

循环加载条件下吸力式沉箱基础极限承载力特性分析

王志云^{1,2}, 栾茂田^{*1}, 杨庆¹, 王忠涛¹, 张其一³

(1. 大连理工大学 土木水利学院 岩土工程研究所, 辽宁 大连 116024;

2. 大连水产学院 土木工程学院, 辽宁 大连 116023;

3. 青岛农业大学 建筑工程学院, 山东 青岛 266109)

摘要: 循环加载模式下吸力式沉箱基础的拉拔承载性能目前尚缺乏合理的分析与计算方法. 应用 Andersen 等对重力式基础及地基所建议的分析方法, 将软土的循环强度与 Mises 屈服准则相结合, 针对吸力式沉箱基础, 采用大型通用有限元分析软件 ABAQUS 进行了三维拟静力有限元分析, 确定了循环加载模式下吸力式沉箱的循环承载力及其破坏包络面, 并与单调加载作用下沉箱基础的极限承载力及其破坏包络面进行了对比. 结果表明, 与单调加载情况相比, 循环加载作用下吸力式沉箱基础的拉拔承载能力显著降低, 而沉箱长径比对基础循环承载力降低效应的影响不大.

关键词: 吸力式沉箱基础; 有限元分析; 循环承载力; 拟静力分析; 破坏包络面
中图分类号: TU435 **文献标志码:** A

0 引言

吸力式沉箱基础作为一种新型的适宜于深水海洋工程的基础形式, 在自重等巨大竖向荷重的长期作用和波浪等环境荷载所产生的水平荷载及其力矩的瞬时或循环作用下, 主要承受水平荷载与竖向拉拔荷载及其联合作用. 因此为了保证深水海洋平台与设施等工程设计与建设的安全性, 水平荷载和竖向拉拔荷载作用下吸力式沉箱基础的承载性能及其失稳机理分析具有重要的科学意义和工程实用价值. 近 10 余年来, 由于吸力式沉箱基础能够适宜于深水工程, 适应任何荷载环境, 且具有投资费用低、重量轻、施工时间短、便于移动、可重复使用等优点^[1,2], 在工程实践中得到了广泛应用. 结合这些实际工程需要, 国内外已通过试验、理论分析与数值计算等手段对复杂受力条件下吸力式沉箱基础的承载性能及其失稳机理、设计方法与计算模型等进行了一定的研究. 然而当考虑波浪荷载的瞬时与循环特性时, 吸力式沉箱基础的循环承载力尚未得到全面而深入的认识, 缺乏比较合理而统一的分析理论与计算方法,

无法满足日益增长的工程实践的需要. 在拉拔过程中, 由于在吸力式沉箱内部形成负压, 造成基础破坏模式为反向地基承载力破坏, 沉箱内部产生土塞, 少量土体环绕粘附在沉箱外壁随沉箱基础向上拔出, 从而导致吸力式沉箱基础的承载机理及其破坏模式更为复杂和具有独特性.

为此, 本文基于大型通用有限元软件 ABAQUS 进行三维非线性有限元数值分析, 探讨循环加载模式下吸力式沉箱的拉拔承载特性, 为工程设计提供参考依据.

1 计算模型与分析方法

1.1 有限元计算模型

作为大型通用有限元分析软件, ABAQUS 具有强大的非线性计算功能、丰富的本构模型及灵活的用户子程序接口, 可以针对先进本构模型、复杂场变量、状态变量及特殊单元、复杂边界条件进行二次开发^[3]. 在完全不排水条件下, 假定软土服从 Mises 屈服准则^[4], 地基中某点的广义剪应力 q 与循环三轴或直剪试验中等效静应力 $\sigma_s (= \sigma_1 - \sigma_3)$ 一致, 即

收稿日期: 2007-05-10; 修回日期: 2009-03-04.

