

# 顶部灌浆导管架桩基在黏土地基中的竖向承载特性研究

郑灿<sup>1,✉</sup>, 嵩贺兴<sup>1</sup>, 徐璐<sup>1</sup>, 刘博<sup>2</sup>

(1. 中国能源建设集团广东省电力设计研究院有限公司, 广东 广州 510663;  
2. 中电海洋能源工程技术研究院, 广东 广州 510663)

**摘要:** [目的] 顶部灌浆导管架桩基是海上风电导管架在黏土海床中的一种新型基础应用型式。由于灌浆段能承担部分载荷, 其受力变形机制与管桩有显著差异, 现有设计常忽略基础中各部分的承载力分担情况, 仅当空心管桩处理, 忽略了灌浆段的作用。[方法] 文章对比了现有海洋桩基础和中尺度基础的承载力计算公式, 分析了不同公式对顶部灌浆导管架桩基的适用性; 采用有限元方法建立了黏土海床中的顶部灌浆桩基数值模型, 通过与现场试验、离心模型试验结果对比验证模型的有效性; 最后基于有限元结果分析了适用于顶部灌浆桩基的竖向承载力计算公式, 探究了不同地层强度分布和不同长径比下的基础承载特性与分担规律。[结果] 结果表明: 对于不同表层强度的强度线性增加土层, 随着表层强度的增加, 灌浆段承载力也随之增大, 但灌浆段承载力占比逐渐减小; 在相同土层情况下, 随着桩基入土深度的增加(长径比的增大), 灌浆段承载力占比也逐渐减小。[结论] 综上所述, 灌浆段的存在可以增加导管架桩基的竖向承载力, 对于导管架桩基工程的优化具有参考意义。

**关键词:** 顶部灌浆; 桩基础; 土体抗剪强度; 竖向承载力; 分担比

中图分类号: TK89; TU476

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2023)04-0148-10

开放科学(资源服务)二维码:



## Research for Vertical Bearing Characteristics of Top Grouting Jacket Pile Foundation in Clay Foundation

ZHENG Can<sup>1,✉</sup>, SONG Hexing<sup>1</sup>, XU Lu<sup>1</sup>, LIU Bo<sup>2</sup>

(1. China Energy Engineering Group Guangdong Electric Power Design Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, Guangdong, China;  
2. Ocean Energy Engineering Technology Research Institute of CPECC, Guangzhou 510663, Guangdong, China)

**Abstract:** [Introduction] The top grouting jacket pile foundation is a new type of foundation application for offshore wind power jackets on clay seabed. Since the grouting section can bear some loads, its stress and deformation mechanism is significantly different from that of conventional tubular piles. The existing design often ignores the bearing capacity sharing of each part of the foundation, and only treats the grouting section as a hollow tubular pile, ignoring the bearing capacity of the grouting section. [Method] This paper firstly compared the bearing capacity calculation formulas of existing ocean pile foundations and mesoscale foundations, and analyzed the applicability of various calculation formulas to top grouting jacket pile foundations. Then, a numerical model for top grouting pile foundation on clay seabed was established using the finite element method. The validity of the numerical model was verified by comparing with the field test and centrifugal model test results. Finally, based on the finite element results, the vertical bearing capacity calculation formula suitable for the top grouting pile foundation was analyzed. Effects of various soil strength distributions and length-diameter ratios on the foundation bearing characteristics and bearing proportion were explored. [Result] Results show that for the soil layers with linearly increasing strength and under various surface strengths, with the increase of the surface strength, the bearing capacity of the grouting section increases, but the bearing proportion of the grouting section gradually decreases. For the same soil layer, the bearing proportion of the grouting section gradually decreases with the increase of the buried depth of pile foundation (length-diameter ratio). [Conclusion] The bear loads of the grouting section can increase the vertical bearing capacity of jacket pile foundation, which is of great significance for the

收稿日期: 2022-10-02 修回日期: 2022-12-14

基金项目: 中国能建广东院重点科技项目“深远海漂浮式海上风机系统关键技术研究”(EV05031W)

optimization of jacket pile foundation engineering.

**Key words:** top grouting; pile foundation; soil shear strength; vertical bearing capacity; bearing proportion

2095-8676 © 2023 Energy China GEDI. Publishing services by Energy Observer Magazine Co., Ltd. on behalf of Energy China GEDI.

This is an open access article under the CC BY-NC license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>).

## 0 引言

我国风电开发逐渐从潮间带、近岸浅水区往深水区发展, 深远海风能储量达 12.68 GW, 远海风资源占比超过 60%<sup>[1]</sup>。因此, 海上风电基础需要更高的适应能力。黏土海床中使用的单桩基础直径往往过大、桩身过长, 不适合深远海区域<sup>[2-3]</sup>。导管架作为一种重量轻、稳定性好、适应性强的海上风电基础, 在我国沿海风电场逐渐开始得到应用。在黏土海床中安装导管架基础时, 导管架与桩基顶部之间需要进行灌浆连接, 因此, 会形成一种受力性状介于管桩基础和吸力式桶形基础之间的顶部灌浆导管架桩基型式<sup>[4]</sup>, 其整体竖向承载特性对支撑上部风电机组起着至关重要的作用。实际工程模型如图 1 所示。

