

砂土中钢管桩承载力的静力触探设计方法

俞 峰¹, 杨 峻²

(1. 浙江理工大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310018; 2. 香港大学土木工程系, 香港)

摘 要: 静力触探原位试验法确定单桩承载力, 主要用于混凝土预制桩, 而钢管桩的挤土效应较小, 还具有土塞效应问题。针对这些特点, 在国外已建立的 ICP 和 UWA 等设计方法的基础上还提出了 HKU 设计方法。这 3 种方法具有类似的理论背景, 且都利用静力触探锥尖阻力分别计算端阻和侧阻。尽管如此, 在预测原型试桩承载力时 3 种方法的计算值差别较大。其不同点在于: 端阻力计算中对管壁和土塞部分是否分别考虑; 对桩端承载影响区的理解; 对侧阻疲劳退化的考虑; 以及如何利用土塞指标考虑闭塞程度和沉桩挤土效应的影响。

关键词: 钢管桩; 砂土; 静力触探试验; 土塞; 桩端影响区; 侧阻疲劳退化

中图分类号: TU473 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)S2-0349-06

作者简介: 俞 峰(1976-), 男, 博士, 副教授, 主要从事桩基工程的教学和研究工作。E-mail: pokfulam@163.com。

Design methods for bearing capacity of steel pipe piles driven in sand by means of cone penetration tests

YU Feng¹, YANG Jun²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China; 2. Department of Civil Engineering, The University of Hong Kong, Pokfulam Road, Hong Kong, China)

Abstract: The use of cone penetration test results to evaluate the capacity of single piles, referred to as in-situ test-based design method in China, is restricted largely to precast concrete piles. This method may not be applicable to small-displacement steel pipe piles which further encounters the problem of soil plug. Attempts have been made overseas for the design of steel pipe piles such as the ICP and UWA methods and more recently the HKU method developed by the authors. The three methods have similar theoretical background, and they all correlate the base and shaft resistances to the cone tip resistance. The predicted capacities of full-scale test piles, however, differ significantly. Such uncertainty is associated with several important factors such as separate/combining evaluation of the annulus and plug resistances, proper considerations of influence zone and friction fatigue and, utilization of plug indices to include the effects of partial plugging and soil displacement due to driving.

Key words: steel pipe pile; sand; cone penetration test; soil plug; influence zone of end bearing; friction fatigue

0 引 言

静力触探试验(CPT)的探头贯入过程和预制桩的沉桩施工过程在现象上较相似。很自然地, CPT 探头阻力成为估算各类预制桩承载力的重要指标。中国早期多使用仅测定比贯入阻力的单桥触探仪, 相关经验较多^[1]。能区分探头侧壁与锥尖阻力的双桥触探仪是目前国内外应用的主流^[2], 其试验指标与桩承载力的关系也早有报道。例如, 1979 年岩土工程学报创刊号的首篇论文, 即为周镜院士执笔、铁路触探研究组基于 CPT 的预制桩承载力综合修正法^[3]; 陈继成^[4]还提出了面向东南沿海软土条件的打入桩承载力 CPT 设计方法。但这些方法主要针对早年在我国广为应用的钢筋混凝土方桩^[5], 即便是近年修订的桩基规范^[6],

其中的 CPT 原位测试确定单桩承载力方法也是对混凝土预制桩而言的。

近年来, 中国在码头、海洋平台、跨海桥梁和超高层建筑等工程中大量使用钢管桩, 出于沉桩的便利, 一般都采用桩端敞口形式。海洋静力触探技术的发展, 可使 CPT 在水深数公里的海域作业, 探头可贯入至海底以下逾百米^[7], 所以, 离岸工程勘察中已可获得用于深基础设计的 CPT 指标。然而, 钢管桩具有薄壁、内径大的特点, 容易在打入过程中形成土塞。区别于混凝土预制桩, 钢管桩的承载特性体现在: 沉

基金项目: 香港研究资助局基金项目(G_HK032); 浙江省公益性技术应用研究项目(2011C33011)