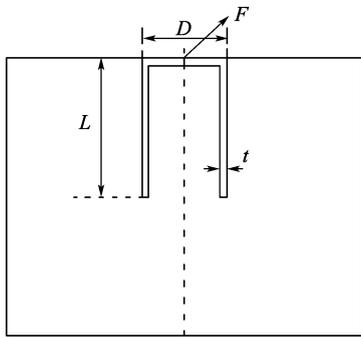
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50579006, 50639010).

作者简介: 王志云(1980-), 女, 博士, E-mail: dlutwzhy@163.com; 栾茂田*(1962-), 男, 教授, 博士生导师.

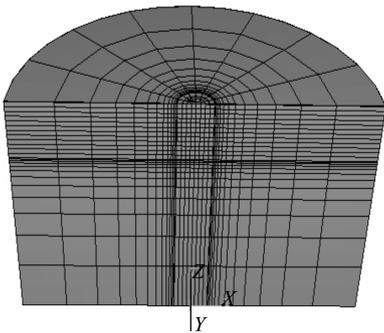
$$q = \sigma_s = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (1)$$

利用有限元分析软件 ABAQUS 中的接触对算法^[3]模拟沉箱基础和土体之间界面的接触特性,采用 Coulomb 摩擦公式计算切向极限摩擦阻力.当接触面上的剪应力小于该极限摩擦阻力时,则处于相互粘结状态而不产生相对滑移;反之,当接触面上剪应力大于该极限摩擦阻力时,则界面上产生相对滑移.界面法向的接触采用硬接触方式,即假定在不排水条件下正常固结土体与桶体不发生相对分离.

对于吸力式沉箱基础的极限承载力,采用不排水总应力分析方法.对于软土,采用基于 Mises 屈服准则的理想弹塑性模型,变形模量为 $E = 500S_u$ (S_u 为软土的不排水抗剪强度),泊松比 $\nu = 0.49$,认为不排水条件下土体是不可压缩的.根据沉箱基础结构和荷载的对称性,以整体模型的一半作为计算模型,采用六面体 20 节点单元 (C3D20R) 建立有限元计算模型,如图 1 所示.



(a) 计算简图



(b) 计算模型 ($L/D=2$)

图 1 吸力式沉箱基础计算简图及其计算模型

Fig. 1 Representation and the computational model of suction caisson foundation

沉箱基础为钢材,采用线弹性本构模型.在算例分析中,桶壁厚度与桶体外径分别为 $t = 50$ mm、 $D = 5$ m,长径比 $L/D = 1.0, 1.5, 2.0$.另外,为了合理地消除远处边界效应,在径向取 10 倍的

沉箱半径、在深度方向取 6 倍的沉箱高度范围内的土体作为计算区域.在计算初始地应力时,假定沉箱基础贯入土体后,桶体底部与周围土体的接触面是水平的平面,并取沉箱基础的密度与周围土体的密度相同.

1.2 有限元分析方法

吸力式沉箱基础安装就位以后,地基土体受到上部结构及其基础自身的重力,在自重应力作用下沉箱基础发生了竖向沉降,同时在地基中各点产生非均匀分布的静剪应力场 σ_s .其中静剪应力比定义为 $S_1 = \sigma_s / \sigma_f$ (σ_f 为土体的静压缩强度),又称为应力水平.当波浪作用于结构上时,地基土体单元又受到循环应力 σ_d 的作用.当静应力与循环应力的组合 ($\sigma_s + \sigma_d$) 大于土的循环强度时,则土单元发生屈服破坏,应力发生重分布,屈服向邻近单元迁移,引起周围土体的破坏,破坏区域有可能贯通而导致沉箱基础的整体失稳.为了进行对比,循环承载力计算中所采用的计算网格、边界条件与极限承载力分析时完全一致.这里软土的循环强度曲线采用 Wang 等根据试验所给出的经验关系^[5].

