真三维荷载作用下翼片型吸力锚的承载性能研究

李 刚[1]，刘 博[1]，马 凌[1]，陈杨明[1]，闫 玥[2]，徐睿哲[2]，付登锋[3]
(1.中国电力工程顾问集团有限公司，北京 100029；2.天津大学 建筑工程学院，天津 300072；3.中国海洋大学 环境科学与工程学院，山东 青岛 266100)

摘 要：随着漂浮式光伏系统逐步向深水海域发展，共享系泊锚固系统因其适应复杂海洋环境的优势备受关注，而吸力锚又是系泊锚固系统的基础。为了研究翼片型吸力锚在非共面复合荷载条件下的承载特性，文章基于有限元软件 ABAQUS，分析了均质和非均质土中不同水平与弯矩荷载角度对极限承载力的影响，探讨了真三维加载模式对复合荷载空间内承载特性的影响规律。研究表明：随着水平、弯矩荷载的加载角度(θ_H,θ_M)从 0°增加至 45°，4 翼片翼片型吸力锚的极限水平和弯矩承载力都降低，均质土中水平和弯矩承载力的下降更显著；额外的翼片显著地扩展了竖向-水平向荷载(V-H)作用、竖向-弯矩荷载(V-M)作用、竖向-扭矩荷载(V-T)作用、扭矩-水平向荷载(T-H)作用和扭矩-弯矩荷载(T-M)作用的无量纲化破坏包络面，θ_H,θ_M 从 0°增加至 45°可使 V-H,V-M,T-H 和 T-M 的无量纲化破坏包络面向内收缩；对于 H 与 M 非共面的工况，当 θ 从 0°增加到 90°，H-M 破坏包络面在第 1 象限向外扩张，H-M 破坏包络面对称性随 θ 降低而增加。研究结果为翼片型吸力锚在真三维加载下的承载特性提供理论支持，助力提升设计精度与安全性。

关键词：漂浮式光伏系统；承载力；吸力锚；真三维加载；破坏包络面
中图分类号：TM615 **文献标志码**：A **文章编号**：1671-5292(2026)01-0041-11

0 引言

在漂浮式光伏系统逐步扩展至深水海域的背景下，吸力锚作为深水长期系泊基础，因其施工效率高、适用性广泛、造价低、可重复使用等优点，已展现出广阔的应用前景，凭借其稳定的锚固性能，成为支持漂浮式光伏系统在深海长期运行的关键基础设施[1]。

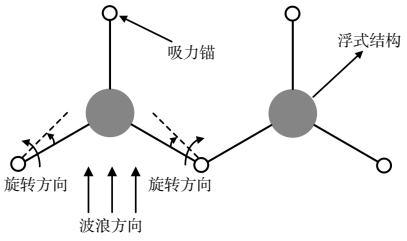
国内外学者对吸力锚承载特性的研究较为完善，其承载性能一般由三维竖向-水平向-弯矩荷载(V-H-M)空间内破坏包络面来描述，部分学者通过大量实验和数值计算对其极限承载力和复合荷载作用下的承载性能开展了深入研究，包括交界面属性、土体性质、基础形状、埋深和水平荷载作用位置等的影响[2-9]。Taiebat H A[3]研究了吸力锚在均质饱和软黏土地基中 V-H-M 三维荷载空间内的承载特性，发现当竖向荷载超过 0.5 倍竖向极限承载力时，浅基础对水平和弯矩荷载的敏感性增加。海上风电系统中，环境荷载会带来额外的扭矩作用(例如风力发电机叶片的旋转)，因此须考虑扭矩荷载的影响。Chen H[6]计算了吸力锚在 V-H-M-T(T 为扭矩荷载)空间内的破坏包络面，认为埋深比和土体性质对归一化的 M-T 破坏包络面影响较小。Fu D[7]评估了翼片型吸力锚和传统吸力锚在均质土和非均质土中极限承载力的差异，研究了两种吸力锚在 V-H-M-T 空间内的承载特性。

目前，关于翼片型吸力锚的研究多聚焦在水平、弯矩荷载沿翼片方向加载时的极限承载力和共面复合荷载条件下的承载特性，然而，由于风、浪、流等外部环境产生的水平和弯矩荷载的加载方向通常与翼片成夹角，弯矩荷载也不总是由偏心水平荷载产生，而是由非共面方式与水平荷载共同作用于基础上，翼片型吸力锚的受力状态更加复杂。为此，本文基于有限元软件 ABAQUS，针对均质土和非均质土中翼片型吸力锚的受力行为进行分析，评估了水平与弯矩荷载加载角度对极限承载力的影响，研究了 H 与 M 非共面的加载模式对复合荷载空间内承载特性的影响规律，揭示了在不同加载方向下不同翼片数量的翼片型吸力锚的破坏机理。

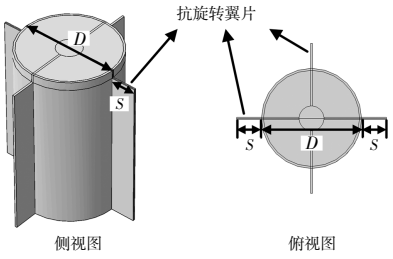
收稿日期：2024-11-01。
基金项目：中国电力工程顾问集团有限公司科技项目(DG2-T04-2023)；国家自然科学基金资助项目(42177122)。
作者简介：李 刚(1975-)，男，博士研究生，正高级工程师，主要从事能源电力、海洋新能源等方面的勘察设计、技术管理、项目管理和研究工作。E-mail：gli@cpecc.net

1 有限元模型建立

采用共享式锚固基础是实现漂浮式海上光伏场降本增效的最佳策略，浮式共享式锚固结构如图 1 所示。



(a)海上浮式结构的共享系泊锚



(b)翼片型吸力锚基础

图 1 海上浮式结构的共享系泊锚和翼片型吸力锚基础

Fig.1 Shared mooring anchors for offshore floating structures and finned suction caisson foundation

由图 1 可见，共享式吸力锚的设计复杂性显著高于传统单线系泊锚固基础，这主要源于在风、浪和流等环境荷载的作用下，锚固基础必须承受来自各个方向的多条锚链传递的循环荷载，这对承载能力提出了更严苛的要求。因此，近年来许多学者对吸力锚的结构形式进行了深入研究，提出了多种改进设计。例如，Fu D[10]为提升传统吸力锚的抗扭性能，设计了一种带翼片的新型吸力锚，如图 1(b)所示。该结构通过在裙板外部装配翼片，使其抗扭能力相当于直径为 D+2S 的传统吸力锚(D 为传统吸力锚直径，S 为翼片宽度)，从而提升了吸力锚在复杂海洋环境中的适应性。本文即针对翼片型吸力锚基础，探讨其真三维极限承载力，在假定翼片结构强度符合设计要求的前提下，研究重点聚焦于复杂真实荷载工况对其极限承载力的影响。

