

开口钢管桩竖向承载力计算方法*

陈新奎^{1,2}, 戴国亮^{1,2}, 龚维明^{1,2}

(1. 东南大学 预应力及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 210096;

2. 东南大学 土木工程学院, 江苏 南京 210096)

摘要: 开口钢管桩存在复杂的土塞作用, 准确地计算其承载力是工程设计的关键。介绍了开口钢管桩的承载机理、土塞效应以及部分国家和地区的承载力计算方法, 包括总竖向承载力、侧阻力以及端阻力的计算方法。列举了一工程算例进行对比分析, 可为工程设计提供一定的参考。

关键词: 开口钢管桩; 承载机理; 土塞效应; 竖向承载力

中图分类号: TU 473.1⁺1

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2016)03-0137-08

Calculation method for vertical bearing capacity of open-ended steel pipe piles

CHEN Xin-kui^{1,2}, DAI Guo-liang^{1,2}, GONG Wei-ming^{1,2}

(1. Key Laboratory for RC and PRC Structures of Education Ministry, Southeast University, Nanjing 210096, China;

2. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: Because of the complex soil plug effect of open-ended steel pipe pile, the accurate calculation of its vertical bearing capacity is the key to the engineering design. This paper introduces the capacity mechanism, soil plug effect and calculation methods of total vertical bearing capacity, pile tip resistance and pile shaft resistance in some countries and regions. An engineering example is provided to serve as reference for the engineering design.

Keywords: open-ended steel pipe pile; bearing mechanism; soil plug effect; vertical capacity

开口钢管桩具有抗冲击、易打入、施工简单、竖向承载力强以及抗水平力作用等优点, 随着港口、码头等近海区域建设的蓬勃发展, 开口钢管桩的应用愈加广泛。常见的钢管桩的桩径一般在400~2 000 mm, 壁厚在6~30 mm, 文献[1]中所用的钢管桩直径是810~1 200 mm, 壁厚为18 mm, 可以支撑起该集装箱码头工程共9个5万~10万吨级泊位。现有的规范中开口钢管桩承载力计算方法比较保守, 一些工程中需要加大钢管桩的用量才能满足承载力设计值的要求, 这样就造成了资源的浪费, 也不利于工作的顺利展开。因此, 如何准确计算开口钢管桩的承载力是工程建设中

面临的重点和难点。

1 开口钢管桩承载机理

开口钢管桩的承载机理与多种因素有关, 比闭口桩复杂很多。在开口钢管桩贯入土体的过程中, 桩端处一部分土体会进入桩内形成“土芯”, 另一部分挤向桩周, 加密了桩周土体。如图1所示, 由于受到桩内侧摩阻力 f_{si} 的作用, 随着桩的贯入, 土芯会被压缩。如果桩的贯入深度增加, 土芯高度也随之增加, 这说明桩内壁摩阻力 f_{si} 小于土芯底端的阻力 q_{bi} ; 如果桩内土芯高度不随桩的贯入深度增加而增加, 说明土芯已完全堵塞,

收稿日期: 2015-09-19

*基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973计划)资助项目(2013CB036304); 江苏海上风电项目(2015-065-JSD-KJ-X)

作者简介: 陈新奎(1991—), 男, 硕士研究生, 从事桩基础和海上风电基础的研究。

即土芯底端的阻力 q_{bi} 与桩内壁摩阻力 f_{si} 相平衡。因此土芯的高度和闭塞程度与土性、桩内径、桩贯入深度等多种因素有关。

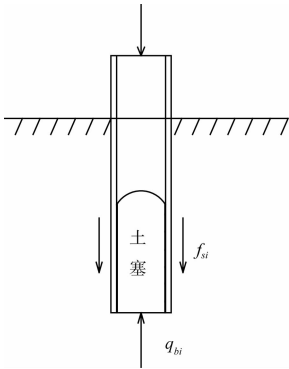


图1 土塞机理

开口钢管桩的桩端闭塞与否可用实测法、算法等进行判断。实测法即在打桩过程中观测桩的入土深度与土芯增长的关系，如果桩的入土深度继续增加而土芯停止增长，表示土芯已闭塞。但根据大量资料统计，无论钢管桩直径多少，还没有出现过完全闭塞的情况^[2]，在打桩过程中现场测试土芯高度^[3]，也证实了这一点，因此有些学者怀疑开口钢管桩承载能力的可靠性。笔者认为，这是由于随着桩继续往下贯入，土芯底端的阻力在不断增加，需要增加土芯的长度才能使之与摩擦力相平衡，但由于土芯在被挤密后摩擦力也有所提升，因此土芯增长的幅度会逐渐缩小。

