

Doi: 10.11840/j.issn.1001-6392.2019.06.015

海底管道沉箱基础的复合承载力包络面研究

周素静¹, 张艳², 王栋²

(1. 郑州铁路职业技术学院, 河南 郑州 451460; 2. 中国海洋大学 环境科学与工程学院, 山东 青岛 266100)

摘 要: 当负压沉箱被用作深水管汇或管道终端基础时, 其长径比常介于 1~2 之间, 而目前的沉箱复合承载力包络面表达式大都针对长径比不超过 1 的情况, 少数覆盖长径比大于 1 的研究又不适用于土体表层强度非零的情况。采用有限元方法, 模拟竖向力、水平力和弯矩共同作用下沉箱基础的响应, 采用 Probe 加载模式获得沉箱的复合承载力包络面。进行大量变动参数分析, 针对长径比为 1~2 的沉箱, 讨论了长径比和土体强度分布对单向承载力和包络面的影响, 并给出了预测沉箱复合承载力的归一化表达式。

关键词: 管汇; 负压沉箱; 承载力; 有限元; 黏土

中图分类号: P756.2 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-6932(2019)06-0727-06

Capacity envelope of caisson foundation for on-bottom pipelines

ZHOU Su-jing¹, ZHANG Yan², WANG Dong²

(1. Zhengzhou Railway Vocational and Technical College, Zhengzhou 451460, China; 2. College of Environmental Science and Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, China)

Abstract: When they are used to support manifolds and terminals of pipelines in deep waters, the suction caissons are usually with length to diameter ratios of 1~2. However, most existing equations of capacity envelopes for suction caissons are in terms of length to diameter ratios less than 1, while few equations for the ratio larger than 1 cannot be used for soil with non-zero undrained strength at mudline. A large number of finite element analyses were conducted to study the response of caissons under combined vertical force, horizontal force and moment, with the probe loading approach used to obtain the capacity envelopes. For suction caissons with length to diameter ratio of 1~2, the influences of the length to diameter ratio and the soil strength profile on the uniaxial capacities and envelopes under combined loading conditions were explored through parametric study, and a normalized equation of capacity envelope was further provided.

Keywords: manifold; suction caisson; bearing capacity; finite elements; clay

负压沉箱是海洋工程中广泛应用的一种基础形式, 不仅用于支撑固定平台和锚泊浮式平台 (Lauritzsen et al, 1976; Randolph et al, 2011), 也常被用作管汇或管道终端等海底重型设施的基础 (Bughi et al, 2011; Foresi et al, 2015)。在海底管道的日常运行阶段, 上部结构自重、管道内热应力和海底底流作用于负压沉箱基础, 导致负压沉箱承受竖向荷载 (V)、水平荷载 (H) 和弯矩 (M) 的

共同作用, 其不同工作阶段的复合承载力是沉箱设计必须考虑的关键问题。

负压沉箱的长径比一般在 $L/D = 0.5 \sim 8$ 之间, L 和 D 分别代表沉箱的入土长度和直径。承受压力的负压沉箱承载力包络面研究几乎都是针对 $L/D < 1$ 的情况 (Bransby et al, 2009; Gourvenec et al, 2003; Gourvenec et al, 2011; Le et al, 2012; 李大勇等, 2013; 刘润等, 2014; Mehravar et al, 2016;

收稿日期: 2018-12-26; 修订日期: 2019-04-02

基金项目: 国家自然科学基金 (41772294); 河南省教育科学研究规划项目 ([2018]-JKGHYB-0472)