1.1 有限元模型

建立翼片型吸力锚基础的有限元模型。吸力锚直径 D 为 6 m，翼片宽度 S 为 1.5 m，裙板高度 L 为 9 m(L/D=1.5)，基础裙板的厚度和翼片的厚度均设置为 0.03 m。为消除边界效应对计算的影响，地基土体取直径为 7D，高度为 3L 的圆柱体。土体定义为线弹性–完全塑性材料，服从 Tresca 准则。设置杨氏模量 E 为 500s_u，s_u 为土体的不排水抗剪强度；土体的有效重度 γ' 取 6 kN/m^3；泊松比 υ 为 0.49。本文考虑了基础在均质土和非均质土(正常固结土)中的承载性能，设置均质土的不排水抗剪强度 s_u 为 50 kPa；假定非均质土的不排水抗剪强度随深度线性变化，计算式为

$$s_u=s_{um}+kz \tag{1}$$

式中：s_{um} 为海床泥面处土体不排水抗剪强度，本文取 0.001 kPa；k 为抗剪强度梯度，取 1 kPa/m；z 为土体深度，m。

由于吸力锚基础相较于地基土体刚度较高，因此本文不考虑吸力锚的变形，将吸力锚设为刚体且与参考点(Reference Point，RP)绑定，参考点位于翼片型吸力锚基础底部中心位置。

吸力锚模型的网格及模型边界如图 2 所示。边界条件、单元类型、网格划分方式等与 Fu D[7]的模型一致。

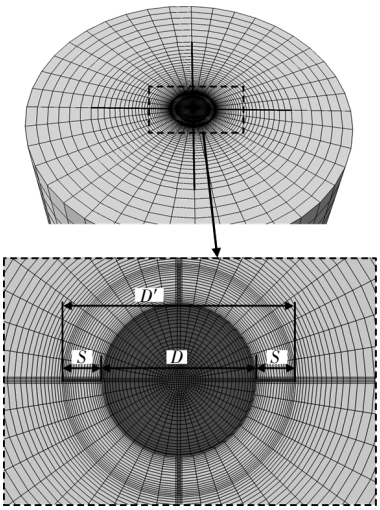


图 2 吸力锚模型的网格及边界示意图

Fig.2 Grid and boundary diagram of suction anchor model

1.2 加载方法

首先，对基础施加自重应力及平衡地应力；然后，对模型施加位移来计算极限承载力。

采用位移控制法对参考点施加位移，在 RP 处施加竖向位移(Δw)、水平位移(u)和转角(φ_M，φ_T)，直至其位移–荷载曲线斜率趋近于 0 时，基础达到极限平衡状态，对应的荷载为基础的极限承载力。

本文研究了水平荷载、弯矩荷载的加载角度(分别记为 θ_H，θ_M) 对极限承载力的影响规律，θ_H，

θ_M 分别为水平荷载、弯矩荷载与翼片的夹角,根据翼片型吸力锚的对称特性,θ_H,θ_M 均为 0°~45°。本文还研究了真三维双向复合荷载作用下的破坏包络面，分析了在 V–H,V–M,V–T,T–H 和 T–M 荷载空间内 θ_H,θ_M 对破坏包络面的影响规律,分析了 H–M 荷载空间内水平和弯矩荷载夹角 θ 对破坏包络面的影响规律,H 与 M 以非共面的加载方式如图 3 所示。

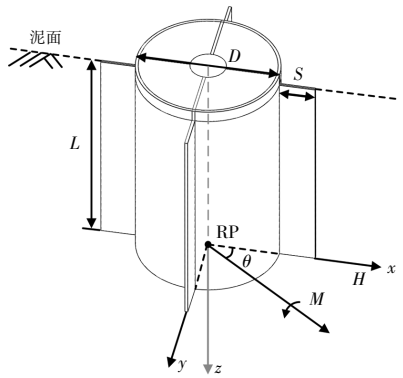


图 3　H 与 M 以非共面方式加载示意图

Fig.3 Schematic diagram of loading H and M in a non-coplanar manner

1.3　荷载和位移符号规定

基于 Butterfield R[11]的建议,本文位移和荷载的符号规定见表 1。

表 1　本文荷载和位移符号规定

Table 1 Summary of sign convention and nomenclature

参数	竖向	水平	弯矩	扭矩
位移/m	Δw	u	φ_M	φ_T
荷载/kN	V	H	M	T
极限承载力/kN	V_{ult}	H_{ult}	M_{ult}	T_{ult}
无量纲化荷载	$V/(A\cdot s_{u0})$	$H/(A\cdot s_{u0})$	$M/(A\cdot D\cdot s_{u0})$	$T/(A\cdot D\cdot s_{u0})$
承载力系数	$N_{cV}=\frac{V_{ult}}{A\cdot s_{u0}}$	$N_{cH}=\frac{H_{ult}}{A\cdot s_{u0}}$	$N_{cM}=\frac{M_{ult}}{A\cdot D\cdot s_{u0}}$	$N_{cT}=\frac{T_{ult}}{A\cdot D\cdot s_{u0}}$
归一化荷载	V/V_{ult}	H/H_{ult}	M/M_{ult}	T/T_{ult}

为保证研究结果的通用性，所有结果均处理为无量纲的形式[$V/(A\cdot s_{u0})$,$H/(A\cdot s_{u0})$,$M/(A\cdot D\cdot s_{u0})$,$T/(A\cdot D\cdot s_{u0})$],A 为吸力锚桶盖表面积,m^2;s_{u0} 为桶底处土体不排水抗剪强度,kPa;D 为吸力锚直径,m。

对极限承载力(V_{ult},H_{ult},M_{ult},T_{ult})进行量纲归一化处理,得到承载力系数(N_{cV},N_{cH},N_{cM},N_{cT})。

1.4　有限元模型验证

本文的模型尺寸及网格划分方法参考 Fu D[7]的有限元模型。在均质土、非均质土中,使用本文模型计算翼片型吸力锚的参数和 Fu D[7]的计算结果见表 2。

表 2　有限元模型验证结果

Table 2 Finite element model validation results

模型及	N_{cV}		N_{cH}		N_{cM}		N_{cT}	
误差	均质土	非均质土	均质土	非均质土	均质土	非均质土	均质土	非均质土
Fu D[7]	21.42	16.61	12.81	7.90	9.72	4.79	7.96	4.55
本文	21.33	16.50	12.77	7.87	9.67	4.75	7.91	4.52
误差/%	0.42	0.66	0.31	0.38	0.51	0.83	0.63	0.66

