

DOI: 10.11779/CJGE202006010

砂土中超大直径钢管桩内侧摩阻力研究

刘润, 韩德卿, 梁超, 郝心童

(水利工程仿真与安全国家重点实验室(天津大学), 天津 300072)

摘要: 近年来随着海上风电装机容量的不断增加, 超大直径钢管桩基础的应用越来越广泛。桩径增加导致了在小直径钢管桩中出现的土塞闭塞效应减弱或完全消失, 准确计算钢管桩的内侧摩阻力变得尤为重要。开展了砂土中超大直径钢管桩竖向承载特性的离心机模型试验, 采用了双壁桩形式重点研究钢管桩内侧摩阻力的发挥规律, 与数值模拟方法相结合系统研究了直径大于 4 m, 不同径长比钢管桩内侧摩阻力的发挥规律, 将计算结果与现行的 API 规范方法进行了对比, 并提出了内侧摩阻力的计算方法。研究揭示, 超大直径钢管桩内侧摩阻力的发挥呈现桩端大并沿桩身迅速减小的三角形模式, 当径长比小于 0.2 时, API 规范方法计算得到的钢管桩内侧摩阻力偏大。

关键词: 海上风电; 超大直径钢管桩; 离心机模型试验; 竖向承载力; 内侧摩阻力

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)06-1067-09

作者简介: 刘润(1974—), 女, 博士, 教授, 主要从事海洋结构与地基耦合作用领域的教学和科研工作。E-mail: liurun@tju.edu.cn。

Inner frictional resistance of super-large-diameter steel pipe piles in sand

LIU Run, HAN De-qing, LIANG Chao, HAO Xin-tong

(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: In recent years, with the increasing installed capacity of offshore wind power, the super-large-diameter steel pipe pile foundation has been widely applied. As the effect of soil plug weakens or disappears with the increase of the pile diameter, accurately calculating the inner frictional resistance of super-large-diameter steel pipe piles is especially important. In this study, the centrifugal model tests on the vertical bearing capacity of super-large-diameter steel pipe piles in sand are carried out using the double-wall pile form to study the inner frictional resistance. Then the action laws of the inner frictional resistance under different diameter-to-length ratios of steel pipe piles with diameter larger than 4 m are studied using the numerical simulation method. The calculated results are compared with API standard, and a new formula for calculating the inner frictional resistance is proposed. The research reveals that the inner frictional resistance of the super-large-diameter steel pipe pile shows a triangular pattern with the pile end greatly decreasing along the pile body. When the diameter-to-length ratio is less than 0.2, the inner frictional resistance of the steel pipe pile calculated by API standard is too large.

Key words: offshore wind power; super-large-diameter steel pipe pile; centrifugal model test; vertical bearing capacity; inner frictional resistance

0 引言

单桩基础是海上风电基础型式中的应用最为广泛的一种, 在中国的海上风电场建设中发挥着不可替代的作用。随着海上风电场建设的发展, 装机容量不断增加, 单桩基础呈现出大型化的发展趋势, 目前超大直径钢管桩单桩基础直径已达 9 m。

计算钢管桩的竖向承载力时其内侧摩阻力的测量与计算一直以来都是国内外学者研究的重点和难点。Leong 等^[1]首次提出了管桩中土塞的一维平衡方程, 将土塞分为两部分, 即下部发挥内侧摩阻力, 上部提供堆载, 但是由于方程中参数的不确定性, 该方程难

以应用于实际工程。Lehane 等^[2]和 De Nicola 等^[3]在 Randolph 的基础上研究了砂土中桩管内部土体的侧压力系数 K , 发现 K 与相对密实度有直接的关系, 但 K 值不易确定。因此, 之后的研究多集中在土塞率 PLR 与土塞增量填充率 IFR 这两个较易获得指标上。Lehane 等^[2]、Paik 等^[4-5]采用双壁管桩的形式开展了一系列钢管桩竖向承载力的现场与模型试验, 发现 IFR 能够很好的反映桩管内土塞的端部承载力, 并提出了

基金项目: 国家杰出青年科学基金项目 (51825904)

收稿日期: 2019-10-08

载等级较小时, M1 和 M2 模型桩的桩身荷载无法传递到桩端, 随着荷载等级的增加, 桩身荷载逐渐向下传递, 且不同埋深处轴力分布曲线的斜率不同, 整体呈现出典型的端承摩擦桩的特性。

