

竖向浅埋锚锭板的侧向极限拉拔荷载

朱碧堂¹, 杨敏¹, 郭蔚东²

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 格里菲斯大学工程学院, 昆士兰 澳大利亚)

摘要: 锚锭板是一种承受土体被动抗力的结构单元, 常用于支挡结构、板桩锚固和管线转弯处的设计和施工。本文采用一种描述锚锭板极限拉拔荷载的统一表达式, 根据砂土中锚锭板试验结果的统计分析、粘土中锚锭板有限单元上下限解结果和试验资料的整理, 给出了锚锭板极限拉拔荷载统一表达式中相应参数的取值范围。该统一表达式可直接应用于锚锭板极限拉拔荷载的估算, 也可进一步应用于其它地理结构(如侧向受荷桩)的弹塑性分析。

关键词: 锚锭板; 极限拉拔荷载; 统一表达式

中图分类号: TU472

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2006)10-1236-06

作者简介: 朱碧堂(1974-), 男, 湖北郧西人, 博士, 讲师, 主要从事桩基础、结构物与土相互作用的教学与研究。

Pullout capacity of vertically-buried shallow anchor plates

ZHU Bi-tang¹, YANG Min¹, GUO Wei-dong²

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Engineering, Griffith University, QLD 9726, Australia)

Abstract: Anchor plates are buried structures for resisting passive earth pressure, widely used for design and construction of retaining wall structures, sheet pile bulkheads and pipeline bends. In this paper, a unified expression was presented to describe the ultimate pullout capacity of anchor plates. Using records of experimental data from literatures, the parameters in the unified expression for anchor plates in sand or clay were statically analyzed. For the anchor plates in clay, the parameters were also derived in details from the results of finite element limit analysis of buried anchor plates herein. The expression could be directly used to evaluate the ultimate pullout capacity of anchor plates and further applied to the elastic-plastic analysis of other buried structures, such as laterally loaded piles.

Key words: anchor plate; ultimate pullout capacity; generalized expression

0 前言

锚锭板是一种承受土体被动抗力的结构单元, 常用于支挡结构、板桩锚固和管线转弯处的设计和施工。国内外一些研究者给出了锚锭板极限拉拔强度理论^[1-2]或经验表达式^[3-5]。然而, 不仅不同的理论方法给出的极限拉拔强度不同, 而且理论计算值与试验结果也往往存在一定的差异。另一方面, 大量土木工程中的地理结构, 如输变线塔的地理基础、地理管线和桩基等都可理想化为地理锚锭板结构^[6]。特别是在侧向受荷桩分析中^[7], 桩可视为沿长度方向上连续的“单元锚锭板”组成。每个“单元锚锭板”的性状, 除了邻近单元锚锭板的相互影响外, 可由实际侧向受拉竖向锚锭板近似模拟。因此, 锚锭板的变形和强度分析有助于对上述地理结构作进一步的弹塑性分析。

值得特别指出的是, 由于侧向受荷桩的性状主要取决于2~7倍桩径深度内的土体极限抗力, 并且如果该深度内的极限抗力能够表达为某种函数形式, 就能

给出侧向受荷桩的理论封闭解^[7-8]。因此本文只给出了浅埋锚锭板的极限拉拔荷载统一表达式, 根据砂土中锚锭板试验结果的统计分析、粘土中锚锭板有限单元上下限解结果和试验资料的整理, 分析统一极限拉拔荷载表达式中相应参数的取值范围。

1 锚锭板的极限拉拔荷载

1.1 锚锭板的荷载-变形曲线与极限拉拔荷载

根据锚锭板的埋置深度, 锚锭板可分为浅埋锚锭板($H/h \leq 5$)、中等埋深锚锭板($5 < H/h < 8$)和深埋锚锭板($H/h \geq 8$)^[9], 其中 H 为锚锭板的埋深, h 为锚锭板的高度。Neely等^[1]根据砂土中锚锭板的室内试验结果, 给出了典型的、不同锚锭板尺寸和埋置条件的荷载-变形关系曲线和相应的极限拉拔荷载 P_u 的取值标

基金项目: 上海市重点基础研究项目(02DJ14062); 教育部博士点基金资助项目(20020247003); 澳大利亚 Discovery Project 资助项目(DP0209027)

