

文章编号:1008-1534(2020)03-0159-05

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



一种可考虑形状效应的浅埋板锚极限 抗拔力计算方法

郭京平

(秦皇岛市大地卓越岩土工程有限公司,河北秦皇岛 066000)

摘要:现有的板锚极限抗拔力计算方法只考虑了常规形状锚板的情况,不适用于特殊形状的锚板。为了更好地指导工程实践,在总结已有研究的基础上,研究了圆形、方形、正三角形和风筝形锚板,假定锚板的破坏面从锚板的侧面以膨胀角向上延伸,形成与锚板自身具有相同横截面形状的棱台,结合数学和力学理论分析,提出了一种可以考虑形状效应的浅埋板锚极限抗拔承载力计算方法,并将简化方法计算所得承载力和公开试验结果进行对比。结果表明,简化计算方法适用于埋深与板宽之比小于 5 的浅埋情况,且具有较高的精度,可以在初步工程设计中加以应用。研究结果为多种形态的浅埋锚板极限抗拔力计算提供了新的方法,可为类似工程项目的设计提供参考,具有一定的工程借鉴价值。

关键词:岩土力学;形状效应;浅埋板锚;极限抗拔承载力;简化计算

中图分类号:TU443

文献标识码:A

doi: 10.7535/hbgykj.2020yx03004

A calculation method of ultimate pull-out force of shallow-buried plate anchors considering shape effect

GUO Jingping

(Qinhuangdao Dadi Zhuoyue Geotechnical Engineering Company Limited, Qinhuangdao, Hebei 066000, China)

Abstract: The existing calculation method of the ultimate pull-out force of plate anchors only considers the regular shapes, which is not applicable to the special shapes. In order to better guide the engineering practice, the circular, square, equilateral triangle and kite-shaped anchor plates were studied based on the previous research, assuming that the failure surface extended upward from the side of the anchor plate at a specific expansion angle, which resulted in the same shape as the cross-section of the anchor plate. Combining with the particular mathematical and mechanical theoretical analysis, a calculation method taking the shape effects into account was proposed to analyze the ultimate pull-out force of shallow-buried plate anchors, from which the results were compared with the publicly available experimental data. The results show that this method has high accuracy when the ratio of the buried depth to the board width is less than 5, and can be applied in preliminary engineering design. The

收稿日期:2020-03-09;修回日期:2020-04-16;责任编辑:张 军

基金项目:国家自然科学基金(51268003)

作者简介:郭京平(1975—),男,河北保定人,高级工程师,主要从事边坡、基坑及地基处理等方面的研究。

E-mail: guojingping3@163.com

郭京平.一种可考虑形状效应的浅埋板锚极限抗拔力计算方法[J].河北工业科技,2020,37(3):159-163.

GUO Jingping. A calculation method of ultimate pull-out force of shallow-buried plate anchors considering shape effect[J]. Hebei Journal of Industrial Science and Technology, 2020, 37(3): 159-163.

research results provide a new way for the calculation of the ultimate pull-out force of various shapes of shallow buried anchor plates, which can also offer a reference for the design of similar projects.

Keywords: geotechnical mechanics; shape effect; shallow plate anchor; ultimate uplift bearing capacity; simplified calculation

海上发电平台由固定在结构上的锚定系统固定,而锚定系统与各种锚相连接,如桩锚、板锚、吸力沉箱、拖曳锚、吸力嵌入式板锚和动态穿透锚等^[1]。桩锚主要通过侧阻提供反力,而板锚主要通过板支撑面提供阻力,侧阻力不如支撑面阻力有效,而且容易在循环荷载作用下出现承载力和刚度退化现象^[2],因此,与桩锚相比,板锚的应用更加广泛。

用于近海能源部门的新型动力穿透板锚概念,如飞翼锚^[3-4]已经在研发中,这些板锚均可以抵抗较大的横向荷载。而现有的板锚极限承载力计算方法多针对常规形状的锚板,如圆形锚板^[5-8]和矩形锚板^[9-11],对一些特殊形状的锚板是不适用的。虽然三维非线性连续体分析方法^[12-15]可以用来分析特殊形状的板锚的极限承载力,但在基础设计工作中,简化设计方法仍然是工程设计人员所需要的。