收稿日期: 2011-08-08

桩挤土密度较小,致使桩周土的挤密效应较弱;管壁和土塞共同承担桩端阻力,且两者的受力性状差别较大,使得端阻承载行为更复杂。显然,将混凝土桩承载力的CPT设计方法用于钢管桩并不适宜。

海外学者在建立CPT指标与钢管桩承载力关系方面做了较多尝试。较著名的,如Jardine研究团队二十年来根据原型和模型桩试验发展的MTD设计方法、及由此改进的ICP设计方法^[8],该方法的应用范围涵盖了各类土中的打入式预制桩。考虑到钢管桩一般会穿透软土层抵达较好的持力层,砂性土是桩承载力的重要关注点,Lehane研究团队在ICP方法的基础上发展了针对砂土的UWA设计方法^[9]。这两种方法都被美国石油学会第22版固定海洋平台设计规程所采纳。最近,笔者就砂土中敞口钢管桩这一应用形式,提出了同样基于CPT指标的HKU设计方法^[10]。

这3种方法的基本理念是一致的,即通过试桩成果分别建立单位桩端阻力、桩侧摩阻力与CPT探头阻力的经验关系,对影响钢管桩承载特性的若干重要因素在关系式中予以体现。本文旨在呈现上述3种基于CPT的方法用于砂土中桩端敞口钢管桩承载力设计时的计算流程和各自特点,并通过工程实例分析方法内涵,以利将来的改进。

1 三种方法的计算流程

3种设计方法在评价侧摩阻力时,都采用CPT锥尖阻力 q_c ,而非更具物理相似性的CPT侧壁阻力 f_s ,原因在于 q_c 的测定值相比 f_s 更可靠,这也是目前国际上CPT设计方法的最常用形式^[11]。建立3种方法的实测资料都基于国际上通用的CPT探头,其截面积为 10 cm^2 。中国使用的双桥探头有 10 cm^2 , 15 cm^2 , 20 cm^2 3种截面积,其中 15 cm^2 最常用。研究显示^[12],探头截面积对 q_c 值影响不大,对 f_s 值影响较大。所以,这3种利用CPT- q_c 的设计方法也适用于中国。

1.1 桩端阻力的评估

ICP方法首先需判定桩端是否处于闭塞状态。如满足下式条件之一,则认为桩端非闭塞:

$$d \geq 2.0(D_r - 0.3) \text{ 或 } d \geq 0.03q_{ca}, \quad (1)$$

式中, d 为钢管桩内径(m), D_r 为桩端砂土的相对密度(小数形式), q_{ca} 为邻近桩端某一影响区内的CPT- q_c 平均值(MPa)。否则视为桩端闭塞。未闭塞和闭塞条件下的桩端平均阻力 q_p 分别为

$$q_p/q_{ca} = 1 - (d/D)^2, \quad (2)$$

$q_p/q_{ca} = \max[0.14 - 0.25\lg D, 0.15, 1 - (d/D)^2]$, (3)
式中, D 为钢管桩外径(m)。

UWA方法按下式计算桩端平均阻力:

$$q_p/q_{ca} = 0.6 - 0.45(d/D)^2\text{IFR}, \quad (4)$$

式中,IFR为土塞增长率,等于土塞高度增长量与桩贯入长度增长量之比,此处特指沉桩至最终 $3D$ 贯入度内的平均值。

HKU方法用式(5)、(6)分别计算桩端管壁部分单位端阻 q_{ann} 和土塞单位端阻 q_{plug} :