收稿日期: 2005-08-03

表 1 砂土中侧向受拉锚锭板试验数据库
Table 1 Experimental database of vertical anchor plates in sand

参考文献	γ_s /(kN·m ⁻³)	φ /(°)	h /cm	b / h	H / h	试验点数	试验类型	拟合参数	
								a	m
Dickin & Leung ^[5]	16.00	36	100	1,2,5	1, 2, 3, 4	15	离心机	0.570	0.429
Dickin & Leung ^[5]	16.00	36	2.5, 5.0	1, 2, 5	1,2,3,4	12		0.502	0.354
Akinmusuru ^[4]	15.55	35	5.1	1, 2	1,2,3,4,5	8		数据点过少未 进行拟合	
Akinmusuru ^[4]	15.55	35	3.8	圆板	1,2,3,4,5	5			
Das ^[3]	15.92	34	3.8, 5.1, 6.4, 7.6	1	2,3,4,5	16	室内模型	0.532	0.401
Das ^[3]	15.92	34	3.8, 5.1, 6.4, 7.6	圆板	2,3,4,5	16		0.470	0.388
Das & Seeley ^[11]	15.80	34	5.1	1, 3, 5	1, 2, 3, 4	12		0.531	0.301
Neely等 ^[1]	13.82	35	5.1	1, 2, 5	1, 1.5, 2, 2.75, 3, 3.5, 4, 5	20		0.324	0.492
Smith ^[12]	15.90	38.5	91.5	1.25, 5	1, 1.5, 1.75, 2, 2.5, 3, 3.5, 4.5	9	现场测试	0.398	0.379

式中 S_{u0} 为地表处土体不排水剪强度; ρ 为不排水剪强度沿深度增长的斜率 (F/L^3)。对于这种土体中的平面锚锭板, 如图 3 所示, 其极限拉拔强度 q_u 表达为^[2]

$$q_u = N_c S_u \quad (8)$$

当 $\rho = 0$, $S_u = S_{u0}$ 时, 有

$$N_c = \left(\frac{q_u}{S_u} \right)_{\gamma_s \neq 0, \rho = 0} = N_{c0} + \frac{\gamma_s H_a}{S_u} \quad (9)$$

式中 N_{c0} 为不考虑容度 γ_s 时的极限拉拔强度系数; H_a 为锚锭板中心到地面距离。当 $\rho \neq 0$ 时, 有

$$N_c = \left(\frac{q_u}{S_u} \right)_{\gamma_s \neq 0, \rho \neq 0} = N_{c0\rho} + \frac{\gamma_s H_a}{S_{u0}} \quad (10)$$

$$N_{c0\rho} = \left(\frac{q_u}{S_{u0}} \right)_{\gamma_s = 0, \rho \neq 0} \quad (11)$$

注意此时应将式 (8) 中的 S_u 修改为 S_{u0} 。

采用有限单元上下解法, Merifield 等^[2]通过参数研究, 给出了 N_{c0} 和 $N_{c0\rho}$ 的拟合计算式

$$N_{c0} = 2.46 \log_e (2H/h) + 0.89 \quad , \quad (\text{下限解}) \quad (12)$$

$$N_{c0} = 2.58 \log_e (2H/h) + 0.98 \quad , \quad (\text{上限解}) \quad (13)$$

$$N_{c0\rho} = N_{c0} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] \quad (14)$$

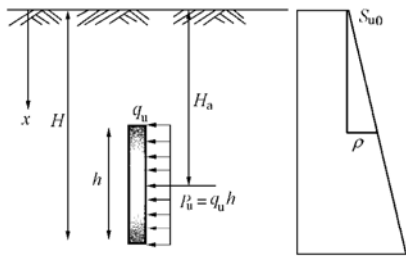


图 3 粘土中受拉锚锭板平面分析模型 (Merifield 等, 2001)
Fig. 3 Analytical model of vertical anchor in clay (Merifield et al., 2001)

(2) 不考虑 γ_s 的影响

如果不考虑 γ_s 影响, 将式(14)和(10)代入式(8)得

$$q_u = N_{c0} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] S_{u0} \quad (15)$$