由表 2 可见,误差范围在 1%以内,验证了本文有限元模型的合理性。

2　单调荷载下翼片型吸力锚基础的承载特性

本文研究真三维荷载作用下翼片型吸力锚的极限承载力，因此仅展示随荷载加载方向变化的水平和弯矩承载特性，竖向和扭矩极限承载力不再重新计算。

2.1　水平承载特性

无量纲化水平荷载–位移曲线呈现了翼片型吸力锚的水平承载特性,如图 4 所示。图中包含翼片型吸力锚和传统吸力锚在均质土和非均质土中的结果。翼片型吸力锚的对称性导致 θ_H 为 15°和 θ_H为 75°的结果完全相同;θ_H 为 30°和 θ_H 为 60°的结果完全相同。因此,本文仅阐述 θ_H 为 0°~45°时,水平承载力的变化规律。

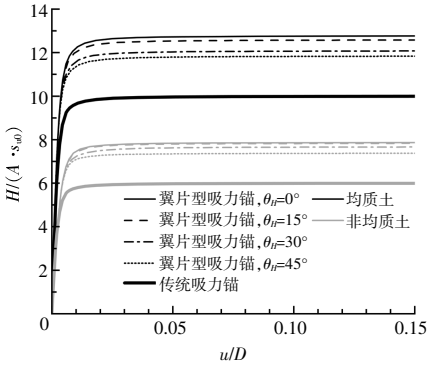
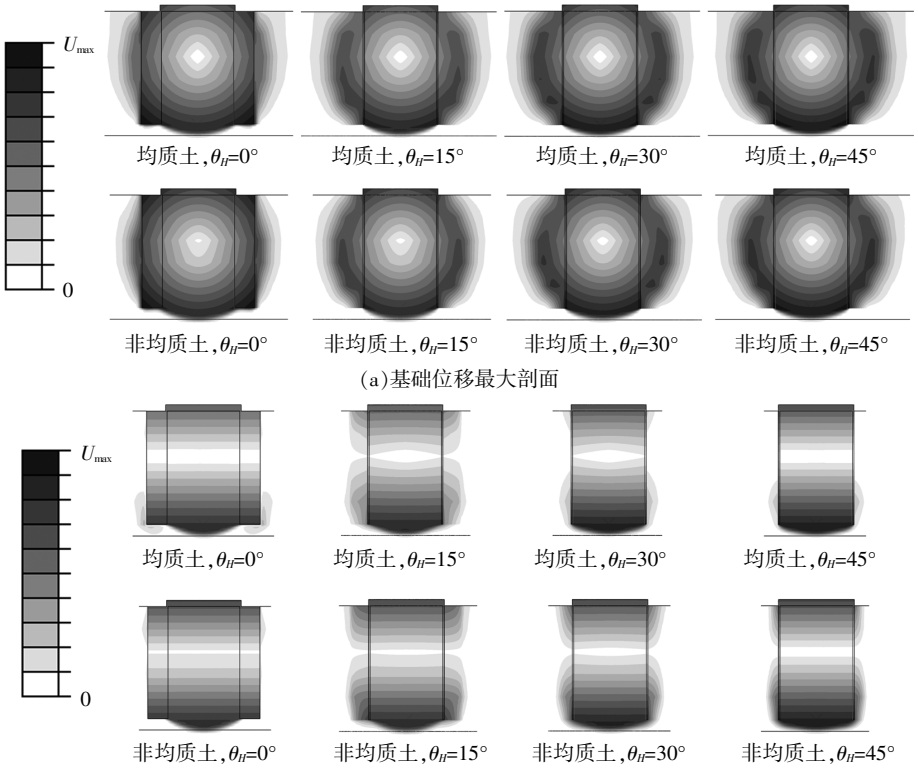


图 4　水平加载荷载–位移曲线

Fig.4 Load-displacement curves under horizontal loads

由图 4 可见,当 θ_H 从 0°增加至 45°,翼片型吸力锚水平承载力降至最低，均质土中 θ_H=45°的承载力系数 N_{cH} 为 θ_H=0°时的 92.72%，非均质土中 θ_H=45°的承载力系数 N_{cH} 为 θ_H=0°时的 93.65%。相较于传统吸力锚，额外的翼片使翼片型吸力锚的水平承载力大幅提升，翼片型吸力锚的水平承载力最小值在 θ_H 为 45°时取得，但相较于传统吸力锚仍提升了 18.4%和 22.83%(在均质土和非均质土中)。

位移破坏云图如图 5 所示。



(a)基础位移最大剖面

(b)基础位移最小剖面

图 5　水平荷载下破坏时位移云图

Fig.5 Displacement contours at failure under horizontal loading

由图 5 可见，土体破坏模式均为典型的楔形–浅勺型滑动破坏，裙板外侧的楔形滑动控制着桶底上方土体的破坏，桶底下方的浅勺型滑动控制着桶底下方土体的破坏。

基础位移最大和最小剖面是沿位移施加方向与位移施加垂直方向作竖直剖面。基础位移最小剖面显示,θ_H 的增加(从 0°逐渐增加至 45°)使基础在均质土和非均质土中裙板外侧楔形滑动破坏所调用的土体体积降低,导致水平承载力减小。当 θ_H 较大时(30°,45°),非均质土中基础裙板外侧上方仍能观察到楔形滑动，但在均质土中难以观察到,因此随 θ_H 增加,均质土中水平承载力下降更为显著。

2.2　弯矩承载特性

无量纲化弯矩荷载–位移曲线呈现了翼片型吸力锚基础的弯矩承载特性,如图 6 所示。图中包含翼片型吸力锚和传统吸力锚在均质土和非均质土中的结果。翼片型吸力锚的对称性导致 θ_M 为 15°,75°的结果、θ_M 为 30°,60°的结果完全相同。因此仅阐述 θ_M 为 0°~45°弯矩承载力的变化规律。