$$q_{ann}/q_{ca} = 1.063 - 0.045(L/D) \geq 0.46, \quad (5)$$

$$q_{plug}/q_{ca} = 1.063\exp(-1.93\text{PLR}), \quad (6)$$

式中, L 为桩在泥面以下的埋置长度,PLR为土塞率,等于土塞长度与桩贯入长度之比,此处特指对应于桩长 L 时的土塞率。

根据CPT成果确定 q_{ca} 时,3种方法考虑了不同的桩端影响区,见表1。其中 A 、 B 分别为桩端平面以上、以下的桩端影响区。ICP方法一般取 $A+B$ 范围内 q_c 值的算术平均值,如 q_c 曲线有突变则取值酌减。UWA方法首先对 B 范围内的 q_c 做算术平均得 M_1 ,然后与 B 范围内的 q_c 最小值平均后得 M_2 ,再对 A 范围内的若干 q_c 极小值做平均得 M_3 ,取 q_{ca} 为 M_2 和 M_3 之均值。HKU方法首先区分桩的埋置条件,以桩进入持力层深度小于 $8D$ 为局部埋置,否则为完全埋置。然后分别计算 A 和 B 范围内的几何平均值 M_A 和 M_B ,若 $M_A \leq M_B$,取 q_{ca} 为两者平均值,否则取 q_{ca} 等于 M_B 。

表1 3种CPT设计方法的桩端影响区取值

影响区	ICP方法	UWA方法	HKU方法			
			局部埋置		完全埋置	
			q_c 突变	无	砂土	粉砂
A	$1.5D$	$8D$	$8D$	$1.5D$	$2D$	$1D$
B	$1.5D$	$(0.7\sim 4)D$	$1D$	$1.5D$	$4.5D$	$2.5D$

1.2 侧摩阻力的评估

3种方法都根据库伦摩擦定律确定某深度的单位桩侧摩阻力:

$$q_s = \sigma'_r \tan \delta_{cv} = (\sigma'_{rc} + \Delta\sigma'_r) \tan \delta_{cv}, \quad (7)$$

式中, σ'_r 为桩-土界面破坏时的径向有效应力,它由沉桩结束后静置期的径向有效应力 σ'_{rc} 和轴向受荷引起的径向有效应力增量 $\Delta\sigma'_r$ 组成, δ_{cv} 为通过恒体积剪切试验确定的桩-土界面摩擦角,钢-砂界面的 δ_{cv} 典型值介于 $28^\circ \sim 30^\circ$,砂土颗粒越粗,该值越小^[8]。

ICP方法、UWA方法和HKU方法根据某深度的CPT- q_c 值,分别用以下3式确定 σ'_{rc} :

$$\sigma'_{rc}/q_c = 0.029(\sigma'_v/p_a)^{0.13}[\max(h/R_e, 8)]^{-0.38}, \quad (8)$$

$$\sigma'_{rc}/q_c = 0.03[1 - (d/D)^2\text{IFR}]^{0.3}[\max(h/D, 2)]^{0.5}, \quad (9)$$

$$\sigma'_{rc}/q_c = 0.03[1 - (d/D)^2\text{PLR}]^{0.3}[\max(h/D, 2)]^{0.5}, \quad (10)$$

