

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: 2019-10-0.8

用更易测得的 PLR 来预测 IFR 的经验公式, 试图通过桩的几何尺寸和地基土的物理力学性质参数来预测土塞的端部承载力。Jeong 等^[6]在前人基础上开展了双壁管桩的现场试验, 提出考虑土塞闭塞程度的管桩内侧摩阻力计算方法, 并引入了反映桩管内侧摩阻发挥范围的土塞系数 SPI。

海上风电工程中的钢管桩直径通常为 4~8 m, 一些学者^[7-8]通过数值模拟方法研究了超大直径钢管桩内侧摩阻力的发挥规律, 定性地发现内侧摩阻力自下而上逐步发挥, 集中在距离桩端以上 2~3 倍桩径范围内, 并且与外侧摩阻力发挥异步。但由于缺乏超大直径钢管桩的实际试桩资料, 有限元的计算结果缺乏验证并无法对桩的内侧摩阻力进行定量评价。

本文借助土工离心机开展了砂土中超大直径钢管桩的竖向承载力试验, 结合有限元方法对直径大于 4 m 的超大直径钢管桩内侧摩阻力进行了研究, 提出引入径长比 D/L 计算钢管桩内侧摩阻力的方法, 为海上风电超大直径钢管桩基础竖向承载力的计算提供依据。

1 离心机模型试验

试验在天津水运工程科学研究院岩土中心进行, 试验用离心机采用单壁吊篮, 最大半径为 5 m, 最大容量 500 g·t。

1.1 试验模型

为了测得超大直径钢管桩的内侧摩阻力, 试验的模型管桩采用双壁结构, 由桩帽、环形桩顶、内管、外管以及环形桩端组成, 分别测量内外管不同埋深位置的轴力以获得对应位置的内、外侧摩阻力。材料选用 6061 号铝合金, 弹性模量为 72 GPa, 极限抗拉强度为 124 MPa, 泊松比为 0.31。试验的离心加速度为 100g, 模型相似比尺为 1:100, 模型桩与原型桩的对应参数如表 1 所示, 原型桩的桩体构造为直径均匀的单壁钢管结构, 忽略了由于工程中接桩等因素导致的外径变化。

表 1 模型桩和原型桩的参数

Table 1 Parameters of model and prototype piles

桩型	直径 D/m	入土桩 长 L/m	径长 比 D/L	壁厚 t/mm	抗压刚度 $/(10^3 MN)$
原型桩 P1	4.00	50.0	0.08	84	217.0
原型桩 P2	8.00	50.0	0.16	94	490.0
模型桩 M1	0.04	0.5	0.08	7	21.7
模型桩 M2	0.08	0.5	0.16	7	48.8

根据 Ko 等^[9]的研究, 钢管桩的内侧摩阻力主要分布在桩身下部, 因此应变片在靠近桩端部分加密布置,

采用全桥贴法。在内管的外侧壁和外管的外侧壁各布置 14 对型号为 BFH120-3AA-X30 的应变片, 加密区相邻位置应变片间距 3 cm, 非加密区间距 5 cm, 如图 1 所示。外管的外侧面均匀覆盖厚度为 1 mm 左右的环氧树脂用以防水和防止应变片破坏, 在内管外侧面的应变片和焊点上覆盖厚度为 1 mm 的 704 硅橡胶用以防水。用静压载试验机标定各位置应变片的轴力与电压值关系。

