

饱和砂土中吸力式沉箱基础的极限承载力计算方法

邱月^{1,2},黎冰³,吴迪^{1,2},王钰轲^{1,2},刘勇⁴

(1. 河海大学 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室,江苏 南京 210098;2. 河海大学 江苏省岩土工程技术工程研究中心,江苏 南京 210098;3. 东南大学 土木工程学院,江苏 南京 210096;4. 芜湖县供电有限责任公司,安徽 芜湖 241100)

摘要:为了确定砂土地基中倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力,利用极限包络线方法对其进行分析。基于25组模型试验得到水平、竖向以及倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础的极限承载力,结合假定得到的水平、竖向极限承载力系数,回归分析得出:水平和竖向极限承载力系数与荷载作用点位置 Z/L 服从幂函数关系;随着荷载作用点位置的逐渐增大,水平承载力系数呈现出先增大后减小的趋势,竖向承载力系数逐渐增大;归一化竖向极限承载力与归一化水平极限承载力之间服从二次抛物线关系,通过求平方根的形式即可得到倾斜荷载作用下沉箱基础的极限抗拔承载力。

关键词:吸力式沉箱基础;饱和砂土;极限承载力;荷载作用点;荷载作用角度

中图分类号:TU473.2

文献标识码:A

Ultimate bearing capacity of suction caisson in saturated sand

QIU Yue^{1,2}, LI Bing³, WU Di^{1,2}, WANG Yuke^{1,2}, LIU Yong⁴

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Geomechanics and Embankment Engineering, Hohai University, Jiangsu Nanjing 210098, China;2. Jiangsu Research Center for Geotechnical Engineering Technology, Hohai University, Nanjing 210098, China;3. School of Civil Engineering, Southeast University, Jiangsu Nanjing 210096, China;4. Wuhu County Power Supply Limited Liability Company, Anhui Wuhu 241100, China)

Abstract:To obtain the ultimate bearing capacity of suction caisson under inclined load in saturated sand, the interaction failure envelop was used to analyze the bearing behavior of suction caisson. Based on the 25 model tests in sand, the ultimate capacity of suction caisson under different loading conditions was summarized. The lateral capacity factor and the vertical capacity factor were assumed to analyze the influences of the loading position, loading inclination angle on the ultimate bearing capacity. It was found that there is a power function relationship between the normalized ultimate horizontal bearing capacity and the normalized ultimate vertical bearing capacity. Thus, the ultimate inclined bearing capacity can be obtained with the loading angle between the horizontal capacity and the vertical capacity.

Key words:suction caisson; saturated sand; ultimate bearing capacity; loading position; loading inclination angle

吸力式沉箱基础是一种底端开口,顶部封闭的大直径薄壁圆筒结构,同时在其顶部设有连接抽气系统的圆孔。作为海洋平台的基础部分,要保证沉箱能够“站得稳”的关键就在于吸力式沉箱的抗拔性能,即在受到风、波浪等外力作用下仍然

能够正常工作。Iskander等^[2]通过模型试验研究了竖向荷载作用下砂土和黏土地基中吸力式沉箱基础的沉贯和拉拔特性。Allersma等^[3]通过离心机试验研究了3种长径比、5种荷载作用点位置以及4种荷载作用角度对砂土中吸力式沉箱基础的

抗拔承载力影响。Bang 等^[4-5]基于“渐变内摩擦角”的概念提出了水平荷载和倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础的抗拔承载力计算方法,然而该方法需要考虑的计算模式较多,较为复杂。施晓春等^[6-11]众多学者也基于一定的假定,提出了沉箱基础的水平极限承载力计算方法,但是由于假定与实际压力分布情况的差异使得计算方法的适用性受到一定的限制。黎冰等^[12]基于上述研究存在的不足提出了荷载作用点位于沉箱顶部时水平荷载作用下吸力式沉箱基础的极限承载力计算方法,然而该研究中仅仅考虑了荷载作用点位于沉箱顶部的情况。另外,也有学者利用有限元方法对吸力式沉箱基础的承载特性进行了研究^[13-14]。然而,目前很少有砂土地基中吸力式沉箱基础在倾斜荷载作用下的极限抗拔承载力计算方法。本文利用极限荷载包络线图提出了倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力计算方法。