根据图1中的土芯静力平衡条件，即假设土芯底端阻力等于桩内侧摩阻力和土芯重力之和(式(1))，可以得出极限状态时土芯的最小长度(式(2))，根据此式可以判断土芯是否闭塞。从式(2)可见最小长度与桩端阻力和桩内径成正比，与桩土摩阻力和浮密度成反比^[4]。

$$\frac{\pi d^2}{4} q_b = l \left(\pi d f_i + \rho' g \frac{\pi d^2}{4} \right) \quad (1)$$

$$L_{\min} = \frac{q_b}{4 \times \frac{f_i}{d} + \rho' g} \quad (2)$$

式中： L_{\min} 为闭塞土芯的最小长度(m)； ρ' 为土芯在水下浮密度(t/m^3)； q_b 为桩端处土的单位承载力(kPa)； f_i 为扰动前管桩壁与土的单位摩阻力(kPa)； d 为钢管桩内径(m)。

2 承载力计算

2.1 总承载力计算方法

目前，钢管桩承载力的计算可分为两种。第1种方法分别计算桩内侧土塞摩阻力、桩外侧摩阻力、桩底圆环承载力，三者之和即为单桩承载力^[4]：

$$Q = \pi D L f_{im} + \pi d l f_{si} + \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) q_{ann} \quad (3)$$

式中：右边3项分别为内侧土塞摩阻力、桩外侧摩阻力、桩底圆环承载力； Q 为开口钢管桩的承载力(kN)； d 、 D 分别为钢管桩的内、外径(m)； L 为管桩入土深度(m)， l 为管桩内土芯的长度(m)； f_{im} 、 f_{si} 分别为管桩内、外壁与土的单位摩阻力(kPa)； q_{ann} 为桩端圆环阻力(kPa)。这种方法的难点在于计算桩内侧土塞摩阻力。

第2种方法是分别计算桩外侧摩阻力和整个桩端截面的端阻力，计算端阻力时考虑了桩端的闭塞效应，这也是建筑桩基技术规范^[5]所给出的算法(式(4))。

$$Q_{uk} = Q_{sk} + Q_{pk} = u \sum q_{sik} l_i + \lambda_p q_{bk} A_p \quad (4)$$

式中： u 是桩的周长； q_{sik} 是桩周第*i*层土的极限侧阻力； l_i 是第*i*层土的厚度； q_{bk} 是桩端土的极限端阻力； A_p 是桩端投影面积； D 是钢管桩外径； λ_p 是桩端土塞效应系数，随桩端进入持力层深度 h_b 增大而增大，按下式确定：

$$\begin{cases} h_b/D < 5 & \lambda_p = \frac{0.16h_b}{D} \\ h_b/D \geq 5 & \lambda_p = 0.8 \end{cases} \quad (5)$$

规范还给出了 q_{sik} 和 q_{bk} 大量的建议值，见规范表 5.3.5-1 和 5.3.5-2。相比于前一版桩基规范(JGJ 94—1994)，现行规范并未考虑挤土效应系数(该系数小于1)，这使得计算结果比上版规范略大一些。

文献[6]认为用桩基规范中给出的闭塞效应系数来计算开口钢管桩桩端承载力有些保守，应当考虑持力层以上土体对桩端闭塞效应的影响，对承载力进行修正。港口工程桩基规范^[7]指出，开口钢管桩的单桩轴向承载力设计值 Q_b 可按式计算：

$$Q_b = \frac{1}{\gamma_R} (U \sum q_{ri} l_i + \eta q_b A) \quad (6)$$

式中: γ_R 为单桩轴向承载力分项系数, 取 1.45 ~ 1.55; U 为桩身截面外周长 (m); q_{fi} 为单位面积极限桩侧摩阻力标准值 (kPa), 可根据当地经验取值; l_i 为桩身穿过第 i 层土的长度 (m); η 为承载力折减系数, 无经验值时, 可按表 1 取值; q_b 为单位面积极限端阻力标准值 (kPa), 可根据当地经验取值; A 为桩端外周面积 (m²)。

表 1 承载力折减系数 η 取值

桩的外径/m	η
$d < 0.60$	入土深度 $> 20d$, 且桩端进入持力层的深度 $> 5d$ 时, 取 1.00 ~ 0.80
$0.60 \leq d \leq 0.80$	入土深度 $\geq 20d$ 时取 0.85 ~ 0.45
$0.80 < d \leq 1.20$	入土深度 $> 20m$ 或 $> 20d$ 时取 0.50 ~ 0.30
$1.20 < d \leq 1.50$	入土深度 $> 25m$ 时取 0.35 ~ 0.20
$d > 1.50$	入土深度 $< 25m$ 时取 0; 入土深度 $\geq 25m$ 时取 0.25 ~ 0