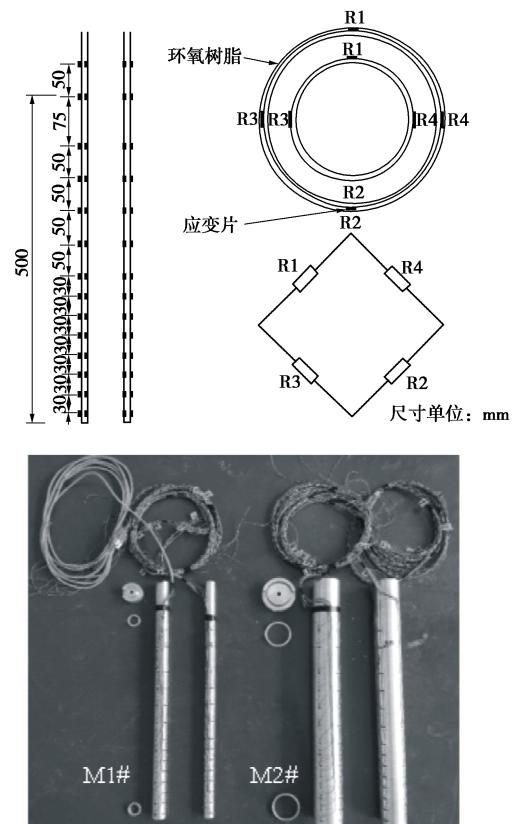


图 1 模型桩应变片布置图

Fig. 1 Instrumented model piles

1.2 试验用土和模型桩布置

Fuglsang^[10]的研究表明, 在土工离心机试验中当基础宽度大于土样平均粒径 d_{50} 的 35 倍时可以忽略粒径效应的影响, 试验砂土选用福建标准砂, 平均粒径 $d_{50}=0.17 \text{ mm}$, 模型桩最小的桩径为 4 cm, 因此可以忽略粒径效应的影响。试验砂土物理特性: 相对密度 $G_s=2.65$, 平均粒径 $d_{50}=0.17 \text{ mm}$, 不均匀系数 $C_u=1.61$, 曲率系数 $C_c=0.95$, 最大孔隙比 $e_{\max}=1.038$, 最小孔隙比 $e_{\min}=0.636$ 。

试验模型箱尺寸为 1.2 m×1 m×1.2 m, 采用砂雨法制备干砂地基, 然后用无气水对干砂地基进行饱和。在正式落砂之前先对落砂装置进行相对密实度与落距关系的标定, 标定曲线如图 2 所示。试验中选取的落距为 42 cm 时, 此时标准砂相对密实度约为 65%。

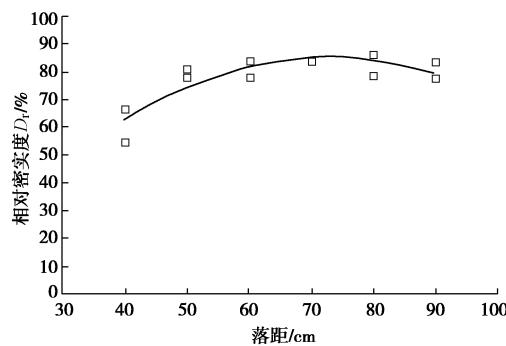


图 2 相对密实度标定曲线

Fig. 2 Calibration curve of relative density

在离心机试验中当结构物和模型箱侧壁距离较近时, 试验结果会受到显著影响^[11], 因此为了消除边界效应的影响, 模型桩 M1 和 M2 与模型箱侧壁之间的距离均大于 5 倍桩径, 桩与桩之间距离大于 5 倍桩径, 桩底与模型箱底部距离为 40 cm, 如图 3 所示。

模型桩采用预埋的方式来模拟实际中桩基的在位状态, 当模型箱中砂土高度达到 40 cm 时预埋设模型桩, 在桩的外侧继续落砂直至砂土地基高度达到 90 cm 的设计值, 测量外侧砂土的干密度, 分层填实桩内土使内外干密度和高度一致, 整平内外侧土面。用无气水对干砂地基进行饱和, 直到水面高于土面 4 cm 并静置 24 h, 最终制备成高度为 90 cm 的饱和砂土地基, 地基土的具体参数: 内摩擦角 $\varphi=35.6^\circ$, 黏聚力 $c=0$ kPa, 相对密实度 $D_r=67\%$, 孔隙比 $e=0.77$, 干密度 $\rho_d=1.50 \text{ g/cm}^3$, 饱和密度 $\rho_{\text{sat}}=1.93 \text{ g/cm}^3$ 。

