 所示。研究结果表明, 桩-平台复合基础比单桩基础的包络线空间宽阔; 而且随着平台直径的增加, 桩-平台复合基础的包络线逐渐向外扩张。同时, 在 V - H 复合荷载作用下, 桩-筒复合基础的包络线相对单桩基础以及相同直径的平台时桩-平台复合基础的包络线空间更大, 且随着筒结构入土深度的增加, 包络线沿着 H 荷载方向逐渐向上扩张。

5.2 V - M 加载条件下破坏包络线

图 12 为桩-筒复合基础、桩-平台复合基础、单桩基础在 V - M 荷载复合加载条件下破坏包络线对比研究。随着桩-平台复合基础中平台直径的增加, 包络线逐渐向外扩张。桩-筒复合基础在 V - M 荷载空间内包络线相对单桩基础包络线的空间更大。当筒结构直径相同时, 随着筒结构的入土深度增加, 桩-筒复合基础在 V - M 荷载空间内包络线向外扩张。

5.3 包络线参数敏感性分析

为研究对包络线的影响, 通过改变基础尺寸对破坏包络线进行参数敏感性分析。单桩基础入土深度为 30 m 不变, 单桩基础的直径分别取 5、6、8 和 9 m, 编号分别为 PILE5、PILE6、PILE8、PILE9; 桩-平台复合基础中平台直径为 15 m, 单桩

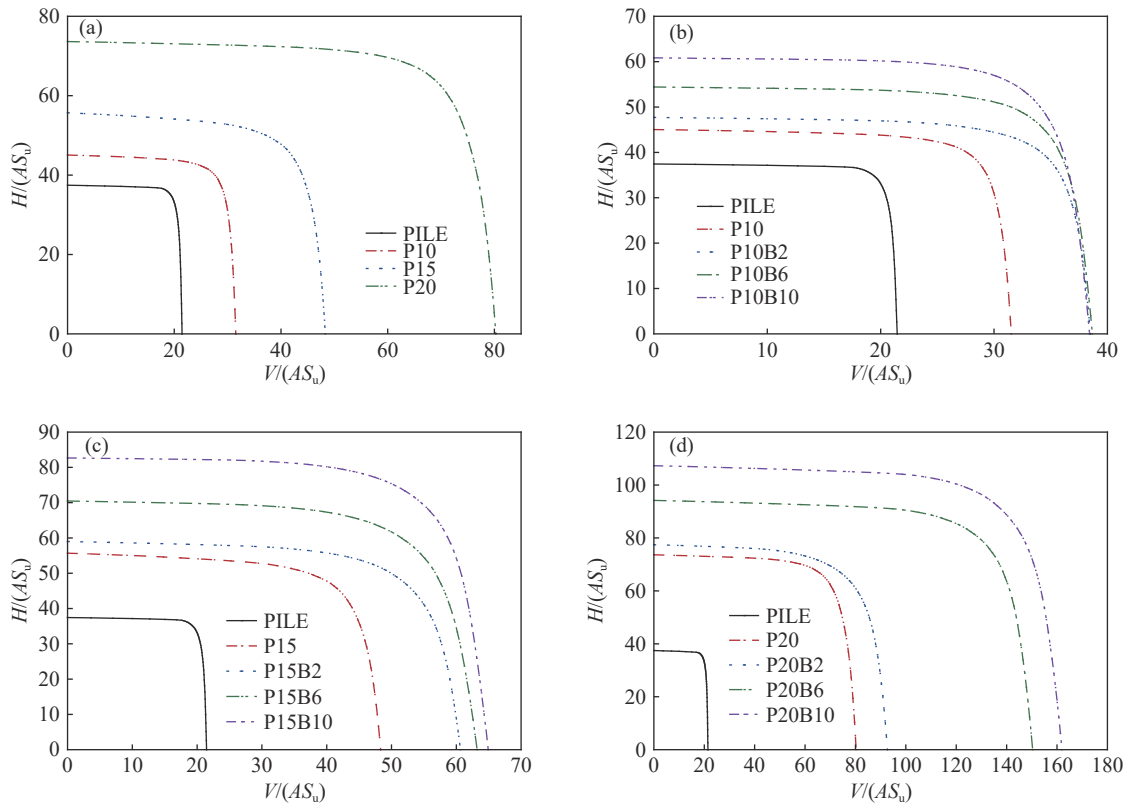


图 11 $V-H$ 加载条件下基础的破坏包络线。(a) 桩-平台复合基础；(b) 筒直径为 10 m 时桩-筒复合基础；(c) 筒直径为 15 m 时桩-筒复合基础；(d) 筒直径为 20 m 时桩-筒复合基础