作者简介: 周素静 (1969-), 硕士, 副教授。主要从事数学建模与数值模拟工作。电子邮箱: z_s_j2003@163.com。

通讯作者: 王栋, 博士, 教授。电子邮箱: dongwang@ouc.edu.cn。

Vulpe et al, 2014), 但由于管道热应力和底流造成的水平荷载已经不容忽略, 沉箱基础的侧壁必须贯入土中足够深度才能提供足够的抗滑能力, 所以支撑管汇的负压沉箱长径比多为 $L/D=1\sim 2$ (Foresi et al, 2015)。Hu 等 (2002) 提出了正常固结黏土中 $L/D=0\sim 5$ 时的单向抗压承载力系数, 但没有讨论复合加载条件。正常固结黏土的不排水抗剪强度 s_u 随深度线性增加, 可以表示为

$$s_u = s_{um} + kz \quad (1)$$

其中 s_{um} 代表土表层的不排水强度, k 为不排水强度随深度的增长坡度, z 为土的深度。Kay 等 (2010) 和 Kay (2015) 给出了黏土中 $L/D=0.6\sim 6$ 时的复合承载力包络面公式, 但他们只探索了 $s_{um}=0$ 的特殊情况, 实际海床表层土总有一定强度。Vulpe 等 (2014) 和 Gourvenec 等 (2011) 采用有限元模拟研究了长径比或高宽比小于 1 的沉箱, 发现包络面形状受到 s_{um} 和 k 的耦合影响。刘润等 (2014) 给出了均质土中长径比小于 1 的 VHM 包络面。对于 $L/D=1\sim 2$ 的负压沉箱, 构造承载力包络面需要同时考虑 s_{um} 和 k 。

本文采用大型有限元软件 Abaqus, 模拟 $L/D=1\sim 2$ 的沉箱基础与黏土的相互作用, 构建了 VHM 空间的复合承载力包络面。有限元分析中考虑土体不排水强度随深度的分布形式和沉箱侧壁的弱化系数, 采用 Probe 加载模式获得包络面的表达式。通过与以往研究结果的对比, 验证了单向荷载系数和包络面公式的合理性, 进而讨论了影响沉箱复合承载力的主要因素。

1 计算模型与参数设置

采用有限元软件 Abaqus 进行模拟, 考虑基础形状和加载的对称性, 有限元分析中只需包含一半沉箱和土体。构建 VHM 包络面时选定的参考点为沉箱顶面中心, 沉箱尺寸、土体参数以及荷载与位移的符号和方向规定如图 1 所示, w 为竖向位移, u 为水平位移, θ 为竖向剖面中基础的转动角度。取沉箱直径 $D=10\text{ m}$, 试算表明, D 的取值不会影响归一化后的承载力。沉箱壁厚为 $0.01D$, 长径比取 $L/D=1, 1.5$ 或 2 。土体范围和约束条件为: 径向由沉箱侧壁向外延伸 $3.5D$, 边界径向位移为零; 深度方向由沉箱底部向下延伸 $3L$, 底部固定, 以

上土体范围足以避免边界效应; 图 2 中 Y 坐标最大截面 (对称面) 约束法向位移、X 和 Z 方向转动为零。采用细网格剖分沉箱附近土体, 典型单元大小为 $0.01D$, 有限元网格如图 2 所示。土体单元为线性六面体单元, 完全积分。

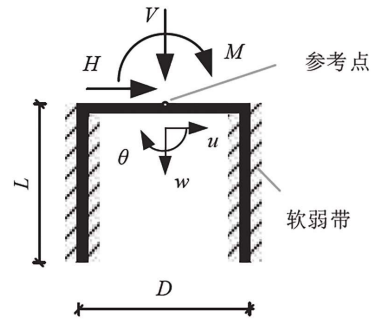


图 1 符号及荷载与位移的方向规定

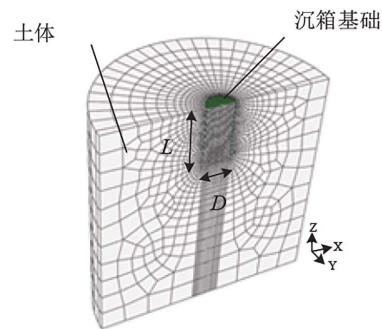


图 2 有限元网格

南海、墨西哥湾和东南亚海域的深水黏土通常表现为正常固结, 不排水强度如式 (1) 所示。利用 Abaqus 用户子程序实现土体不排水强度随深度的增加 (Wang et al, 2010)。假定不排水条件下的黏土为 Tresca 理想弹塑性材料, 取泊松比为 0.49, 以模拟不排水条件下的体积不变状态, 土体容重取典型海洋黏土浮容重 $\gamma' = 4.7\text{ kN/m}^3$ 。土的弹性模量为 E , 海洋黏土的典型范围为 $E/s_u = 200\sim 800$, 试算表明土的弹性模量对极限承载力影响很小, 为提高计算效率, 取 $E/s_u = 10\ 000$ 。作为支撑基础的负压沉箱刚度远大于土体, 可简化为刚体。

