

滩海桶形基础破坏机制及极限承载力分析研究

武科^{1, 2, 3}, 栾茂田^{1, 2}, 范庆来⁴, 王志云^{1, 2}

(1. 大连理工大学海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116024; 2. 大连理工大学土木水利学院, 辽宁 大连 116024; 3.

山东大学岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061; 4. 鲁东大学土木工程学院, 山东 烟台 264025)

摘要: 针对饱和软黏土地基上桶形基础结构, 基于弹塑性极限分析中的上限法, 建立了一种竖向荷载作用下桶形基础的极限分析模型。采用有限元数值分析解验证了所提出极限分析模型的可行性和有效性, 进而, 据此进行了一系列变动参数比较计算, 以此对大量的计算结果进行了系统的分析, 所得到的数值计算结果与分析结论为工程设计提供参考依据。

关键词: 桶形基础; 极限分析; 破坏机制; 上限法; 有限元法

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2008)03-0394-05

作者简介: 武科(1978-), 男, 博士, 主要从事土工基本理论与数值分析、海洋土力学计算等方面的研究。E-mail: wk4223@163.com。

Failure mechanism and ultimate bearing capacity of bucket foundation in shallow water

WU Ke^{1, 2, 3}, LUAN Mao-tian^{1, 2}, FAN Qing-lai⁴, WANG Zhi-yun^{1, 2}

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. Institute of

Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 3.

Research Center of Geotechnical and Structural Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China; 4. School of Civil Engineering,

Ludong University, Yantai 264025, China)

Abstract: Based on the upper-bound limit analysis of plasticity, a new combined 3-dimensional failure mechanism of bucket foundation in undrained soft clay against vertical load was established, and the limit analysis model of bucket foundation subjected to vertical load was proposed. It was verified by a comparative study with finite element solutions by use of finite element analysis software ABAQUS. For bucket foundation, a number of parametric computations were conducted. The numerical results computed by the proposed method would be helpful in engineering practices.

Key words: bucket foundation; limit analysis; failure mechanism; upper-bound theorem; finite element method

0 引言

海洋平台结构是海洋油气资源开发的基础设施, 是海上生产作业和生活的基地。随着深海油气资源开发的需要, 传统的重力式和导管架式等固定式浅海海洋工程结构形式不再适用, 必须发展适宜于深水的新海洋工程结构形式。桶式基础作为一种新型海洋工程结构形式, 于1994年7月, 由挪威国家石油公司在北海水深为70 m的区域, 建成欧洲Europipe16/11-E大型导管架平台, 并投入使用^[1-2]。我国首座桶形基础采油平台于1999年10月25日在胜利油田埕北CB20B井组顺利安装成功^[3]。桶形基础具有重量轻、安装就位简单、便于移动和可重复使用等优点。

桶形基础主要承受海洋平台结构及其自身重量等竖向荷载的长期作用, 因此, 确定桶形基础在竖向荷

载(V)作用下的破坏机制及其承载特性, 依此评价海洋平台基础及地基的稳定性是桶形基础设计与施工中的关键问题。然而, 桶形基础结构与地基土体间复杂的相互作用使得此类结构的承载机理与破坏形态一直未有明确的界定。对于桶形基础周围软黏土, 在竖向荷载作用下可以视为弹塑性或刚塑性体, 在一定的边值条件下满足静力条件、机动条件、本构方程, 以求得唯一的极限荷载^[4-5]。因此, 本文针对饱和软黏土地基上桶形基础结构, 基于弹塑性极限分析中的上限

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50579006, 50179006); 国家自然科学基金重点资助项目(50439010); 教育部科学技术研究项目重大项目(305003); 教育部跨世纪优秀人才培养计划研究基金资助项目(教技函[1999]2)

收稿日期: 2007-05-25

法, 建立了一种竖向荷载作用下桶形基础的极限分析模型。即根据假定的速度场内、外力所作功率与地基土体内部耗散功率相等的原则求解。上限解仅满足机动条件与屈服条件, 应力场服从机动条件或塑性功率不为负的条件, 从极限荷载的上限方面趋近极限荷载。上限荷载愈小愈接近于真实极限荷载。即, 最小的上限荷载可作为真实极限荷载的一个极佳的近似^[5]。进一步, 在大型有限元分析软件 ABAQUS 平台上, 针对滩海软黏土地基上桶形基础结构, 考虑竖向荷载作用, 通过三维弹塑性有限元数值分析, 探讨了桶形基础结构竖向荷载一位移关系及整体稳定性。进而依此进行了一系列变动参数比较计算, 所得到的计算分析结论为桶形基础的设计和施工提供了重要的参考依据。