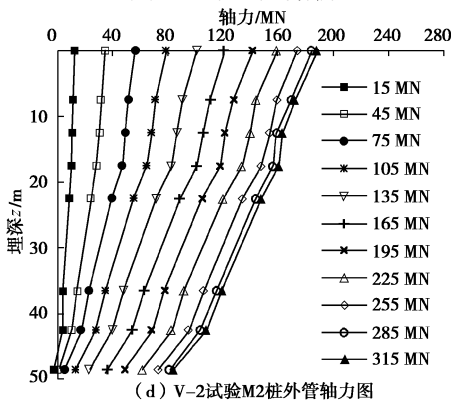
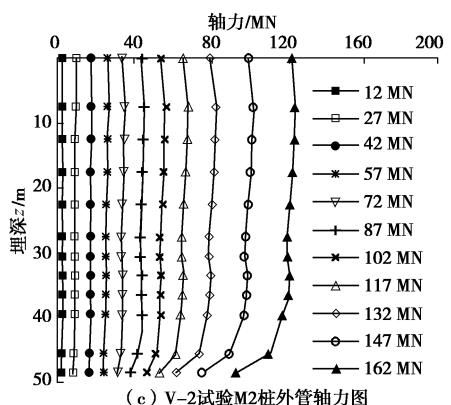
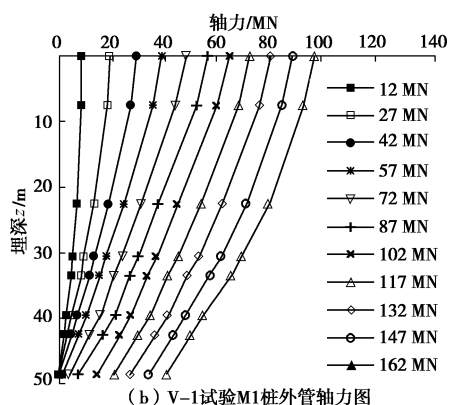
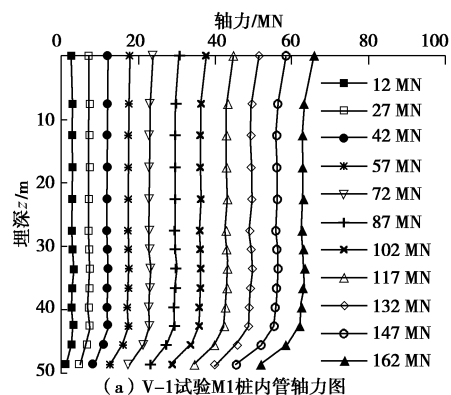


图6 不同荷载等级下内外管的轴力分布

Fig. 6 Axial load distributions of inner and outer piles under different load levels

由图7可以看出, 随着埋深的增加外侧摩阻力基本呈线性增加, 当桩顶荷载达到竖向极限承载力时, 外侧摩阻力随埋深分布的曲线已趋于重合, 说明此时外侧摩阻力已发挥完全, 并且 M1 与 M2 模型桩在达到极限承载力时相同埋深处的单位外侧摩阻力基本相等。内侧摩阻力随着桩顶荷载的增加而增加, 发挥方向自下而上, 即使当桩顶荷载达到竖向极限承载力时依然没有完全发挥, 内侧摩阻力分布在沿桩身向上距离桩端 2 倍桩径的范围内, 桩径更大的 M2 桩在达到竖向极限承载力时其相同埋深处的单位内侧摩阻力大于 M1 桩。桩顶荷载达到竖向极限承载力时, 两组试验模型桩的内侧摩阻力在桩端附近均大于外侧摩阻力, 4 m 直径桩的内侧摩阻力为 235 kPa, 外侧摩阻力为 160 kPa, 8 m 直径桩的内侧摩阻力为 373 kPa, 外侧摩阻力为 173 kPa, 内侧摩阻力分别为外侧摩阻力的 1.5 倍和 2.2 倍。

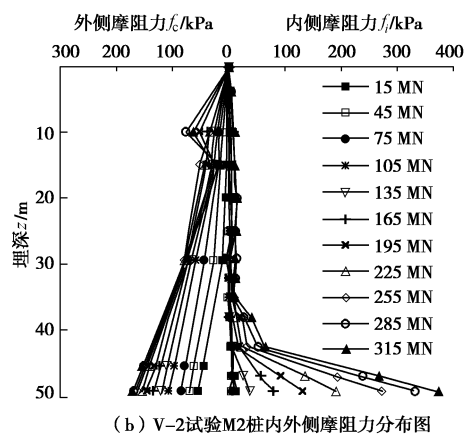
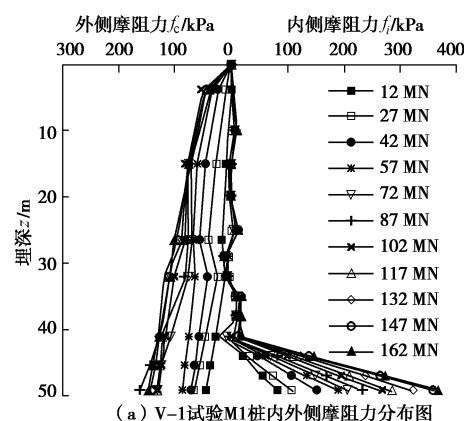