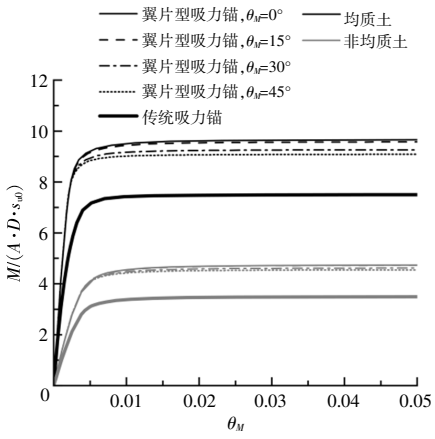


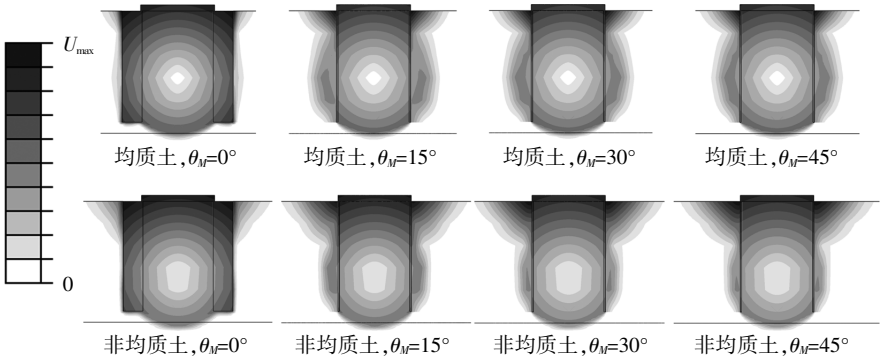
图 6　弯矩加载荷载–位移曲线

Fig.6 Load–displacement curves under moment loads

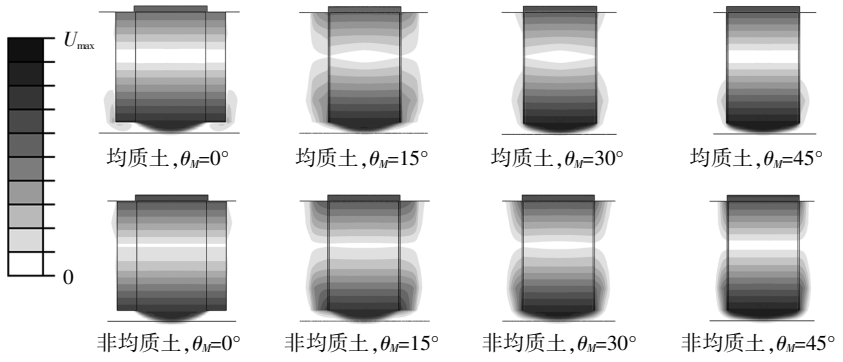
由图 6 可见，在均质土和非均质土中,θ_M 为 45°的承载力系数 N_{cM} 分别为 θ_M=0°时的 94%，96%,显著高于传统吸力锚(在均质土和非均质土中分别提升了 25.38%,33.53%)。

位移破坏云图如图 7 所示。

由图 7 可见，土体破坏模式均为典型浅楔



(a)基础位移最大剖面



(b)基础位移最小剖面

图 7　弯矩荷载下破坏时位移云图

Fig.7 Displacement contours at failure under moment loading

形-勺型滑动破坏，裙板外侧上方的浅楔形滑动控制表层土体的破坏，裙板外侧下方的勺型滑动控制着桶底处土体的破坏。

基础位移最大和最小剖面是与弯矩施加垂直方向沿弯矩施加方向作竖直剖面。基础位移最小剖面表明,当 θ_M 从 45°降低至 0°,裙板外侧浅楔形滑动和勺型滑动向外扩张明显，楔形滑动进一步发展,当 θ_M 较大时(30°,45°),能观察到非均质土中基础裙板外侧浅楔形滑动破坏调用小部分土体,在均质土中却无法观察到。因此,随 θ_M 增加,均质土中弯矩承载力的下降更为显著。

3　翼片型吸力锚基础在真三维复合荷载作用下的承载特性

通过 Probe 加载法对 *V*-*H*,*V*-*M*,*H*-*M*,*V*-*T*,*T*-*H* 和 *T*-*M* 二维加载模式下的破坏包络面进行了有限元计算,分析了在 *V*-*H*,*V*-*M*,*V*-*T*,*T*-*H* 和 *T*-*M* 荷载空间内 θ_H,θ_M 对破坏包络面的影响规律，分析了 *H*-*M* 荷载空间内水平荷载与弯矩荷载夹角 θ_M 对破坏包络面的影响规律。

3.1　基础在竖向-水平荷载(*V*-*H*)空间下的承载特性

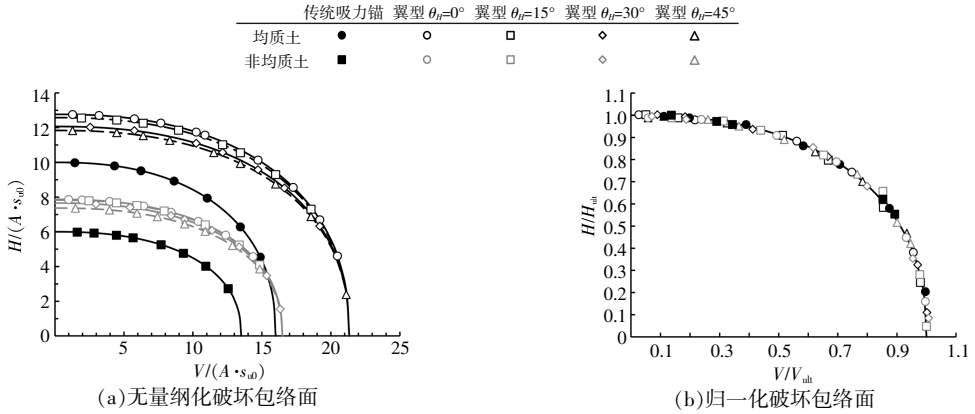
V-*H* 破坏包络面如图 8 所示。

由图 8 可见，在均质土和非均质土中，当 θ_H 从 0°增加到 45°，翼片型吸力锚无量纲化破坏包络面向内收缩,但仍显著高于传统吸力锚。土体强度非均匀程度和 θ_H 对 *V*-*H* 归一化破坏包络面形状影响较小，均质土和非均质土中两种吸力锚的归一化破坏包络面基本重合。根据 Shen Z[12]的研究成果,归一化破坏包络面表达式为

$$\left(\frac{V}{V_{ult}}\right)^{2.35}+\left(\frac{H}{H_{ult}}\right)^{2.35}=1 \qquad (2)$$