由于式 (1) 中 S_u 为平均不排水剪强度, 因此可将式 (15) 中的 S_{u0} 替换为 $5h$ 深度内的平均不排水剪强度 $\bar{S}_u$, 则

$$q_u = N_{c0} \frac{S_{u0}}{\bar{S}_u} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] \bar{S}_u = \bar{N}_c \bar{S}_u \quad (16)$$

$$\bar{N}_c = N_{c0} \frac{S_{u0}}{\bar{S}_u} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] \quad .$$

其中 $S_{u0}/\bar{S}_u = 1/(1 + 2.5\rho h/S_{u0})$ 。式 (16) 可采用与式 (1) 相似的形式, 即

$$q_u = A_q (\beta_0 + H_a/h)^n \bar{S}_u \quad (17a)$$

或 $q_u = A_q (\beta_0 h + H_a)^n h^{-n} \bar{S}_u \quad (17b)$

进行拟合, 其中 A_q 为极限拉拔强度拟合参数; β_0 为反映地面处极限拉拔强度大小的拟合参数。对于 $\rho h/S_{u0} = 0 \sim 1.0$, 拟合参数 A_q , β_0 和 n 值如表 2。图 4 给出了 $\rho h/S_{u0} = 0, 0.5$ 和 1.0 时, 上下限解的拟合曲线 (见图 4(a)) 及相应的 A_q , β_0 和 n 值与 $\rho h/S_{u0}$ 的变化关系 (见图 4(b), (c))。

由图 4(a) 可见, 对于上限和下限解, A_q , β_0 和 n 值的差别很小。因此, 该上限或下限解可作为极限拉拔强度的准确解。对于下限解, 存在如下特性: ① A_q 值从 $\rho h/S_{u0} = 0$ 时的 3.7 陡降至 $\rho h/S_{u0} = 0.4$ 时的 1.58, 然后缓慢降低至 $\rho h/S_{u0} = 1.0$ 时的 1.33; ② n 从 $\rho h/S_{u0} = 0$ 时的 0.365 增长到 $\rho h/S_{u0} = 0.4$ 时的 1.03, 然后十分缓慢地增长至 $\rho h/S_{u0} = 1.0$ 时的 1.2; ③ β_0 从 $\rho h/S_{u0} = 0$ 时的 0.02 增长至 $\rho h/S_{u0} = 0.4$ 时的 0.405, 然后逐渐降低至 $\rho h/S_{u0} = 1.0$ 时的 0.297。因此, $\rho h/S_{u0}$

= 0.4 可能存在比较特殊的意义。分析认为, 在 $\rho h/S_{u0} < 0.4$ 时, 锚锭板的破坏模式主要受 S_{u0} 控制, 此时 $n < 1.0$; 而 $\rho h/S_{u0} > 0.4$ 后, 锚锭板的破坏模式主要受式 (7) 中的 ρx 项控制, 表现出与砂土相似的特性, 此时 $n > 1.0$ 。对于上限解, 也表现出同样的特性, 其中 $A_q = 1.41 \sim 3.93$, $n = 0.36 \sim 1.20$, $\beta_0 = 0.02 \sim 0.42$ 。

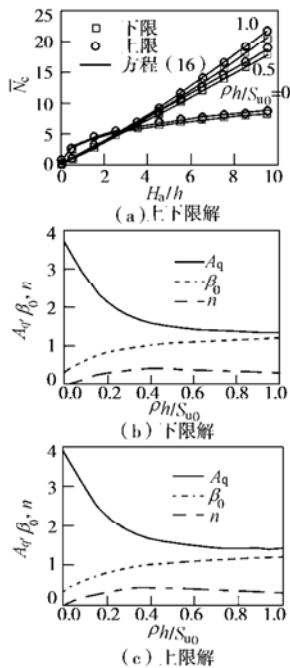


图 4 不考虑 γ_s 条件下上下限解及 A_q , β_0 和 n 与 $\rho h/S_{u0}$ 关系

Fig. 4 Values of A_q , β_0 and n versus $\rho h/S_{u0}$ ($\gamma_s = 0$)

表 2 不考虑 γ_s 影响时锚锭板极限拉拔强度参数拟合值

Table 2 Values of A_q , β_0 and n for the ultimate pullout resistance

($\gamma_s = 0$)