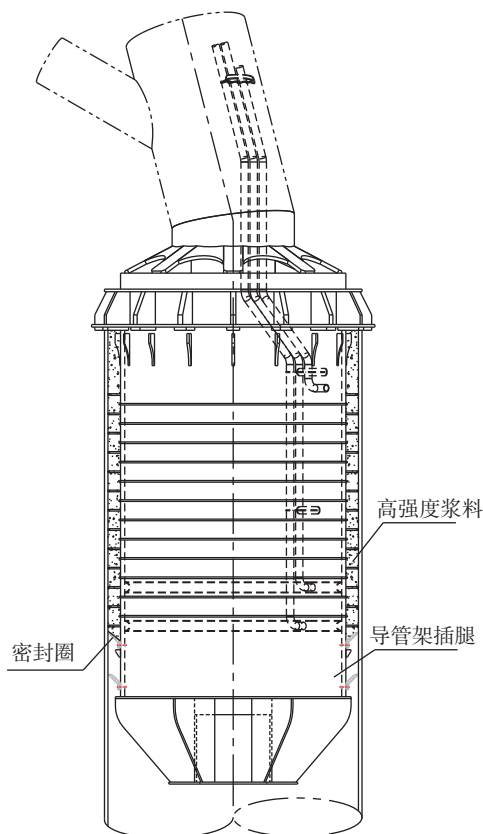


图 1 导管架基础灌浆段工程示意图

Fig. 1 Schematic diagram of works in jacket foundation grouting section

针对顶部开口管桩和吸力桶等基础形式的竖向承载力问题, 国内外已有大量相关研究。Vicent 等<sup>[5]</sup>采用有限单元法分析了单桩基础在砂土地层的承载特性, 研究表明在致密砂土中的竖向承载力分别比在中等密实砂岩和疏松砂土中的竖向承载力高 1.5 倍和 2 倍。Gallagher 等<sup>[6]</sup>研究了软黏质淤泥土中土塞对开口钢管桩承载力的影响, 测量了贯入过程中底部开口桩和底部闭口桩的径向总应力, 结果显示开口钢管桩的径向总应力总略低于闭口桩; 刘润等<sup>[7]</sup>引入了尺寸效应系数, 考虑桩径对钢管桩侧壁摩擦系数的影响, 重新建立了土塞微分体的静力平衡方程, 提出了用于计算土塞效应的改进的静力平衡法, 并依据工程实例, 发现软土地区大直径钢管桩不会完全闭塞; Hung 等<sup>[8]</sup>借助有限元法讨论了不同的不排水抗剪强度下吸力基础的承载力随长径比的变化, 并分析了桶型基础在竖直和水平荷载作用下运动型式和基础周围土体的破坏机理。Park 等<sup>[9]</sup>通过对二维有限元模型进行数值模拟, 得到在砂土中土体水平应力显著增加, 且桩身摩阻力也会相应增加的结论, 并提出了遵循非关联流动规则的吸力桶基础桩身摩阻力的预测方程, 以及基础端承力的影响因素。李书兆等<sup>[10]</sup>采用理论计算和数值仿真的方法对吸力桩的竖向极限承载力进行求解, 并分析桩周土体的屈服过程, 明确了竖向载荷作用下桩周土体的影响范围以及变化趋势。

但是, 顶部开口管桩基础和吸力桶基础通常为预制的钢制整体, 而顶部灌浆导管架桩基是由钢制管桩与混凝土灌浆体连接形成的基础, 在结构型式及受力特点上与前两者有明显差异。导管架桩基的灌浆段施工绝大部分采用为先桩法<sup>[11]</sup>, 即安装时先将钢管桩打入海床, 再吊起风电导管架并将其主腿底部的插尖(插尖上预留灌浆密封圈)插入已打入海床的钢管桩中, 之后再于两管之间的环形空间内灌浆进行连接, 使灌浆体与原先的桩基础、导管架腿连接在一起。由于制造及施工方式的不同, 此类基础受力机制应介于顶部开口管桩基础与吸力桶等中尺

度基础之间,但目前尚未有明确的承载力计算理论,规范亦未有相关的规定。该基础整个桩形成了一个封闭结构,其承载机理也势必发生了变化。现有设计常常忽略顶部灌浆部分的承载力分担情况,仅仅当作顶部开口管桩处理。灌浆段在什么条件下可以发挥出承载力以及能承担多大的承载力却少有文献研究涉及。

本文采用理论与数值分析相结合的方法,对顶部灌浆导管架桩基的受力特点与承载机制开展研究。首先对比了现有桩基础和中尺度基础的承载力计算公式,分析了不同计算公式对顶部灌浆导管架桩基的适用性;然后,采用有限元方法建立了黏土海床中的顶部灌浆桩基数值模型,通过与离心模型试验结果对比验证数值模型有效性;最后基于有限元结果分析了适用于顶部灌浆桩基的竖向承载力计算公式,探究了不同土体强度分布和不同长径比下的基础承载特性与分担规律。如图 2 所示,计算时考虑了 2 种工况:一种为标准灌浆工况,此时灌浆料分布在密封圈以上桩顶以下的区域,灌浆料跟泥面之间有一个夹水层;另一种为密封圈失效的情况,此时灌浆料分布在泥面以上桩顶以下的区域。

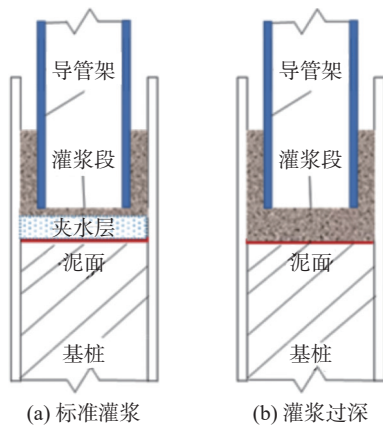


图 2 导管架桩基顶部灌浆的典型工况示意图

Fig. 2 Schematic diagram of typical working conditions for top grouting of jacket pile foundation

## 1 现行竖向承载力计算方法

对于海洋桩基础,根据《ANSI API RP2》<sup>[11]</sup>规范及《海洋石油工程设计指南》<sup>[12]</sup>,桩的竖向极限承载力计算式等于桩侧极限摩阻力和桩端极限端阻力之和减去桩基自重,如下式所示:

$$\begin{cases} V_{\text{ult}} = Q_{\text{sf}} + Q_{\text{bf}} - W'_{\text{pile}} \\ Q_{\text{sf}} = \pi D \int_0^L f(z) dz = \pi D \sum \alpha s_{\text{ui}} h_i \\ Q_{\text{bf}} = A_{\text{pile}} q_{\text{bf}} = 9A_{\text{pile}} s_{\text{u}} \end{cases} \quad (1)$$

式中:

- $V_{\text{ult}}$  —— 竖向极限承载力(MN);
- $Q_{\text{sf}}$  —— 桩侧极限摩阻力(MN);
- $Q_{\text{bf}}$  —— 桩端极限端阻力(MN);
- $W'_{\text{pile}}$  —— 桩基扣除浮力后的有效自重(MN);
- $A_{\text{pile}}$  —— 桩底截面面积( $\text{m}^2$ );
- $s_{\text{u}}$  —— 桩底所处土体抗剪强度(kPa);
- $s_{\text{ui}}$  —— 单位积分段内土体抗剪强度(kPa);
- $h_i$  —— 单位积分段长度(m);
- $D$  —— 桩基外径(m);
- $\alpha$  —— 修正系数;
- $q_{\text{bf}}$  —— 单位桩端有效承载力(kPa);
- $f(z)$  —— 黏土中沿吸力桩桩身任意一点的侧摩阻力(kPa)。

根据基础所处的土体环境及受力破坏模式,将竖向受压破坏模式分为 Plugged 和 Coring 两种模式,如图 3 所示。式(1)为《ANSI API RP2》<sup>[10]</sup>规范中针对开口桩的推荐公式,其桩端极限端阻力  $Q_{\text{bf}}$  将比较 Plugged 模式与 Coring 模式下承载力大小,取较小的一项作为参考值。式(1)对实际海床环境进行了一定程度的简化,不考虑桩内土体刚度有限、存在压缩等情况,这与顶部灌浆导管架桩基的实际桩内土受力特点不符,因此不能完全适用于顶部灌浆桩基的工况。

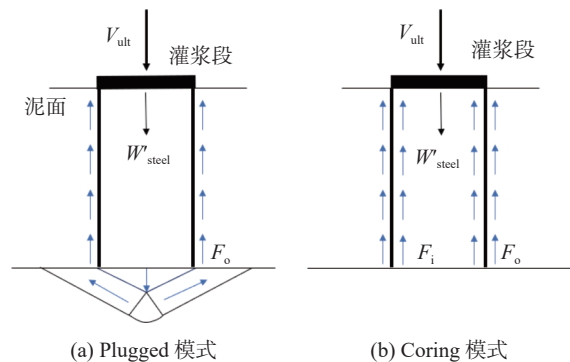


图 3 两种破坏模式受力图

Fig. 3 Stress diagram of two failure modes

Kay 等<sup>[13]</sup>将长径比  $L/D$  大于 0.5 而小于 10 的基础类型定义为中尺度基础,其具有介于浅基础和深

基础之间的几何形状和承载力分布特点。桩基最大竖向承载力的设计与开口桩类似,但又有所区别。Kay等<sup>[13]</sup>提出了一种基于中尺度基础受力特点的竖向承载力计算模式,其中:

Plugged 破坏模式下:

$$V_{ult} = F_o + N_c s'_u A_{base} - W'_{steel} \quad (2)$$

Coring 破坏模式下:

$$V_{ult} = F_o + F_i + N_c s'_u A_{wall} - W'_{steel} \quad (3)$$

式中:

$F_o$  —— 外壁摩阻力(MN);

$F_i$  —— 内壁摩阻力(MN);

$s'_u$  —— 桩身范围内土体平均强度(kPa);

$N_c$  —— 基础竖向荷载承载力系数;

$A_{base}$  —— 基础顶面面积( $m^2$ );

$A_{wall}$  —— 基础侧壁投影面积( $m^2$ );

$W'_{steel}$  —— 基础扣除浮力后的有效自重(MN)。

根据《DNV-RP-E303》<sup>[14]</sup>规范,  $N_c$  的取值可由下式确定:

$$N_c = \min \{6.2[1 + 0.34 \arctan(L/D)], 9\} \quad (4)$$

因存在“顶板支承”效应,顶部灌浆桩基的破坏模式更贴近于 Plugged 破坏模式。对于适用于中尺度基础的 Plugged 模式,桩侧的抗力计算是十分明确的,难度主要在于确定系数  $N_c$  的值。式(4)适用于桩基长径比  $L/D \leq 4.5$  的情况,对于长径比  $L/D > 4.5$  的情况仍沿用桩基公式的系数进行计算,其对顶部灌浆桩基的适用性还有待确认。尽管现行规范提供了桩基础和中尺度基础的计算公式作为参考,但对于顶部灌浆桩基该公式是否适用有待进一步分析。选用何种计算方法更符合其承载机制,以便于探究

整个加载过程中竖向承载力占比的变化规律,是本文的研究重点。

## 2 有限元模型

### 2.1 数值模型设置

本节采用有限元方法开展顶部灌浆导管架桩基的承载性能数值研究。参考图1的实际工程图纸,取1/2模型进行建模。假定饱和黏土的材料行为符合理想弹塑性关系,受荷时完全不排水,土体采用 Tresca 本构模型,桩体采用弹塑性假定。为避免模型边界对计算结果的影响,取  $5D$  为计算半径,取桩端以下  $L/2$  范围作为计算深度<sup>[15-16]</sup>。基础内径  $D$  为 5 m,壁厚为 10 cm(为了与离心机试验中的尺寸相对应,便于数值验证,此壁厚略大于实际壁厚),长径比  $L/D=5$ ,即内径  $D$  为 5 m,长度取 25 m。桩弹性模量  $E=200$  GPa,泊松比  $\nu=0.3$ 。

按照实际工程工况,桩顶部设置一定高度的灌浆段,灌浆段外径与管桩内径一致。灌浆段按照高强混凝土考虑,弹性模量取 60 GPa,泊松比为 0.3。考虑到计算精度和效率的需求,根据离基础的距离远近调整网格疏密度,基础附近土体采用较为精密的网格,如图4(a)所示。同时,设置基础单元考虑灌浆段与桩侧的连接(图4(b)所示)。由于实际工程中灌浆料一般采用高强材料(抗压强度 120 MPa 以上),其次浆体在导管架和钢管桩上均设置抗剪键加强连接,从而使得浆体本身以及浆体与钢结构之间的连接强度均大大超过桩体与土体表面的连接强度。因此,为了提高计算的效率,把混凝土灌浆体与钢管桩内侧壁之间设置了较大的接触刚度。