式中, σ'_v 为沉桩前某深度土的竖向有效应力, p_a 为参考压力(100 kPa), R_e 为按管壁截面积等效的桩径, h 为考察点与桩端的竖向距离。

至于 $\Delta\sigma'_r$ 的确定,ICP方法和UWA方法采用同样

的方式,

$$\Delta\sigma'_r = 4G\Delta r / D ; \quad (11)$$

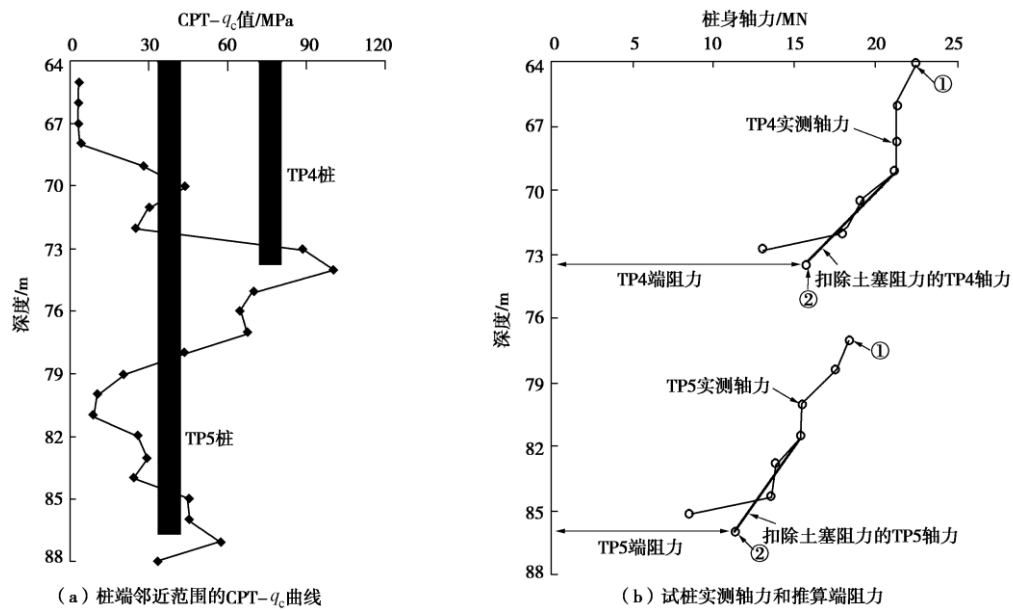


图 1 场地静力触探指标和试桩载荷试验成果^[13]

Fig. 1 CPT profile at test site and load test results of instrumented piles^[13]

HKU 方法则用

$$\Delta\sigma'_r = 4G\Delta r / \sqrt{(D^2 - PLRd^2)} \quad (12)$$

式中 Δr 为轴向加载引起的桩 - 土剪切带径向位移, 它与剪切带厚度及砂土剪胀性有关, 钢 - 砂界面的 Δr 典型值等于 0.02 mm ^[8], G 为所考察深度桩周土的剪切模量, 也可与该深度的 CPT- q_c 值建立联系,

$$G/q_c = \frac{185(q_c/p_a)^{-0.7}}{(\sigma'_v/p_a)^{-0.35}} \quad (13)$$

2 原型试桩算例

选取的工程实例为东京港湾某近海桥梁基础的两根试桩^[13], 桩号 TP4 和 TP5, 均为直径 1.5 m 的大直径敞口钢管桩, 壁厚 28 mm, 采用液压锤击方式沉桩, 泥面以下深度达 73.5 m (TP4) 和 86 m (TP5)。海底土层情况大致为: 首先是 33 m 厚的冲积层 (软黏土), 接着是 25 m 厚的黏性土与砂性土交互层, 最后是强度较高的粗粒土层。TP4 和 TP5 的桩端持力层分别为砂砾和砂土。两根试桩的端部及以上某范围支承于砂性土中, 故计算时考察 TP4 桩 64.1~73.5 m 深度区段和 TP5 桩 77~86 m 深度区段。与试桩相关的 CPT- q_c 曲线见图 1 (a)。

两根试桩沿桩身布有应变片, 慢速持荷载荷试验中测定的桩身荷载传递曲线见图 1 (b), 此时的桩端沉降已达 $0.1D$, 可认为侧摩阻力和端阻都已完全发挥。由于应变片测定的轴力包括了土塞与钢管内壁间侧阻力的贡献, 根据荷载传递曲线推算侧摩阻力时应

扣除土塞阻力。砂土中钢管桩土塞侧阻力一般集中在桩端以上 $1D$ 范围内^[14], 同时注意到试桩最下部两测点的轴力减小很快, 而该部位的土体强度相比上部土增加不大, 可以认为如此大的轴力折减正是土塞阻力参与引起的。由此可根据上段桩的轴力折减趋势绘制图中实线延伸至桩端位置, 此时桩端的推算轴力即为桩端阻力 (包括土塞阻力和管壁端阻), 而图中①和②的轴力差体现的是管壁外部侧摩阻力的贡献。

根据沉桩记录, 两根试桩打入过程中始终处于未闭塞状态, 所以可认为土塞指标 PLR 和 IFR 皆等于 1。计算中取桩 - 土界面 δ_{cv} 值为 29° , 并近似取土的平均有效重度等于 12 kN/m^3 。根据 3 种方法建议的桩端影响区范围, 求得 q_{ca} 值如表 2 所示。按上述资料估算的单位端阻和考察区段内的总侧阻分别列于表 3 和表 4 中, 并与实测值一起比较, 其中 q_{pm} 和 q_{pc} 分别为实测和计算单位端阻, Q_{sm} 和 Q_{sc} 分别为实测和计算总侧阻。单位侧摩阻力 q_s 的分布情况见图 2。