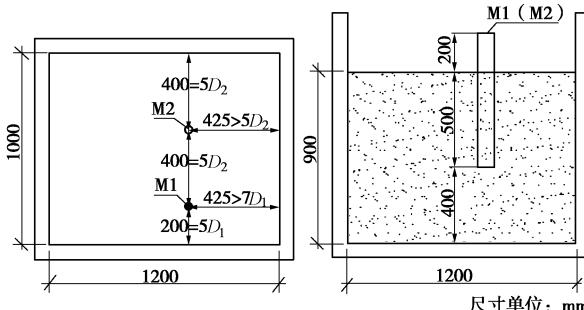


图 3 模型箱及模型桩布置图

Fig. 3 Model box and pile arrangement

1.3 试验步骤

试验采用液压千斤顶进行竖向定荷加载, 千斤顶加载点下方连接 YP-H58 型轴承式拉压传感器, 传感器量程 5000 kg, 传感器下方连接带有凸起的加载头与桩帽中心孔位对中以保证不产生偏心荷载, 采用 LVDT 测量桩顶的竖向位移, 模型桩旁边布置高清摄像头监测试验过程中的加载情况, 如图 4 所示。设备调试完毕后开机, 加速度达到 100g 待各项传感器数据稳定后对模型桩进行静载荷试验, 共开展两组试验如

表 2 所示。

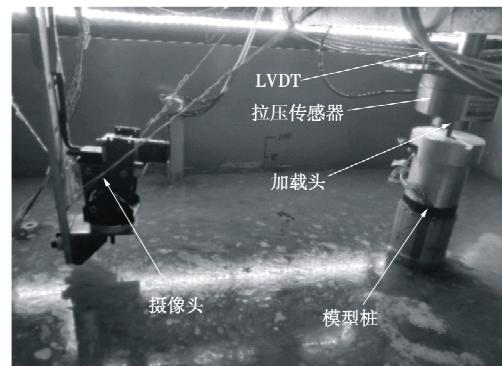


图 4 竖向加载示意图

Fig. 4 Schematic of vertical loading

表 2 试验安排

Table 2 Test programmes

试验组次	模型桩	每级加载/N
V-1	M1	300
V-2	M2	750

1.4 试验结果

试验测得的荷载位移曲线(结果已换算为原型)如图 5 所示。

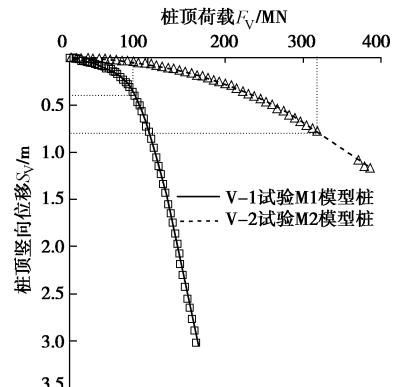


图 5 竖向承载力试验荷载位移曲线

Fig. 5 Load-displacement curves of bearing capacity tests

由图 5 可知, 桩径越大桩竖向承载力越大, 两组试验模型桩的荷载位移曲线均未出现明显拐点。《港口工程基桩静载荷试验规程》^[12]中规定当荷载位移曲线没有明显拐点时取桩顶总沉降量等于 40 mm 时对应的荷载作为极限承载力, 对于钢管桩而言桩顶总沉降取值可适当加大。国外的一些规范和研究人员认为对于砂土中的打入钢管桩, 应取桩顶沉降量达到 0.1D 时对应的桩顶荷载作为其竖向极限承载力^[13]。为了研究方便, 试验取桩顶沉降量为 0.1D 时对应的荷载作为桩的竖向极限承载力。