负压沉箱的沉贯施工造成沉箱内外侧土体的扰动, 在沉箱内、外侧分别设置一层软弱带, 以考虑扰动造成的土体软化。软弱带厚度为 $0.01D$, 假定其中不排水强度为 αs_u , α 为弱化系数。参考 Supachawarote (2006) 和 Kay (2015), 沉贯结束

时的 $\alpha = 0.65$ 。沉箱和软弱带之间设置为 tie 连接。试算表明，当软弱带厚度不超过 $0.02D$ 时，软弱带厚度对承载力的影响可以忽略。

施加荷载前首先进行初始地应力平衡，然后采用 Probe 加载模式获得承载力包络面，具体步骤为：保持某一竖向荷载 V ，规定 $u/\theta D$ 为某一定值，在参考点处（沉箱顶面中心）逐渐增加水平位移和转角，加载路径最终将落在复合承载力包络面上（Bransby et al, 2009; Gourvenec et al, 2003; Vulpe et al, 2014）；连接不同竖向荷载 V 对应的加载路径终点，获得包络面。包络面表达式中通常包含单向的竖向承载力、水平承载力和抗弯能力，各单向荷载随位移先迅速增大，再缓慢增加，因此根据单向加载的力和位移关系曲线定义承载力：竖向承载力的初始切线段和缓慢增长切线段的交点为竖向承载力（类似陆上表面基础）；水平承载力和抗弯能力则定义为参考点总位移等于 $0.01D$ 时的荷载分量。

2 单向承载力

对于单向承载力，沉箱尺寸和土体强度分布形式为主要影响因素。沉箱直径直接包含在归一化的承载力系数中，沉箱长度通过无量纲的长径比 L/D 反映，土体不排水强度分布形式的影响采用 kL/s_{u0} 表示，其中 s_{u0} 为沉箱刃角深度处的不排水抗剪强度。在本节单向承载力和下节的复合承载力变动参数分析时，取 $L/D = 1、1.5$ 或 2 ， $s_{um} = 0、1、5$ 或 10 kPa， $k = 1、1.5$ 或 2.5 kPa/m，共进行 180 次有限元分析。拟合计算结果，即可获得单向和复合承载力的归一化表达式。

2.1 单向竖向承载力

如果沉箱侧壁和底部以下的土体同时达到破坏，单向竖向承载力可表示为：

$$V_0 = \alpha \pi DL (s_{u0}/2) + A s_{u0} N_{cv} \quad (2)$$

其中 N_{cv} 为竖向承载力系数，沉箱截面积 $A = \pi D^2/4$ 。图 3 为不同 L/D 条件下 N_{cv} 与 kL/s_{u0} 的关系，土体强度分布形式对 N_{cv} 影响不大， N_{cv} 主要依赖沉箱长径比。拟合有限元结果，得到：