$\frac{\rho h}{S_{u0}}$	$\frac{S_{u0}}{\bar{S}_u}$	有限单元下限解			有限单元上限解		
		A_q	β_0	n	A_q	β_0	n
0	1.0	3.70	0.0186	0.365	3.93	0.020	0.363
0.1	0.800	2.71	0.146	0.641	2.86	0.155	0.639
0.2	0.667	2.07	0.303	0.833	2.19	0.317	0.833
0.3	0.571	1.74	0.382	0.956	1.84	0.396	0.956
0.4	0.500	1.58	0.405	1.03	1.66	0.417	1.03
0.5	0.444	1.48	0.40	1.09	1.56	0.412	1.09
0.6	0.400	1.42	0.384	1.12	1.50	0.395	1.12
0.7	0.364	1.38	0.363	1.15	1.46	0.373	1.15
0.8	0.333	1.36	0.340	1.17	1.43	0.350	1.17
0.9	0.308	1.34	0.318	1.19	1.42	0.327	1.19
1.0	0.286	1.33	0.297	1.20	1.41	0.305	1.20

对于低到中等塑性粘土, Jamiolkowski 等^[13]建议

$$(S_u/\gamma_s x)_{oc} = (0.23 \pm 0.04)OCR^{0.8}, \quad (18)$$

式中 OCR 为超固结比。由式 (7) 和 (18) 得

$$\frac{\rho h}{S_{u0}} = (0.23 \pm 0.04)OCR^{0.8} \frac{\gamma_s h}{S_{u0}} - 1, \quad (\rho \geq 0). \quad (19)$$

如果已知 OCR , γ_s , S_{u0} 以及 h , 即可通过表 2 或图 4 得到相应的 A_q , β_0 和 n 值。由于 h 值一般不是太大, 对于常见的浅层粘性土, $\gamma_s h/S_{u0}$ 和 OCR (1~10) 都较小, $\rho h/S_{u0}$ 通常小于 0.4。在 $\rho h/S_{u0} = 0 \sim 0.4$ 时,

$A_q = 1.58 \sim 3.93$, $\beta_0 = 0.02 \sim 0.42$ 和 $n = 0.36 \sim 1.0$, 相应的平均值近似为 2.8, 0.22 和 0.7。

将上述 A_q , β_0 和 n 代入式 (17b), 并将极限拉拔强度 q_u 替换为单位高度锚锭板极限拉拔荷载 p_u , 得

$$p_u = q_u b = A_q (b/h)^n (\beta_0 h + H_a)^n b^{1-n} \bar{S}_u. \quad (20)$$

比较式 (20) 和 (1), 两者具有相同的 n 值, $\alpha_0 = \beta_0 h$ 和 $N_g = A_q (b/h)^n$ 。 n , α_0 和 N_g 的平均值分别为 0.7, $0.22h$ 和 $2.8 (b/h)^{0.7}$ 。

(3) 考虑 γ_s 的影响

考虑 γ_s 对锚锭板受拉强度的影响, 式 (8) 可表达为

$$\begin{aligned} q_u &= (N_{c0p} + \frac{\gamma_s H_a}{S_{u0}}) S_{u0} \\ &= \left\{ N_{c0} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] + \frac{\gamma_s H_a}{S_{u0}} \right\} S_{u0}. \end{aligned} \quad (21)$$

采用 $5h$ 深度内平均不排水剪强度 $\bar{S}_u$, 将式 (21) 改写为

$$q_u = \bar{N}_c \bar{S}_u, \quad (22)$$

$$\bar{N}_c = N_{c0} \frac{S_{u0}}{\bar{S}_u} \left[1 + 0.383 \frac{\rho h}{S_{u0}} (2H/h - 1) \right] + \frac{\gamma_s H_a}{\bar{S}_u}.$$