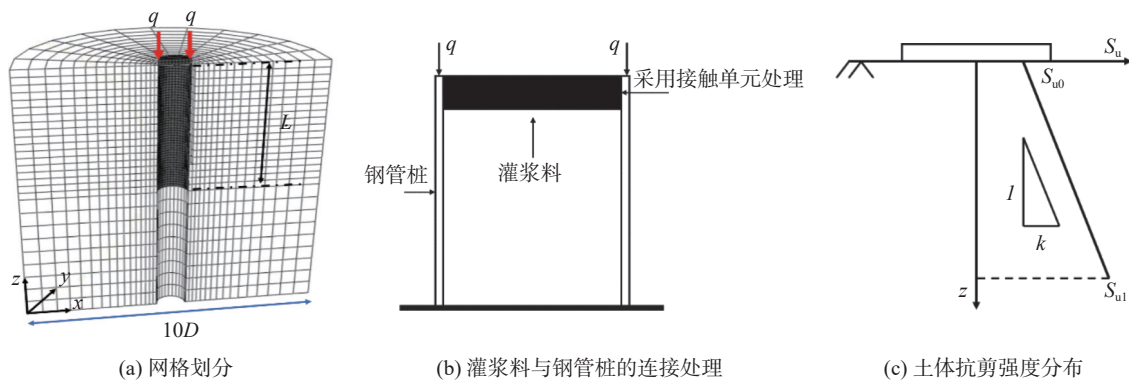


图4 模型设置图

Fig. 4 Model setup diagram

在建立分析导管架基础的数值模型时,将土体视为饱和黏土,假定为不排水加载,采用 Tresca 屈服准则。黏土海床强度通常具备线性分布的特性,参考 Gourvenec 等<sup>[17]</sup>和国内学者的相关研究<sup>[18]</sup>,给出如图 4(b)所示的强度分布,表层不排水抗剪强度为  $S_{u0}$ ,且以斜率  $k$  线性增长,最深处为  $S_{u1}$ 。根据 Zhang 等<sup>[19]</sup>提出的海床土体抗剪强度与弹性模量取值范围,本文采用  $E=1\ 000\ s_u$ 。对于均匀强度土层,即土体抗剪强度分布不随深度变化的土层取  $k=0$ ;对于土体强度线性分布的地层,表层土体抗剪强度为  $S_{u0}$ 。最后通过在桩壁顶上四周施加均布荷载实现竖向加载,并绘制桩基的荷载-位移曲线,据此得出不同工况下桩基的竖向极限承载力。

## 2.2 数值模型的验证

为了验证数值模型的精确性,将数值结果与现场试验及离心试验的结果进行对比验证。

根据张强等<sup>[20]</sup>的大直径钢管桩现场试验结果进行建模,并与其所做数值结果进行比较验证,试验模型参数设置如表 1 所示。

表 1 现场模型试验参数

Tab. 1 Parameters of field model test

物理量	数值	物理量	数值
桩长/m	51	土体弹模/MPa	68
桩径/m	1.8	黏聚力/kPa	8.8
壁厚/mm	25	摩擦角/(°)	0
桩体埋深/m	29	土体密度/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	1 910
桩体弹模/GPa	166.7	泊松比	0.29
桩体密度/( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	7 850	初始孔隙比	2.2
模型标高/m	60	土侧压力系数	0.42

按照现场试验的土层条件进行数值建模,本构模型采用 Tresca 本构,其余参数及模型设置均按照现场试验布置。将数值模型的结果与张强等<sup>[20]</sup>现场试桩试验的荷载-沉降曲线对比,如图 5 所示,得到 3 条趋势较为一致的曲线。可以看到,随着沉降量逐渐增大,模拟值先略微大于实测值,到达一定沉降量后实测值稍大于模拟值。从现场试桩试验和数值模拟结果可以看出,该试桩的  $Q-s$  曲线具有明显的拐点和陡降段,数值模拟的陡降段较为平缓。参照《ANSI API RP2》<sup>[11]</sup>规范,由数值模拟得出的该试桩的极限抗压承载力  $Q_u$  为 11.65 MN,与现场试桩结

果 10.15 MN 和张强的数值模拟结果 10.45 MN 较为相近。

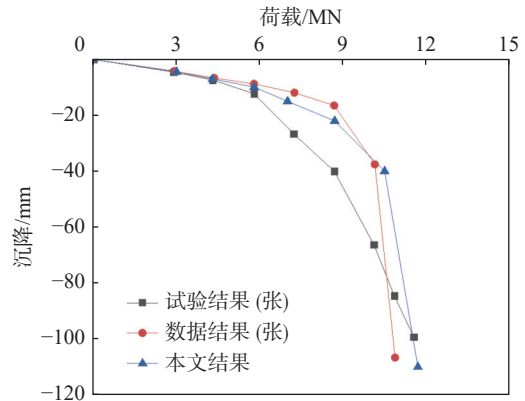


图 5 现场试验与数值模拟荷载-沉降曲线对比图

Fig. 5 Load-settlement curve comparison diagram of field test and numerical simulation

本文还开展了无灌浆空心管桩基础的离心模型试验,并与本文数值结果进行对比。离心试验中的土体有效重度  $\gamma' \approx 8\ \text{kN/m}^3$ ,不排水抗剪强度分布规律为  $s_u \approx 0.17\ \sigma'_{vc}$ ,呈线性分布。采用 125 g 的离心加速度进行试验,其他的模型参数与 2.1 中数值模型的参数一致。土体弹性模量参照上文所述取为土体抗剪强度的 1 000 倍,随土体抗剪强度线性变化,得到如图 6 的荷载-沉降曲线对比图。