$$N_{cv} = 9.73 + 0.4 (L/D = 1) \quad (3)$$

图 4 对比了有限元结果 ($L/D = 0.6 \sim 2$)、式 (3) 和已有的研究成果 (Hu et al, 2002; Le et al,

2012; Mehravar et al, 2016)。所有结果差别很小，式 (3) 能够与 $L/D < 1$ 的公式良好衔接。

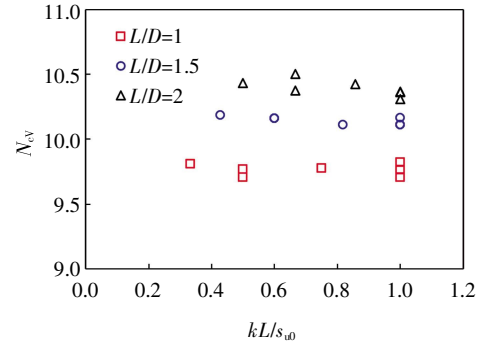


图 3 不同 L/D 条件下 N_{cv} 与 kL/s_{u0} 的关系

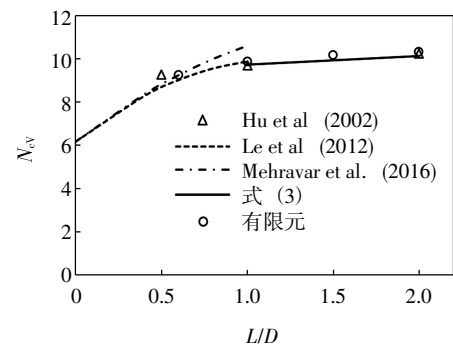


图 4 竖向承载力系数对比

2.2 单向水平承载力

归一化后的“水平荷载-位移”曲线如图 5 所示，对于不同的长径比和不排水强度分布形式，水平荷载均很快达到极限值 H_0 。参考 Kay (2015)，定义单向水平承载力计算公式为：

$$H_0 = DL s_{u0} N_{ch} \quad (4)$$

其中 N_{ch} 为水平承载力系数。图 6 为不同 L/D 情况下有限元分析得到的 N_{ch} 与 kL/s_{u0} 的关系， kL/s_{u0} 和 L/D 共同影响 N_{ch} ，拟合有限元结果：

$$N_{ch} = n_H (m_H kL/s_{u0} + 1) \quad (5)$$

$$n_H = 4.27(0.19(L/D)^2 - 0.71(L/D) + 1.52) \quad (6)$$

$$m_H = 0.07(L/D)^2 - 0.31(L/D) - 0.29 \quad (7)$$

Kay (2015) 给出了 $L/D = 0.6 \sim 6$ 时 $s_{u0} = kz$ ($s_{um} = 0$, $kL/s_{u0} = 1$) 对应的水平承载力系数，与式 (5) 的对比如图 7 所示，二者之间的差距小于 10%。如前所述，式 (5) 同时适合于 $s_{um} > 0$ 的工况。