该规范规定, 对于 η 的取值, 应根据桩径、入土深度和持力层特性综合分析; 入土深度较大, 进入持力层深度较大, 桩径较小时取大值, 反之取小值。入土深度 $> 30d$ 或 $> 30m$, 分别认为入土深度较大和进入持力层深度较大, 当表层为淤泥时, 可适当增减。

韩国基础结构设计标准 (KGS)^[8] 规定, 开口钢管桩的埋深超过 5 倍桩径时, 就认为完全闭塞, 用整个截面的面积计算桩的极限承载力, 这与中国港口桩基规范^[7] 的规定相同。该规范采用了两种方法计算开口钢管桩极限承载力 (式(7)、(11)):

$$Q_u = (\sigma'_v N_q + c N_c) A_p + \sum f_s A_s \quad (7)$$

式中: σ'_v 为深度 h 处有效附加应力 (h 取桩端和 $20D$ 的小值, D 为桩径); c 为土的粘聚力; A_p 为完全闭塞时桩的截面面积; A_s 为各土层桩侧的面积; N_q 、 N_c 为承载力系数, 分别与摩擦角和粘聚力有关, 当内摩擦角 $\varphi = 0$ 时, $N_c = 9$ ^[9]; f_s 是桩侧摩阻力, 在黏性土和无黏性土中取值不同:

1) 在无黏性土中。

$$f_s = K_s \overline{\sigma'_v} \tan \delta \quad (8)$$

$$K_s = 1.4(1 - \sin \varphi) \quad (9)$$

式中: $\overline{\sigma'_v}$ 是桩长深度或 $20B$ 范围内各层土中点处的平均有效附加应力; $\delta = 20^\circ$ 。

2) 在黏性土中。

$$f_s = \alpha c_u \quad (10)$$

式中: α 是黏合系数; c_u 是土的不排水剪切强度。

式(11)是经验公式, 根据 Meyerhof 公式修正而来的。

$$Q_u = m N_p A_p + n N_s A_s \quad (11)$$

式中: $m = 3L_b/B$ (≤ 30), L_b 是贯入深度, B 是桩外径; N_p 是未修正的桩底附近平均 SPT 贯入击数, $m N_p \leq 1500 \text{ t/m}^2$; $n = 0.2$; N_s 是桩长范围内未修正的 SPT 锤击数的平均值, $n N_s \leq 10 \text{ t/m}^2$ 。

2.2 侧阻力和端阻力的计算方法

文献[10]认为, 在计算单桩轴向受压极限承载力时应考虑桩的自重, 并给出了桩端阻力和桩侧阻力的计算公式:

$$\begin{cases} Q_p = q_b A_p = \sigma'_v N_q A_p \\ Q_s = \sum (f_{si} \cdot \Delta A_i) = \sum (K'_{mid} \tan \delta \cdot \Delta A_i) \end{cases} \quad (12)$$

式中: q_b 桩端阻力, 极限值为 q_{lim} ; A_p 是桩端总的截面积; σ'_v 是计算点处的有效上覆应力; N_q 是承载力系数; f_{si} 是第 i 层土的摩阻力, 极限值为 f_{lim} ; ΔA_i 是桩在第 i 层土中的侧面积; K 是水平侧压力系数, 美国石油学会 API 建议, 对完全挤土桩 K 值取 1.0, 对于非挤土桩, K 值取 0.8; σ'_{mid} 是各土层中点处的有效上覆应力; δ 是桩土界面摩擦角。对于上述公式里的部分系数, API(1993)给出了建议值, 见表 2。

表 2 API 推荐值

密实度	土类型	$\delta/(\circ)$	f_{lim}/kPa	N_q	q_{lim}/kPa
很松散	砂				
松散	砂/粉	15	47.9	8	1 916
中密	粉				
松散	砂				
中密	砂/粉	20	67.0	12	2 873
密实	粉				
中密	砂				
密实	砂/粉	25	81.4	20	4 788
密实	砂				
很密实	砂/粉	30	95.8	40	9 576
密实	砾				
很密实	砂	35	114.9	50	11 970

在很多承载力计算方法中，需要考虑土塞效应对承载力的影响。土塞效应的影响具体是以 *PLR* 和 *IFR* 的形式出现在计算公式之中。*PLR* (plug length ratio) 即土塞填充率，是土芯长度与钢管桩入土深度之比；*IFR* (incremental filling ratio) 即土塞增长率，是土塞长度的增量与入土深度增量之比，见图 2。