1 模型试验

本试验有 5 种不同荷载作用点及 5 种不同荷载作用角度共 25 种工况,如表 1 所示。试验中采用的吸力式沉箱基础模型均采用不锈钢材料制作而成,沉箱的外径 D 为 101mm,沉箱长度 L 为 606 mm,如图 1 所示。

表 1 试验工况汇总表
Tab.1 List of test conditions

荷载作用点 Z/L		荷载作用角度 $\omega/^\circ$			
0	0	15	30	60	90
1/2	0	15	30	60	90
2/3	0	15	30	60	90
3/4	0	15	30	60	90
1	0	15	30	60	90

注: Z -荷载作用点与沉箱顶端的距离; ω -荷载作用角度。

本文采用的模型槽利用砖块砌成,其尺寸为 $6\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1.3\text{ m}$ 。地基土通过利用干砂分层填筑进水饱和制备而成,其中砂土的有效内摩擦角 φ' 为 36.8° ,干密度 ρ_d 为 $1.44\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,浮重度 γ' 为 $8.9\text{ kN} \cdot \text{m}^{-3}$ 。每种工况都需要测量记录荷载及该级荷载下沉箱模型顶点的水平位移、竖向位移和转动角度。试验整体示意图如图 2 所示。

试验利用自制的位移测量装置记录沉箱顶点在不同加载阶段的位置变化,通过进一步计算即可得到不同加载阶段沉箱顶部的竖向和水平位移。沉箱的倾角通过深圳市瑞芬科技公司生产的

LCA36-30 型数字双轴倾角传感器测得,测量范围为 $\pm 30^\circ$,测量精度为 0.2° 。

模型试验具体试验过程如下:制备饱和砂土地基;贯入沉箱基础模型^[15];安装位移测量装置和倾角传感器;逐级加载并记录位移和转动角度。

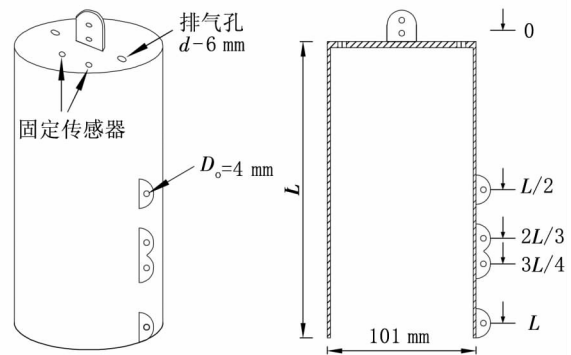


图1 吸力式沉箱基础模型示意图
Fig.1 Model of suction caisson

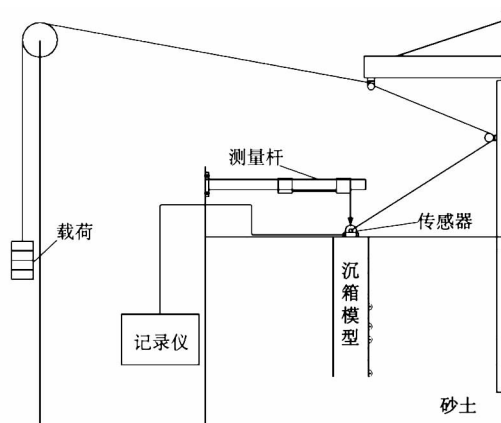


图2 试验整体示意图
Fig.2 Schematic diagram of loading

2 吸力式沉箱基础极限抗拔承载力计算

由于目前对吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力的确定并没有统一的标准,故本文取以下三种标准对应荷载的最小值作为沉箱基础模型的极限抗拔承载力:一是吸力式沉箱基础被拔出的前一级荷载;二是作用点位移达到沉箱直径 20% 时对应的荷载;三是荷载与作用点位移关系曲线呈线性时的对应荷载。