图7 不同荷载等级下桩身内外侧摩阻力分布

Fig. 7 Frictions of inner and outer shafts of piles under different load levels

2 超大直径钢管桩内侧摩阻力分布规律

由于离心机试验组次有限, 为了更好地揭示超大直径钢管桩内侧摩阻力的发挥规律和影响因素, 采用

了有限元方法进行了补充研究。

2.1 有限元计算方法验证

采用 ABAQUS 软件进行分析,以 4 m 直径模型桩的分析为例。具体如下:桩总长 $L_0=51\text{m}$,直径 $D=4\text{m}$,入土深度 $L=50\text{m}$,壁厚 $t=700\text{mm}$,材料为钢材,密度 $\rho=7850\text{kg/m}^3$,弹性模量 $E=210\text{GPa}$,泊松比为 0.3。土体径向尺寸取 $20D$,竖向高度为 $2L$,土体本构模型采用 Mohr-Coulomb 弹塑性模型,土体参数按 1.2 节的参数选取。桩与土之间设接触对,桩表面为主面,土表面为从面,接触属性中摩擦系数取 $\tan(2\phi/3)=0.44$,法向允许接触后分离,土体的侧向土压力系数按 API 规范建议值取 0.8。土体的径向网格在靠近桩的部分加密,单精度布种,网格尺寸为 $0.05D\sim 2D$,竖向网格尺寸取 $0.025L$,均匀布种,单元类型采用 C3D8。桩顶中心位置设置参考点,参考点与桩顶面耦合约束,在参考点上向下施加 1.6 m 的竖向位移。如图 8 所示。

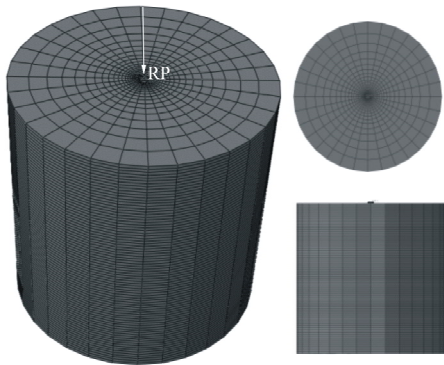
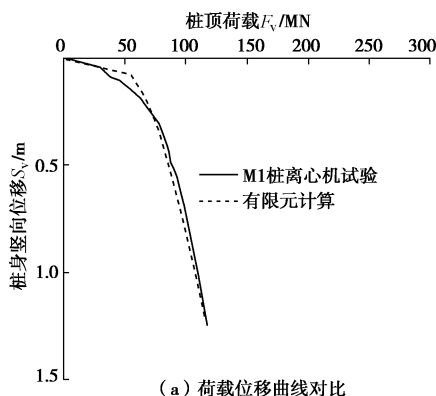


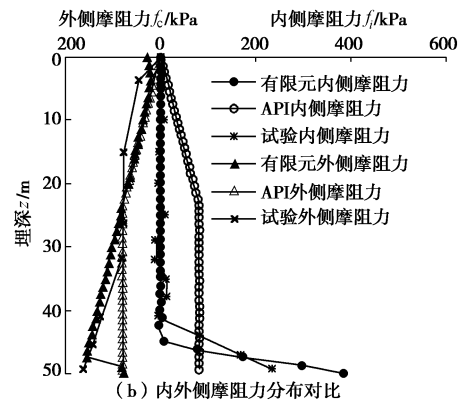
图 8 有限元模型示意图

Fig. 8 Schematic diagram of finite element model

将有限元计算的荷载位移曲线与离心机试验的荷载-位移曲线进行对比(图 9(a)),并将达到极限竖向承载力时二者的内、外侧摩阻力分布进行对比(图 9(b)),可以看出有限元计算结果与离心机试验的结果吻合良好,验证了有限元方法的正确性。



(a) 荷载位移曲线对比



(b) 内外侧摩阻力分布对比

图 9 有限元计算结果与离心机 V-1 试验结果对比

Fig. 9 Comparison between finite element and centrifuge test results

2.2 有限元计算结果与规范方法的对比

根据 API 规范,超大直径钢管桩的竖向承载力可表示为

$$Q_c = Q_{f_{e,c}} + Q_{f_{i,c}} + Q_p = f_e(z)A_{se} + f_i(z)A_{si} + q_{ann}A_p, \quad (1)$$