2.3 单向抗弯能力

典型长径比和不排水强度分布得到的归一化的“弯矩-转动”曲线如图 8 所示，单向抗弯能力很

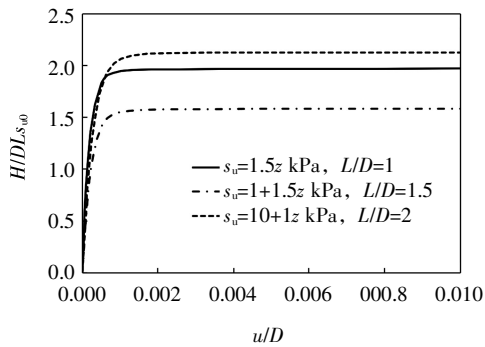


图5 水平荷载-位移曲线

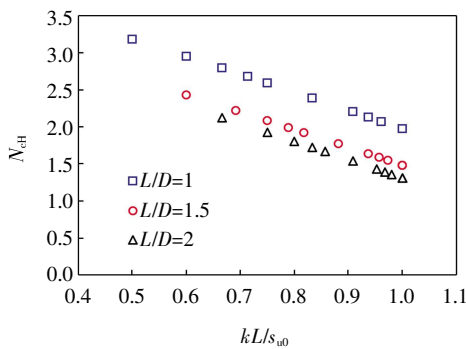


图6 不同L/D情况下N_{ch}与kL/s_{u0}的关系

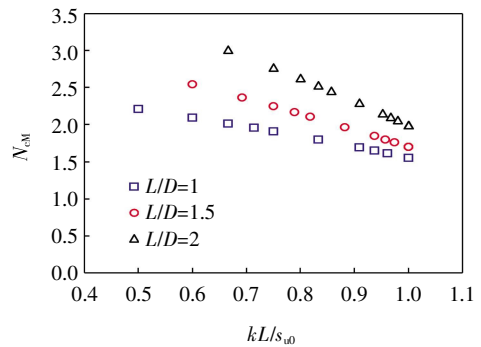


图9 不同L/D情况下N_{cm}与kL/s_{u0}的关系

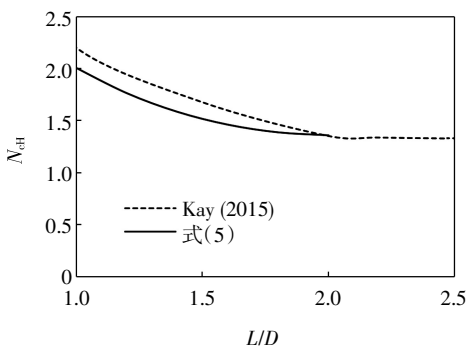


图7 单向水平承载力对比

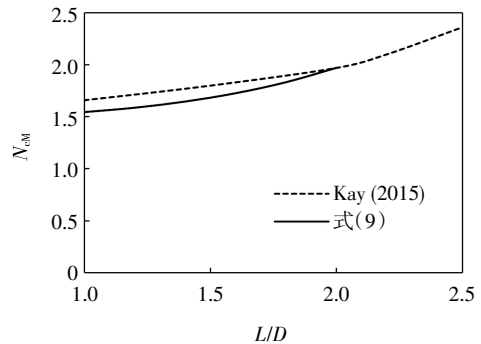


图10 单向抗弯承载力对比

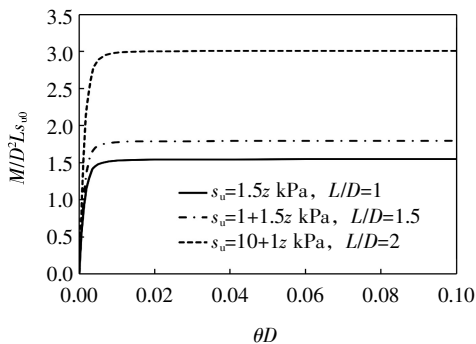


图8 “弯矩-转角”曲线

快达到极限值 M_0 。 M_0 可表示为：

$$M_0 = D^2 L s_{u0} N_{cm} \tag{8}$$

其中 N_{cm} 为弯矩承载力系数。图9为不同 L/D 情况下 N_{cm} 与 kL/s_{u0} 的关系，与 N_{ch} 类似， N_{cm} 受到 kL/s_{u0} 和 L/D 的共同影响。拟合有限元结果，得到：

$$N_{cm} = n_M (m_M kL/s_{u0} + 1) \tag{9}$$

$$n_M = 2.76(0.18(L/D)^2 + 0.16(L/D) + 0.66) \tag{10}$$

$$m_M = 0.09(L/D)^2 - 0.41(L/D) - 0.12 \tag{11}$$

图10比较了式(9)和Kay(2015)给出的 $s_{um} = 0$ 时的公式，二者差别不超过10%。

3 VHM 包络面方程

采用 Probe 法计算了 $L/D = 1、1.5$ 和 2 时沉箱在 VHM 复合加载模式下的包络面。首先将施加的竖向荷载 V 归一化为 $v = V/V_0$ ，有限元分析得到的应力路径和包络线也在归一化的“水平力-弯矩”坐标系中表达，典型结果如图11所示，其中 $h = H/H_0$ ， $m = M/M_0$ 。每条包络线是由多条 Probe 路径的终点连接而成。对于参考点位于顶部中心的沉箱基础，当水平荷载和弯矩均为正（图1）时，沉箱