Fig.11 $V-H$ failure envelopes of (a) pile-plate composite foundations; (b) pile-bucket composite foundations (the diameter of the bucket is 10 m); (c) pile-bucket composite foundations (the diameter of the bucket is 15 m); (d) pile-bucket composite foundations (the diameter of the bucket is 20 m)

直径为 5 m，桩入土深度分别取 20、25 和 30 m，编号分别为 L20P15、L25P15、L30P15；桩-筒复合基础中筒直径为 15 m，筒入土深度为 6 m，单桩直径为 5 m，桩入土深度分别取 20、25 和 30 m，编号分别为 L20P15 B6、L25P15B6、L30P15 B6。图 13 为在 $V-H$ 、 $V-M$ 复合荷载作用下不同尺寸的基础的破坏包络线对比图。计算结果表明，随着单桩直径的增加，单桩基础的包络线空间逐渐变大，基础承载性能逐渐提高。桩-平台复合基础中随着桩入土深度增加，包络线沿着 H 荷载方向或 M 荷载方向逐渐变大，在 V 荷载方向变化较小。桩-筒复合基础中随着桩入土深度增加，包络线沿着 H 荷载方向或 M 荷载方向逐渐变大，在 V 荷载方向变化较小，在 M 荷载方向变化明显，说明单桩入土深度对桩-筒复合基础的抗弯承载性能影响较大。

由图 13 可知，在破坏包络线空间相近的情况下，桩-平台复合基础和桩-筒复合基础可以减小单桩的入土深度以及单桩的直径。

6 结论

(1) 桩-平台复合基础的承载性能与平台直径

有关，随着平台直径的增加，桩-平台复合基础的竖向极限承载力、水平极限承载力和抗弯极限承载力相对单桩基础的增加趋势都呈指数型。单桩基础上附加平台结构可以极大的提高基础承载性能。

(2) 桩-筒复合基础的承载性能与筒的直径和入土深度有关，随着筒型结构入土深度的增加，桩-筒复合基础竖向极限承载力的变化相对较小，桩-筒复合基础的水平极限承载力与筒的直径、筒的入土深度呈双参数线性增加关系。随着筒型结构入土深度的增加，桩-筒复合基础抗弯极限承载力相对相同直径的平台时桩-平台复合基础的抗弯极限承载力先增加，当达到一定入土深度时增加趋势变缓。