表 2 试桩的桩端影响区 q_{ca} 值

Table 2 Values of q_{ca} in influence zone for piles MPa			
桩号	ICP 方法	UWA 方法	HKU 方法
TP4	84.4	57.2	43.0
TP5	47.9	36.0	37.0

计算结果显示, 按 ICP 方法估算的端阻偏小, 计算偏差 (指计算值偏离实测值的百分比) 较大, HKU 方法估算的端阻与实测值最接近。3 种方法估算的单位桩侧摩阻力分布规律类似, 且与 CPT- q_c 变化一致。

对于考察区段的总侧阻, ICP 方法的估算值偏大, HKU 方法的计算偏差很小。

表 3 试桩单位端阻的实测值与计算值

桩号	实测值 q_{pm}/MPa	ICP 方法		UWA 方法		HKU 方法	
		计算值 q_{pc}/MPa	计算偏差/%	计算值 q_{pc}/MPa	计算偏差/%	计算值 q_{pc}/MPa	计算偏差/%
TP4	8.88	6.18	-30	10.47	+18	7.58	-15
TP5	6.37	3.51	-45	6.59	+3	6.52	+2

表 4 试桩总侧阻的实测值与计算值

桩号	实测值 Q_{sm}/kN	ICP 方法		UWA 方法		HKU 方法	
		计算值 Q_{sc}/kN	计算偏差/%	计算值 Q_{sc}/kN	计算偏差/%	计算值 Q_{sc}/kN	计算偏差/%
TP4	6700	9279	+38	5691	-15	6276	-6
TP5	7000	9370	+34	5738	-18	6641	-5

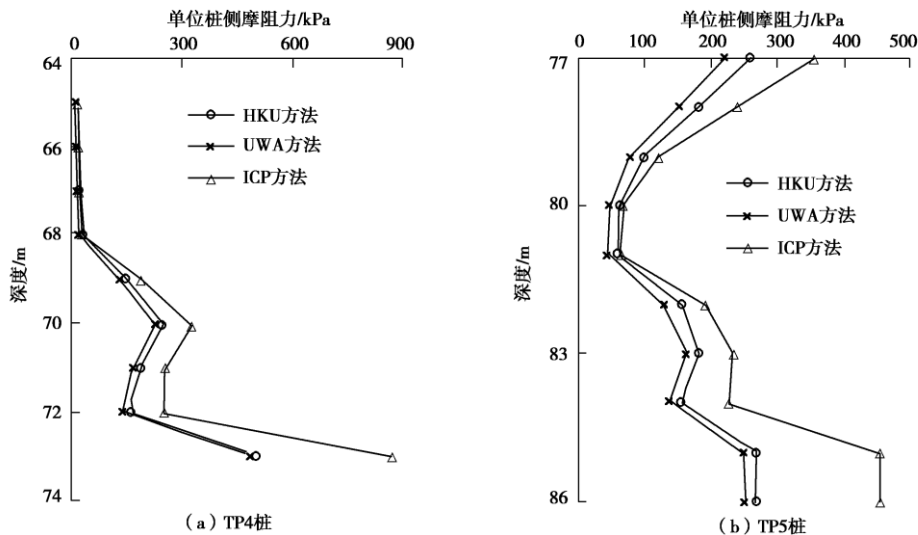


图 2 试桩单位侧摩阻力计算值的分布

Fig. 2 Distribution of predicted unit shaft resistances along test piles

3 方法内涵讨论

由上述原型试桩算例可知, 用静力触探阻力指标估算砂土中钢管桩承载力是简便可行的, 但几种方法在不同案例中的估算精度差别较大。就此处所列的两根试桩而言, HKU 方法的预测效果最好。原型钢管桩特别是大直径长桩的承载力设计至今仍带有很大的经验性和不确定性^[14], 一套设计方法是否合理, 除了检验其效果, 还需考察它是否合理考虑了一些影响桩承载性状的重要因素, 以便将来的进一步优化。