首先,以地基土的不排水抗剪强度 S_u 作为破坏标准,利用软土的循环强度与 Mises 屈服准则相结合所建立的理想弹塑性本构模型,采用有限元法计算自重等静力条件下地基中的应力分布.进而基于计算所得到的静应力,利用通过循环三轴试验所得到的不同应力条件下的循环强度^[5,6],同时利用式(1)考虑三轴试验中土样应力状态与地基中实际三向应力状态之间的等效关系,在选定一定的破坏循环次数(例如 1 000)的情况下估算地基中各点的循环强度.以此进行拟静力弹塑性有限元分析,采用位移控制方法确定相应的荷载,由此得到地基的荷载-位移关系曲线,直到曲线的斜率接近于 0.按照理想塑性流动概念,此时所对应的荷载可作为吸力式沉箱基础的极限承载力.

对于水平与竖向荷载共同作用的复合受力模式,通常联合采用基于位移控制的 Swipe 试验加载方式进行分析,以搜寻沉箱基础的极限承载力破坏包络面. Swipe 试验方法最早由 Tan^[7] 提出,并应用于小比尺模型试验,试验过程包括两个加载步骤.如图 2 所示,以搜寻 V-H 荷载平面上的破坏包络面为例阐述加载方式:(1)沿竖向从加载初始状态开始施加竖向位移 v 直至竖向荷载不再随位移增大而变化;(2)保持竖向位移不变而水平方向施加水平位移 h 直到沿水平荷载不随水平位移增大而变化,此时所形成的加载轨迹可以近似

地作为 $V-H$ 荷载平面上的破坏包络面. 这种加载方式已得到广泛的应用^[8,9]. 或者采用先施加水平位移进行水平方向加载分析, 然后保持水平位移不变施加竖向位移进行竖向加载分析, 于是形成了两种加载路径: $V-H$ -Swipe 加载方式与 $H-V$ -Swipe 加载方式, 以此确定基础的承载力破坏包络面. 在 Swipe 加载方法中, 通过某种特殊加载路径直接逐步搜寻破坏包络面, 迫使基础在一固定方向上发生位移, 而约束其他方向上的任何位移, 因而塑性破坏沿着给定的 Swipe 路径发展. 但是由于弹塑性屈服破坏主要发生在基础周围的土体内, 由 Swipe 试验方法搜寻所得到的承载力总是位于真实破坏包络面之内, 偏于保守. 为此, 这里同时采用了固定位移比分析法^[9], 如图 3 所示, 取两个方向的位移增量之比 $\delta h/\delta v$ 分别为 0.25、1、2、4 等 4 种情况, 以此补充构造吸力式沉箱基础的破坏包络面.

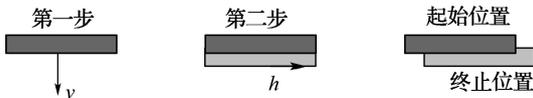


图 2 Swipe 试验加载方法
Fig. 2 Swipe test procedure



图 3 固定位移比方法

Fig. 3 The probe test procedure of fixed displacement ratio

2 循环加载模式下沉箱基础承载性能分析

在下列分析中, 采用 $\bar{p}_h = P_h/AS_u$ 、 $\bar{p}_v = P_v/AS_u$ 分别表示作用在沉箱基础上的归一化水平和竖向拉拔荷载, $\bar{h} = h/D$ 与 $\bar{v} = v/D$ 分别表示沉箱基础所发生的归一化水平和竖向位移, 这里 P_h 、 P_v 分别为作用在沉箱基础顶部中心点处的水平力与竖向拉拔力, A 、 D 分别为基础底面积和外直径, h 、 v 分别为基础顶部中心点的水平与竖向上拔位移. 本文采用 ABAQUS 软件的自动划分增量步长算法, 利用位移控制方法进行分析, 在桶体顶部中心点处施加位移.