1 上限极限分析模式

1.1 破坏机制

针对饱和软黏土地基上桶形基础结构, 在竖向荷载作用下的破坏机制如图 1 所示。在竖向荷载 P_V 的作用下, 桶体主要是垂直向下作刚体运动而导致桶体底部土体的整体破坏, 表现为: 在桶体底部将形成一个三维空间的 Prandtl 破坏模式; 假定软黏土在完全固结不排水情况下, 桶内土体和桶体可以作为一个整体, 即桶内土体与桶体内部摩擦不予考虑, 进而在竖向荷载作用下桶体外侧与周围土体产生摩擦作用, 即桶体外侧摩擦力 F_{ext} ^[6]。与此破坏机制相对应, 可以确定 3 个内能耗散区域, 如图 1 所示。即桶体外侧摩擦力的耗散功率、桶形基础底部挤压破坏区的耗散功率和桶体内部土体重力做功。其中, I、II 区为过渡区域, 破坏曲线为对数螺线; III 区为被动朗肯区; IV 区为主动朗肯区。

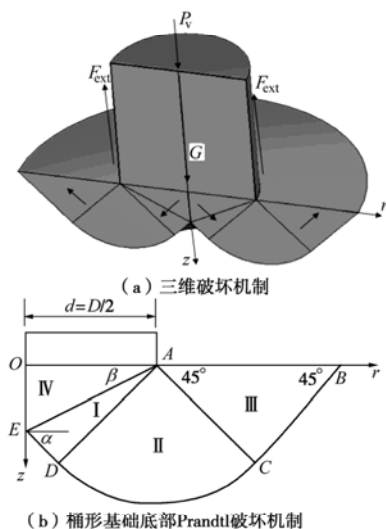


图 1 竖向荷载作用下桶形基础结构的破坏机制及坐标系
Fig. 1 Failure mechanism and coordinate system of bucket foundation under vertical load

基于假定的桶形基础破坏机制, 依据 Shields 和 Drucker^[7]所提出的极限承载力分析理论, 可以得到桶形基础地基极限承载力上限解方程

$$\int_S P_V v dS + W = 2\xi_{cc}\xi_{cs} \int_{vol} S_u \max|\epsilon| d vol + \xi_{cc}\xi_{cs} \int_{S_D} S_u \Delta v dS + \int_{S_f} \lambda \xi_{cc}\xi_{cs} v S_u dS \quad (1)$$

式中 W 为桶体内部土体重力做功; P_V 为桶形基础的极限承载力; v 为桶形基础的位移速度; S_u 为软黏土不排水抗剪强度, 对于非均质软黏土, $S_u=kz+S_{u0}$, 其中 kD/S_{u0} 为非均质系数, 当 $kD/S_{u0}=0$ 时, 为均质软黏土; $\max|\epsilon|$ 为最大主应变的绝对值; vol 为破坏区域的体积; Δv 为不连续面速度增量; ξ_{cs} 、 ξ_{cc} 分别为圆形基础承载力的形状修正系数和基础承载力的埋深修正系数, 即 $\xi_{cs}=1.2$, $\xi_{cc}=1+0.4\arctan(L/D)$; λ 为桶体外侧摩擦阻力折减系数^[8]; S_D 为不同破坏区域表面积, S 为桶形基础底面积, S_f 为桶体外部与周围土体接触面积。

1.2 上限分析计算

针对不排水饱和软黏土地基上桶形基础结构, 在上述破坏机制中的三维破坏模式内, 采用圆柱坐标系, 假定竖向荷载作用下桶形基础的 z 方向的速度为 V_z , 径向 r 的速度为 V_r , 根据饱和纯黏性材料的不可压缩性, 则 Prandtl 破坏模式的速度场分布方程可写为