式中, Q_c 为桩的竖向极限承载力, $Q_{f_{e,c}}$ 为外侧摩阻力, $Q_{f_{i,c}}$ 为内侧摩阻力, Q_p 为环形端部阻力, $f_e(z)$ 为单位外侧摩阻力, A_{se} 为外侧表面积, $f_i(z)$ 为单位内侧摩阻力, A_{si} 为内侧表面积, q_{ann} 为单位环形端部阻力, A_p 为环形端部面积。

规范中桩侧摩阻力为

$$f_e(z) = \beta p'_0(z) \quad (2)$$

式中 β 为无量纲的摩擦系数, API 规范建议对于中密的砂土 β 取为 0.37; $p'_0(z)$ 为埋深 z 位置处的有效竖向应力;在中密的砂土中 API 规范对 $f_e(z)$ 给出了极限值 81 kPa。

API 规范中规定单位内侧摩阻力为

$$f_i(z) = f_e(z) \quad (3)$$

关于单位环形端部阻力 q_{ann} 为

$$q_{ann} = N_q p'_{0,tip} \quad (4)$$

式中 N_q 为无量纲的端部承载力系数,对于中密砂规范建议取 20; $p'_{0,tip}$ 为桩端位置处的竖向有效应力;在中密的砂土中 API 规范对 q_{ann} 规定了极限值 5 MPa。

通过式(2),(3)计算得到上述有限元模型中不同埋深位置处的桩内、外侧摩阻力分布,将计算结果与有限元的计算结果对比如图 9(b)所示。可以看出,对于中密砂土中直径为 4 m 的超大直径钢管桩而言,API 规范方法得到的外侧摩阻力与有限元分析得到的外侧摩阻力在埋深小于 24.5 m 时基本重合,但是由于 API 规范对侧摩阻力规定了上限值导致埋深大于 24.5 m 时外侧摩阻力不再继续增加。根据离心机试验及数值模拟结果,直径为 4 m 的超大直径钢管桩的内侧摩阻力只在距离桩端 2 倍桩径的范围内发挥,并且桩端

位置处的内侧摩阻力是外侧摩阻力的 1.5 倍。

API 规范计算单位外侧摩阻力的方法是合适的，但是规范规定的上限值低于实际值。而实际中内侧摩阻力与外侧摩阻力发挥明显不同，因此 API 规范的计算方法不适用于计算超大直径钢管桩的内侧摩阻力。

2.3 内侧摩阻力影响因素研究

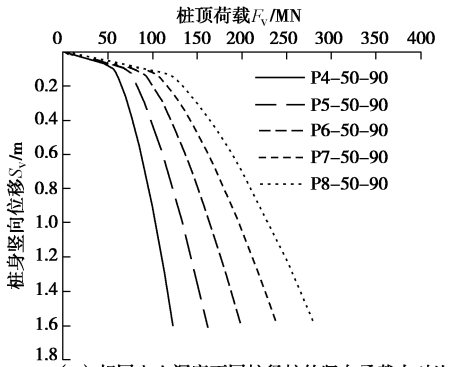
采用前述有限元方法，对直径大于 4 m 不同径长比和壁厚的超大直径钢管桩进行计算，计算工况如表 3 所示。

表 3 计算组次安排

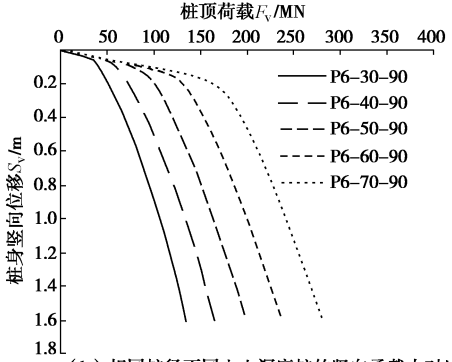
Table 3 Arrangement of finite element calculation

编号	桩长 D/m	桩长 L/m	径长比 D/L	壁厚 t/mm
P4-50-90	4	50	0.08	90
P5-50-90	5	50	0.10	90
P6-50-90	6	50	0.12	90
P7-50-90	7	50	0.14	90
P8-50-90	8	50	0.16	90
P6-25-90	6	25	0.24	90
P6-30-90	6	30	0.20	90
P6-40-90	6	40	0.15	90
P6-35-90	6	35	0.24	90
P6-60-90	6	60	0.10	90
P6-70-90	6	70	0.09	90
P6-50-70	6	50	0.12	70
P6-50-80	6	50	0.12	80
P6-50-100	6	50	0.12	100
P6-50-110	6	50	0.12	110