图 3 列出了不同工况下吸力式沉箱基础的荷载-荷载作用点位移关系曲线。图中黑色箭头表示按照上述标准得到的吸力式沉箱基础的极限承载力取值。当荷载作用角度为 0° 时,不同作用点下沉箱的极限承载力取值分别为:539、1 529、2 472、2 870、1 411 N;当荷载作用角度为 15° 时,

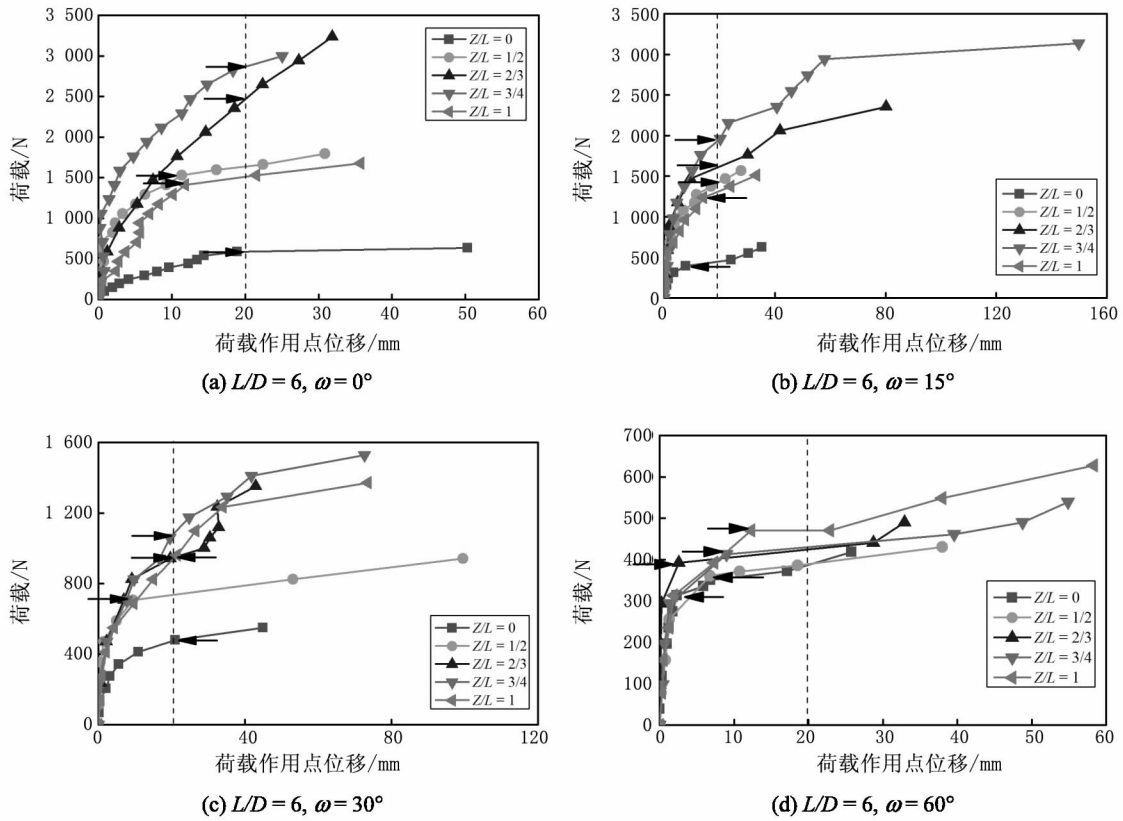


图3 沉箱基础荷载-作用点位移关系曲线 ($L/D = 6$)

Fig. 3 Load-deflection curves of suction caissons with $L/D = 6$

不同作用点下的沉箱的极限承载力取值分别为: 392、1 372、1 630、1 960、1 235 N; 当荷载作用角度为 30° 时, 不同作用点下的沉箱的极限承载力取值分别为: 412、686、942、1080、940 N; 当荷载作用角度为 60° 时, 不同作用点下的沉箱的极限承载力取值分别为: 314、361、392、413、470 N。