3.2　基础在竖向-弯矩荷载(*V*-*M*)空间下的承载特性

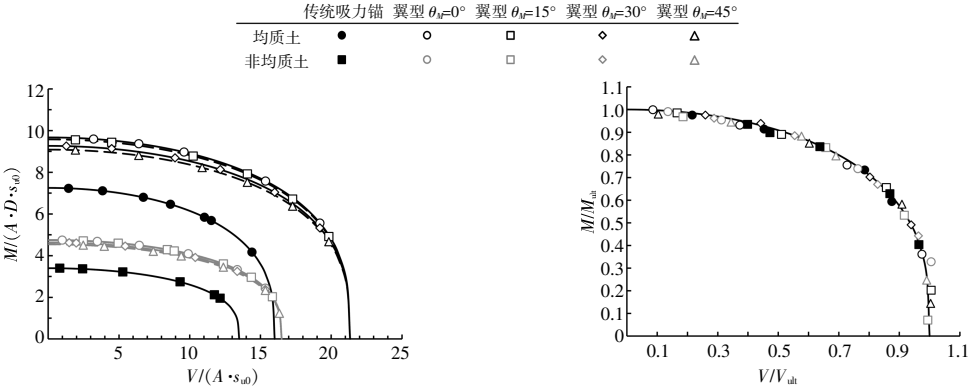
V-*M* 破坏包络面如图 9 所示。



(a)无量纲化破坏包络面 (b)归一化破坏包络面

图 8 V–H 破坏包络面

Fig.8 Failure envelopes in V–H loading space



(a)无量纲化破坏包络面 (b)归一化破坏包络面

图 9 V–M 破坏包络面

Fig.9 Failure envelopes in V–M loading space

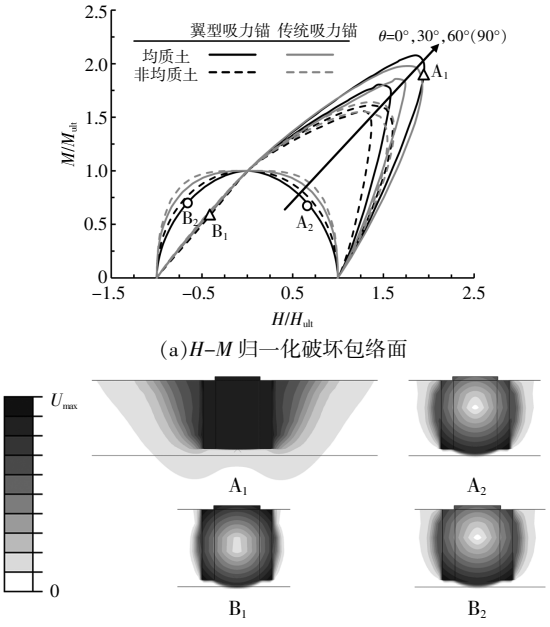
由图 9 可见，在均质土和非均质土中，当 θ_M 从 0°增加到 45°，翼片型吸力锚无量纲化破坏包络面向内收缩,但仍显著高于传统吸力锚。图 9 展示的结果与 Vulpe C[13]的研究结论相似:土体强度非均匀程度和 θ_M 对 V–M 归一化破坏包络面影响微小。均质土和非均质土中两种吸力锚的归一化破坏包络面基本重合。根据 Gourvenec S[14]的研究成果,归一化破坏包络面表达式为

$$\left(\frac{V}{V_{ult}}\right)^2+\left(\frac{M}{M_{ult}}\right)^3=1 \qquad (3)$$

3.3 基础在水平–弯矩荷载(H–M)空间下的承载特性

在海上基础的复杂受力条件下，基础会产生非共面的水平荷载–弯矩荷载(H–M)受荷情况，当弯矩荷载不是由偏心水平荷载引起时,H 和 M 非共面工况下的归一化破坏包络面如图 10 所示，水平荷载与弯矩荷载夹角为 θ。

由图 10(a)可见,当θ 从 0°增加到 90°,H–M



(a)H–M 归一化破坏包络面

(b)关键点位移云图

图 10 H–M 破坏包络面

Fig.10 Failure envelopes in H–M loading space

归一化破坏包络面在第 1 象限向外扩张,θ 为 60°和90°的包络面重合,归一化破坏包络面对称性随 θ 降低而增加,当 θ 为 0°,破坏包络面关于 M/M_{ult} 轴完全对称。当 θ<0°,θ 对归一化破坏包络面形状的影响显著,当 θ>60°,θ 对归一化破坏包络面形状几乎没影响。

为进一步揭示破坏机理的演变规律,选取均质土中翼片型吸力锚不同加载路径的关键点 A_1(u/φ_M=15,θ=90°),A_2(u/φ_M=15,θ=0°),B_1(u/φ_M=−15,θ=90°),B_2(u/φ_M=−15,θ=0°)的位移云图进行破坏模式的比较。由图 10(b)可见,4 个关键点的破坏机制均以水平荷载为主导,A_1 点的土体破坏模式为 Hill 破坏,裙板外侧形成了显著的楔形滑动区域。相比之下,A_2 点的土体破坏模式为楔形−浅勺型滑动破坏。由于在实际的 H 和 M 组合载荷下,水平荷载和弯矩相互耦合,θ=90°时正的水平荷载产生的受压区和弯矩引起的受压区重合,正的水平荷载会引起土体在受压一侧的进一步密实,调用的土域更多,从而能够提供更高的抗弯能力,因此,A_1 点的裙板外侧楔形滑动调用了更多的土域,在第 1 象限中,θ=90°的归一化破坏包络面比 θ=0°的向外显著扩展。B_1 点土体的主要破坏模式为裙板外侧的勺型滑动破坏,其调用的土体体积显著低于 B_2 点的楔形滑动破坏调用的体积,原因是 θ=90°时负的水平荷载和弯矩会产生处于异侧的不同强度的受压区,能够调用的土域更小,导致基础的倾覆稳定性较差,因此,在负水平荷载下,能够激发的弯矩较小,在第 2 象限中,θ=90°的归一化破坏包络面比 θ=0°的向内收缩。B_2 点与 A_2 点的土体破坏模式相同,均表现为典型的楔形−浅勺型滑动破坏,这是因为这两点的受荷情况完全对称。

根据 Barnett 和 Vulpe C[15]的研究成果,传统吸力锚基础在 L/D 为 0~0.5 条件下,非共面 H−M 归一化破坏包络面表达式为

$$\left|\frac{H}{H_{ult}}\right|^{a}+\left|\frac{M}{M_{ult}}\right|^{b}-c\frac{H}{H_{ult}}\frac{M}{M_{ult}}=1 \qquad (4)$$

式中:参数 a,b,c 取决于土体强度非均匀程度和 θ。

本文将式(4)应用在 L/D=1.5 的传统吸力锚和翼片型吸力锚,其参数拟合结果见表 3。

表 3　H−M 破坏包络面拟合公式的参数取值

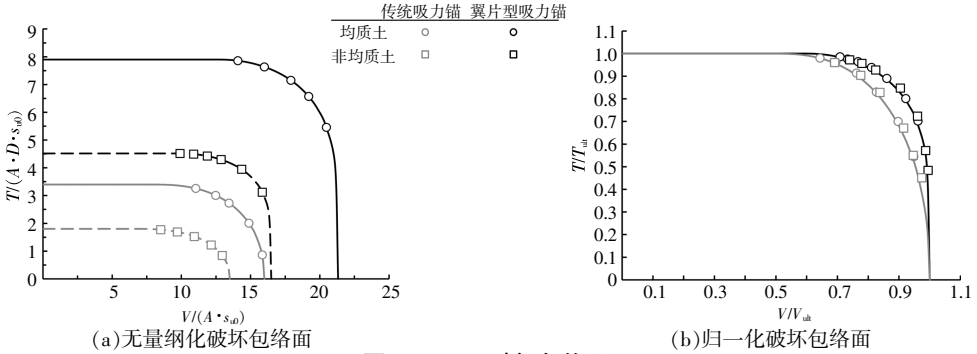
Table 3 Parameter values for the H−M failure envelope fitting equation