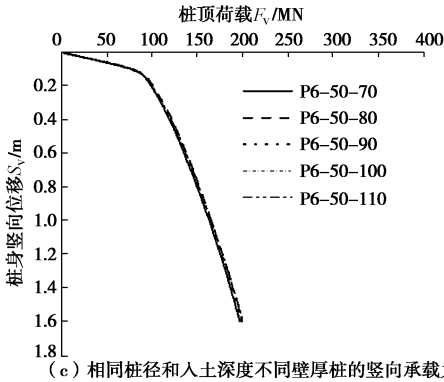
计算得到了不同工况桩的荷载 - 位移曲线如图 10 所示，可以看出超大直径钢管桩的竖向承载力随着桩径 D 的增加和入土深度 L 的增加而明显增大，而壁厚 t 对于桩竖向承载力的影响很小，故影响超大直径钢管桩竖向承载力的主要因素是桩径 D 和入土深度 L 。



(a) 相同入土深度不同桩径桩的竖向承载力对比



(b) 相同桩径不同入土深度桩的竖向承载力对比



(c) 相同桩径和入土深度不同壁厚桩的竖向承载力对比

图 10 不同尺寸桩的竖向承载力对比

Fig. 10 Comparison of vertical bearing capacities of piles with different sizes

将荷载 - 位移曲线上桩顶位移达到 $0.1D$ 时对应的桩顶荷载作为超大直径钢管桩的竖向极限承载力，将有限元计算得到的不同桩尺寸的 Q_c ， $Q_{f,c}$ ， $Q_{fi,c}$ ， Q_p 分别与 API 规范计算得到的结果进行对比，对比结果列于表 4。

由表 4 可知，由于 API 规范对侧摩阻力和端阻规定了上限值，使其计算得到的外侧摩阻力和端阻均小于有限元的计算结果，对于径长比小于 0.2 的桩，API 计算得到的内侧摩阻力均大于有限元的计算结果，并且径长比越小 API 计算值与有限元结果偏离越远，而对于径长比大于和等于 0.2 的桩，API 计算得到的内侧摩阻力小于有限元的计算结果。

分别对比不同径长比的有限元模型桩内、外侧摩阻力以及端阻与竖向极限承载力的比值如图 11 所示。由图 11 可以看出，不同径长比的超大直径钢管桩均体现出了端承摩擦桩的特点，随着径长比的增加，内侧摩阻力与竖向极限承载力的比值逐渐增大，对于径长比大于等于 0.2 的钢管桩，内侧摩阻力的占比甚至超过了外侧摩阻力。因此对于直径超过 4 m、径长比大于 0.08 的“短粗”型超大直径钢管桩其内侧摩阻力的发挥在计算竖向极限承载力时是不可忽略的。

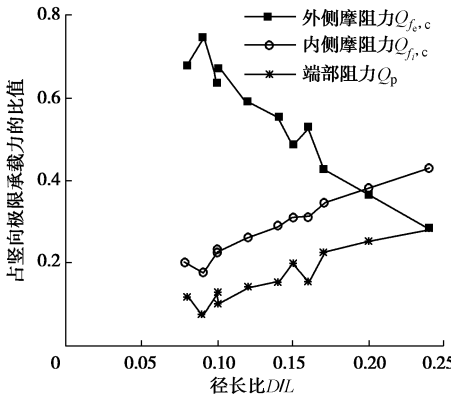


图 11 桩基各部分承担荷载比例随径长比的变化

Fig. 11 Variation of loading ratio of parts in different pile foundations with D/L

表 4 有限元计算结果与 API 计算结果对比

Table 4 Comparison between finite element and API results

编号	径长比 D/L	有限元计算				API 计算			
		承载力 Q_c/MN	内侧摩阻力 $Q_{f,c}/\text{MN}$	外侧摩阻 $Q_{f,c}'/\text{MN}$	端阻 Q_p/MN	承载力 Q_c/MN	内侧摩阻 力 $Q_{f,c}/\text{MN}$	外侧摩阻 $Q_{f,c}'/\text{MN}$	端部阻力 Q_p/MN
P4-50-90	0.08	78.11	15.81	53.08	9.22	81.61	37.17	38.92	5.53
P5-50-90	0.10	105.17	24.59	66.97	13.61	102.49	46.90	48.65	6.94
P6-50-90	0.12	137.09	36.43	81.11	19.55	123.36	56.63	58.38	8.36
P7-50-90	0.14	171.73	50.15	95.44	26.14	144.23	66.36	68.11	9.77
P8-50-90	0.16	207.64	64.89	110.68	32.06	165.10	76.08	77.84	11.18
P6-25-90	0.24	72.50	31.34	20.68	20.48	47.58	19.60	20.21	7.77
P6-30-90	0.20	81.26	31.00	29.72	20.54	63.20	27.01	27.84	8.36
P6-35-90	0.17	94.00	32.56	40.13	21.31	78.24	34.41	35.48	8.36
P6-40-90	0.15	107.12	33.80	52.06	21.26	93.28	41.82	43.11	8.36
P6-60-90	0.10	172.82	38.94	116.53	17.34	153.44	71.44	73.65	8.36
P6-70-90	0.09	211.24	37.58	157.90	15.76	183.52	86.25	88.91	8.36