其中 $S_{u0}/\bar{S}_u = 1/(1 + 2.5\rho h/S_{u0})$ 。式 (22) 可同样采用式 (17) 进行拟合。由于上下限解非常接近, 表 3 只给出了 $\rho h/S_{u0} = 0 \sim 0.5$ 时下限解的拟合参数 A_q , β_0 和 n 值。 A_q , β_0 和 n 与 $\rho h/S_{u0}$ 随 $\rho h/S_{u0}$ 的变化曲线如图 5 所示。由图可见, 对于 $\rho h/S_{u0} = 0 \sim 0.5$, ① A_q 值为 1.49~4.98, 随 $\rho h/S_{u0}$ 和 $S_{u0}/\gamma_s h$ 的增加而降低; ② β_0 值为 0.02~0.4, 随 $\rho h/S_{u0}$ 的增加而增长; ③ 在 $\rho h/S_{u0} \leq 0.1$ 时和 $\rho h/S_{u0} > 0.1$ 时, β_0 值随 $S_{u0}/\gamma_s h$ 的增加而降低; ④ $n = 0.38 \sim 1.09$, 并随 $\rho h/S_{u0}$ 的增加而增长。在 $\rho h/S_{u0} \leq 0.3$ 时, n 值随 $S_{u0}/\gamma_s h$ 的增加而降低; 当 $\rho h/S_{u0} > 0.3$ 时, n 值随 $S_{u0}/\gamma_s h$ 的增加而缓慢增长; 当 $\rho h/S_{u0} = 0.3$ 时, n 值几乎不发生变化, 近似为 0.96。

如果已知 OCR , γ_s , S_{u0} 以及 h , 即可通过表 3 或图 5 确定相应的 A_q , β_0 和 n 值。值得注意的是, 由式 (18) 可知, 在 OCR 值一定, $\rho h/S_{u0}$ 与 $S_{u0}/\gamma_s h$ 是相互制约的。当 $S_{u0}/\gamma_s h$ 值较大时, $\rho h/S_{u0}$ 较小, 反之亦然。

对于 $\rho h/S_{u0} = 0 \sim 0.4$, $A_q = 1.59 \sim 4.98$, $\beta_0 = 0.02 \sim 0.4$ 和 $n = 0.38 \sim 1.03$, 相应的平均值约为 3.3, 0.21 和 0.7。将 A_q , β_0 和 n 代入式 (17b), 并将极限抗拉强度 q_u 替换为单位高度极限拉拔荷载 p_u , 得

$$p_u = q_u b = A_q (b/h)^n (\beta_0 h + H_a)^n b^{1-n} \bar{S}_u. \quad (23)$$

比较式 (23) 和式 (20) 可见, 考虑 γ_s 条件下, 除了 A_q 较大外, β_0 和 n 平均值与不考虑 γ_s 时的结果十分接近。比较式 (23) 和 (1), 两者 n 值相同, $\alpha_0 = \beta_0 h$ 和 $N_g = A_q (b/h)^n$, 且 n , α_0 和 N_g 的平均值分别为 0.7, $0.21h$ 和 $3.3 (b/h)^{0.7}$ 。

表 3 考虑 γ_s 条件下土体锚锭板极限拉拔强度下限解参数拟合值

Table 3 Values of A_q , β_0 and n for lower bound of the ultimate pullout resistance ($\gamma_s \neq 0$)

$S_{u0}/\gamma_s h$	$\rho h/S_{u0} = 0$			0.1			0.2			0.3			0.4			0.5		
	A_q	β_0	n	A_q	β_0	n	A_q	β_0	n	A_q	β_0	n	A_q	β_0	n	A_q	β_0	n
0.5	4.982	0.117	0.748	3.930	0.172	0.845	3.288	0.210	0.919	2.871	0.233	0.976	2.587	0.244	1.019	2.384	0.248	1.054
1	4.27	0.087	0.629	3.255	0.181	0.781	2.661	0.252	0.891	2.306	0.290	0.968	2.081	0.305	1.025	1.932	0.306	1.066
2	3.978	0.056	0.524	2.958	0.174	0.726	2.360	0.277	0.868	2.025	0.330	0.963	1.828	0.348	1.029	1.704	0.347	1.075
4	3.842	0.037	0.453	2.827	0.164	0.688	2.214	0.290	0.852	1.885	0.354	0.960	1.700	0.374	1.031	1.590	0.372	1.081
8	3.774	0.028	0.412	2.768	0.156	0.666	2.143	0.297	0.843	1.815	0.367	0.958	1.637	0.389	1.032	1.533	0.386	1.084
16	3.738	0.023	0.389	2.740	0.151	0.654	2.108	0.300	0.838	1.780	0.375	0.957	1.605	0.397	1.033	1.505	0.393	1.085
32	3.72	0.02	0.377	2.726	0.149	0.647	2.091	0.302	0.836	1.763	0.378	0.956	1.589	0.401	1.034	1.490	0.397	1.086