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0 \quad (2)$$

然而, 根据大量现场原位测试结果, 通常认为软黏土地基的不排水抗剪强度随着深度线性增大^[9], 其表达式为

$$S_u=S_{u0}+kz \quad (3)$$

式中, S_u 为软黏土的不排水抗剪强度, S_{u0} 为海床表面软黏土的不排水抗剪强度, k 为不排水抗剪强度随深度 z 的线性增长系数。

由图 1 (b) 可知, 桶体外侧摩擦阻力和 Prandtl 破坏机制内各个区域的 z 方向和 r 方向的速度场^[9]如表 1 所示。其中边界条件为: EDCB 边界面上, $V_r=V_z=0$; AD 边界面上, $V_{rI}=V_{rII}$, $V_{zI}=V_{zII}$; AC 边界面上, $V_{rII}=V_{rIII}$, $V_{zII}=V_{zIII}$ 。

表 1 桶形基础破坏模式速度场

Table 1 Velocity field for failure mechanism of bucket foundation				
破坏区域	V_r	V_z	V_θ	
Prandtl 破坏区域	I	$F/\tan\alpha$	F	0
	II	zG	$(d-r)G$	0
	III	H	$-H$	0
	IV	0	v	0
桶体外侧摩擦区域	0	v	v	0
桶体内部区域	0	v	v	0

注:

$$F = \frac{v(r \tan \alpha + d \tan \beta - z) \sin \alpha \cos \beta}{r(\tan \alpha + \tan \beta) \sin(\alpha + \beta)};$$
$$G = \frac{v \cos \beta \sin \alpha}{r(\tan \alpha + \tan \beta) \sin \alpha \cos \alpha \sin(\alpha + \beta) \sqrt{(d-r)^2 + z^2}} \cdot \left[\frac{d \sin \alpha}{\cos \beta} - \sqrt{(d-r)^2 + z^2} \right];$$
$$H = \frac{v \cos \beta \sin \alpha}{2r(\tan \alpha + \tan \beta) \cos \alpha \sin \alpha \sin(\alpha + \beta)} \cdot \left[d + \frac{\sqrt{2} d \sin(\alpha + \beta)}{\cos \beta} - r - z \right].$$
$$= \lambda \xi_{ce} \xi_{cs} \int_0^{2\pi} \int_0^L \frac{D}{2} v dz d\theta. \quad (8)$$

在假定的桶形基础底部 Prandtl 破坏模式内, 各个区域的塑性应变分量应该满足

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial V_r}{\partial r}, \\ \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{V_r}{r}, \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{\partial V_z}{\partial z}, \\ 2\varepsilon_{rz} &= \frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

其中, 各主应变分量为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_1 &= \varepsilon_{\theta\theta}, \\ \varepsilon_2 &= \frac{1}{2} \left[-\varepsilon_{\theta\theta} + \sqrt{\varepsilon_{\theta\theta}^2 + 4\varepsilon_{rz}^2 - 4\varepsilon_{rr}\varepsilon_{zz}} \right], \\ \varepsilon_3 &= \frac{1}{2} \left[-\varepsilon_{\theta\theta} - \sqrt{\varepsilon_{\theta\theta}^2 + 4\varepsilon_{rz}^2 - 4\varepsilon_{rr}\varepsilon_{zz}} \right]. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

从而求得最大主应变的绝对值为

$$\max|\varepsilon| = |\varepsilon_3| = \frac{1}{2} \left[\varepsilon_{\theta\theta} + \sqrt{\varepsilon_{\theta\theta}^2 + 4\varepsilon_{rz}^2 - 4\varepsilon_{rr}\varepsilon_{zz}} \right]. \quad (6)$$