(3) $V-H$ 复合加载和 $V-M$ 复合加载条件下，桩-平台复合基础和桩-筒复合基础的破坏包络线比单桩基础的空间更广，表明承载性能更好。

(4) 大直径单桩上附加平台结构或附加筒结构能够较大的提高基础的承载性能，研究结果可以为海上风电基础的选型和优化设计提供依据。

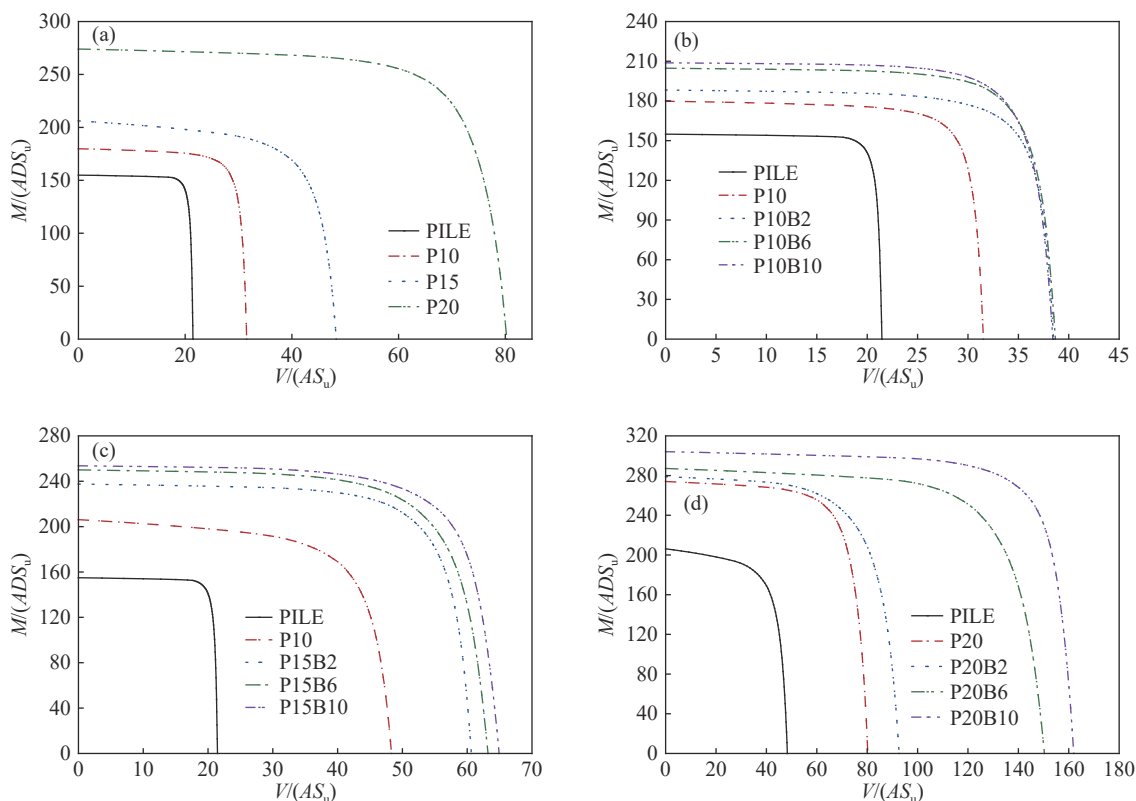


图 12 V - M 加载条件下基础的破坏包络线。(a) 桩-平台复合基础; (b) 筒直径为 10 m 时桩-筒复合基础; (c) 筒直径为 15 m 时桩-筒复合基础; (d) 筒直径为 20 m 时桩-筒复合基础

Fig.12 V - M failure envelopes: (a) pile-plate composite foundation; (b) pile-bucket composite foundation (the diameter of the bucket is 10 m); (c) pile-bucket composite foundation (the diameter of the bucket is 15 m); (d) pile-bucket composite foundation (the diameter of the bucket is 20 m)

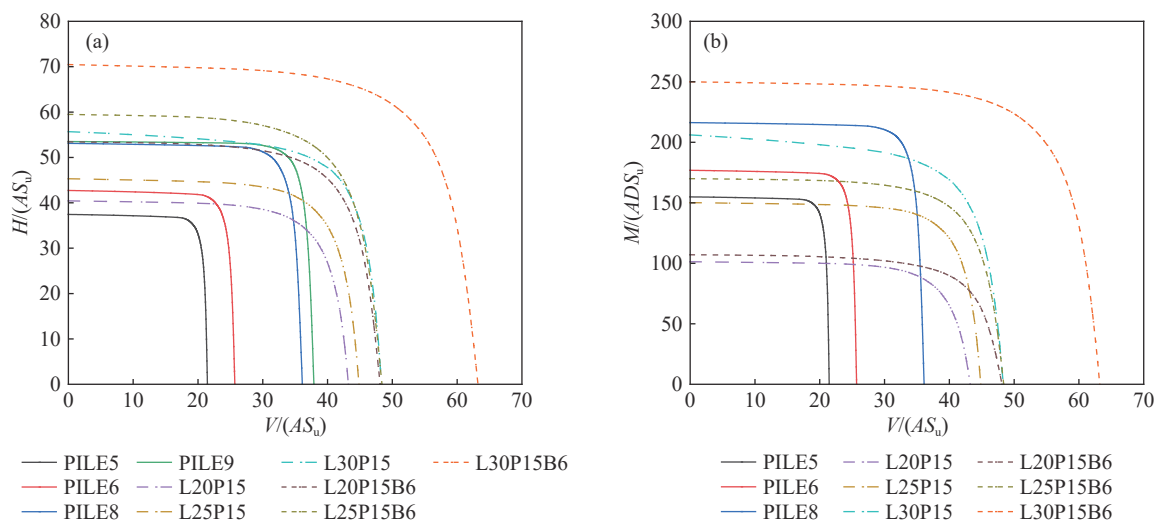


图 13 破坏包络线参数敏感性分析。(a) V - H ; (b) V - M

Fig.13 Parameter sensitivity analysis of failure envelopes: (a) V - H ; (b) V - M

参 考 文 献

[1] Díaz H, Soares C G. Review of the current status, technology and future trends of offshore wind farms. *Ocean Eng*, 2020, 209: 107381

[2] Wang X F, Zeng X W, Li J L, et al. A review on recent advancements of substructures for offshore wind turbines. *Energy Convers Manag*, 2018, 158: 103