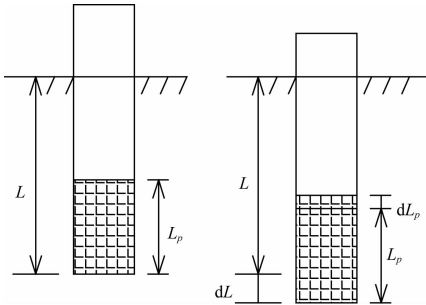


图 2 *PLR* 和 *IFR* 示意图

$$\begin{cases} PLR = \frac{L_p}{L} \times 100\% \\ IFR = \frac{dL_p}{dL} \times 100\% \end{cases} \quad (13)$$

式中： L_p 是土塞高度； L 是桩贯入深度； dL_p 是土塞高度的增量； dL 是桩贯入深度的增量。通常认为，相比于 *PLR*，*IFR* 能够更准确地反映土塞对承载力的影响。文献[11]通过模型试验，给出了根据 *PLR* 计算 *IFR* 的公式：

$$IFR(\%) = 109 \times PLR - 22 \quad (14)$$

并得出结论：极限端阻力随着桩端部土体相对密实度和水平力的增加而明显增加，竖向力的增加对其影响较小。该文献认为应根据桩端砂土的密实度和桩端附近砂土的水平力，对桩端阻力和桩侧阻力进行修正，并给出了桩端阻力 q_b 和平均侧阻力 q_s 的计算公式：

$$\frac{q_b}{\alpha \sigma'_h} = 326 - 295 \times \frac{IFR(\%)}{100} \quad (15)$$

$$\frac{q_s}{(K_0 \sigma'_v \tan \delta_c) \beta} = 7.2 - 4.8 PLR \quad (16)$$

式中： α 、 β 是与相对密实度有关的参数，具体数值见表 3； σ'_h 是水平向有效应力； K_0 是贯入前水平侧压力系数，取为 0.4； σ'_v 是在整个贯入深度范围

内的平均竖向有效应力； δ_c 是桩土间临界摩擦角。加拿大基础工程手册 (CGS)^[12] 建议，钢管桩贯入正常固结密实砂土中时， δ_c 取 20° 。若是超固结土，侧压力系数 K_0 按式(17)取值：

$$K_0 = (1 - \sin \varphi) OCR^{\sin \varphi} \quad (17)$$

式中： φ 为内摩擦角。

表 3 系数 α 和 β 的取值

密实度	α	β
$75\% < D_r \leq 100\%$	1	1
$40\% < D_r \leq 75\%$	0.6	0.4
$0\% < D_r \leq 40\%$	0.25	0.22

国内外学者基于 CPT 试验，提出了很多计算开口钢管桩承载力的方法。文献[13]给出的 Bustamante-Giasenelli 法，将桩侧阻力 f_s 、桩端阻力 q_b 与锥尖阻力 q_c 建立联系，提出了计算桩基础承载力的经验公式：

$$\begin{cases} f_s = q_c / \alpha \\ q_b = k_c q_{eq} \end{cases} \quad (18)$$

式中： f_s 是平均桩侧阻力； q_b 是端阻力； α 和 k_c 是经验系数。表 4 中给出了一些参数的建议值。

表 4 Bustamante-Giasenelli 法一些建议值

土壤类型	q_c /MPa	$\alpha/(^\circ)$	f_p 最大值/kPa	k_c
软黏土/泥浆	< 1	30	15	0.50
中硬/较硬黏土	1 ~ 5	80	35	0.45
硬黏土/粉土	> 5	120	35	0.55
松砂	5	120	35	0.50
中密/密实砂土/碎石	5 ~ 12	200	80	0.50
密实/很密砂土/碎石	> 12	200	120	0.40

文献[14]推导出的砂土和黏土中适用于各种打入桩的 ICP 法；西澳大学 (the University of Western Australia) 对 ICP 法进行了改进，提出了基于 ICP 法的 UWA 法^[15]；文献[16]对 UWA 法进行了改善，提出了 HKU 方法等。ICP、UWA、HKU 这 3 种方法比较相似，它们的基本理念是一致的：通过试桩数据，分别建立 CPT 锥尖阻力与桩端阻力、桩侧阻力的经验关系，并将土塞对承载力的影响在关系式中体现出来。