3.1 管壁端阻与土塞阻力的区别

桩端阻力由管壁和土塞共同承担, 两者的承载机理明显不同。虽然钢管桩的管壁部分面积较小, 但管壁端阻往往远大于土塞端阻, 将两者放在一起评价或忽略其中一项都是欠合理的。ICP 方法忽略了未闭塞条件下的土塞阻力(式(2)), 可能是造成算例中预测值偏小的主因。UWA 方法将管壁和土塞端阻合并

计算(式(4)), 使得管壁端阻也受到土塞指标 IFR 的影响, 物理意义不太明确, 该方法认为闭塞时的土塞阻力等同于管壁阻力, 或会引起计算值偏大。

管壁端阻与闭口管桩、一般预制桩的端阻类似, 可互为比较。对闭口管桩, ICP 方法考虑了尺寸效应, 认为端阻随桩径增大而减小^[8]; UWA 方法则取端阻等于 $0.6q_{ca}$ ^[9]。然而, 预制桩的端阻除了尺寸效应, 还存在应力相关性, 它与触探阻力的比值随桩端埋置深度增加而减小至某一下限值^[15]。HKU 方法采用桩长径比为变量(式(5)), 不失为一种简便的处理办法。

土塞阻力主要来自土塞下部侧壁摩阻力和土塞自重, 若两者之和小于桩端土承载力, 土塞长度将继续增加, 否则达到闭塞状态。ICP 方法通过经验判定(式(1)), 对完全闭塞和完全未闭塞两种极限情况做了区分。然而, 还存在局部闭塞的可能。UWA 方法和 HKU 方法分别利用 IFR 指标(式(4))和 PLR 指标(式(6))考虑了闭塞程度的影响, 应该说更为合理。

3.2 桩端影响区的考虑

桩的尺寸要远大于 CPT 探头, 触探阻力一般仅反映探头贯入深度处的土性, 而桩端阻力的大小却受到桩端附近较大范围内土体性质的影响。实际工程中的桩通常会穿透软弱土层进入工程性质良好的持力层 (图 3)。如果桩进入持力层的深度很大, 桩端承载性状主要与持力层土性有关; 否则, 上覆软土层依旧会对桩端承载造成影响。

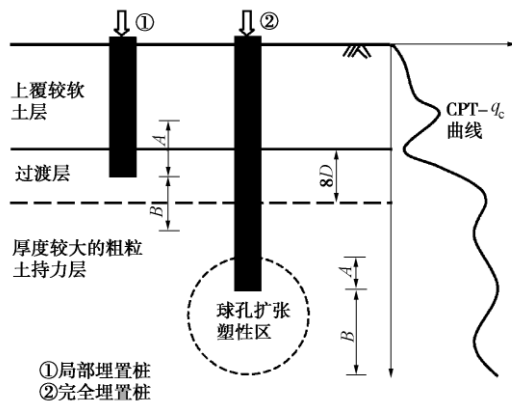


图 3 桩端承载的影响区示意图

Fig. 3 Schematic show of influence zone for end bearing

目前, 绝大多数的 CPT 设计方法都认为影响区范围 $A \geq B$, 这显然是针对局部埋置桩而言的, 特别是桩端以上 CPT- q_c 值不稳定时, 更需扩大 A 的范围。HKU 方法进一步考虑了完全埋置桩的情况, 即桩端进入持力层后, 穿透了厚度为 $8D$ 的上覆土影响过渡层。此时, 不管是从深基础的破坏模式还是从球孔扩张理论去理解^[16], 影响区范围都应该是 $B \geq A$ 。

3.3 侧阻疲劳退化

对某一固定土层深度, 预制桩的单位侧摩阻力会随着锤击贯入而退化, 这是由于沉桩荷载循环次数的增加导致了桩-土剪切带残余位移的累积, 所以它的本质机理是疲劳效应^[10]。3 种设计方法都采用更易于实用的深度指标 h 来考虑侧阻疲劳退化, 体现在式 (8) ~ (10) 中分别为 $(h/R_c)^{-0.38}$ 和 $(h/D)^{-0.5}$ 。其中退化指数根据试桩资料拟合得来, 它的取值影响了图 2 中侧摩阻力曲线的走向, ICP 方法使用了较小的退化指数, 或是其计算总侧阻大于实测值的主因。近海结构物钢管桩一般长度较大, 经历的沉桩荷载循环次数很多, 侧阻疲劳退化效应得以充分发挥。