将埋深 z 对桩入土深度 L 进行归一化, 得到当桩顶荷载达到竖向极限承载力时不同桩径、入土深度和壁厚的超大直径钢管桩内侧 β 值沿桩身的分布情况, 可以看到对于入土深度相同的桩, 随着桩径的增大, 内侧摩阻力沿桩端向上的发挥范围增大, 且同一高度处桩径越大 β 值越大, 如图 12 (a); 对于桩径相同的桩, 随着桩入土深度的增加, 内侧摩阻力发挥的高度占桩入土深度的比例减小, 且入土深度越大 β 值越小, 如图 12 (b) 所示; 而当桩径和入土深度相同的情况下, 壁厚对内侧摩阻力的发挥影响很小, 如图 12 (c), 由此可以判断影响超大直径钢管桩内侧摩阻力发挥的主要因素是桩径 D 和入土深度 L 。

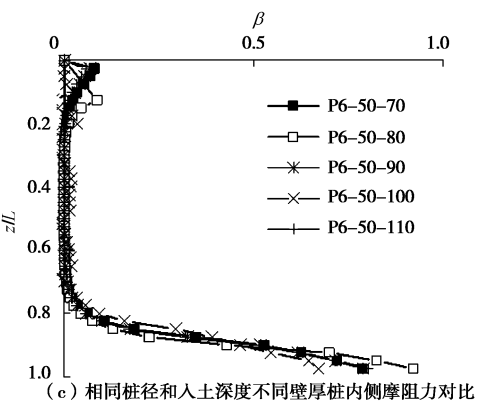
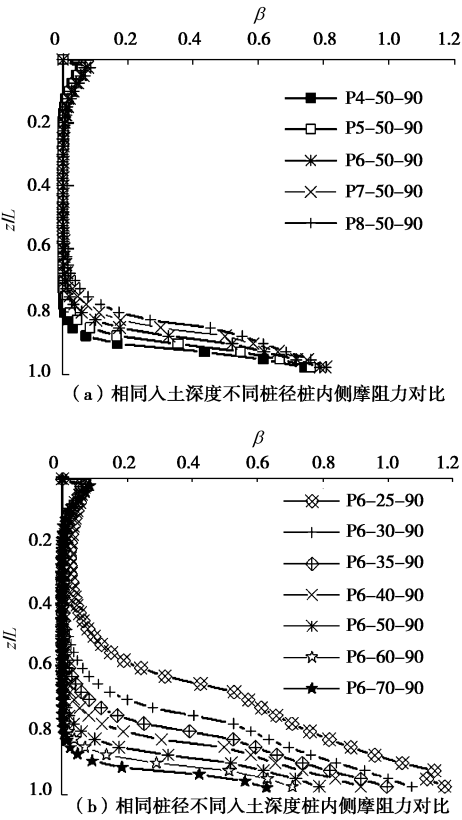


图 12 不同尺寸桩的内侧摩阻力对比

Fig. 12 Comparisons of inner frictional resistances of piles with different sizes

3 内侧摩阻力计算方法

为了计算方便, 将 β 随归一化后埋深的增加而呈现出的“喇叭型”分布简化为双折线分布, 如图 13 所示, 引入土塞系数 SPI 的概念:

$$\text{SPI} = \frac{L_{\text{is}}}{L_i} \quad (5)$$

式中 L_{is} 为发挥内侧摩阻力的桩内土高度; L_i 为桩内土的总高度, 对于完全不闭塞的超大直径钢管桩而言 $L_i = L$ 。当 $\frac{z}{L} < (1 - \text{SPI})$ 时 $\beta = 0$, 内侧摩阻力不发挥; 当 $\frac{z}{L} \geq (1 - \text{SPI})$ 时, 内侧摩阻力发挥, β 从 0 线性增加到最大值 β_{max} 。单位内侧摩阻力 $f_i(z)$ 可表示为

$$f_i(z) = \begin{cases} 0 & (z < L(1 - \text{SPI})) \\ \beta p'_0(z) & (z \geq L(1 - \text{SPI})) \end{cases} \quad (6)$$