2.1 水平荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力计算方法

为了研究水平荷载作用下吸力式沉箱基础的抗拔承载力与荷载作用点的量化关系, 假定试验过程中地基土为完全排水状态, 沉箱基础的极限水平承载力是荷载作用点的函数, 即: $H_z = f(Z/L)$ 。

吸力式沉箱基础的水平极限抗拔承载力主要由沉箱侧壁的被动土压力以及沉箱底部摩擦力等组成。由于不同工况下吸力式沉箱基础侧壁及底部受到的应力差异较大, 难以做出统一假定。这里假定吸力式沉箱基础在不同荷载作用点下的水平抗拔承载力表示为如下形式:

$$H_z = N_{hz} A_0 \sigma'_L \tan \varphi' \quad (1)$$

其中, A_0 为沉箱基础底部面积; σ'_L 为沉箱基础底

部的有效应力; φ' 为土体有效内摩擦角; N_{hz} 为吸力式沉箱基础的水平承载力系数, 见表 2。

表 2 水平极限抗拔承载力系数 N_{hz}

Tab. 2 The lateral capacity factor N_{hz}

Z/L	0	1/2	2/3	3/4	1
N_{hz}	17.53	49.73	80.4	93.35	45.89

为了考虑荷载作用点 Z/L 对水平极限抗拔承载力系数 N_{hz} 的影响, 图 4 给出了不同荷载作用点位置下 N_{hz} 的回归曲线。

图 4 中, 水平极限抗拔承载力系数 N_{hz} 和荷载作用点位置 Z/L 的关系如下:

$$N_{hz} = \frac{14.02}{\sqrt{(0.78 - Z/L)^2 + (0.20Z/L)^2}} \quad (2)$$

2.2 竖向荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力计算方法

Steensen - Bach^[16] 及 Deng 等^[17] 基于试验和有限元方法提出的竖向上拔荷载下地基土的三种可能破坏模式(滑动破坏、端部阻力破坏、反向承载力破坏)受到广大学者的认可。然而, 这三种地基破

坏模式是针对黏土地基提出,并不完全适用于砂土地基。在砂土地基中,吸力式沉箱基础的破坏模式与其贯入方式、排水条件以及荷载施加速度等均有关系,可将其分为吸力式沉箱基础直接被拔出、沉箱基础及其中土塞一起被拔出两种情况。

为了研究竖向荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力与荷载作用点以及长径比的量化关系,在不考虑沉箱基础具体受力特性的同时,假定沉箱基础的竖向极限抗拔承载力也是荷载作用点的函数,即: $V_z = f(Z/L)$ 。

假定吸力式沉箱基础在不同荷载作用点下的竖向极限抗拔承载力表示为如下形式:

$$V_z = N_{vz} A_0 \sigma'_L \tan \varphi' \quad (3)$$

其中, A_0 为沉箱基础底部面积; σ'_L 为沉箱基础底部的有效应力; φ' 为土体有效内摩擦角; N_{vz} 为吸力式沉箱基础的竖向极限抗拔承载力系数,见表3。

表3 竖向极限抗拔承载力系数 N_{vz}

Tab.3 The vertical uplift capacity factor N_{vz}

Z/L	0	1/2	2/3	3/4	1
N_{vz}	6.83	7.31	7.48	7.90	8.30

为了考虑荷载作用点位置对吸力式沉箱基础竖向极限抗拔承载力 V_z 的影响,图5给出了吸力式沉箱基础的竖向极限承载力系数 N_{vz} 与荷载作用点的回归关系曲线。从图中可以发现,吸力式沉箱基础的竖向极限抗拔承载力系数 N_{vz} 和荷载作用点 Z/L 服从如下幂函数关系:

$$N_{vz} = 7.53(Z/L + 0.5)^{0.08} \quad (4)$$

结合表3及图5可以看出,当荷载作用点位置向沉箱底部移动时,水平极限抗拔承载力系数 N_{vz} 逐渐增大。竖向极限抗拔承载力系数 N_{vz} 由 $Z/L = 0$ 时对应的6.83增至 $Z/L = 1$ 时对应的8.30,增大了21.52%。