3.4 土塞描述指标

UWA 方法和 HKU 方法均可考虑土塞效应 (闭塞程度) 对端阻和侧阻的影响, 两方法分别采用 IFR 和 PLR 作为土塞描述指标。图 4 为沉桩时土塞高度不同的两根敞口管桩和一根同尺寸闭口管桩的示意图。

估算端阻时, UWA 方法认为完全闭塞桩的端阻

等于闭口桩的端阻 ($0.6q_{ca}$)。由于 IFR 是沉桩最后 $3D$ 贯入度内的平均值, 故无法确定图 4 (a) 桩的 IFR 是否为零, 该桩的端阻也有可能达到 $0.6q_{ca}$ 。HKU 方法以 PLR 为土塞指标, 可直接体现土塞涌入的难易程度, 并间接反映土塞刚度的差异。图 4 (b) 桩是一种极端情况, 一般不会出现在实际工程中, HKU 方法认为此时的土塞端阻是所有敞口桩中最大的, 它等于管壁 (或闭口桩) 的端阻最大值 (式 (5)、(6))。这一处理方法较好地衔接了土塞、桩身刚度不同造成的承载性能差异, 即: 管壁端阻不小于土塞端阻; 即使同为完全闭塞桩, 施工阶段土塞难以进入的桩具有更大的土塞端阻。

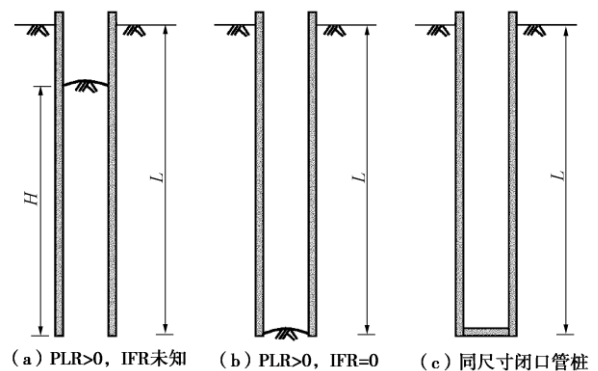


图 4 不同端部条件的管桩示意图

Fig. 4 Schematic of pipe piles with different pile-end conditions

敞口管桩的侧摩阻力评价需考虑沉桩挤土密度差异对桩侧径向应力的影响。HKU 方法沿用了 UWA 方法关于 σ'_{rc} 的计算式, 但用 PLR 替代了 IFR (式 (9)、(10))。其意义在于, PLR 能更直接地体现挤土量差异, 图 4 中 3 根桩的挤土量为 $a < b < c$, 如采用 IFR 指标, 则不能很好反映 a 和 b 两桩的挤土差异。进一步地, HKU 方法还在 $\Delta\sigma'_r$ 的计算中引入了土塞指标。由于式 (11) 为径向恒刚度条件下的孔扩张解答, 该理论模拟桩基问题时通常隐含实心桩或闭口管桩假定。考虑到敞口管桩的扩孔问题挤土量更小, 宜根据挤土量等效的原则, 采用较小的桩径来替代管桩外径。

4 结 语

美国石油学会规程推荐的 ICP 和 UWA 设计方法, 以及作者提出的 HKU 设计方法, 具有类似的理论背景, 都通过静力触探锥尖阻力来估算钢管桩承载力。就两根近海桥梁大直径长桩的实测与计算结果而言, 从 ICP 方法发展而来的 UWA 方法的预测效果有所提升, 之后建立的 HKU 方法进一步提高了预测精度。3 种设计方法在考虑敞口管桩承载性状的若干影响因素时各有不同, 造成了计算值的差异: ①计算端阻力时