类型	θ/(°)	土体	a	b	c
翼片型吸力锚	60,90	均质土	1.82	1.74	1.47
		非均质土	1.73	1.72	1.36
翼片型吸力锚	30	均质土	1.72	1.52	1.28
		非均质土	1.57	1.39	1.17
翼片型吸力锚	0	均质土	1.82	1.79	0.00
		非均质土	2.09	2.04	0.00
传统吸力锚	60,90	均质土	1.86	1.82	1.53
		非均质土	1.80	1.78	1.41
传统吸力锚	30	均质土	1.70	1.61	1.32
		非均质土	1.74	1.73	1.35
传统吸力锚	0	均质土	2.71	2.31	0.00
		非均质土	3.96	2.22	0.00

3.4　基础在竖向−扭矩荷载(V−T)空间下的承载特性

V−T 破坏包络面如图 11 所示。

由图 11 可见,翼片型吸力锚比传统吸力锚的



(a)无量纲化破坏包络面　　(b)归一化破坏包络面

图 11　V−T 破坏包络面

Fig.11 Failure envelopes in V−T loading space

V−T 归一化破坏包络面向外扩张,土体强度非均匀程度对 V−T 归一化破坏包络面形状影响微小。根据 Shen Z[12]的研究成果,翼片型和传统吸力锚的归一化破坏包络面表达式分别为

$$\frac{T}{T_{ult}}=1,\quad \frac{V}{V_{ult}}\leqslant 0.6$$

$$\frac{V}{V_{ult}}-0.4\left\{\left[1-\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{4.5}\right]^{0.5}\right\}=0.6,\quad \frac{V}{V_{ult}}>0.6 \quad (5)$$

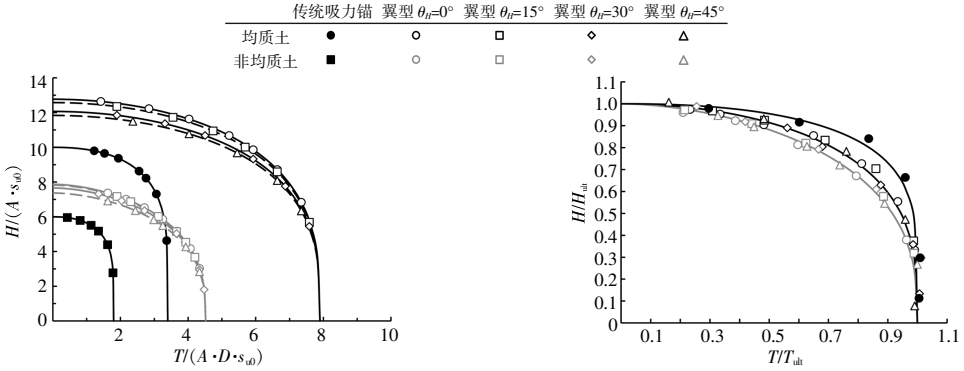
$$\frac{T}{T_{ult}}=1,\quad \frac{V}{V_{ult}}\leqslant 0.5$$

$$\frac{V}{V_{ult}}-0.5\left\{\left[1-\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{2.3}\right]^{0.4}\right\}=0.5,\quad \frac{V}{V_{ult}}>0.5 \quad (6)$$

3.5 基础在扭矩-水平荷载(*T*-*H*)空间下的承载特性

T-*H* 破坏包络面如图 12 所示。

由图 12 可见,在均质土和非均质土中,当 θ_H 从 0°增加至 45°,翼片型吸力锚无量纲化破坏包络面在 *T* 方向无明显变化,在 *H* 方向向内收缩,但显著高于传统吸力锚。传统吸力锚在均质土和非均质土中的归一化破坏包络面重合,比翼片型吸力锚的向外扩张。均质土中翼片型吸力锚的归一化破坏包络面表达式为



(a)无量纲化破坏包络面 (b)归一化破坏包络面

图 12 *T*-*H* 破坏包络面

Fig.12 Failure envelopes in *T*-*H* loading space

$$\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{2}+\left(\frac{H}{H_{ult}}\right)^{3.3}=1 \quad (7)$$

传统吸力锚的归一化破坏包络面表达式为

$$\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{2.3}+\left(\frac{H}{H_{ult}}\right)^{4.9}=1 \quad (8)$$

非均质土中翼片型吸力锚的归一化破坏包络面表达式为

$$\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{1.75}+\left(\frac{H}{H_{ult}}\right)^{2.8}=1 \quad (9)$$

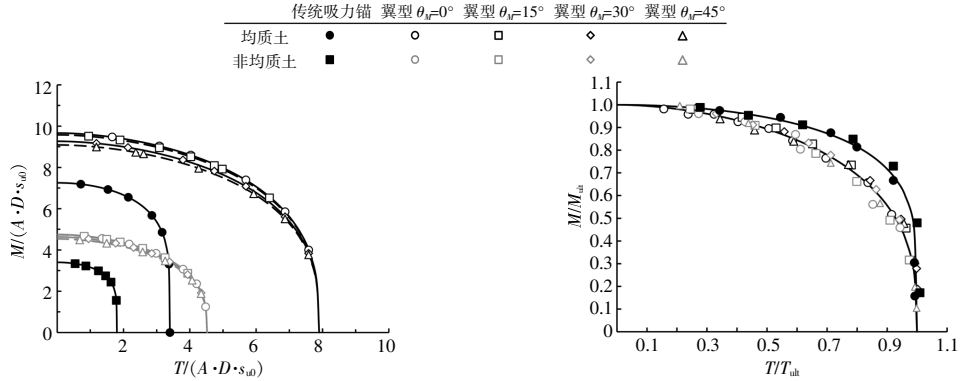
3.6 基础在扭矩-弯矩荷载(*T*-*M*)空间下的承载特性

T-*M* 破坏包络面如图 13 所示。

由图 13 可见,在均质土和非均质土中,当 θ_M 从 0°增加至 45°,无量纲化破坏包络面在 *T* 方向无明显变化,在 *M* 方向收缩较明显。土体强度非均匀程度和 θ_M 对 *T*-*M* 归一化破坏包络面形状影响微小,传统吸力锚的归一化破坏包络面相比于翼片型吸力锚向外扩张,翼片型吸力锚在两种土体中归一化破坏包络面表达式为

$$\left(\frac{M}{M_{ult}}\right)^{3}+\left(\frac{T}{T_{ult}}\right)^{1.8}=1 \quad (10)$$