1 极限抗拔力计算

理论分析方法可以用来评估板锚的极限承载力。现有的用于预测砂土中板锚抗拔承载力的方程通常是基于峰值摩擦角的^[5,16-17]。这些方程有的是基于关联极限平衡原理建立的,该原理的核心假设是峰值膨胀角等于峰值摩擦角。有的研究基于假设“由摩擦角能够唯一确定膨胀角”。新的研究^[18-19]已经表明,关联流的假设不能反映土体的排水剪强度,并且高估了排水条件下的地基承载力。因此,对破坏面可能向泥线延伸的浅锚而言,膨胀角应直接包含在抗拔承载力分析中。

为解释浅埋板锚上拔过程中出现的土体体积扩大问题,CHEUK 等^[20]提出了平面应变条件下的非关联极限平衡抗拔承载力模型。如图 1 所示,该模型假定上拔破坏面以等于土体膨胀角的角度出现。CHEUK 等^[21]和 LIU^[22]等通过实验验证了这种非关联流假设。拔出阻力等于提升土楔的重力加上沿 2 个倾斜破坏面的剪切阻力。土楔的重力取为二维梯形体积部分土体对应的重力,假定破坏面上只考虑摩擦耗能,则剪切阻力可以表示为

$$\tau = C_1 \gamma z \tan \phi'_p, \quad (1)$$

$$C_1 = \frac{1}{2} ((1 + K_0) - (1 - K_0 \cos 2\psi_p)), \quad (2)$$

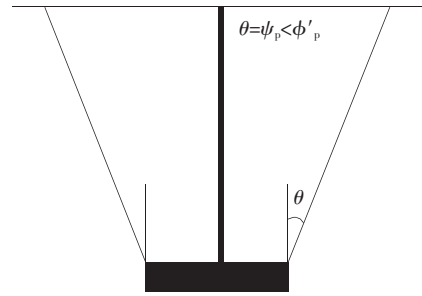


图 1 破坏面示意图

Fig.1 Schematic diagram of failure surface

式中: τ 表示倾斜破坏面的剪切力; C_1 表示评估破坏面上法向应力作用的常数; γ 表示砂土干重度; z 表示破坏楔体的顶部至计算点的高度; ϕ'_p 表示峰值摩擦角; ψ_p 表示峰值膨胀角; K_0 表示静止土侧压力系数。

式(2)假定上拔期间破坏面上的法向应力等于 K_0 条件下的原位应力值且不发生变化。将式(1)沿二维滑动面积分,与作用在滑块上的竖向力相平衡,容易得出平面应变条件下的抗拔峰值承载力:

$$Q_u = \gamma HB + \gamma H^2 \tan \psi_p + C_1 \gamma H^2 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p}, \quad (3)$$

式中: H 表示板的埋深; B 表示板的直径或宽度(通常取最小宽度)。

将式(3)两边同时除以 γHB , 易得平面应变条件下的极限承载力系数:

$$N_\gamma = 1 + F_{ps} \left(\frac{H}{B} \right), \quad (4)$$

$$F_{ps} = \tan \psi_p + C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p}, \quad (5)$$

式中: B 表示锚板宽度, m; N_γ 表示极限承载力系数; F_{ps} 表示抗拔系数。

与此相类似,GIAMPA 等^[23-24]假设破坏面是三维的,具有锥形棱台形状,其中锥形棱台对应的土重为

$$W_w = \frac{\gamma H}{3} (A_T + A + \sqrt{A_T A}), \quad (6)$$

其中 A_T 表示椎体与地面相交处的横截面积。同样只考虑破坏面上摩擦耗能,同样如式(1)所示。将式(1)沿三维破坏面积分,同时考虑与锥形棱台土重平

衡,易得三维条件下的极限承载力系数:

$$N_\gamma = 1 + F_1 \left(\frac{H}{B} \right) + F_2 \left(\frac{H}{B} \right)^2, \quad (7)$$

$$F_1 = X_1 \left(\tan \psi_p + C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \right), \quad (8)$$

$$F_2 = X_2 \tan \psi_p \left(\tan \psi_p + C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \right), \quad (9)$$

$$C_1 = \cos(\phi'_p - \psi_p), \quad (10)$$

式中: X_1 和 X_2 是取决于板形状的系数; C_1 为评估破坏面上法向应力的常数。特别地,当采用关联极限平衡原理时, $\psi_p = \phi'_p$, 式(7)简化为常见的上限解。