2.1 水平荷载作用下沉箱基础的承载力

针对 $L/D=1.0$ 、 1.5 、 2.0 等 3 种长径比, 图 4 给出了水平荷载作用下沉箱基础的归一化荷载 \bar{p}_h 与长径比的关系. 由图可见, 长径比分别为 1.0、1.5、2.0 时在单调水平荷载作用下沉箱基础

的极限承载力系数 \bar{p}_h 分别为 5.44、7.15 与 9.33; 而当考虑循环软化效应时, 相应地沉箱基础的循环极限承载力系数 \bar{p}_h 分别为 3.96、5.28 与 6.87, 与极限承载力相比分别降低了 27.2%、26.2% 和 26.7%. 因此, 当考虑循环荷载作用下软土强度的软化效应时, 沉箱基础的循环承载力比极限承载力降低了 27% 左右.

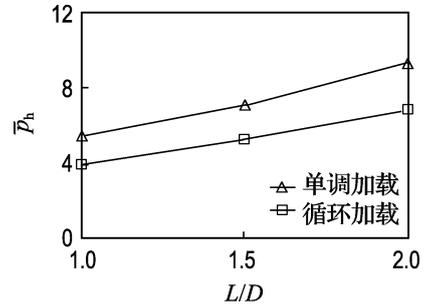


图 4 计算所得到的归一化水平荷载-长径比关系
Fig. 4 Relation between normalized horizontal load and the aspect ratio computed

进一步地, 以 $L/D=1.0$ 为例, 图 5 给出了水平单调加载模式下地基中的等效塑性应变分布. 在水平荷载作用下, 沉箱基础底部形成勺形塑性区, 而在基础两侧土体形成楔形塑性区, 与水平荷载作用方向一致的桶体侧是被动区, 桶体挤入地基土体产生较大的土压力; 而桶体的另一侧是主动区, 桶体与地基土之间发生相对分离. 同时, 与单调加载模式的情况相比, 当考虑荷载变值特征与土的强度循环软化效应时, 循环加载模式下地基中的等效塑性应变增大.

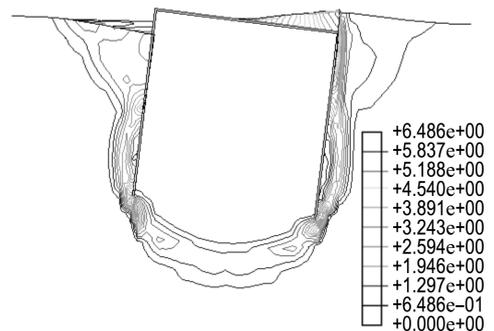


图 5 水平荷载作用下地基中等效塑性应变分布
Fig. 5 Distribution of equivalent plastic strain in foundation under horizontal load

2.2 竖向拉拔荷载作用下沉箱基础的承载力

针对 $L/D=1.0$ 、 1.5 、 2.0 等 3 种长径比, 图 6 给出了竖向拉拔荷载作用下沉箱基础的归一化荷载 \bar{p}_v 与长径比的关系. 由图可见, 长径比分别为 1.0、1.5、2.0 时, 在竖向拉拔单调加载作用下沉

箱基础的极限承载力系数 \bar{p}_v 分别为 13.8、16.5 与 18.7；而当考虑循环软化效应时，相应地沉箱基础的循环承载力系数 \bar{p}_v 分别为 9.18、10.7 与 11.9，与极限承载力相比分别降低了 33.5%、35.2% 和 36.4%。因此，当考虑循环荷载作用下软土强度的软化效应时，沉箱基础的循环承载力比极限承载力降低了 35% 左右。

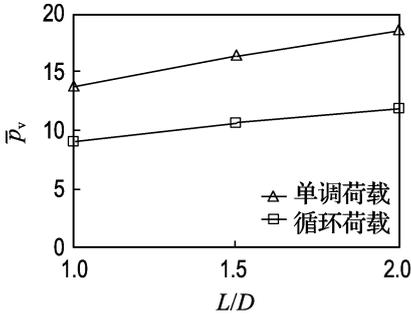


图 6 计算所得到的归一化竖向拉拔荷载-长径比关系

Fig. 6 Relation between normalized vertical load and the aspect ratio computed

进一步地，以 $L/D=1.0$ 为例，图 7 给出了竖向拉拔单调加载和循环加载模式下地基中的等效塑性应变分布。由图可见，在竖向拉拔荷载作用下沉箱基础桶体与地基接触区域产生了较大的剪切破坏，其中在桶底脚刀处最大。同时，当考虑荷载变值特征与土的强度循环软化效应时，循环加载模式下地基中的等效塑性应变增大。