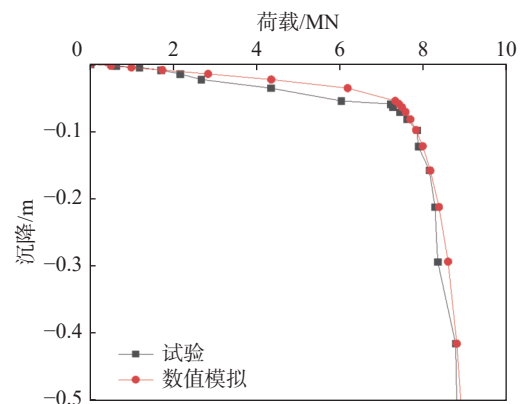


图 6 试验与数值模拟荷载-沉降曲线对比图

Fig. 6 Load-settlement curve comparison diagram of test and numerical simulation

从图 6 可以看出,试验与数值模拟得到的曲线趋势较为一致。在加载初期,数值模拟结果较试验结果略大,而后期试验值逐步加大,最后两者均进入平缓增长期。根据离心机试验和数值模拟结果,该模型的荷载-沉降曲线都具有明显的拐点和相近的

线形趋势,且两者的拐点位置相近,只是数值模拟的陡降段较为平缓光滑。参照《海洋石油工程设计指南》<sup>[12]</sup>,取试验过程中沉降量为 $0.1D$ 即 $0.5\text{ m}$ 处所对应的荷载作为竖向极限承载力,则由离心机试验得到的该模型的竖向极限承载力 $Q_u$ 为 $8.803\text{ MN}$ ,与数值模拟结果 $8.930\text{ MN}$ 相近。

### 3 结果与讨论

#### 3.1 顶部灌浆桩基竖向承载力比较分析

本节通过数值结果与桩基础公式、中尺度基础公式计算结果的比较,分析顶部灌浆桩基的承载机制,判断公式的适用情况。假定强度随深度线性增加地层的表层土体强度为 $0\text{ kPa}$ ,底部土体抗剪强度为 $100\text{ kPa}$ ,弹性模量同上文取为土体抗剪强度的 $1000$ 倍,随土体抗剪强度线性变化。

根据有限元计算结果,绘制如图7所示的荷载-沉降曲线。分别取两条曲线 $0.1D$ 处所对应的承载力作为两基础的竖向极限承载力,根据公式(4)求得 $N_c$ 取值为 $9$ ,将理论公式结果也绘制于图7中,所得结果如图所示。

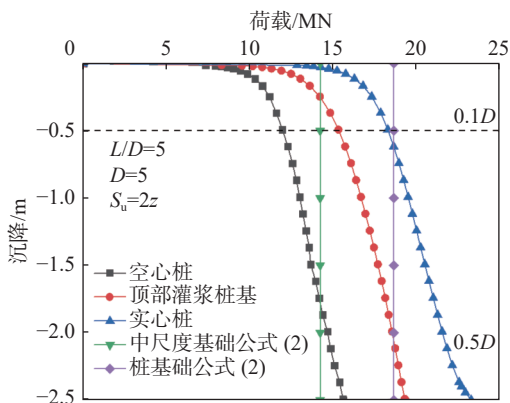


图7 不同理论公式与数值模拟荷载-沉降曲线对比图

Fig. 7 Load-settlement curve comparison diagram of different theoretical formulas and numerical simulation

由上图可知,通过对比荷载-沉降曲线,三者的承载力变化趋势基本一致。取沉降 $0.1D$ 处对应荷载作为竖向极限承载力,在强度线性增加土层中,无灌浆段空心管桩基础竖向极限承载力为 $12.3\text{ MN}$ ,顶部灌浆桩基下压过程中产生的基础竖向极限承载力为 $15.4\text{ MN}$ ,实心桩竖向极限承载力为 $18.3\text{ MN}$ 。根据桩基础式(1)计算所得的竖向极限承载力为 $18.7\text{ MN}$ ,根据中尺度基础式(2)计算所得的竖向极

限承载力为 $14.2\text{ MN}$ ,两公式结果差距主要体现在桩端阻力的计算部分。通过比较发现,在沉降 $0.1D$ 处,空心桩的结果远小于其他两者,说明灌浆段的桩端阻力在整体承载力中占有比例;实心桩的竖向极限承载力与式(1)的结果符合较好,顶部灌浆桩基的竖向承载力大于式(2)的结果而小于式(1)的结果,说明采用式(1)将会使顶部灌浆桩基桩端阻力的计算结果偏大。

综上所述,中尺度基础公式结果更符合顶部灌浆桩基的承载力变化情况。后续受荷过程中,顶部灌浆桩基的承载力最终也达到了式(1)的结果,考虑到桩身压缩和整个基础较浅的沉降范围等影响,实际承载力发挥有滞后,因此公式结果会偏大。从公式构成的角度分析,桩基础式(1)考虑的土体抗剪强度 $S_u$ 为桩端所在标高处的土体抗剪强度,而表层土体的强度要远小于桩端处的土体抗剪强度。相比之下,式(2)考虑了整个桩身范围内土体的平均强度,更符合实际海床土层情况。

#### 3.2 不同地层强度分布对承载特性影响研究

在海洋环境中,正常固结黏土强度通常为 $S_u \approx 0.2 \sim 0.3 \sigma'_{vc}$ <sup>[20]</sup>,土体抗剪强度由上至下线性分布。考虑到可能存在的超固结性,改变表层土体抗剪强度(图8),分析不同表层土体抗剪强度下顶部灌浆桩基的竖向极限承载特点。定义灌浆段承载荷载 $F_G$ 与基础总竖向承载力 $V_{ult}$ 的比值为承载比 $R_c$ ,如下式所示。

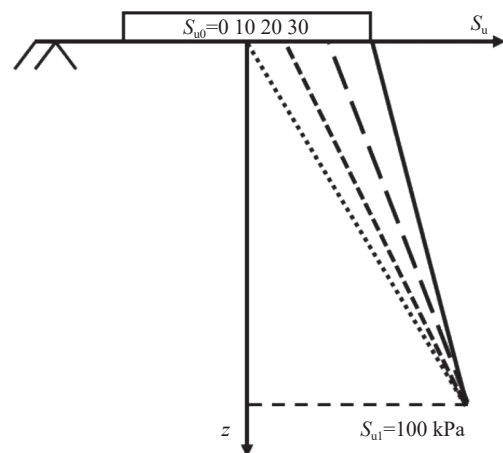


图8 不同表层强度的地层分布图

Fig. 8 Distribution diagram of soil layers under various surface strengths

$$R_c = F_G / V_{ult} \quad (5)$$

式中:

$R_c$  ——承载比;

$F_G$  ——灌浆段承载荷载 (KN);

$V_{ult}$  ——基础总竖向承载力 (KN)。

建模时在灌浆段顶盖表面设置参考点,同时定义对灌浆段的压力场输出,在后处理过程中可直接通过参考点受力得到基础总竖向承载力  $V_{ult}$ ;通过集合桩内泥面(灌浆过深工况)或桩内夹水层(标准灌浆工况)对灌浆段压力场中所有计算点的受力得到传递给灌浆段的作用力,进而提取得到灌浆段承载荷载  $F_G$ 。此时桩基段竖向承载力为竖向总承载力与灌浆段承载荷载相减。

取沉降  $0.1D$  处承载力作为竖向极限承载力,并分别拾取  $0.01D$ ,  $0.05D$  和  $0.1D$  的承载力比值,以中尺度基础的式 (2) 计算得到竖向承载力的理论结果作为参考,所得结果如表 2 所示。由表 2 可知,根据中尺度基础理论式 (2) 得到的竖向承载力略微小于顶部灌浆桩基总竖向承载力,而大于桩基段的竖向承载力,但差距均不大。

表 2 不同表层强度下竖向极限承载力结果

Tab. 2 Ultimate vertical bearing capacity under various surface strengths

表层土体抗剪强度/kPa	理论竖向承载力/MN	总竖向承载力/MN	桩身段竖向承载力/MN	灌浆段竖向承载力/MN
0	14.2	15.4	12.2	3.2
10	17.1	17.8	14.1	3.7
20	20.0	20.4	16.2	4.2
30	22.8	23.0	18.3	4.7

图 9 给出了不同表层强度下顶部灌浆桩基承载力特性。从图 9(a) 的总荷载-沉降曲线可以看出,随着表层土体抗剪强度的增加,竖向承载力逐渐增大,但荷载-沉降曲线拐点出现的位置逐渐延后。根据图 9(b) 所示的表层土体抗剪强度-承载力比曲线,可以发现  $0.01D$ 、 $0.05D$  和  $0.1D$  这 3 条曲线趋势基本一致。极限承载力比  $R_c$  有 20% 左右的占比,且随着沉降越大,其极限承载力比  $R_c$  也越大。上述结果表明,当表层土体抗剪强度逐渐加大,尽管灌浆段承载力仍在增加,但灌浆段部分的承载能力占比逐渐减小,桩基部分的承载能力占比逐渐增大,灌浆段对承载力的分担作用愈发有限。

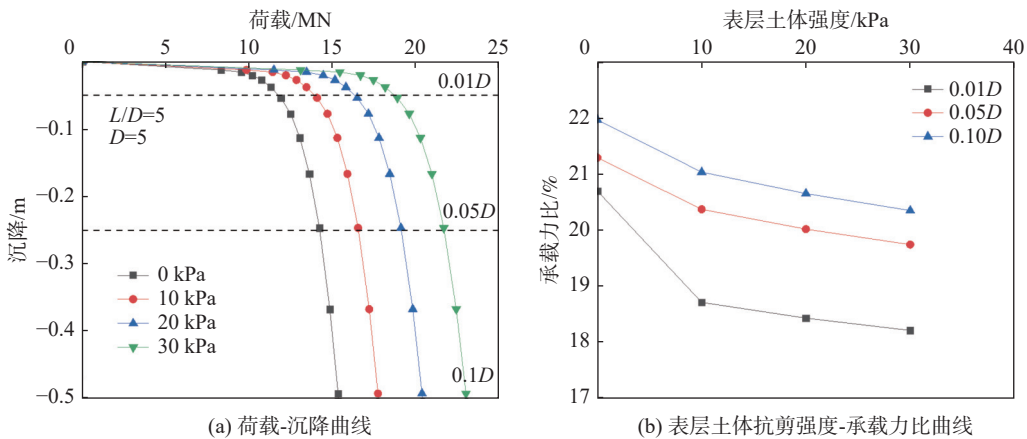


图 9 不同表层强度下顶部灌浆桩基承载力特性

Fig. 9 Bearing capacity characteristics of top grouting pile foundation under various surface strengths

### 3.3 不同长径比对承载力特性影响研究

本节针对相同桩径  $D=5$  m 下不同长径比的顶部灌浆桩基承载力特性进行研究,分析荷载-沉降曲线的变化情况,给出极限承载力比  $R_c$ , 以及其随长径比  $L/D$  变化的变化规律。同上文取沉降  $0.1D$  处承载力作为基础总竖向极限承载力,并分别拾取  $0.01D$ ,

$0.05D$  和  $0.1D$  的承载力比值,如图 10 所示,得到长径比-承载力比的曲线。由上节结论以式 (2) 计算得到的理论结果作为参考,绘制表 3。

由图 10(a) 基础总荷载-沉降曲线可得,在相同桩径下,随着入土桩深的增加,竖向承载力逐渐增大,且荷载-沉降曲线的拐点出现位置也逐渐提前。由

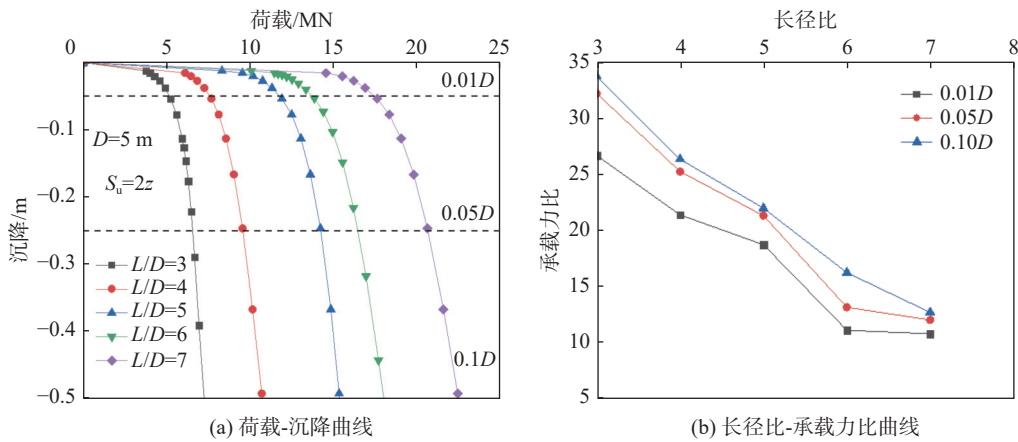


图 10 不同长径比下顶部灌浆桩基承载力特性

Fig. 10 Bearing capacity characteristics of top grouting pile foundation under various length-diameter ratios