[3] Oh K Y, Nam W, Ryu M S, et al. A review of foundations of offshore wind energy converters: Current status and future perspectives. *Renew Sustain Energy Rev*, 2018, 88: 16

[4] Song B, Zhao W N, Shuang M. Analysis of the influence of scour depth on the dynamic response of offshore wind turbine towers under earthquake action. *Chin J Eng*, 2019, 41(10): 1351
(宋波, 赵伟娜, 双妙. 冲刷深度对海上风电塔地震动力响应的

- 影响分析. 工程科学学报, 2019, 41(10): 1351)
- [5] Damiani R, Dykes K, Scott G. A comparison study of offshore wind support structures with monopiles and jackets for US waters. *J Phys: Conf Ser*, 2016, 753: 092003
- [6] Veers P, Dykes K, Lantz E, et al. Grand challenges in the science of wind energy. *Science*, 2019, 366(6464): 2027
- [7] Dnv G L. DNVGL-ST-0126: *Support Structures for Wind Turbines*. Oslo: DNV GL, 2016
- [8] International Electrotechnical Commission. IEC 61400-3 *Wind turbines – Part 3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines*. Geneva: International Electrotechnical Commission, 2009
- [9] Yang Q, Yu P, Liu Y F, et al. Scour characteristics of an offshore umbrella suction anchor foundation under the combined actions of waves and currents. *Ocean Eng*, 2020, 202: 106701
- [10] Li H J, Liu H J, Liu S Y. Dynamic analysis of umbrella suction anchor foundation embedded in seabed for offshore wind turbines. *Geomech Energy Environ*, 2017, 10: 12
- [11] Wang X F, Zeng X W, Yang X, et al. Feasibility study of offshore wind turbines with hybrid monopile foundation based on centrifuge modeling. *Appl Energy*, 2018, 209: 127
- [12] Anastasopoulos I, Theofilou M. Hybrid foundation for offshore wind turbines: Environmental and seismic loading. *Soil Dyn Earthq Eng*, 2016, 80: 192
- [13] Lehane B M, Pedram B, Doherty J A, et al. Improved performance of monopiles when combined with footings for tower foundations in sand. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2014, 140(7): 04014027
- [14] Stone K J L, Arshi H S, Zdravkovic L. Use of a bearing plate to enhance the lateral capacity of monopiles in sand. *J Geotech Geoenviron Eng*, 2018, 144(8): 04018051
- [15] Zhu D J. *Research of a New Type of Foundation for Offshore Wind Turbines with the Combining of Monopile Foundation and Bucket Foundation* [Dissertation]. Tianjin: Tianjin University, 2012 (朱东剑. 筒型基础与单桩相结合的新型复合风电基础研究[学位论文]. 天津: 天津大学, 2012)
- [16] Liu R, Li B R, Lian J J, et al. Bearing characteristics of pile-bucket composite foundation for offshore wind turbine. *J Tianjin Univ (Sci Technol)*, 2015, 48(5): 429 (刘润, 李宝仁, 练继建, 等. 海上风电单桩复合筒型基础桩筒共同承载机制研究. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2015, 48(5): 429)
- [17] Chen D, Gao P, Huang S S, et al. Static and dynamic loading behavior of a hybrid foundation for offshore wind turbines. *Mar Struct*, 2020, 71: 102727
- [18] Hung L C, Kim S R. Evaluation of undrained bearing capacities of bucket foundations under combined loads. *Mar Georesources Geotechnol*, 2014, 32(1): 76
- [19] Mehravar M, Harireche O, Faramarzi A. Evaluation of undrained failure envelopes of caisson foundations under combined loading. *Appl Ocean Res*, 2016, 59: 129
- [20] Hung L C, Kim S R. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay. *Ocean Eng*, 2012, 52: 75
- [21] Fan Q L, Luan M T. Failure envelopes of bucket foundation for offshore wind turbines in V-H-T loading space. *China Civ Eng J*, 2010, 43(4): 113 (范庆来, 栾茂田. V-H-T荷载空间内海上风机桶形基础破坏包络面特性分析. 土木工程学报, 2010, 43(4): 113)
- [22] Feng X, Randolph M F, Gourvenec S, et al. Design approach for rectangular mudmats under fully three-dimensional loading. *Géotechnique*, 2014, 64(1): 51
- [23] Tan F S. *Centrifuge and theoretical modelling of conical footings on sand* [Dissertation]. UK: University of Cambridge, 1990