笔者将非关联极限平衡法则进一步扩展到圆形、方形、正三角形和风筝形锚板中。在每种情况下,均假设破坏面从板的侧面以膨胀角向上延伸,形成与锚自身具有相同横截面形状的棱台。

对圆形锚板,可以适当作如图1类似的假设。

假设破坏面是三维的,具有锥形棱台形状,上拔

力与锥形棱台土重和三维破坏面的摩擦力之和相平衡。只考虑破坏面上摩擦耗能,如式(1)所示。将式(1)沿三维破坏面积分,同时考虑与锥形棱台土重平衡,易得对圆形锚板,极限承载力系数为

$$N_\gamma = \frac{4}{3} \tan \psi_p \left(\tan \psi_p + C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \right) \left(\frac{H}{D} \right)^2 + 2 \left(\tan \psi_p + C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \right) \frac{H}{D} + 1, \quad (11)$$

其中 D 表示锚板直径。对比式(11)和式(7)易得:对圆形锚板,常数 $X_1 = 2, X_2 = 4/3$ 。作类似的假设和推导后,可得:对方形锚板,常数 $X_1 = 2, X_2 = 4/3$;对正三角形锚板,常数 $X_1 = 2\sqrt{3}, X_2 = 4$ 。对风筝形锚板,同样假设破坏面是三维的,具有锥形棱台形状,上拔力与锥形棱台土重和三维破坏面的摩擦力之和相平衡。只考虑破坏面上摩擦耗能,同样将式(1)沿三维破坏面积分,容易得出极限承载力系数可以简化为

$$N_\gamma = \frac{1}{3} \tan \psi_p \left(C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \left(\frac{1}{\cos \alpha \sin \alpha} + \frac{1}{\cos \beta \sin \beta} \right) + \left(\frac{1}{\cos \alpha} + \frac{1}{\cos \beta} \right) \frac{\tan \psi_p}{\sin \alpha} \right) \frac{H}{b} \frac{H}{(a+c)} + \left(C_1 \frac{\tan \phi'_p}{\cos \psi_p} \frac{1}{(a+c)} \left(\frac{a}{\sin \alpha} + \frac{c}{\sin \beta} \right) + \frac{\tan \psi_p}{2 \sin \alpha} \right) \frac{H}{b} + \frac{1}{2} \tan \psi_p \left(\frac{1}{\cos \alpha} + \frac{1}{\cos \beta} \right) \frac{H}{(a+c)} + 1, \quad (12)$$

式中: $\tan \alpha = a/b; \tan \beta = c/b; a, b, c$ 对应的几何意义如图2所示。

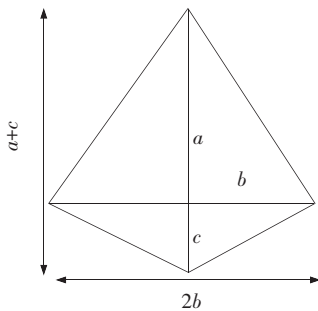


图2 风筝形锚板几何图

Fig.2 Geometric drawing of kite shaped anchor plate

2 简化公式计算结果与已有试验结果的对比

尽管笔者提出了简化的不同形状锚板的抗拔极限承载力的计算公式,但这些公式均建立在一定的假设基础上,计算精度有待检验。为明确板锚的抗拔机理,国内外学者进行了大量的板锚抗拔试验,考虑到 GIAMPA 等^[25]的试验结果原始数据比较充

分,而且对各种形状锚板均进行了试验,因此笔者将简化公式的计算结果与已有试验结果进行对比。

试验中所采用的土体物理力学参数和锚板数据如表1所示,将试验得出的极限抗拔承载力 Q_u 除以 γHA 即可以得出最后一列的极限承载力系数。

试验结果和简化公式计算结果的对比如表2所示。除圆形锚板确定符合轴对称条件外,其他形状的锚板都不严格符合轴对称条件,因此计算其他形状锚板时,同时考虑了轴对称条件和平面应变条件,2种情况对应的 C_1 取值不同,平面应变条件下 C_1 表达式如式(2)所示,轴对称条件下 C_1 表达式如式(10)所示。相对误差的计算为计算值减去试验值取绝对值后除以试验值。