传统吸力锚在两种土体中归一化破坏包络面



(a)无量纲化破坏包络面 (b)归一化破坏包络面

图 13 *T*-*M* 破坏包络面

Fig.13 Failure envelopes in *T*-*M* loading space

表达式为

$$\left(\frac{M}{M_{\mathrm{ult}}}\right)^{5}+\left(\frac{T}{T_{\mathrm{ult}}}\right)^{2}=1 \qquad (11)$$

4　荷载加载角度对不同翼片数翼片型吸力锚极限承载力的影响

为全面覆盖荷载加载角度的所有工况，考虑不同翼片数量的翼片型吸力锚的对称性，选取的荷载施加角度为 0°,15°,30°和 45°，适用于 4~8 翼片的翼片型吸力锚。对于 3 翼片的增加了 60°的荷载施加角度;对于 2 翼片的增加了 75°和 90°的荷载施加角度。

4.1　水平承载特性

水平承载力系数 N_{cH} 在不同翼片数量 N、不同 θ_H 下的变化如图 14 所示。

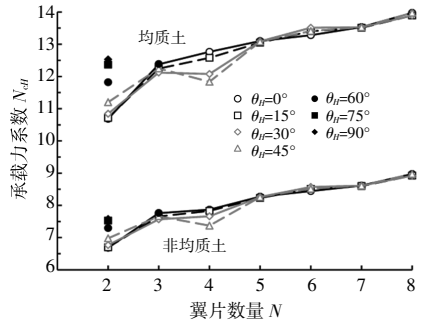


图 14　不同翼片数,不同加载角度的水平承载力系数 N_{cH}

Fig.14 N_{cH} for different number of fins and different loading angles

由图 14 可见，当 θ_H 为 0°时,N 从 2 增加至 8,极限水平承载力在均质土和非均质土中分别提高了 30.8%,34.3%。在均质土和非均质土中,当 N 为 2 时,θ_H 的增加显著提升了水平承载力；当 N 为 3 和 4 时,θ_H 的增加则导致水平承载力降低；当 N 为 5~8 时,θ_H 的增加对水平承载力几乎无影响。

4.2　弯矩承载特性

弯矩承载力系数 N_{cM} 在不同翼片数量 N、不同 θ_M 下的变化如图 15 所示。

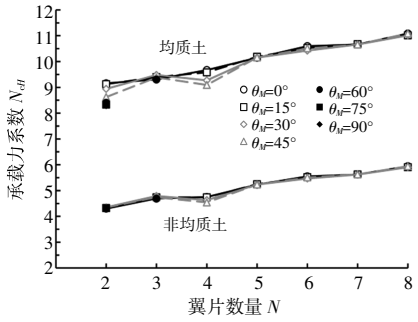


图 15　不同翼片数,不同加载角度的弯矩承载力系数 N_{cM}

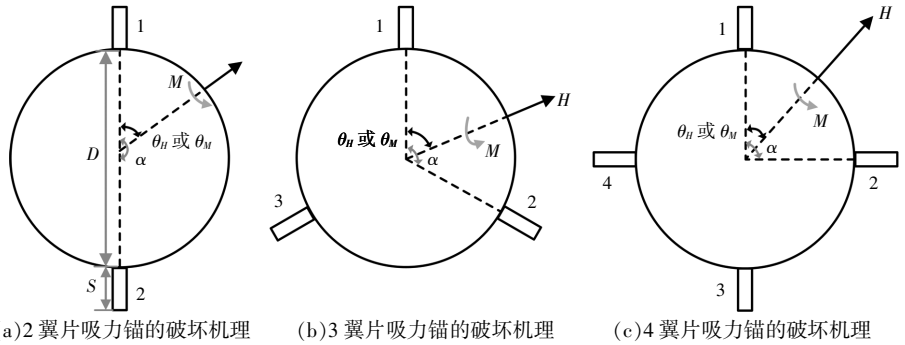
Fig.15 N_{cM} for different number of fins and different loading angles

由图 15 可见,当 θ_M 为 0°时,在均质土和非均质土中,N 从 2 增加至 8,弯矩承载力分别提高了 21.0%,38.1%。

均质土中,当 N 为 3 和 5~8 时,θ_M 的增加对弯矩承载力几乎无影响；当 N 为 2 和 4 时,θ_M 的增加则导致弯矩承载力降低。非均质土中,当 N 为 4 时,θ_M 的增加导致弯矩承载力降低;当 N 为2,3 和 5~8 时,θ_M 的增加对弯矩承载力几乎无影响。

4.3　不同翼片数翼片型吸力锚的破坏机理

不同翼片数量的翼片型吸力锚破坏机理如图 16 所示。



(a)2 翼片吸力锚的破坏机理　(b)3 翼片吸力锚的破坏机理　(c)4 翼片吸力锚的破坏机理

图 16　不同翼片数量的翼片型吸力锚破坏机理示意图

Fig.16 Schematic diagram of the failure mechanisms of finned suction caissons with varying numbers of fins

由图 16 可见：对于 2 翼片翼片型吸力锚,当 θ_H 为 0°时,几乎无法激发 2 个翼片抵抗水平荷载的能力;当 θ_H 从 0°增加到 90°,水平荷载逐渐与翼片形成的平面垂直,其性能逐渐加强,极限水平承载力随之提高;当 θ_H 为 90°时,其极限水平承载力与直径为(D+2S)的传统吸力锚相近。当 θ_M 为

0°时,2 个翼片的抗弯能力达到最大,随 θ_M 增加,2 个翼片的抗弯矩能力逐渐减弱,当 θ_M 达到 90°时,几乎无法发挥 2 个翼片的抗弯矩作用。

对于 4 翼片翼片型吸力锚,θ_H 为 0°时,2 号和 4 号翼片有效抵抗水平荷载。θ_H 为 45°时,3 号和 4 号翼片的抗水平荷载能力有限,1 号和 2 号翼片起主导作用,但 1 号和 2 号翼片夹角 α 仅有 90°(α=180°时,可以最大发挥 1 号和 2 号翼片抗水平荷载的能力,α 越小,1 号和 2 号翼片的能力越难发挥),限制了其作用,使水平承载力降低。弯矩荷载类似,θ_M 为 0°时能充分实现 1 号和 3 号翼片的抗弯能力,但 θ_M 为 45°时,4 个翼片的抗弯能力均未充分发挥,导致弯矩承载力降低。