表 3 不同长径比下竖向极限承载力结果

Tab. 3 Ultimate vertical bearing capacity under various length-diameter ratios

长径比	理论竖向承载力/MN	总竖向承载力/MN	桩身段竖向承载力/MN	灌浆段竖向承载力/MN
3	6.1	7.3	4.8	2.5
4	9.8	10.7	7.9	2.8
5	14.2	15.3	11.9	3.4
6	19.4	18.4	15.4	3.0
7	25.4	22.4	19.6	2.8

表 3 结果可知, 理论公式得到的计算结果与数值结果均相差不大, 当长径比  $L/D \leq 5$  时, 式 (2) 所得结果略小于数值结果, 随着入土桩深的增加, 桩身段竖向承载力增长速度远大于灌浆段竖向承载力, 灌浆段的承载力占比也越小; 当长径比  $L/D > 5$  时, 式 (2) 所得结果略大于数值结果, 且随着入土桩深的增加, 两者的差距越大。从式 (2) 的组成上看, 对桩端阻力所取用的土体抗剪强度  $s'_u$  为桩顶至桩底范围内土体的平均强度, 而随着入土桩深的增加, 桩顶与桩底所处土层的抗剪强度差距越大, 而在实际灌浆段承载能力发挥愈加有限, 因此公式对桩端阻力的估算有所偏差, 实际的  $N_c$  值要小于规范推荐取值。由图 10(b) 可以看出 0.01D、0.05D 和 0.1D 所对应的承载力比值均随着入土桩深的增加而减小。上述结果表明, 桩基段的承载能力在整个顶部灌浆桩基的竖向承载力中仍然占主要地位, 在相同桩径下, 随着入土桩深的增加, 灌浆段承载能力发挥愈加有限。

综上所述, 对于长径比较大的顶部灌浆桩基型

式, 式 (4) 对于承载力系数  $N_c$  值的考虑偏大, 中尺度基础式 (2) 中对于桩端阻力的土体抗剪强度取值范围也偏大, 而桩端灌浆段所处土层强度较低, 且公式未考虑管桩内部土柱存在压缩等情况, 因此公式的计算结果与实际情况存在一定差距。故在对实际工程竖向承载力进行计算的过程中, 需要综合考虑土体抗剪强度对承载力发挥的影响, 以及适用桩端阻力计算的土体抗剪强度取值范围。此外, 针对长径比较大的情况, 应适当减小承载力系数  $N_c$  的取值, 降低桩端阻力在整个承载力体系中的占比, 以更好地符合实际工况。

#### 4 结论

本文开展了不同土体抗剪强度分布下顶部灌浆导管架桩基竖向极限承载力数值模拟研究, 分析承载力的变化情况与分布规律, 得到了以下主要结论:

1) 顶部灌浆桩基的竖向极限承载力大于空心管桩基础, 灌浆段的桩端阻力在整体承载力中占一定比例, 桩基础公式对桩端阻力的计算结果偏大, 中尺度基础 Plugged 破坏模式的公式结果更符合顶部灌浆桩基的承载力变化情况。

2) 对于不同的强度线性分布地层, 当表层土体抗剪强度逐渐加大, 即土层越趋向于均匀强度土层时, 灌浆段部分的承载力占比逐渐减小, 桩基部分的承载能力占比逐渐增大, 灌浆段对承载力的分担作用逐渐降低。

3) 当长径比  $L/D \leq 5$  时, 中尺度基础公式所得结果略小于数值结果, 随着入土桩深的增加, 桩身段竖



向承载力增长速度远大于灌浆段竖向承载力, 灌浆段的承载力占比也越小; 当长径比  $L/D > 5$  时, 式 (2) 所得结果略大于数值结果, 且随着入土桩深的增加, 两者的差距越大。

4) 中尺度基础公式对于桩端阻力的土体抗剪强度取值范围偏大, 且未考虑管桩内部土柱存在压缩等情况, 因此与实际情况存在一定差距。在对实际工程竖向承载力的计算过程中, 需要综合考虑适用桩端阻力计算的土体抗剪强度取值范围。此外, 针对长径比较大的情况, 应适当减小承载力系数  $N_c$ , 降低桩端阻力在整个承载力体系中的占比, 以更好地符合实际工况。