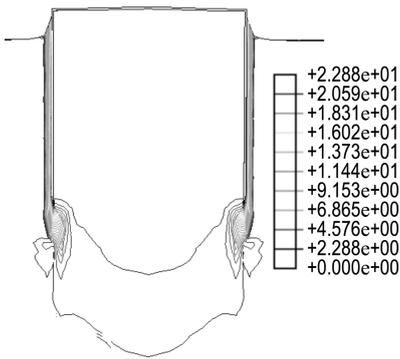


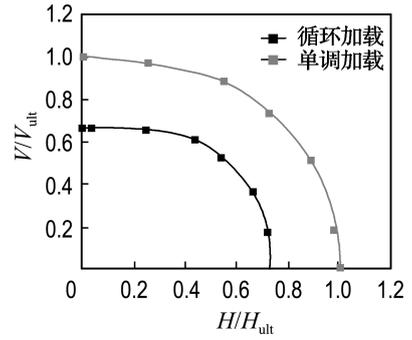
图 7 竖向拉拔荷载作用下地基中等效塑性应变分布

Fig. 7 Distribution of equivalent plastic strain in foundation under vertical uplift load

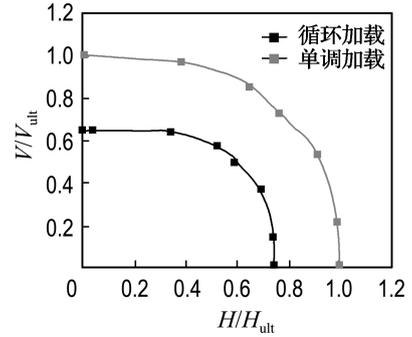
2.3 吸力式沉箱基础的破坏包络面

按照最大极限承载力归一化处理后的吸力式沉箱基础的破坏包络面如图 8 所示。图中 H/H_{ult} 、 V/V_{ult} 分别为不同荷载分量归一化系数，其中 H 、 V 分别为沉箱基础在复合加载作用下顶部水平荷载、

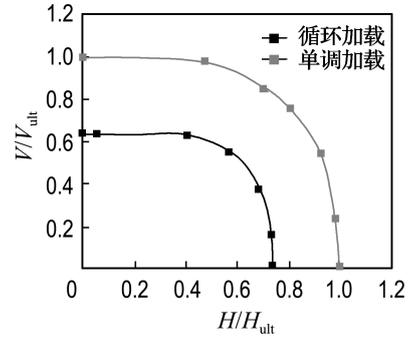
竖向拉拔荷载； H_{ult} 、 V_{ult} 分别为不同长径比沉箱基础的最大水平承载力和竖向拉拔承载力。



(a) $L/D=1.0$



(b) $L/D=1.5$



(c) $L/D=2.0$

图 8 $V-H$ 平面上吸力式沉箱基础的破坏包络面

Fig. 8 Normalized failure envelopes in $V-H$ plane of suction caisson foundation

图 8 分别给出了长径比 $L/D=1.0$ 、 1.5 、 2.0 的吸力式沉箱基础在复合加载下的极限承载力包络面和循环复合加载作用下的循环承载力包络面。由图可见，在循环复合加载模式下沉箱基础的破坏包络面始终位于复合加载模式下的极限承载力破坏包络面之内，且两者的变化趋势基本相似。由此表明，与复合加载下极限承载力相比，当考虑荷载的循环特征和土的循环软化效应时，吸力式沉箱基础地基中等效塑性应变增大，从而导致地基承载力降低，循环复合加载下吸力式沉箱基础