由表 1 和式(4)、式(6)可以求得桶形基础底部 Prandtl 破坏模式内各个区域的最大主应变。然而, 沿不连续面 AE 的速度增量为

$$\Delta v = \frac{v \cos \beta}{\sin(\alpha + \beta)}. \quad (7)$$

1.3 塑性耗散率计算

(1) 桶体外侧摩擦阻力的内能耗散率

由图 1 和表 1 可知, 桶体外侧摩擦阻力所产生的内能耗散率

$$E_f = \int_{S_f} \lambda \xi_{ce} \xi_{cs} v S_u dS$$

(2) 桶体底部 Prandtl 破坏模式的内能耗散率

桶体底部 Prandtl 破坏模式的内能耗散率可以根据其破坏区域的速度场及式(6)、(7)求得, 其各部分内能耗散率如表 2 所示。

表 2 Prandtl 破坏模式的内能耗散率

Table 2 Ratio of energy dissipation in Prandtl failure mechanism	
破坏区域	内能耗散率
I	$E_I = 2S_u \cdot 2\pi \xi_{ce} \xi_{cs} \int_I \varepsilon_3 r dr dz$
II	$E_{II} = 2S_u \cdot 2\pi \xi_{ce} \xi_{cs} \int_{II} \varepsilon_3 r dr dz$
III	$E_{III} = 2S_u \cdot 2\pi \xi_{ce} \xi_{cs} \int_{III} \varepsilon_3 r dr dz$
IV	$E_{IV} = 2S_u \cdot 2\pi \xi_{ce} \xi_{cs} \int_{IV} \varepsilon_3 r dr dz$
AE	$E_{AE} = 2\pi S_u \xi_{ce} \xi_{cs} \int_{AE} \Delta v dS$

(3) 桶体内部土体自重做功

桶体内部土体在自重应力作用下做功, 其功率表示如下:

$$W = \int_0^{2\pi} \int_0^2 \int_0^L \gamma v dz dr d\theta. \quad (9)$$

(4) 桶形基础竖向承载力最小上限解

根据土体破坏机制中的各相关内部耗散功率之和与桶体外力功率的互等关系, 可以求得作用于桶体的竖向荷载 P_V , 其表达式

$$P_V = \frac{E_I + E_{II} + E_{III} + E_{IV} + E_{AE} + E_f - W}{\int_S v dS}. \quad (10)$$

由此采用优化方法确定竖向承载力 P_V 的极小值, 可作为竖向极限承载力的近似解。

2 极限分析与有限元分析对比

为了验证上述极限分析上限解法的可行性和有效性, 针对饱和均质软黏土地基, 采用大型通用有限元分析软件 ABAQUS 对软黏土地基上桶形基础结构的竖向承载力进行了三维数值分析, 有限元计算模型如图 2 所示。软黏土地基采用基于 Mises 屈服准则的理想弹塑性本构模型, 在不排水条件下, 取变形模量 $E=500S_u$, 泊松比 $\nu=0.49$ 。桶体结构采用线弹性本构模型, 弹性模量 $E=2.1 \text{ GPa}$, 泊松比 $\nu=0.125$ 。对于假定的破坏机制中桶土之间的界面接触, 采用 ABAQUS 的“摩擦接触对”算法, 采用库仑摩擦公式 $\tau = \mu p$ 计算切向摩擦应力, 其中 p 为界面间的法向压力; μ 为摩擦因数, 这里取 $\mu=0.5$ 。“摩擦接触对”算法考虑了主动侧土体与桶体之间可以脱离而形成裂缝, 此时界面上的接触压应力与摩擦应力消失^[10]。所有计算采

用位移控制方式,通过逐步施加位移,计算得到竖向荷载 P_V 与桶体竖向位移 d 之间的关系曲线。当曲线斜率接近 0 时的外荷载可以确定极限承载力,进而与极限分析结果进行对比。

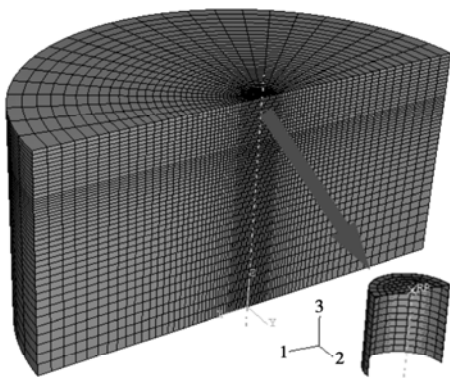


图2 有限元分析模型
Fig. 2 Finite element model

算例中,桶体结构的直径 $D=4.0\text{ m}$,泥面以下 $L/D=1.0, 2.0, 3.0$,软黏土的有效重度 $\gamma'=6\text{ kN/m}^3$,不排水抗剪强度 $S_{u0}=6.0\text{ kPa}$, $kD/S_{u0}=0$ 。根据有限元数值分析所确定的可能破坏机制如图 3 所示。由此可见,极限分析中所假定的破坏机制与有限元分析所得到的失稳机制比较接近。表 3 给出了有限元数值分析与极限分析所得计算结果比较。由此可见,两者计算结果比较吻合,最大误差不超过 15%,从而说明本文所建议的上限极限分析方法比较合理。