对于 3 翼片翼片型吸力锚,由于对称性,荷载加载角度为 0°~30°时即可包含所有真三维工况,因此翼片对土体的限制能力较强,加载角度对极限承载力的影响微小。对于 5~8 翼片的翼片型吸力锚,翼片对土体的限制更强,加载角度对极限承载力的影响更小。

5 结论

本文基于有限元软件 ABAQUS,开展了 θ_H,θ_M 对极限承载力影响规律的研究,以及真三维双向复合荷载作用下的破坏包络面的研究,分析了 θ_H 和 θ_M 对不同翼片数量的翼片型吸力锚极限承载力的影响规律。

①当 θ_H,θ_M 从 0°增加至 45°,4 翼片翼片型吸力锚的极限水平和弯矩承载力均降低,但仍显著高于传统吸力锚,均质土中水平和弯矩承载力的下降更显著,原因是 θ_H,θ_M 较大时(当 θ_H,θ_M 为 30°,45°),非均质土中基础裙板外侧仍能观察到楔形滑动破坏,但在均质土中难以观察到。

②相比于传统吸力锚,翼片型吸力锚额外的翼片显著地扩展了 V–H,V–M,V–T,T–H 和 T–M 二维荷载空间内无量纲化破坏包络面。θ_H,θ_M 从0°增加至 45°,可使 V–H,V–M,T–H 和 T–M 二维加载模式下的无量纲化破坏包络面向内收缩。对于 H 与 M 非共面的工况,当 θ 从 0°增加到 90°,H–M 破坏包络面在第 1 象限向外扩张,H–M 破坏包络面对称性随 θ 降低而增加。当 θ<60°,θ 对 H–M 破坏包络面形状的影响显著,当 θ>60°时则几乎无影响。

③随 θ_H,θ_M 的增加,不同翼片数的翼片型吸力锚的水平和弯矩极限承载力可能提高或降低。翼片数量越多,其对土体的限制越强,加载角度对极限承载力的影响越小。

参考文献:

[1] Fu D,Bienen B,Gaudin C,et al.Undrained capacity of a hybrid subsea skirted mat with caissons under combined loading [J].Canadian Geotechnical Journal,2014,51(8):934–949.

[2] Gourvenec S.Effect of embedment on the undrained capacity of shallow foundations under general loading [J].Géotechnique,2008,58(3):177–185.

[3] Taiebat H A,Carter J P.Numerical studies of the bearing capacity of shallow foundations on cohesive soil subjected to combined loading [J].Géotechnique,2000,50(4):409–418.

[4] 刘润,王磊,丁红岩,等.复合加载模式下不排水饱和软黏土中宽浅式筒型基础地基承载力包络线研究[J].岩土工程学报,2014,36(1):146–154.

[5] 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 [J]. 土木工程学报,2010,43(4):113–118.

[6] Chen H,Shen Z,Wang L,et al.Undrained capacity of skirted circular foundations under fully three–dimensional loading [J].Computers and Geotechnics,2023,156:105261.

[7] Fu D,Zhou Z,Pradhan D L,et al.Bearing performance of finned suction caissons under combined VHMT loading in clay [J].Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering,2024,150(5):04024031.

[8] 康思伟,栾辰宇,张雨蓉,等.海上浮式风机重力安装式筒形锚承载特性分析[J].可再生能源,2024,42(1):45–50.

[9] 张浦阳,马思腾,乐丛欢,等.粘土中吸力锚基础的抗扭承载特性研究[J].可再生能源,2024,42(8):1047–1053.

[10] Fu D,Zhou Z,Yan Y,et al.A method to predict the torsional resistance of suction caisson with anti–rotation fins in clay[J].Marine Structures,2021,75:102866.

[11] Butterfield R,Houlsby G T,Gottardi G.Standardized sign conventions and notation for generally loaded foundations[J].Géotechnique,1997,47(5):1051–1054.

[12] Shen Z,Bie S,Guo L.Undrained capacity of a surface circular foundation under fully three –dimensional loading [J].Computers and Geotechnics,2017,92:57 –67.

[13] Vulpe C,Gouvenec S,Power M.A generalised failure envelope for undrained capacity of circular shallow foundations under general loading [J].Géotechnique Letters,2014,4(3):187-196.

[14] Gourvenec S,Randolph M.Effect of strength non-homogeneity on the shape of failure envelopes for combined loading of strip and circular foundations on clay[J].Géotechnique,2003,53(6):575-586.

[15] Vulpe C.Design method for the undrained capacity of skirted circular foundations under combined loading: effect of deformable soil plug[J].Géotechnique,2015,65(8):669-683.

Research on the bearing performance of finned suction caisson foundation under fully three-dimensional loading

Li Gang[1], Liu Bo[1], Ma Ling[1], Chen Yangming[1], Yan Yue[2], Xu Ruizhe[2], Fu Dengfeng[3]

(1.China Power Engineering Consulting Group Co.,LTD., Beijing 100029, China; 2.School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 3.College of Environmental Science and Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

Abstract: As floating photovoltaic systems gradually extend into deeper waters, shared mooring anchoring systems have gained attention for their adaptability to complex marine environments. This study aims to investigate the bearing performance of finned suction caissons under non-coplanar combined loading conditions. Based on finite element software ABAQUS, the study examines the impact of different horizontal and moment load angles on the ultimate bearing capacity of finned suction caissons in homogeneous and normally consolidated soils, and explores the influence patterns of fully three-dimensional loading on bearing performance within the combined loading space. The results indicate that as θ_H and θ_M (θ_H and θ_M represent the loading angles of horizontal load and moment load, respectively.)increase from 0° to 45°, the ultimate horizontal and moment capacities of the four-fin suction caisson decrease, with a more pronounced reduction observed in homogeneous soils. Additional fins significantly expand the dimensionless failure envelope in V-H (vertical-horizontal load application), V-M (vertical-moment load application), V-T (vertical-torsional load application), T-H (torsional-horizontal load application), and T-M (torsional-moment load application) loading spaces. As θ_H and θ_M increase from 0° to 45°, the dimensionless failure envelope in V-H, V-M, T-H, and T-M loading spaces contracts inward. For non-coplanar H and M conditions, as increases from 0° to 90°, the H-M failure envelope expands outward in the first quadrant, and its symmetry increases as decreases. This study provides theoretical support for understanding the bearing performance of finned suction caissons under fully three-dimensional loading, aiding in the enhancement of design accuracy and structural safety.

Keywords: floating photovoltaic systems; bearing performance; suction caisson; fully three-dimensional loading; failure envelope