在计算桩端阻力和桩侧阻力时, ICP 法考虑的是钢管桩内、外直径的影响, UWA 法和 HKU 法都能考虑钢管桩土塞的闭塞程度对端阻和侧阻的影响, 分别采用 *IFR* 和 *PLR* 作为判断土塞程度的指标。ICP 法和 UWA 法均已被 API 第 22 版固定海

洋平台设计规程采纳。这 3 种方法在计算侧摩阻力时, 都采用 CPT 锥尖阻力 q_c , 而不是侧壁阻力 f_s , 这是由于测定的 q_c 值比 f_s 更可靠一些。静力触探时不同的探头截面积对 q_c 值影响不大, 而对 f_s 影响较大。

表 5 ICP 法、UWA 法和 HKU 法承载力计算公式

方法	条件	端阻力	径向有效应力
ICP 法	未闭塞	$q_b/q_{ca} = 1 - (d/D)^2$	$\frac{\sigma'_{rc}}{q_c} = 0.029 \left(\frac{\sigma'_v}{p_a} \right)^{0.13} \left[\max(h/R_e, 8) \right]^{-0.38}$
	闭塞	$\frac{q_b}{q_{ca}} = \max \begin{bmatrix} 0.14 - 0.25 \lg D \\ 0.15 \\ 1 - (d/D)^2 \end{bmatrix}$	
UWA 法		$\frac{q_b}{q_{ca}} = 0.6 - 0.45 \left(\frac{d}{D} \right)^2 IFR$	$\frac{\sigma'_{rc}}{q_c} = 0.03 \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2 IFR \right]^{0.3} \left[\max(h/D, 2) \right]^{-0.5}$
HKU 法	桩端圆环	$\frac{q_{ann}}{q_{ca}} = 1.063 - 0.045 \left(\frac{L}{D} \right) \geq 0.46$	$\frac{\sigma'_{rc}}{q_c} = 0.03 \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2 PLR \right]^{0.3} \left[\max(h/D, 2) \right]^{-0.5}$
	土塞部分	$\frac{q_{plug}}{q_{ca}} = 1.063 \exp(-1.933 PLR)$	

注: d 、 D 分别为钢管桩内、外径 (m); L 为桩贯入深度; q_{ca} 为桩端附近影响区域内的 q_c 平均值 (MPa)。

在计算桩端阻力时, ICP 法首先需要判断桩端是否处于闭塞状态, 如果满足 $d \geq 2.0 (D_r - 0.3)$ 或 $d \geq 0.03 q_{ca}$ (D_r 为桩端砂土的相对密度, 取小数形式), 则认为桩端非闭塞, 否则视为桩端闭塞, 桩端未闭塞和闭塞情况下的桩端平均阻力 q_b 计算方法不同。UWA 法中, *IFR* 取最终 $3D$ 贯入深度范围内的平均值。HKU 法将土塞承载力和桩端圆环承载力分开计算, 具体公式见表 5。

3 种方法考虑了不同的影响区域, 因此 q_{ca} 值也有所不同。ICP 法 q_{ca} 取桩端上下各 $1.5D$ 范围内的 q_c 的平均值, UWA 法先对桩端以下 $0.7D \sim 4D$ 范围内的 q_c 做平均值 M_1 , 然后与该范围内 q_c 最小值平均后得 M_2 , 再对桩端以上 $8D$ 范围内一些较小的 q_c 值做平均得 M_3 , 取 q_{ca} 为 M_2 和 M_3 的平均值。在砂土中, *HKU* 法分别计算桩端以上 $2D$ 和桩端以下 $4.5D$ 范围内 q_c 的平均值 M_3 和 M_4 , 若 $M_3 \leq M_4$, 则 q_{ca} 取二者平均值, 否则取 M_4 ^[17]。

在计算桩侧阻力时, 3 种方法都根据库伦摩擦定律确定某深度处的单位桩侧摩阻力:

$$q_s = \sigma'_r \tan \delta_{cv} = (\sigma'_{rc} + \Delta \sigma'_r) \tan \delta_{cv} \quad (19)$$

式中: σ'_r 为桩土界面破坏时的径向有效应力, 它由沉桩结束后静止期的径向有效应力 σ'_{rc} 和轴向受

荷引起的径向有效应力增量 $\Delta \sigma'_r$ 组成, σ'_{rc} 的计算见表 5; δ_{cv} 为通过恒体积剪切试验确定的桩土界面摩擦角, 钢-砂土界面上, 典型的 δ_{cv} 值介于 $28^\circ \sim 30^\circ$, 砂土颗粒越粗, 该值越小^[13]; σ'_r 是沉桩前该测试深度的有效应力 (kPa); p_a 是标准大气压 (取 100 kPa); R_e 为桩壁截面积等效的桩径; h 为测点到桩端的垂直距离。