是最不安全的，此处仅研究 H 和 M 均为正的情况。在图 11 中，随着竖向荷载比 v 的增大，包络线逐渐缩小，表明沉箱的水平承载力和抗倾覆降低。

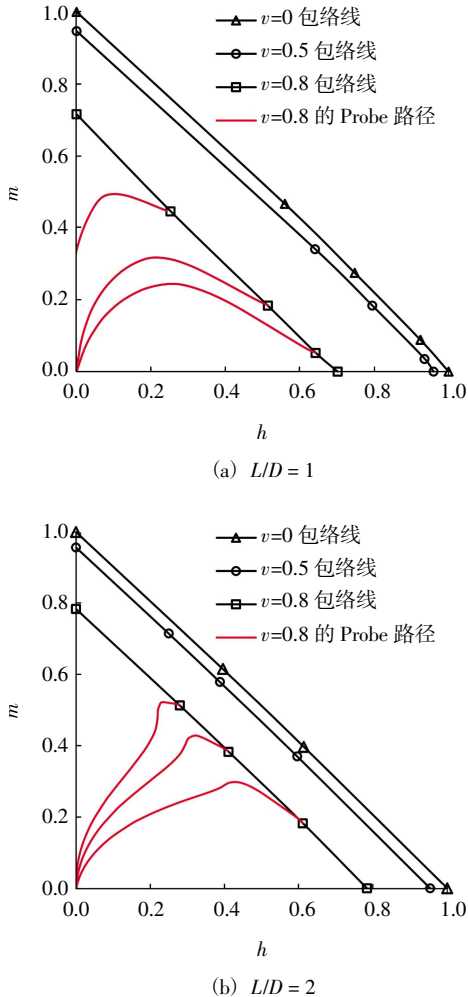


图 11 不同 L/D 情况下的竖向承载力对 hm 包络线的影响

根据 Vulpe 等 (2014) 和 Gourvenec 等 (2011) 的建议，VHM 包络面可采用不规则椭球：

$$\left(\frac{h}{h^*}\right)^{n_1} + \left(\frac{m}{m^*}\right)^{n_2} + n_3\left(\frac{h}{h^*}\right)\left(\frac{m}{m^*}\right) = 1 \quad (12)$$

h^* 和 m^* 分别为图 11 中归一化包络线在纵、横坐标的截距，系数 n_1 , n_2 和 n_3 决定了椭球的大小和形状。拟合 $L/D = 1, 1.5$ 和 2 时的 $h/h^* - m/m^*$ 曲线， n_1, n_2 或 n_3 的变化范围不大，可以统一取 $n_1 = n_2 = 2, n_3 = 1.87$ 。 h^* 和 m^* 与 v 有关，可通过对 $h^* - v$ 和 $m^* - v$ 进行拟合获得。进行变动参数分析，得到：

$$h^* = (1 - v^{3.6})^b \quad (13)$$

$$m^* = (1 - v^{3.3})^b \quad (14)$$

指数 b 的取值与 L/D 和 kL/s_{u0} 有关：

$$b = (-0.22(L/D - 1) + 0.54)(0.5kL/s_{u0} + 0.5) \quad (15)$$

VHM 空间中按照式 (12) 绘制的典型包络面如图 12 所示。

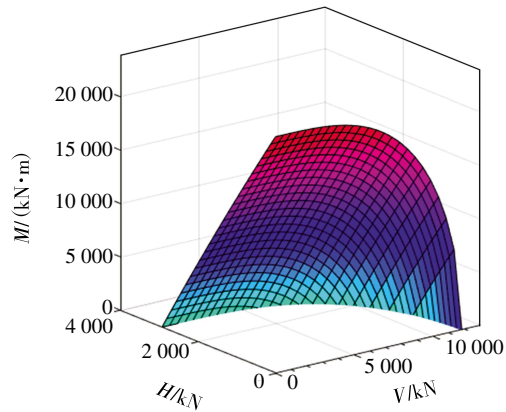


图 12 VHM 空间中的承载力包络面 ($L/D=1, s_u=1+1.25z$ kPa)