有无根据管壁和土塞的不同受力特点分别加以考虑；
②如何确定桩端影响区的范围和触探阻力平均值；③
侧摩阻力退化指数的取值；④是否以及如何考虑闭塞
程度和沉桩挤土效应的影响。

参考文献：

- [1] 王钟琦. 我国的静力触探及动静触探的发展前景[J]. 岩土工程学报, 2000, **22**(5): 517 - 522. (WANG Zhong-qi. The Chinese CPT and the prospect of penetration tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2000, **22**(5): 517 - 522. (in Chinese))
- [2] 孟高头, 曹 恺, 陈 亮. 关于静力触探的国际化问题[J]. 岩土工程学报, 2001, **23**(3): 383 - 384. (MENG Gao-tou, CAO Kai, CHEN Liang. On the globalization of CPT[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, **23**(3): 383 - 384. (in Chinese))
- [3] 铁路触探研究组. 静力触探确定打入混凝土桩的承载力[J]. 岩土工程学报, 1979, **1**(1): 4 - 23. (Penetration research group of railway. Determination of bearing capacity of rammed concrete piles by means of static cone penetration tests[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1979, **1**(1): 4 - 23. (in Chinese))
- [4] 陈继成. 静力触探估算软土地区打入桩的单桩承载力(双用探头)[J]. 岩土工程学报, 1987, **9**(3): 55 - 70. (CHEN Ji-cheng. Estimation of bearing capacity of driven pile from static cone penetration data in soft soils area (compound cone)[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1987, **9**(3): 55 - 70. (in Chinese))
- [5] 陈强华, 俞调梅. 静力触探在我国的发展[J]. 岩土工程学报, 1991, **13**(1): 84 - 95. (CHEN Qiang-hua, YU Diao-mei. Development of CPT in China[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1991, **13**(1): 84 - 95. (in Chinese))
- [6] JGJ94—2008. 建筑桩基技术规范[S]. 2008. (JGJ94—2008. Technical code for building pile foundation[S]. 2008. (in Chinese))
- [7] RANDOLPH M, CASSIDY M, GOURVENEC S. Challenges of offshore geotechnical engineering[C]// Proceedings of 16th International Conference on Soil Mechanics & Geotechnical Engineering. Osaka, 2005: 123 - 176.
- [8] JARDINE R, CHOW F, OVERY R, et al. ICP design methods for driven piles in sands and clays[M]. London: Thomas Telford, 2005.
- [9] LEHANE B, SCHNEIDER J, XU X. CPT based design of driven piles in sand for offshore structures, GEO: 05345[R]. Perth: University of Western Australia, 2005.
- [10] YU F, YANG J. Improved evaluation of interface friction on steel pipe pile in sand[J]. ASCE Journal of Performance of Constructed Facilities, 2010, in press.
- [11] SCHNEIDER J, XU X, LEHANE B. Database assessment of CPT-based design methods for axial capacity of driven piles in siliceous sands[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2008, **134**(9): 1227 - 1244.
- [12] 蔡国军, 刘松玉, 童立元, 等. 现代数字式多功能 CPTU 与中国 CPT 对比试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(5): 914 - 928. (CAI Guo-jun, LIU Song-yu, TONG Li-yuan, et al. Comparative study of modern digital multifunctional CPTU and China's CPT tests[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(5): 914 - 928. (in Chinese))
- [13] KIKUCHI Y, MIZUTANI M, YAMASHITA H. Vertical bearing capacity of large diameter steel pipe piles[C]// Proceedings of International Workshop on Recent Advances of Deep Foundations. Yokosuka, 2007: 177 - 182.
- [14] RANDOLPH M. Science and empiricism in pile foundation design[J]. Géotechnique, 2003, **53**(10): 847 - 875.
- [15] DE NICOLA A, RANDOLPH M. Centrifuge modelling of pipe piles in sand under axial loads[J]. Géotechnique, 1999, **49**(3): 295 - 318.
- [16] YANG J. Influence zone for end bearing of piles in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2006, **132**(9): 1229 - 1237.

(本文责编 胡海霞)