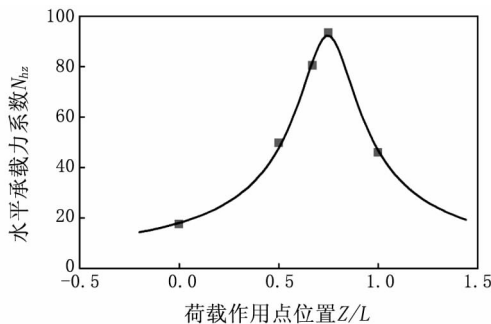


图4 水平极限抗拔承载力系数 N_{hz} 与荷载作用点位置关系曲线

Fig.4 Curves for the lateral capacity factor N_{hz} and the mooring position

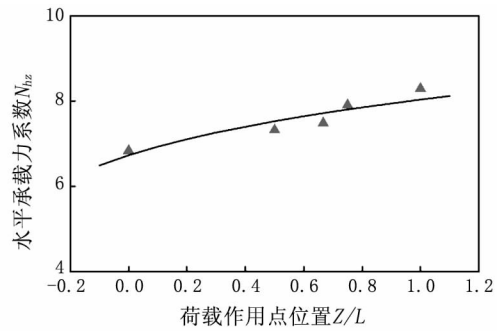


图5 竖向极限抗拔承载力系数与荷载作用点位置关系曲线

Fig.5 Curves for the vertical uplift capacity factor and the mooring position

2.3 倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力计算方法

基于前两节研究,图6给出了吸力式沉箱基础在受到不同荷载作用点倾斜荷载作用时的 $V-H$ 包络线图。可以看出,尽管不同工况下的包络线具体方程有所差异,但均满足抛物线关系,因而可假定如公式(5)形式的包络线方程。

$$\frac{V}{V_z} = 1 + \alpha \left(\frac{H}{H_z} \right) - \beta \left(\frac{H}{H_z} \right)^2 \quad (5)$$

其中, V 表示倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础极限抗拔承载力的竖向分量; H 表示倾斜荷载作用下吸力式沉箱基础极限抗拔承载力的水平分量; V_z 表示荷载作用点位于沉箱高度 Z 处时对应的竖向极限承载力,可以通过公式(3)计算得到; H_z 表示荷载作用点位于沉箱高度 Z 处的吸力式沉箱基础的水平极限抗拔承载力,可以通过公式(1)计算得到;无量纲系数 α 、 β 与吸力式沉箱基础的荷载作用点位置 Z/L 有关。

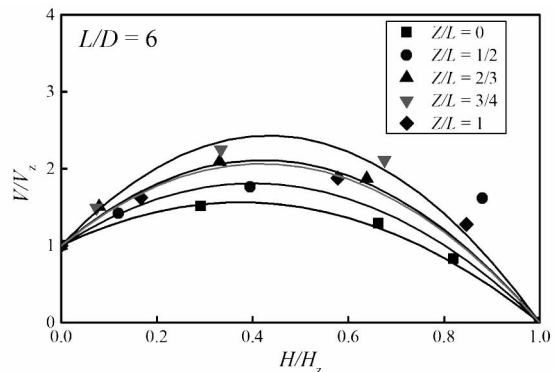


图6 吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力包络线图

Fig.6 Inclined loading pull-out capacity of suction caisson

表4列出了吸力式沉箱基础在不同荷载作用点

下包络线方程的无量纲系数 α, β , 其中 $\beta = \alpha + 1$ 。

表4 无量纲系数 α, β 取值表

Tab. 4 Non-dimensional factor α, β

荷载作用点位置 Z/L	无量纲系数 α	无量纲系数 β
0	3.00	4.00
1/2	4.04	5.04
2/3	5.29	6.29
3/4	6.59	7.59
1	5.10	6.10

为了进一步研究荷载作用点位置 Z/L 与无量纲系数之间的关系, 通过对表4中数据点的回归分析, 得到了以下幂函数关系:

$$\frac{1}{\alpha} = \frac{0.217}{(Z/L + 0.5)^{0.61}} \quad (6)$$

综上所述, 当荷载作用点 Z/L 确定时, 可以根据公式(6)及 $V = H \tan \omega$ 关系得到其极限抗拔承载力的水平和竖向承载力分量, 进而得到吸力式沉箱基础的极限抗拔承载力 $F_{\max} = \sqrt{H^2 + V^2}$ 。