在计算 $\Delta \sigma'_r$ 时, ICP 法和 UWA 法采用同样的公式:

$$\Delta \sigma'_r = 4G \cdot \Delta r / D \quad (20)$$

而 HKU 法则采用公式:

$$\Delta \sigma'_r = 4G \cdot \Delta r / \sqrt{(D^2 - PLR \cdot d^2)} \quad (21)$$

式中: Δr 为加载引起的剪切带径向的位移, 它的大小与剪切带厚度和砂土的剪胀性有关, 钢-砂土界面的 Δr 典型值为 0.02 mm; G 为测点处桩周土的剪切模量, 可由式(22)确定。

$$\frac{G}{q_c} = \frac{185 (q_c/p_a)^{-0.7}}{(\sigma'_v/p_a)^{-0.35}} \quad (22)$$

文献[18]认为钢管桩施工完成后, 承载性能取决于土塞, 若已完全闭塞, 不需要再考虑桩壁内侧摩擦力, 并且在计算总承载力时应该考虑桩的自重。在计算桩端承载力 Q_b 时, 需要分别计算

桩端圆环的承载力 Q_{ann} 和土塞承载力 Q_{plug} ，二者之和即为桩端总承载力：

$$Q_b = Q_{ann} + Q_{plug} \quad (23)$$

由式(24)可推得平均的桩端阻力 $q_{b,avg}$ 。

$$q_{b,avg} \left(\frac{\pi}{4} D^2 \right) = q_{plug} \left(\frac{\pi}{4} d^2 \right) + q_{ann} (\pi Dt) \quad (24)$$

$$q_b = \frac{q_{plug} d^2 + 4q_{ann} Dt}{D^2} \quad (25)$$

式中： d 、 D 分别为钢管桩的内、外径； t 为钢管桩壁厚。

粗略地讲，在相对沉降较大时， q_{ann} 与相同位置 CPT 测出的 q_c 相等，而由于承载性能取决于土塞程度， q_{plug} 的计算比较困难。经过分析砂土中大量的开口钢管桩试验数据，Lehane 等^[19] 保守地认为砂土中开口钢管桩的桩端极限承载力 $q_{b,ult}$ 与按照 Lee 等^[20] 的方法计算出的非挤土桩桩端承载力相等。由于贯入过程中桩内土芯的压缩，虽然会使得开口桩 $q_{plug,ult}$ 比非挤土桩的 $q_{b,ult}$ 小一些，但是桩端圆环的承载力 q_{ann} 会对 $q_{plug,ult}$ 有所补偿，因此，最终得到的开口钢管桩的 $q_{b,ult}$ 会等于或大于非挤土桩的 $q_{b,ult}$ 。根据 Lehane 的结论，开口钢管桩的桩端承载力可直接按照非挤土桩的桩端极限承载力来计算，即 $q_b = q_{b,ult}$ ， $q_{b,ult}$ 可按式(26)计算。

$$\begin{cases} q_{b,ult} = q_{b,10\%} \\ q_{b,10\%} = [0.23 \exp(-0.0066 D_R)] q_{bL} \\ \frac{q_{bL}}{P_A} = 1.64 \exp(\Delta) \cdot \left(\frac{\sigma'_h}{P_A} \right)^{0.841 - 0.0047 D_R} \\ \Delta = 0.1041 \phi_c + (0.0264 - 0.0002 \phi_c) D_R \end{cases} \quad (26)$$

在西方国家应用广泛的海利(Heily)公式，是根据动量守恒定律和撞击原理推导而来的，单桩极限承载力按下式：

$$Q_{uk} = \frac{e_1 H}{S + C/2} \cdot \frac{W_H + e^2 W_p}{W_H + W_p} \quad (27)$$

式中： e_1 为锤的效率，相当于机械效率； W_H 、 W_p 为锤自重、桩和桩帽自重； H 为锤的下落高度； C 为贯入度； S 为回弹量； e 为恢复系数。该经验公式有一定的缺陷，通常只作复核承载力用。