从表2中的圆形锚板情况可以看出,对圆形锚板简化公式预测承载力平均误差在15%以内,变异系数为0.18,这与 GIAMPA 等^[24]的研究结果是一致的。对方形、正三角形和风筝形锚板的情况,平面应变条件下简化公式得出的承载力比轴对称条件下得出的承载力更符合试验结果,这表明在非轴对称情况下,破坏面上法向应力作用更符合平面应变情况。建议在使用简化公式时,除轴对称情况外,一律

采用平面应变模式。

表 1 土体物理力学参数和锚板数据

Tab.1 Physical and mechanical parameters of soil and anchor plate data

试验 编号	锚板 形状	$\gamma/$ ($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	$\phi'_p/$ ($^\circ$)	$\psi_p/$ ($^\circ$)	$B/$ m	$H/$ m
1	方形	14.91	37.9	8.1	0.152	0.152
2	方形	14.91	37.6	7.7	0.152	0.305
3	方形	14.85	37.6	7.7	0.152	0.152
4	方形	14.85	37.2	7.1	0.152	0.457
5	方形	14.85	37.3	7.3	0.305	0.305
19	方形	14.72	36.5	6.0	0.152	0.762
22	方形	16.05	43.0	15.6	0.152	0.152
15	正三角形	14.78	37.1	7.0	0.231	0.231
16	正三角形	14.78	36.9	6.6	0.231	0.462
17	正三角形	14.78	36.7	6.4	0.231	0.693
20	正三角形	14.72	36.5	6.1	0.127	0.635
23	正三角形	16.05	42.1	14.2	0.231	0.462
12	风筝形	14.81	37.3	7.2	0.157,0.118,0.039	0.236
13	风筝形	14.81	37.0	6.8	0.157,0.118,0.039	0.472
14	风筝形	14.81	36.9	6.7	0.157,0.118,0.039	0.638
18	风筝形	14.72	36.5	6.1	0.085,0.064,0.039	0.635
21	风筝形	16.05	42.0	14.1	0.157,0.118,0.039	0.472
24	圆形	14.90	37.8	8.0	0.165	0.165
25	圆形	14.90	37.6	7.6	0.165	0.330
26	圆形	14.90	37.4	7.4	0.165	0.495

表 2 简化计算结果和试验结果的对比

Tab.2 Comparison between simplified calculation results and test results

试验 编号	锚板 形状	试验 N_γ	轴对称条 件下 N_γ	相对误 差 1/%	平面应变 条件下 N_γ	相对误 差 2/%
1	方形	1.7	2.5	47	2.0	18
2	方形	2.4	4.2	75	3.1	29
3	方形	1.8	2.5	39	2.0	11
4	方形	4.5	6.0	33	4.2	7
5	方形	1.7	2.5	47	1.9	12
19	方形	5.7	9.8	72	6.5	14
22	方形	2.2	3.0	36	2.4	9
15	正三角形	2.2	3.7	68	2.7	23
16	正三角形	4.3	6.8	58	4.7	9
17	正三角形	5.8	10.5	81	7.0	21
20	正三角形	7.6	19.3	154	12.4	63
23	正三角形	7.1	10.1	42	7.3	3
12	风筝形	2.1	3.3	57	2.4	14
13	风筝形	3.7	5.9	59	4.1	11
14	风筝形	6.1	7.9	30	5.4	11
18	风筝形	6.6	15.4	133	10.1	53
21	风筝形	7.6	7.7	1	5.8	23
24	圆形	3.4	2.5	26	—	—
25	圆形	5.0	4.2	16	—	—
26	圆形	5.9	6.1	3	—	—