根据简化的双折线分布形式, β 可以表示为

$$\beta = \begin{cases} 0 & (z < L(1 - \text{SPI})) \\ a \left(\frac{z}{L} + \text{SPI} - 1 \right) & (z \geq L(1 - \text{SPI})) \end{cases} \quad (7)$$

式中， a 为双折线分布图 13 中斜线段的斜率。

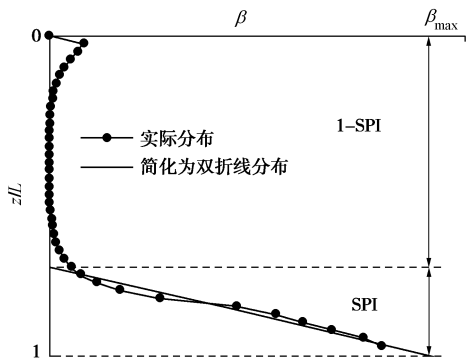


图 13 β 简化分布示意图

Fig. 13 Simplified distribution of β

对图 12 (a), (b) 中所有曲线进行简化, 得到参数 a 和土塞系数 SPI 随径长比 D/L 的变化如图 14, 15 所示, 拟合得到参数 a 和土塞系数 SPI 的表达式:

$$a = 0.45 \left(\frac{D}{L} \right)^{-1.10}, \quad (8)$$

$$\text{SPI} = 2.36 \frac{D}{L} - 0.08, \quad (9)$$

式中, 当 SPI 的计算值小于 0 时取 SPI=0, 大于 1 时取 SPI=1。

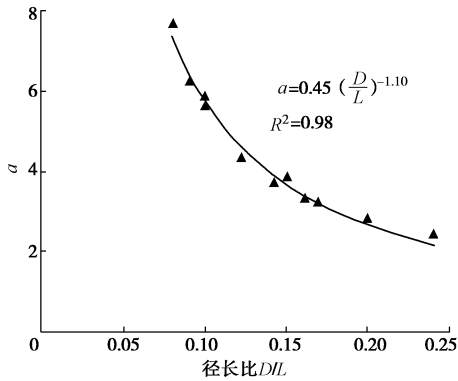


图 14 参数 a 随径长比的变化

Fig. 14 Variation of a with D/L

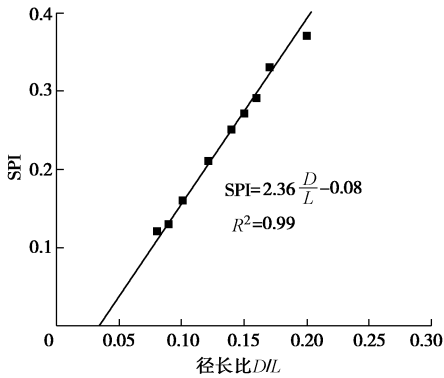


图 15 SPI 随径长比的变化

Fig. 15 Variation of SPI with D/L

4 算例验证

为了验证内侧摩阻力计算方法的正确性, 对离心机试验中 M1 和 M2 模型桩在桩顶荷载达到竖向极限承载力时的单位内侧摩阻力沿埋深的分布进行了计算, 并将计算结果与离心机试验结果以及 API 规范计算的结果进行了对比, 如图 16 所示, 可以看到采用公式 (6) 计算得出的内侧摩阻力沿埋深的分布曲线与离心机试验结果吻合良好, 而 API 规范规定单位内侧摩阻力等于单位外侧摩阻力, 内侧摩阻力随埋深的增加沿程分布, 这与实际情况不符。