通过处理模型桩 M1 和 M2 的桩身应变数据, 得到桩内外管在不同埋深处的轴力如图 6 所示, 桩身内外侧摩阻力分布如图 7 所示。由图 6 可以看出, 在荷

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。

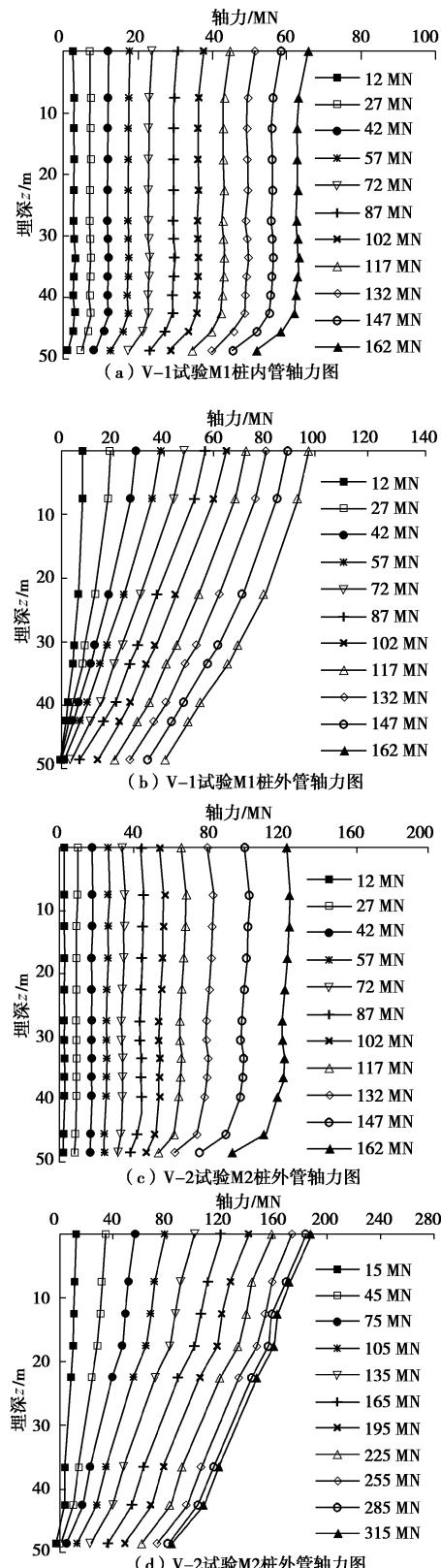


图 6 不同荷载等级下内外管的轴力分布

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。

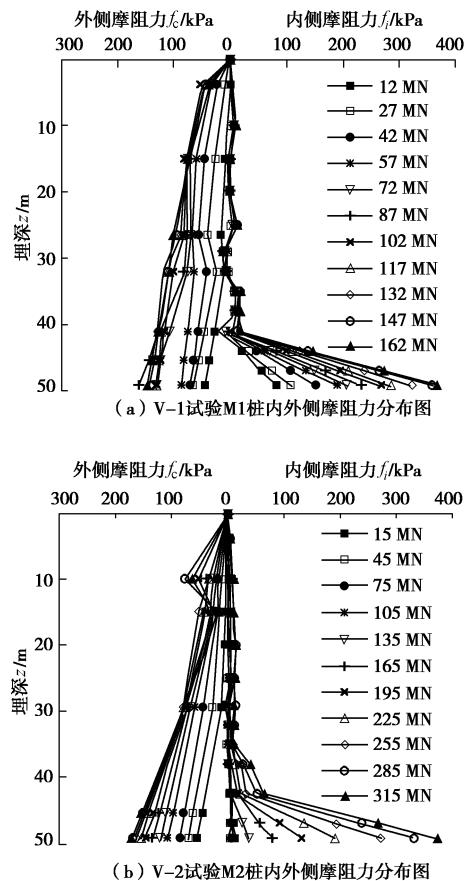


图 7 不同荷载等级下桩身内外侧摩阻力分布

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 $2D$, 坚向高度为 $2L$, 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 $0.05D\sim 2D$, 坚向网格尺寸取 $0.025L$, 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 的坚向位移。如图 8 所示。

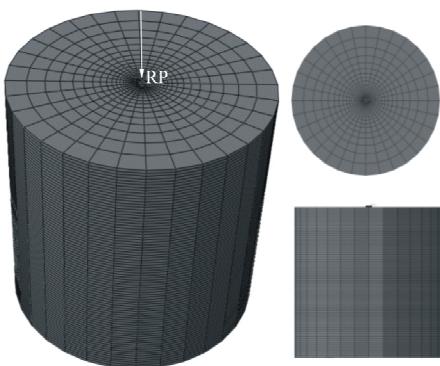
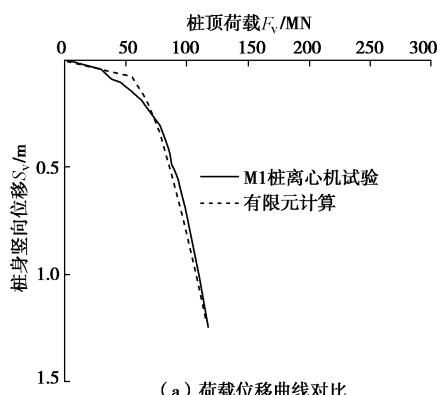