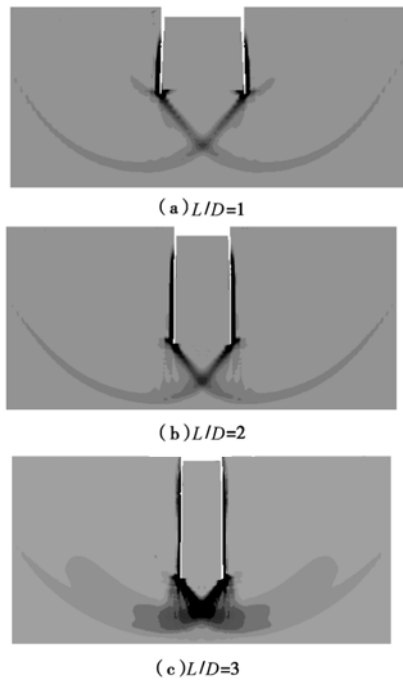


图3 有限元数值分析所确定的不同长径比(L/D)地基等效塑性应变分布
Fig. 3 Equivalent plastic strain of bucket foundation from finite element analysis with different aspect ratios

表3 有限元数值分析与极限分析所得的计算结果比较		
Table 3 Comparison of vertical ultimate loads between finite element analysis and upper-bound procedure of limit analysis		
长径比(L/D)	$P_V/(AS_{u0})$	
	有限元数值分析	极限分析
1.0	12.97	14.43
2.0	19.89	22.74
3.0	29.17	30.85

3 参数研究

利用本文所提出的极限分析上限解法,针对桶形基础竖向极限承载力,进行了变动参数对比计算。图 4 给出了不同长径比 L/D 的桶形基础竖向极限承载力与均质软黏土的不排水抗剪强度 S_{u0} 及桶体的长径比等参数的依赖关系。由此可知:①在工程所遇到的一般均质软黏土的不排水抗剪强度对于桶形基础的竖向极限承载力影响显著。针对不同的 S_{u0} ,相同的 L/D 所对应的 $P_V/(AS_{u0})$ 变化幅度较大,其中 $L/D=1.0, 2.0, 3.0$ 所对应的 $P_V/(AS_{u0})$ 的最大值与最小值分别相差 62.21%, 60.98%, 63.18%;而对于相同的 S_{u0} ,不同的 L/D 所对应的 $P_V/(AS_{u0})$ 变化同样显著。②由图 4 可知,桶体的长径比 L/D 对桶形基础的竖向承载力影响显著。以上所得结论与栾茂田等^[12]采用有限元数值分析所得到的结论基本一致。

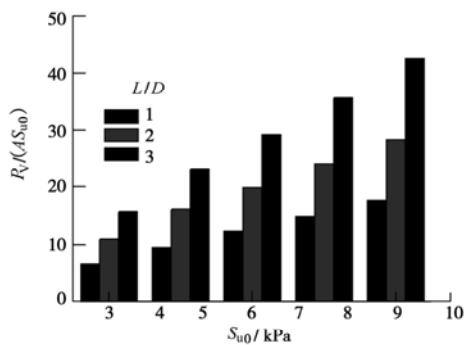


图4 软黏土不排水抗剪强度对桶形基础竖向承载力的影响
Fig. 4 Effect of undrained shear strength on bearing capacity of bucket foundation

进一步,图 5 给出了软黏土的横向各向异性 (kD/S_{u0})与桶形基础底部塑性破坏区域分布之间的关系。由图可知,桶形基础在竖向荷载作用下塑性区随着非均质系数 (kD/S_{u0})增大而减小。与 Kusakabe 等^[11]针对圆形浅基础进行的上限分析结果进行比较可知,由于深基础受埋深的影响较大,从而造成塑性破坏区域分布范围相对浅基础要大;但随着非均质系数 (kD/S_{u0})增大,塑性破坏区域分布范围与浅基础差别不大。

4 结 论

针对滩海软黏土地基上吸力式桶形基础结构的破

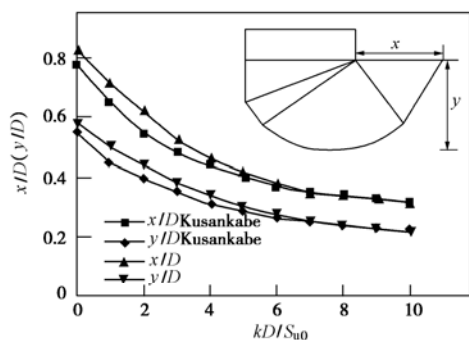


图5 软黏土非均质性(kD/S_{u0})对桶形基础竖向承载力的影响

Fig. 5 Effect of non-homogeneity of clay on bearing capacity of bucket foundation