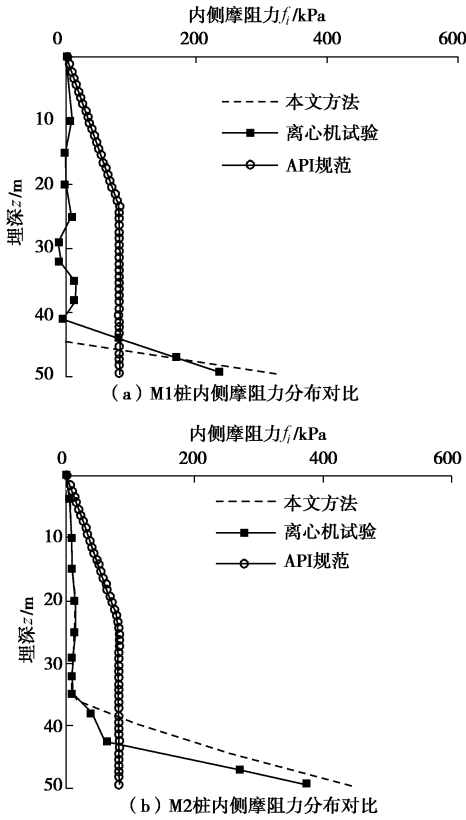


图 16 本文方法与 API 规范法对比

Fig. 16 Comparison between proposed method and API specification

5 结 论

本文通过离心机试验研究了超大直径管桩内侧摩阻力的发挥规律, 并验证了有限元计算结果的准确性, 借助有限元手段进行了补充研究。

(1) 对于直径大于 4 m、径长比 D/L 大于 0.08 的超大直径钢管桩, 内侧摩阻力主要分布在沿桩身向上距离桩端 2 倍桩径的范围内, 发挥方向自下而上, 当桩顶荷载达到竖向极限承载力时, 随着荷载等级的增加内侧摩阻力继续增加, 而此时外侧摩阻力已发挥完全。

(2) 对于中密砂土中直径大于 4 m 的超大直径钢管桩, 当径长比小于 0.2 时 API 规范计算得到的内侧摩阻力大于实际值, 而当径长比大于等于 0.2 时, API 规范计算得到的内侧摩阻力小于实际值。且随着径长比的增加, 内侧摩阻力占竖向极限承载力的比值增加, 当径长比大于等于 0.2 时, 内侧摩阻力占比甚至大于外侧摩阻力。

(3) 将 β 随归一化埋深的增加而呈现出的“喇叭型”分布简化为双折线分布, 基于不同径长比的有限元模型计算结果, 提出了计算中密砂土中直径大于 4 m 的超大直径钢管桩内侧摩阻力计算公式, 并将计算结果与离心机试验以及 API 规范计算结果进行了对比, 验证了所提出公式的可靠性。

参考文献:

- [1] LEONG E C, HOULSBY G T, RANDOLPH M F. One-dimensional analysis of soil plugs in pipe piles[J]. *Géotechnique*, 1991, **41**(4): 587 - 598.
- [2] LEHANE B M, GAVIN K G. Base resistance of jacked pipe piles in sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2001, **127**(6): 473 - 480.
- [3] DE NICOLA A, RANDOLPH M F. The plugging behaviour of driven and jacked piles in sand[J]. *Géotechnique*, 1997, **47**(4): 841 - 856.
- [4] PAIK K, SALGADO R, LEE J, et al. Behavior of open and closed-ended piles driven into sands[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(4): 296 - 306.
- [5] PAIK K, SALGADO R. Determination of bearing capacity of open-ended piles in sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2003, **129**(1): 46 - 57.
- [6] JEONG Sangseom, KO Junyoung, WHO Jinoh, et al. Bearing capacity analysis of open-ended piles considering the degree of soil plugging[J]. *Soils and Foundations*, 2015, **55**(5): 1001 - 1014.
- [7] 倪 敏. 大直径钢管桩竖向承载能力研究[D]. 天津: 天津大学, 2014. (NI Min. Research on Axial Load-Bearing Capacity of Large Diameter Pipe Piles[D]. Tianjin: Tianjin University, 2014. (in Chinese))
- [8] 方 欣. 桩—土共同作用下大直径薄壁管桩的竖向受力性能数值模拟[J]. *黑龙江交通科技*, 2015, **38**(8): 91 - 93. (FANG Xin. Under pile-soil interaction numerical simulation of large diameter-walled pipe pile under vertical load performance[J]. *Heilongjiang Jiaotong Keji*, 2015, **38**(8): 91 - 93. (in Chinese))
- [9] KO J, JEONG S, LEE J K. Large deformation FE analysis of driven steel pipe piles with soil plugging[J]. *Computers and Geotechnics*, 2016, **71**: 82 - 97.
- [10] FUGLSANG L D. The application of the theory of modelling to centrifuge studies[C]// *Centrifuge in Soil Mechanics*. 1988: 119 - 138.
- [11] 徐光明, 章为民. 离心模型中的粒径效应和边界效应研究[J]. *岩土工程学报*, 1996(3): 80 - 86. (XU Guang-ming, ZHANG Wei-min. A study of size effect and boundary effect in centrifugal tests[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1996(3): 80 - 86. (in Chinese))
- [12] 港口工程基桩静载荷试验规程: JTJ 255—2002[S]. 2002. (Specification for Testing of Pile Under Static Load in Harbour Engineering: JTJ 255 — 2002 [S]. 2002. (in Chinese))
- [13] LEHANE B M, SCHNEIDER J A, XU X. A Review of Design Methods for Offshore Driven Piles in Siliceous Sand[R]. Australia: University of Western Australia, 2005.