图 8 有限元模型示意图

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

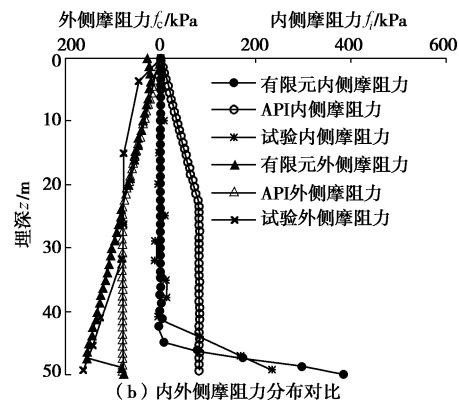


图 9 有限元计算结果与离心机 V-1 试验结果对比

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

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

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

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

关于单位环形端部阻力 q_{ann} 为

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

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; $p'_{o,tip}$ 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 。

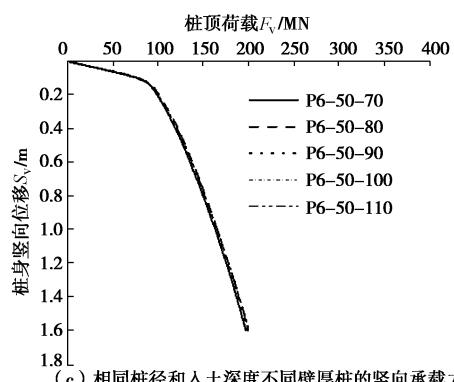
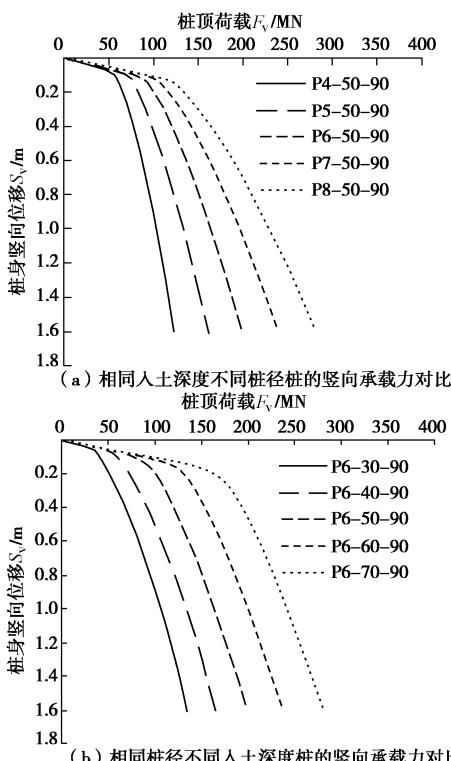


图 10 不同尺寸桩的竖向承载力对比

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_e , $Q_{f_e,c}$, $Q_{f_i,c}$, 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。

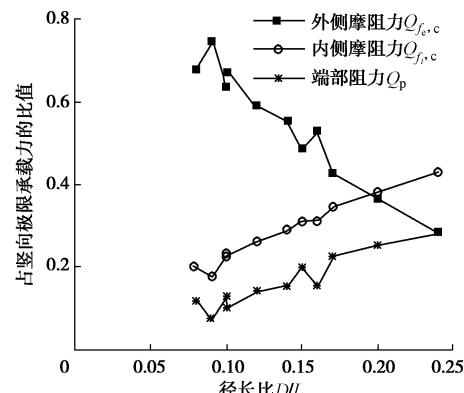


图 11 桩基各部分承担荷载比例随径长比的变化

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 力/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 力/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 。

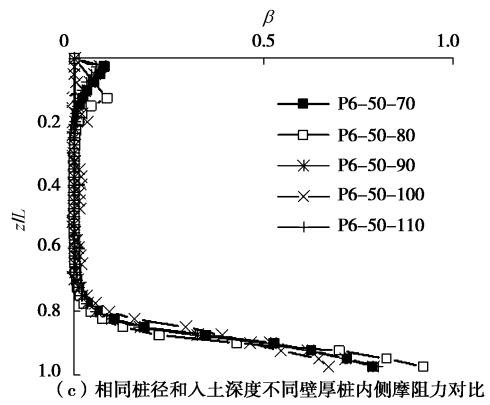
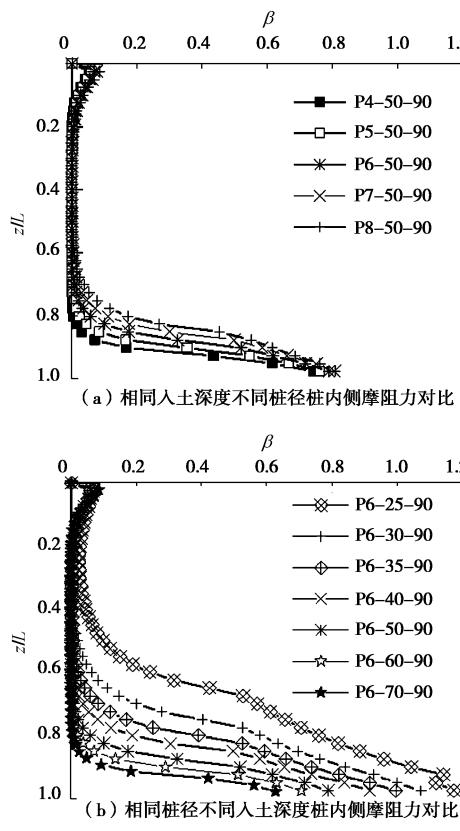