坏机制及极限承载力特性,本文基于弹塑性极限分析中的上限法,建立了一种吸力式桶形基础承受竖向荷载作用的上限极限分析模型。该破坏模式可以描述为基础底部土体的三维空间 Prandtl 破坏模式、桶内土体重力做功与桶体外侧与周围土体形成的滑动剪切破坏和的一种新的组合破坏模式。通过与大型通用有限元软件 ABAQUS 的三维有限元数值分析计算的对比论证了所建议的极限分析上限解法的可行性和有效性。进而通过上限法模型的变动参数研究发现:主要影响桶形基础竖向承载力的因素有软黏土的不排水抗剪强度 S_{u0} 、横向各项异性 (kD/S_{u0}) 以及桶体的长径比 (L/D), 并与栾茂田等^[12]所得到的结论进行了对比。从而本文所建议的极限分析上限解法以及所得到的结论,为吸力式桶形基础的设计与施工提供了重要的参考依据。

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. (SHI Xiao-chun, XU Ri-qing, GONG Xiao-nan, et al. Introduction of bucket foundation[J]. China Civil Engineering Journal, 2002, 33(4): 68 - 92. (in Chinese))
- [2] TJELTA T I. Geotechnical aspects of bucket foundations replacing piles for the Europipe 16/11E jacket[C]// Proceedings of the Offshore Technology Conference, 1994, 379: 73 - 82.
- [3] 丁红岩, 张明, 李铁, 陈星. 筒型基础系缆平台沉/拔过程侧摩阻力原型测试[J]. 天津大学学报, 2003, 36(1): 63 - 67. (DING Hong-yan, ZHANG Ming, LI Tie, CHEN Xing. Full scale tests of skin friction forces during penetration down/pull up processes of a bucket foundation dolphin platform[J]. Journal of Tianjin University, 2003, 36(1): 63 - 67. (in Chinese))
- [4] CHEN Wai-fah. Limit analysis and soil plasticity[M]. New York: Elsevier Scientific Publishing Company, 1975.
- [5] 王晖, 王乐芹, 周锡初, 肖仕宝. 软黏土中桶形基础的上限法极限分析模型及其计算[J]. 天津大学学报, 2006, 39(3): 273 - 279. (WANG Hui, WANG Le-qin, ZHOU Xi-reng, XIAO Shi-bao. Limit analysis and calculation for bucket foundation embedded in soft clay based on the upper-bound theorem[J]. Journal of Tianjin University, 2006, 39(3): 273 - 279. (in Chinese))
- [6] DENG W, CARTER J P. A theoretical study of the vertical uplift capacity of suction caisson[C]// Proceedings of 10th International Offshore and Polar Engineering Conference. Seattle, USA, 2000: 342 - 349.
- [7] SHIELDS R T, DRUCKE, D C. The application of limit analysis to punch-indentation problems[J]. J Appl Mech, 1953, 20: 435 - 460.
- [8] BRAND E W, BRENNER R P, 叶书麟, 宰金璋等. 软黏土工程学[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1991. (BRAND E W, BRENNER R P, YE Shu-lin, ZAI Jin-zhang, et al. Soft clay engineering[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 1991. (in Chinese))
- [9] ANDERSEN K H, DYVIK R, SCHRODER K, et al. Field tests of anchors in clay II: predictions and interpretation[J]. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1993, 119(10): 1532 - 1549.
- [10] 栾茂田, 范庆来, 杨庆. 非均质软土地基上吸力式沉箱抗拔承载力数值分析[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(7): 1054 - 1059. (LUAN Mao-tian, FAN Qing-lai, YANG Qing. Numerical analysis of ultimate pull-out resistance of suction caisson in inhomogeneous soft foundation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(7): 1054 - 1059. (in Chinese))
- [11] KUSAKABE O, SUZUKI H, NAKASE A. An upper bound calculation on bearing capacity of a circular footing on a non-homogeneous clay[J]. Soils and Foundations, 1986, 26(3): 143 - 148.
- [12] WU K, LUAN M T, FAN Q L, et al. Numerical analyses of bearing capacity of suction bucket foundation[R]. Recent Development of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering in Asia, 2006: 213 - 218.