3 算例分析

某足尺模型试验中，模型桩为双薄壁开口桩，外径 356 mm，壁厚 32 mm。地层土为砾质砂，最大和最小密度分别为 1.864 t/m³ 和 1.561 t/m³，上部 2 m 厚的填土层在打桩之前移走。水位在地下 3 m 处。在最后的贯入深度处， $IFR = 77.5\%$ ， $PLR = 82\%$ 。SPT 试验表明砾质砂前 3 m 是松砂 ($D_R = 30\%$)，3 m 之下为密砂 ($D_R = 80\%$)，松砂和密砂的饱和密度分别为 2.01 t/m³ 和 2.12 t/m³，砂土临界摩擦角 $\delta_c = 33.3^\circ$ ，桩土界面摩擦角为 22.2°，场地土略微超固结， $OCR = 1.4$ ，侧压力系数 $K_0 = 0.55$ ，CPT 锥尖阻力结果见图 3。根据几种不同的承载力计算方法，得出的计算结果见表 6。

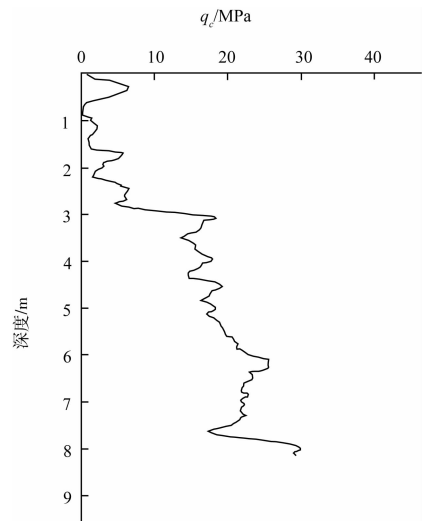


图 3 锥尖阻力 q_c

表 6 承载力统计

编号	来源	桩端承载力 Q_b /kN	桩侧承载力 Q_s /kN	总承载力 Q /kN	端阻所占比例/%
①	式(4)			883.0	
②	式(18)	716.4	402.6	1 119.0	64.02
③	式(6)			922.0	
④	式(11)	540.8	381.6	921.6	58.59
⑤	式(15)、(16)	632.7	365.5	998.2	63.38
⑥	ICP 法	663.1	375.9	1 039.0	63.82
⑦	UWA 法	650.4	352.2	1 002.6	64.87
⑧	HKU 法	626.6	342.4	969.0	64.66
⑨	式(25)	318.1			

从表6可以看出,不同方法计算出来的总承载力有一定的差别。方法①桩基规范所得的计算结果比整体水平偏小,偏于保守;最大的承载力是按照方法②计算出来的,可以看出其桩端承载力和桩侧承载力明显比其它的高一些,总承载力比整体平均承载力高了120 kN左右,该方法是经验方法,并没有考虑土塞程度、竖向有效应力、砂土内摩擦角等因素对承载力的影响,其计算准确度有待商榷。

整体上看,方法③~⑧所得到的总承载力相差不大,都在900~1 050 kN,并且在所有计算方法中,桩端承载力所占的比重也很接近,这说明该算例的开口钢管桩的竖向承载力中,桩端承载力所占的比例为55%~65%。

美国石油学会推荐采用ICP法和UWA法计算开口钢管桩的承载力,从表6中可以看出两种方法的计算结果确实比较接近。但由ICP法发展而来的UWA法更为接近承载力平均值,这是由于ICP法在计算承载力时,只能考虑钢管桩内、外直径的影响,无法考虑土塞程度的影响,而UWA法不仅考虑了内、外直径的影响,还采用IFR作为土塞程度的指标,充分考虑了土塞效应对承载力的影响。HKU法将桩端承载力分为桩端圆环承载力和土芯承载力,计算结果与UWA法较接近。

方法⑤在计算桩端承载力和桩侧承载力的过程中,考虑了土塞作用、密实度、有效竖向(水平)应力等因素的影响,计算结果比较准确,和UWA法计算结果较为接近。

在桩端承载力方面,方法⑨中计算的桩端承载力比别的方法小很多,这是由于,方法⑨认为开口桩的桩端承载力与非挤土桩的桩端承载力相等,但是开口钢管桩形成土塞后会对桩端土体有挤密作用,会使得钢管桩的桩端承载力大于非挤土桩的桩端承载力。该方法计算的是极限条件下桩端最小的承载力,比较保守。

方法④中计算的桩端阻力比整体水平低了约

100 kN,这是由于该方法在计算端阻力时只考虑了竖向有效应力和承载力系数,并没有考虑桩端土体压密后承载力的提高。

通过算例分析,对各种方法的优势和不足也有了初步的了解,不同的例子中某些参数取值不同,会导致计算结果有所差异。因此在工程设计和施工过程中,对不确定的参数要多加对比,取值要准确合理。