的循环承载力大约降低 30% 左右,这与前面单向循环荷载作用下的情况基本一致。

3 结 论

(1) 当考虑荷载的循环特征与地基土的循环软化效应时,沉箱基础的循环承载力发生显著的降低,沉箱长径比对循环承载力降低效应的影 响不大。

(2) 在水平荷载和竖向拉拔荷载的单独作用下,沉箱基础的循环承载力比极限承载力有很大的降低。

(3) 沉箱基础桶底脚刃与地基土接触区域的塑性应变较大,并形成了连贯的塑性应变区域;与单调加载模式相比,当考虑荷载循环特征与土的强度循环软化效应时,地基中等效塑性应变增大,导致地基承载力降低。

(4) 在循环复合加载模式下沉箱基础的破坏包络面始终位于复合加载模式下的极限承载力破坏包络面之内,且两者的变化趋势基本相似。

参 考 文 献:

[1] 施晓春,徐日庆,龚晓南,等. 桶形基础发展概况[J]. 土木工程学报, 2002, 33(4):68-92.

- [2] 张建红,林小静. 深海海洋平台基础简介[J]. 岩土工程界, 2004, 7(12):19-22
- [3] SORENSEN H K. **ABAQUS Scripting User's Manual (Version 6.3)** [M]. Pawtucket: HKS, 2002
- [4] 张学言. 岩土塑性力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 1993
- [5] WANG J H, LI C, MORAN K. Cyclic undrained behavior of soft clays and cyclic bearing capacity of a single bucket foundation [C] // **Proceedings of the 15th International Offshore and Polar Engineering Conference**. Seoul:[s n], 2005:377-383
- [6] ANDERSEN K H, KLEVEN A, HEIEN D. Bearing capacity for foundation with cyclic loads [J]. **Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE**, 1988, 114(5):540-555
- [7] TAN F S. Centrifuge and theoretical modeling of conical footings on sand [D]. Cambridge: Cambridge University, 1994
- [8] 赵少飞. 复合加载条件下海洋地基承载力特性数值分析方法及其应用[D]. 大连: 大连理工大学, 2005
- [9] SUPACHAWAROTE C, RANDOLPH M, GOURVENEC S. Inclined pull-out capacity of suction caissons [C] // **Proceedings of the Fourteenth International Offshore and Polar Engineering Conference**. Toulon:[s n], 2004:500-506

Numerical analysis of ultimted bearing capacity behavior of suction caisson foundations under cyclic loading

WANG Zhi-yun^{1,2}, LUAN Mao-tian^{*1}, YANG Qing¹, WANG Zhong-tao¹, ZHANG Qi-yi³

(1. Institute of Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Civil Engineering Institute, Dalian Fisheries University, Dalian 116023, China;

3. School of Architecture and Civil Engineering, Qingdao Agricultural University, Qingdao 266109, China)

Abstract: To rationally evaluate the uplift bearing capacity behavior of suction caisson foundation under cyclic loading pattern, a 3D quasi-static numerical procedure based on FEM for evaluating the uplift bearing capacity behavior of suction caisson foundation is developed. Based on the framework of the general-purpose finite element analysis software ABAQUS, applying Andersen's analytical method about gravity foundation and combining cycle strength of soft soil and Mises yield criterion, the cyclic bearing capacity and collapse envelope of suction caisson foundation under cyclic loading pattern are determined. Then comparative numerical computations are performed for different aspect ratios of caisson foundation under monotonically combined loading pattern and cyclic combined loading pattern. The experimental results indicate that the uplift bearing capacity behavior of suction caisson foundation under cyclic loading pattern is significantly reduced compared with that under monotonically loading pattern, and the aspect ratio of caisson has little influence on the reduced effect of cyclic bearing capacity.

Key words: suction caisson foundation; finite element analysis; cyclic bearing capacity; quasi-static analysis; collapse envelope