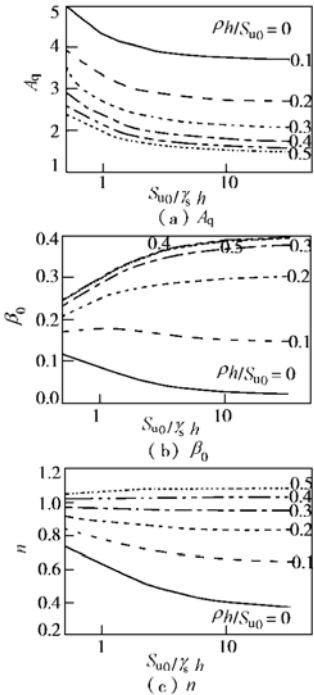


图 5 考虑 γ_s 条件下下限解 A_q , β_0 和 n 值与 $\rho h/S_{u0}$ 关系

Fig. 5 Values of A_q , β_0 and n for lower bound of the ultimate pullout resistance ($\gamma_s \neq 0$)

3.2 由锚锭板室内试验结果确定

Das 等^[14]进行了 4 个正常固结粘土中的锚锭板室内模型试验。粘土平均不排水剪强度为 16 kPa，湿容重 $\gamma_s = 19.17 \text{ kN/m}^3$ 。锚锭板尺寸分别为 50.8 mm(h) $\times$ 50.8 mm(b)，50.8 mm $\times$ 101.68 mm，50.8 mm $\times$ 152.4 mm 和 50.8 mm $\times$ 254 mm，相应的宽高比 b/h 分别为 1，2，3 和 5。

图 6 绘制了归一化拉拔极限压力 $P_u/S_u b h$ 与 H_a/h 数据点。采用式 (17) 拟合上述试验结果，也绘于图

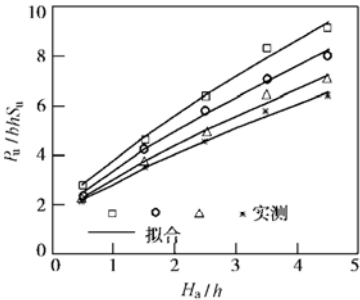


图 6 锚锭板极限拉拔荷载实测与拟合曲线

Fig. 6 $P_u/S_u b h \sim H_a/h$ for anchor plates in clay

6 中，相应的拟合参数如表 4。假设地表处的土体不排水强度 $S_{u0} = 16 \text{ kPa}$ ，则 $S_{u0}/\gamma_s h \approx 16$ 。比较表 4 中的拟合参数和考虑 γ_s 时土体锚锭板极限拉拔强度下限解的拟合参数（见表 4），可以发现，除了 $h/b = 1$ 外， A_q 和 n 值介于表 3 中 $\rho h/S_{u0} = 0.1$ 和 0.2 对应的值之间。因此，对于正常固结粘土， $\rho h/S_{u0}$ 值可能介于 0.1~0.2 之间。

表 4 粘土中锚锭板试验拉拔强度拟合参数

Table 4 Values of A_q , β_0 and n

h/b	A_q	β_0	n
1	3.127	0.336	0.7
2	2.726	0.352	0.7
3	2.366	0.445	0.7
5	2.104	0.553	0.7

综合表 2 和表 3 可见，当 $\rho h/S_{u0} = 0.1 \sim 0.2$ 时， $n = 0.64 \sim 0.9$ ， $A_q = 2 \sim 4$ ， $\beta_0 = 0.15 \sim 0.3$ 。因此，对于正常固结粘土，可初步选取 n ， A_q 和 β_0 值分别为 0.7，3 和 0.2。这与上述通过锚锭板极限拉拔强度上下限解的分析结果是一致的。