4 结语

1) 通过例子可以看出,建筑桩基规范中所给的开口钢管桩承载力计算方法有些保守,而港口工程桩基规范中所给的方法更接近计算结果的平均值。

2) 规范中所给的锥尖阻力和侧摩阻力的数值,均是某种土类的建议值,并未考虑土的密实度或塑性指数等参数对锥尖阻力和侧摩阻力的影响,设计过程中应多加注意。

3) 在基于CPT锥尖阻力 q_c 的承载力计算公式中,不同的公式在计算 q_c 时所考虑的影响深度不同,这与锥尖探头的尺寸、速度以及地基土的多样性有关,在计算过程中要多加注意。

4) 一般在工程中,为避免浪费和节省工期,不可能每根桩都做荷载试验来确定其承载力。因此,应结合现场部分桩的载荷试验结果,将公式计算结果与试验结果进行对比,找出最合适最准确的一种算法来估算其余钢管桩的承载力。而对于大直径开口钢管桩,在设计计算过程中需额外考虑其土塞效应和尺寸效应等问题,其承载力需要经过专门的试验才能确定。

5) 风、波浪、水流等水平作用力对海上结构影响很大,在设计过程中需要着重考虑。一些工程中将钢管桩做成斜桩,这使得钢管桩竖向和水平承载力的计算变得尤为复杂。目前关于开口斜钢管桩的受力机理以及承载性能、大直径开口钢管桩的 p - y 曲线、超大直径钢管桩的土塞效应等的研究还比较少,有待进一步研究。

参考文献:

[1] 贾德庆,陈锋,吕黄.大直径开口钢管桩承载力特性的分析[J].水运工程,2005(10):22-24.

[2] 陈平,袁孟全.提高高桩码头钢管桩基承载力的方法[J].中国港湾建设,2007(3):1-4.

[3] 陆昭球,高倚山,宋铭栋.关于开口钢管桩工作性状的几点认识[J].岩土工程学报,1999,21(1):114-117.

[4] 陈宗岳.开口管桩的承载力估算[J].中国港湾建设,1987(4):3-6.

[5] JGJ 94—2008.建筑桩基技术规范[S].

[6] 王君辉,冯建国,张华平.开口钢管桩桩基承载力桩端部分计算方法探讨[J].水运工程,2012(1):49-53.

[7] JTS 167-4—2012.港口工程桩基规范[S].

[8] Korean Society of Geotechnical Engineers. Design standards for foundation structures [S]. Seoul, Korea: Ministry of Construction and Transportation, 2003.

[9] Skempton A W. The bearing capacity of clay[C]// Building Research Congress. London: [s. n.], 1951: 180-189.

[10] Malhotra S. Axial load capacity of pipe piles in sand: revisited [C]//Deep Foundations Congress. New York: ASCE, 2002: 1 230-1 246.

[11] Paik K, Salgado R. Determination of bearing capacity of open-ended piles in sand[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2003, 129(1): 46-57.

[12] Canadian Geotechnical Society Foundations Committee. Canadian foundation engineering manual [M]. Canada: Canadian Geotechnical Society, 1992.

[13] Islam M Z, Yang M Z. Pile capacity prediction in glacial soils using piezocone [C]//Deep Foundations Congress. New York: ASCE, 2002: 1 247-1 260.

[14] Chow F, Overy R, Standing J. ICP design methods for driven piles in sands and clays [M]. London: Thomas Telford, 2005.

[15] Lehane B M, Scheider J A, Xu X. CPT based design of driven piles in sand for offshore structures[R]. Australia: University of Western Australia, 2005.

[16] 俞峰,杨峻.砂土中钢管桩承载力的静力触探设计方法[J].岩土工程学报,2011,33(S2):349-354.

[17] Yu F, Yang J. Base capacity of open-ended steel pipe piles in sand[J]. Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering, 2014, 138(9): 1 116-1 128.

[18] Salgado R. The Engineering of Foundations [M]. New York: McGraw Hill, 2008.

[19] Lehane B M, Randolph M F. Evaluation of a minimum base resistance for driven pipe piles in siliceous sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(3): 198-205.

[20] Lee J H, Salgado R. Determination of pile base resistance in sands[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1999, 125(8): 673-683.

(本文编辑 武亚庆)

编辑部声明

近期不断发现有人冒用《水运工程》编辑部名义进行非法活动,他们建立伪网站,利用代理投稿和承诺上刊等手段进行诈骗活动。《水运工程》编辑部郑重声明,从未委托第三方为本编辑部约稿、投稿和审稿。《水运工程》编辑部唯一投稿网址:www.sygccom.cn,敬请广大读者和作者周知并相互转告。