3 结论

1) 水平极限承载力系数与荷载作用点位置 Z/L 服从幂函数关系, 随着荷载作用点位置的逐渐增大, 水平承载力系数呈先增大后减小的趋势。

2) 竖向极限承载力系数与荷载作用点位置 Z/L 服从幂函数关系, 随着荷载作用点位置的逐渐增大, 竖向承载力系数逐渐增大。

3) 归一化竖向极限承载力与归一化水平极限承载力之间服从二次抛物线关系。通过求平方根的形式即可得到倾斜荷载作用下沉箱基础的极限抗拔承载力。

参考文献:

[1] EI SHERBINY R M. Performance of suction caisson anchors in normally consolidated clay [D]. USA: The University of Texas at Austin, 2005.

[2] ISKANDER M, EL GHARBAWY S, OLSON R. Performance of suction caissons in sand and clay [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39: 576 - 584.

[3] ALLERSMA H G B, BRINKGREVE R B J, SIMON T, et al. Centrifuge and numerical modeling of horizontally loaded suction piles [J]. International Journal of Offshore

and Polar Engineering, 2000, 10(3): 222 - 228.

[4] BANG S, CHO Y. Ultimate horizontal loading capacity of suction piles [J]. International Offshore and Polar Engineering, 2002, 12(1): 56 - 63.

[5] BANG S, JONES K, KIM Y S, et al. Vertical pullout capacity of embedded suction anchors in sand [C] // Proceedings of the 16th International Offshore and Polar Engineering Conference, San Francisco: USA, 2006, 469 - 474.

[6] 施晓春, 陈国祥. 桶形基础单桶水平承载力的试验研究 [J]. 岩土工程学报, 1999(6): 723 - 726.

[7] 刘振纹, 王建华, 秦崇仁, 等. 负压桶形基础地基水平承载力研究 [J]. 岩土工程学报, 2000, 22(6): 691 - 695.

[8] 祝振宇, 闫乃凌. 考虑土体剪切作用下桶形基础水平承载力研究 [J]. 港工技术, 2005, 12(4): 43 - 45.

[9] 吴梦喜, 王梅, 楼志刚. 吸力式沉箱的水平极限承载力计算 [J]. 中国海洋平台, 2001, 16(4): 12 - 15.

[10] 王庚荪, 孔令伟, 杨家岭, 等. 水平荷载作用下土体与桶形基础的相互作用 [J]. 工程力学, 2004, 21(2): 107 - 114.

[11] 孙曦源. 水平荷载作用下软土地基中桶形基础工作机理及承载性能研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2009.

[12] 黎冰, 高玉峰, 沙成明, 等. 砂土中吸力式沉箱基础的最大承载力计算方法 [J]. 东南大学学报: 自然科学版, 2012, 42(6): 1201 - 1205.

[13] MCCARRON W O, SUKUMARAN B. Ultimate capacities of suction caissons and pile elements for deepwater applications [C] // Proceedings of the 10th International offshore and Polar Engineering Conference, 2000, 466 - 469.

[14] ZDRAVKOVIC L, POTTS D M, JARDIN R J. A parametric study of the pull-out capacity of bucket foundations in soft clay [J]. Geotechnique, 2001, 51(1): 55 - 67.

[15] 黎冰, 高玉峰, 邱月, 等. 一种用于模型试验中吸力式沉箱沉贯垂直度的控制装置: 中国, CN102635131A [P]. 2014.

[16] STEENSEN BACH J O. Recent model tests with suction piles in clay and in sands [C] // Proceedings of Offshore Technology Conference, Houston: USA, 1992, OTC 6844, 6323 - 6330.

[17] DENG W, CARTER J P, TAIEBAT H. Prediction of the lateral capacity of suction caissons [C] // Proceedings of 10th International Conference of the International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics, Rotterdam: Balkema, 2001, 1: 33 - 38.

(责任编辑 王利君)