如表 2 所示,对正三角形锚板,考虑平面应变情况,试验编号为 20 所对应的误差为 63%,此时对应的埋深 H 与板宽 B 之比(如表 1 所示)为 $0.635/0.127=5$,对其他 $H/B < 5$ 的正三角形锚板误差均小于 25%,这直接表明对于正三角形锚板,简化公式只适用于 $H/B < 5$ 的浅埋情况。对方形和风筝形锚板做类似的分析,同样能得出简化公式只适用于 $H/B < 5$ 的浅埋情况的结论。

分析表 1 和表 2 的数据,可以看出,对方形锚板、正三角形锚板和风筝形锚板,当 $H/B > 5$ 时简化公式计算的误差会加大,对 $H/B < 5$ 时的浅埋情况,3 种锚板计算误差均值分别为 14%,14% 和 16%。因此,本文中的简化公式适用于 $H/B < 5$ 的浅埋情况。

3 结 语

在结合前人工作经验的基础上,结合一定的理论分析,提出了可考虑锚板形状的简化的板锚极限抗拔力计算方法,并将该计算方法所得结果与已公开的试验结果进行对比,主要得出如下结论。

1)破坏面从锚板的侧面以膨胀角向上延伸的假定是合理的。将理论分析方法用于板锚抗拔极限承载力分析是可行的。

2)简化公式使用时,除轴对称情况外,一律采用平面应变模式,并且只适用于埋深与板宽之比小于 5 的浅埋情况。

3)研究结果弥补了目前仅有常规形状锚板计算的缺陷,为多种形态的浅埋锚板极限抗拔力计算提供了理论依据,可为类似工程项目提供可靠的设计参考依据,值得工程借鉴应用。

本文的研究范围仅局限于浅埋锚板的情况。虽然工程中常见的锚板都是浅埋锚板,但是对于深埋锚板所对应的承载力研究也是工程所需要的。另外,本文采用理论分析方法进行抗拔力计算研究,建议采用有限元分析方法或者离散元方法研究形状效应对抗拔力的影响,以更好地指导工程实践。

参考文献/References:

- [1] RANDOLPH M, GOURVENE S. Offshore Geotechnical Engineering[M]. England: [s.n.], 2011.
- [2] JARDINE R, PUECH A, ANDERSEN K H. Keynote address: Cyclic loading of offshore piles: Potential effects and practical design [J]. Journal of Environmental Science and Health-Part A Environmental Science and Engineering, 2012, 11(10): 591-601.
- [3] BRADSHAW A S, GIAMPA J R, GERKUS H, et al. Scaling