图 12 不同尺寸桩的内侧摩阻力对比

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:

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

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。

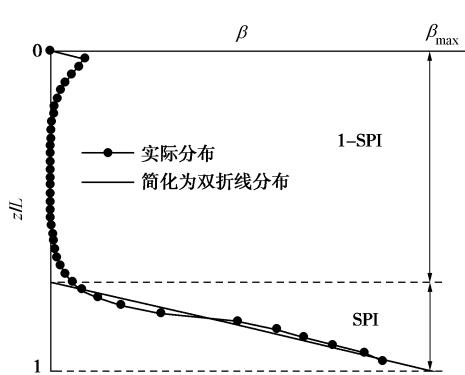


图 13 β 简化分布示意图

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:

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

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

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

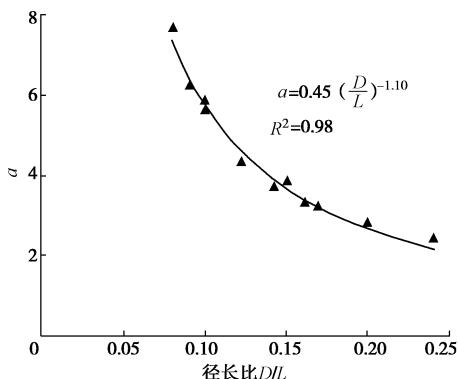


图 14 参数 a 随径长比的变化

Fig. 14 Variation of a with D/L

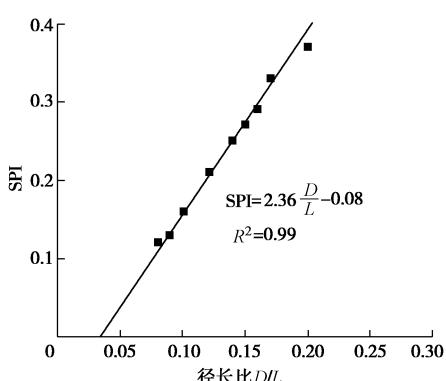


图 15 SPI 随径长比的变化

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。

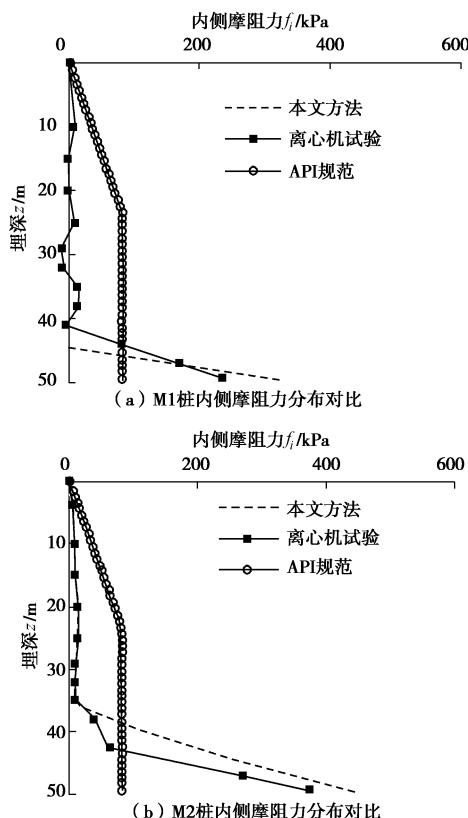


图 16 本文方法与 API 规范法对比

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.