对比式 (20) 或式 (23) 和 (1)，并用 H_a 替换式 (1) 中的 H ，即得粘性土中浅埋锚锭板单位高度极限拉拔荷载随埋深的变化关系。平均条件下， $n = 0.7$ ， $\alpha_0 = 0.2h$ ， $N_g = 3(b/h)^{0.7}$ 。值得注意的是，对于不同的土体，同时考虑施工扰动、表层裂隙粘土以及自由水的冲刷效应等，实际 α_0 值也可能比 $0.2h$ 低。

4 结 论

本文建议采用由 3 个参数(N_g ， α_0 和 n)确定的锚锭板统一极限拉拔荷载。该统一表达式可应用于锚锭板极限拉拔荷载的估算，也可进一步应用于其它地理结构的弹塑性分析，求解地理结构的理论封闭解。

对于无粘性土，本文通过大量室内试验数据，得出了无粘土中锚锭板的统一极限拉拔荷载的相应参数分别为： $N_g = 0.53(b/h)^{0.35} K_p^2$ ， $n = 1.7$ 和 $\alpha_0 = 0$ 。

对于粘性土，本文分别通过拟合有限单元上下限解和室内试验数据，得出了粘性土中锚锭板的统一极限拉拔荷载的相应参数取值范围： $N_g = A_q(b/h)^n$ ， $n = 0.36 \sim 1.0$ 和 $\alpha_0 = (0 \sim 0.4)h$ ， $A_q = 1.5 \sim 5$ 。对于正常固结粘土， A_q 、 n 和 α_0 的平均值分别为 3.0，0.7 和 0.2h。

参考文献:

- [1] NEELY W J, STUART J G, GRAHAM J. Failure loads of vertical anchor plates in sand [J]. *J Soil Mech and Found Div ASCE*, 1973, **99**(9): 669 - 685.
- [2] MERIFIELD R S, SLOAN S W, YU H S. Stability of plate anchors in undrained clay [J]. *Geotechnique*, 2001, **51**(2): 141 - 153.
- [3] DAS B M. Pullout resistance of vertical anchors [J]. *J Geotech Engrg Div ASCE*, 1975, **101**(1): 87 - 91.
- [4] AKINMUSURU J O. Horizontally loaded vertical plate anchors in sand [J]. *J Geotech Engrg Div ASCE*, 1978, **104**(2): 283 - 286.
- [5] DICKIN E A, LEUNG C F. Centrifugal model tests on vertical anchor plates [J]. *J Geotech Engrg Div ASCE*, 1983, **109**(12): 1503 - 1525.
- [6] ROWE P K, Davis E H. The behavior of anchor plates in clay [J]. *Geotechnique*, 1982, **32**(1): 9 - 23.
- [7] 朱碧堂. 土体的极限抗力与侧向受荷桩性状[D]. 上海:同济大学, 2005. (ZHU Bi-tang. Limiting force profile and response of laterally loaded piles [D]. Shanghai: Tongji University, 2005.)
- [8] GUO W D. On critical depth and lateral pile response [J]. *J Geotech Geoenviron Engrg*, ASCE, 2002, accepted.
- [9] DICKIN E A, Leung C F. Evaluation of design methods for vertical anchor plates [J]. *J Geotech Engrg*, ASCE, 1985, **111**(4): 500 - 520.
- [10] BARTON Y O. Laterally loaded model piles in sand: centrifuge tests and finite element analyses [D]. Cambridge: University of Cambridge, 1982.
- [11] DAS B M, SEELEY G R. Passive resistance of inclined anchors in sand [J]. *J Geotech Engrg Div*, ASCE, 1975, **101**(3): 353 - 356.
- [12] SMITH J E. Deadman anchorages in sand [R]. Tech Rep R 199, U.S. Naval Civil Engineering Laboratory, Washington D C, 1962.
- [13] JAMIOLKOWSKI M, LADD C C, GERMAINE J T, LANCELLOTTA R. New developments in field and laboratory testing of soils [C]// *Proc 11th ICSMFE*, San Francisco, 1985(1): 57 - 153.
- [14] DAS B M, MORENO R, DALLO K F. Ultimate pullout capacity of shallow vertical anchors in clay [J]. *Soils and Foundations*, 1985, **25**(2): 148 - 152.