式 (2) - (15) 构成了正常固结黏土中长径比 $L/D = 1 \sim 2$ 的沉箱承载力设计计算方法：(1) 首先确定施加到沉箱上的竖向荷载 V 、水平荷载 H 和弯矩 M ，参考点位于沉箱顶部中心；(2) 根据土体不排水强度分布和沉箱尺寸，计算单向竖向承载力 V_0 、单向水平承载力 H_0 和弯矩 M_0 ；(3) 由 $v = V/V_0$ 和式 (13) - (15)，得到 h^* 和 m^* ；(4) 将 H_0, M_0, h^* 和 m^* 代入式 (12)，获得当前竖向荷载条件下的 HM 包络线。如果设计荷载 H 和 M 组合落在包络线内，沉箱基础是安全的；否则需要增加沉箱的直径和长度，重复上述步骤。

4 结论

对于不排水强度随深度线性增长的正常固结黏土，采用有限元方法研究长径比 $L/D = 1 \sim 2$ 的沉箱与黏土的相互作用。通过与以往结果的对比，验证了建立的有限元模型和承载力系数表达方法。沉箱的单向承载力和 VHM 空间的复合承载力包络面需要同时考虑 L/D 和 kL/s_{u0} 的影响，通过大量的变动参数分析，提出了管汇或管道终端沉箱基础的复合承载力归一化表达式。

参 考 文 献

Bransby M F, Yun G J, 2009. The undrained capacity of skirted strip foundations under combined loading. *Geotechnique*, 59 (2) :115-

- 125.
- Bughi S, Parker E, 2011. Suction pile foundations: experience in the Mediterranean offshore and installation feedback. Proceedings of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rotterdam, Netherlands, 951–963.
- Foresi A, Bughi S, 2015. Suction pile foundation for a PLET subsea structure. Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, 245–250.
- Gourvenec S, Barnett S, 2011. Undrained failure envelope for skirted foundations under general loading. *Geotechnique*, 61(3): 263–270.
- Gourvenec S, Randolph M F, 2003. Effect of strength non-homogeneity on the shape and failure envelopes for combined loading of strip and circular foundations on clay. *Geotechnique*, 53(6): 575–586.
- Hu Y, Randolph M F, 2002. Bearing capacity of caisson foundations on normally consolidated clay. *Soils and Foundations*, 42(5): 71–77.
- Kay S, 2015. CAISSON_VHM: a program for caisson capacity under VHM load in undrained soils. Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Oslo, Norway, 277–282.
- Kay S, Palix E, 2010. Caisson capacity in clay: VHM resistance envelope—Part 2: VHM envelope equation and design procedures. Proceedings of the 2nd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, Australia, 741–746.
- Lauritzen R, Schjetne K, 1976. Stability calculations for offshore gravity structures. Offshore technology conference, Houston, 75–82.
- Le C H, Kim S R, 2012. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay. *Ocean Engineering*, 52(1): 75–82.
- Mehravari M, Harireche O, Faramarzi A, 2016. Evaluation of undrained failure envelopes of caisson foundations under combined loading. *Applied Ocean Research*, 59: 129–137.
- Randolph M F, Gaudin C, Gourvenec S, et al, 2011. Recent advances in offshore geotechnics for deep water oil and gas developments. *Ocean Engineering*, 38(7): 818–834.
- Supachawarote C, 2006. Inclined load capacity of suction caisson in clay. Australia: University of Western Australia.
- Vulpe C, Gourvenec S, Power M, 2014. A generalised failure envelope for undrained capacity of circular shallow foundations under general loading. *Geotechnique Letters*, 4: 187–196.
- Wang D, White D J, Randolph M F, 2010. Large-deformation finite element analysis of pipe penetration and large-amplitude lateral displacement. *Canadian Geotechnical Journal*, 47(8): 842–856.
- 李大勇, 冯凌云, 郭彦雪, 等, 2013. 裙式吸力基础水平承载数值分析. *岩土工程学报*, 35(S1): 33–38.
- 刘润, 王磊, 丁红岩, 等, 2014. 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. *岩土工程学报*, 36(1): 146–154.

(本文编辑: 崔尚公)