#### 参考文献:

- [1] 田杰. 远海风电送出技术与应用 [J]. 供用电, 2022, 39(11): 1. TIAN J. Technology and application of offshore wind power delivery [J]. Distribution & utilization, 2022, 39(11): 1.
- [2] 刘修成, 徐杰, 游新鹏, 等. 珊瑚礁地质大直径钢管打入桩承载特性研究 [J]. 海洋工程, 2019, 37(6): 157-163. DOI: 10.16483/j.issn.1005-9865.2019.06.017. LIU X C, XU J, YOU X P, et al. Study on bearing behavior of large diameter driven steel pipe pile in coral reef geology [J]. The ocean engineering, 2019, 37(6): 157-163. DOI: 10.16483/j.issn.1005-9865.2019.06.017.
- [3] OH K Y, NAM W, RYU M S, et al. A review of foundations of offshore wind energy convertors: current status and future perspectives [J]. Renewable and sustainable energy reviews, 2018, 88: 16-36. DOI: 10.1016/j.rser.2018.02.005.
- [4] 朱荣华, 田振亚, 龙正如, 等. 海上风电机组导管架基础水下灌浆技术分析 [J]. 风能, 2013(12): 104-107. DOI: 10.3969/j.issn.1674-9219.2013.12.046. ZHU R H, TIAN Z Y, LONG Z R, et al. Analysis of underwater grouting technology of offshore wind turbine jacket foundation [J]. Wind energy, 2013(12): 104-107. DOI: 10.3969/j.issn.1674-9219.2013.12.046.
- [5] VICENT S, KIM S R, HUNG L C. Evaluation of horizontal and vertical bearing capacities of offshore bucket work platforms in sand [J]. Applied ocean research, 2020, 101: 1-11. DOI: 10.1016/j.apor.2020.102198.
- [6] GALLAGHER D A, GAVIN K G. An investigation of the effect of partial plugging during installation on the shaft capacity of open-ended piles in soft clay [C]//Anon. GEO-DENVER, Denver, CO(US), January 1, 2007. [S.L.]: [s.n.], 2007: 1-8.
- [7] 刘润, 嵯瑞花, 闫澍旺. 大直径钢管桩土塞效应的判断和沉桩过程分析 [J]. 海洋工程, 2005, 23(2): 71-76. DOI: 10.3969/j.issn.1005-9865.2005.02.012. LIU R, ZHUO R H, YAN S W. Plug effect on drivability of large-diameter steel piles [J]. The ocean engineering, 2005, 23(2): 71-76. DOI: 10.3969/j.issn.1005-9865.2005.02.012.
- [8] HUNG L C, KIM S R. Evaluation of vertical and horizontal bearing capacities of bucket foundations in clay [J]. Ocean engineering, 2012, 52: 75-82. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2012.06.001.
- [9] PARK J S, PARK D. Vertical bearing capacity of bucket foundation in sand overlying clay [J]. Ocean engineering, 2017, 134: 62-76. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2017.02.015.
- [10] 李书兆, 贾鹏, 尹丰, 等. 水下管汇吸力桩竖向极限承载力研究 [J]. 石油机械, 2020, 48(5): 39-45. DOI: 10.16082/j.cnki.issn.1001-4578.2020.05.007. LI S Z, JIA P, YIN F, et al. Research on vertical ultimate bearing capacity of suction pile of subsea manifold [J]. China petroleum machinery, 2020, 48(5): 39-45. DOI: 10.16082/j.cnki.issn.1001-4578.2020.05.007.
- [11] API R P. Geotechnical and foundation design considerations [S]. America: ANSI, 2011.
- [12] 海洋石油工程设计指南编委会. 海洋石油工程边际油气田开发技术 [M]. 北京: 石油工业出版社, 2010. Editorial Board of Design Guide for Offshore Petroleum Engineering. Offshore petroleum engineering marginal oil and gas field development technology [M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2010.
- [13] KAY S, GOURVENEC S, PALIX E, et al. Intermediate offshore foundations [M]. London: CRC Press, 2021.
- [14] VERITAS D N. DNV RP-E303: Geotechnical design and installation of suction anchors in clay [S]. [S. l.]: DNV recommended practice, 2005.
- [15] 杜杰, 丁红岩, 刘建辉, 等. 筒型基础有限元分析的土体边界选取研究 [J]. 海洋技术, 2005, 24(2): 109-113. DOI: 10.3969/j.issn.1003-2029.2005.02.027. DU J, DING H Y, LIU J H, et al. Research on boundary selection of soil of bucket foundation with finite element analysis [J]. Ocean technology, 2005, 24(2): 109-113. DOI: 10.3969/j.issn.1003-2029.2005.02.027.
- [16] GHASEMINEJAD V, BARARI A, ROWSHANZAMIR M A. Numerical studies on soil-skirt roughness and sand plug impact in bearing capacity prediction of caisson foundations subjected to the uniaxial loads [J]. Journal of renewable and sustainable

- energy, 2018, 10(5): 053308. DOI: [10.1063/1.5026698](https://doi.org/10.1063/1.5026698).
- [17] RANDOLPH M, GOURVENEC S. Offshore geotechnical engineering [M]. London: Spon Press, 2011.
- [18] 武朝军. 上海浅部土层沉积环境及其物理力学性质 [D]. 上海: 上海交通大学, 2016. DOI: [10.27307/d.cnki.gsjtu.2016.001462](https://doi.org/10.27307/d.cnki.gsjtu.2016.001462).  
WU C J. Depositional environment and geotechnical properties for the upper Shanghai clays [D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2016. DOI: [10.27307/d.cnki.gsjtu.2016.001462](https://doi.org/10.27307/d.cnki.gsjtu.2016.001462).
- [19] ZHANG Y H, BIENEN B, CASSIDY M J, et al. The undrained bearing capacity of a spudcan foundation under combined loading in soft clay [J]. *Marine structures*, 2011, 24(4): 459-477. DOI: [10.1016/j.marstruc.2011.06.002](https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2011.06.002).
- [20] 张强, 葛畅, 沈晓雷, 等. 竹根沙海域单桩基础竖向承载力特性数值模拟研究 [J]. *南方能源建设*, 2021, 8(3): 44-50. DOI: [10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2021.03.006](https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2021.03.006).  
ZHANG Q, GE C, SHEN X L, et al. Numerical simulation research on the vertical bearing capacity of the single pile foundation in Zhugensha sea area [J]. *Southern energy construction*, 2021, 8(3): 44-50. DOI: [10.16516/j.gedi.issn2095-](https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2021.03.006)

[8676.2021.03.006](https://doi.org/10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2021.03.006).

#### 作者简介:



郑灿

郑灿 (第一作者, 通信作者)

1982-, 男, 高级工程师, 硕士, 主要从事土建、水工、海工结构的工作(e-mail)zhengcan@gedi.com.cn。

#### 嵩贺兴

1994-, 男, 工程师, 硕士, 主要从事土建、水工、海工结构的工作(e-mail)songhexing@gedi.com.cn。

#### 徐璐

1991-, 女, 工程师, 硕士, 主要从事土建、水工、海工结构的工作(e-mail)xulu@gedi.com.cn。

#### 刘博

1989-, 男, 高级工程师, 上海交通大学岩土工程专业博士, 主要从事海上风电支撑结构研究工作、水动力荷载下海床及海床结构物失稳机理研究工作(e-mail)bliu@cpecc.net。

(编辑 孙舒)