- considerations for 1-g model horizontal plate anchor tests in sand[J]. *Geotech Testing Journal*, 2016, 39(6): 1-9.
- [4] CHOW S, O LOUGHLIN C D, GAUDIN C, et al. An experimental study of the embedment of a dynamically installed anchor in sand [C]//Offshore Site Investigation Geotechnics 8th International Conference Proceeding. London:[s.n.],2017:1019-1025.
- [5] MERIFIELD R S, LYAMIN A V, SLOAN S W. Three-dimensional lowerbound solutions for the stability of plate anchors in sand[J]. *Géotechnique*, 2006, 56(2): 123-132.
- [6] 刘君, 吴利玲, 胡玉霞. 正常固结黏土中圆形锚板抗拔承载力(英文)[J]. *大连理工大学学报*, 2006,46(5): 93-100.
LIU Jun, WU Liling, HU Yuxia. Pullout capacity of circular plate anchors in NC clay[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2006,46(5): 93-100.
- [7] 刘君, 于龙, 吴利玲, 等. 饱和黏土中倾斜圆形锚板承载力分析[J]. *大连理工大学学报*, 2008,48(2): 229-234.
LIU Jun, YU Long, WU Liling, et al. Pull-out capacity of inclined circular plate anchors in saturated clay[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2008,48(2): 229-234.
- [8] 陈榕, 符胜男, 郝冬雪, 等. 密砂中圆形锚上拔承载力尺寸效应分析[J]. *岩土工程学报*, 2019, 41(1):84-91.
CHEN Rong, FU Shengnan, HAO Dongxue, et al. Scale effect of uplift capacity of circular anchors in dense sand[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2019, 41(1): 84-91.
- [9] 胡宏. 砂土地基中条形锚板承载力及破坏机理研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2013.
HU Hong. Study on Bearing Capacity and Failure Mechanism of Strip Anchor Plate in Sand Soil Foundation [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2013.
- [10] 黄明华, 李盾, 李嘉成. 斜坡浅埋水平条形锚板抗拔承载力的极限分析[J]. *水文地质工程地质*, 2019, 46(1):120-126.
HUANG Minghua, LI Dun, LI Jiacheng. A limit analysis of the ultimate pullout capacity of a shallow horizontal strip anchor plate embedded in slope[J]. *Hydrogeology and Engineering Geology*, 2019, 46(1): 120-126.
- [11] 刘嘉. 正常固结粘土中平板锚抗拉力的研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2007.
LIU Jia. Study on the Tensile Resistance of Flat Anchor in Normally Consolidated Clay [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2007.
- [12] 王腾, 严梦. 吸力贯入式板锚转动上拔过程的数值模拟研究[J]. *岩土工程学报*, 2016, 38(1):118-123.
WANG Teng, YAN Meng. Numerical study on keying of suction embedded plate anchors[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*,2016, 38(1): 118-123.
- [13] 苏芳眉, 刘海笑, 李洲. 基于耦合欧拉-拉格朗日法的锚板在黏土中的极限承载力数值分析[J]. *岩土力学*, 2016, 37(9): 2728-2736.
SU Fangmei, LIU Haixiao, LI Zhou. Analysis of ultimate bearing capacity of plate anchors in clay using a coupled Euleri-an-Lagrangian[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, 37(9): 2728-2736.
- [14] 窦玉喆. 锚链-土-锚板相互作用数值分析[D].大连: 大连理工大学, 2018.
DOU Yuzhe. Numerical Analysis of the Interaction Between Anchor Chain, Soil and Anchor Plate [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018.
- [15] 许华姣, 丰土根. 基于 CEL 方法的平板锚旋转安装过程大变形数值分析[J]. *河北工程大学学报(自然科学版)*, 2018, 35(3):41-46.
XU Huajiao, FENG Tugen. Finite element analysis of the plate anchors keying process by using CEL technique [J]. *Journal of Hebei University of Engineering (Natural Science Edition)*, 2018, 35(3): 41-46.
- [16] GHALY A, HANNA A. Ultimate pullout resistance of single vertical anchors[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1994, 31(5): 661-672.
- [17] ILAMPARUTHI K, DICKIN E A, MUTHUKRISNAIAH K. Experimental investigation of the uplift behavior of circular plate anchors embedded in sand [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2002, 39(3): 648-664.
- [18] LOUKIDIS D, CHAKRABORTY T, SALGADO R. Bearing capacity of strip footings on purely frictional soil under eccentric and inclined loads[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2008, 45(6): 768-787.
- [19] KRABBENHOFT K, KARIM M R, LYAMIN A V, et al. Associated computational plasticity schemes for Non-associated frictional materials [J]. *Computational Plasticity Schemes for Nonassociated Frictional Materials*, 2012, 90(9): 1089-1117.
- [20] CHEUK C Y, BOLTON M D, WHITE D J. The uplift resistance of pipes and plate anchors buried in sand [J]. *Géotechnique*, 2008, 58(10): 771-779.
- [21] CHEUK C Y, WHITE D J, BOLTON M D. Uplift mechanisms of pipes buried in sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental*, 2008, 154(2): 154-163.
- [22] LIU Jinyuan, LIU Mingliang, ZHU Zhende. Sand deformation around an uplift plate anchor[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental*, 2012(102): 728-737.
- [23] GIAMPA J R, BRADSHAW A S, SCHNEIDER J. Influence of dilation angle on drained shallow circular anchor uplift capacity[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2016, 17(2):04016056.
- [24] GIAMPA J R, BRADSHAW A S. A simple method for assessing the peak friction angle of sand at very low confining pressures[J]. *Geotechnical Testing Journal*, 2018, 38(8): 1606-1618.
- [25] GIAMPA J R, BRADSHAW A S, GERKUS H, et al. The effect of shape on the pullout capacity of shallow plate anchors in sand[J]. *Géotechnique*, 2018, 69(4): 355-363.