

doi: 10.3969/j.issn.1003-2029.2024.02.010

# 桩基尺寸对砂土中水平受荷桩-土作用力的影响

王旭峰<sup>1</sup>, 任 钊<sup>2</sup>, 鞠佳妤<sup>2</sup>, 李卫超<sup>2</sup>

(1. 山东电力工程咨询院有限公司, 山东 济南 250013; 2. 同济大学土木工程学院, 上海 200092)

**摘 要:**  $p$ - $y$  曲线法在水平受荷桩的设计中得到了广泛应用, 然而近年来在海上风机超大直径单桩基础设计中受到了学术界和工程界的质疑, 当前研究表明, 桩基尺寸是产生这一问题的主要原因。本文通过三维数值仿真技术, 研究了砂土地基中水平受荷桩-土作用特征的演变规律, 探讨了当前超大直径单桩设计方法存在的主要问题及产生的原因。计算结果显示: 超大直径单桩基础因其桩径大、长径比(入土长度与直径的比)小的尺寸特征, 在水平荷载作用下桩土作用具有明显的三维空间效应, 即除受水平向土反力外, 还受到桩端水平向的摩擦力、沿桩身不均匀摩阻力产生的抵抗力矩及桩底不均匀土反力提供的抵抗力矩; 进一步研究表明, 后三类抗力对桩基水平承载力的贡献占比与桩基尺寸有关, 即桩基直径越大、长径比越小, 这些抗力的贡献越大。因此, 在水平受荷超大直径单桩承载特性计算与分析的过程中, 除当前水平向  $p$ - $y$  弹簧提供的抗力外, 还应考虑桩底的水平剪力、桩身摩擦力和桩底反力不平衡产生的抵抗力矩。

**关键词:** 桩土作用力; 尺寸效应; 水平受荷桩; 数值模拟; 砂土

**中图分类号:** TU473.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1003-2029 (2024) 02-0088-09

为进一步实现国家“碳达峰、碳中和”目标和实施海洋强国战略, 我国正在大力开发海洋风能资源。截至 2022 年底, 我国海上风电累计装机容量超过 30 GW, 是全球第一大海上风电开发国家<sup>[1]</sup>。风力发电机由钢塔筒支撑, 其下部基础主要采用超大直径单桩基础<sup>[2-3]</sup>。因其结构形式简单、加工制造方便、安装快捷简便, 在当前海上风机基础形式中占比超过了 80%。当前, 超大直径单桩基础为开口钢管桩, 直径达 10 m, 入土长度约为桩径的 5~7 倍, 单桩重量已超 2 000 t<sup>[4-5]</sup>。

风机支撑结构属高耸柔性结构, 长期受风、浪、流等导致的水平荷载作用, 其下部基础设计往往受水平受荷响应控制<sup>[6-8]</sup>。在水平荷载下桩基的受荷响应分析中, 当前主要采用美国石油协会 (American Petroleum Institute, API) 规范推荐的  $p$ - $y$  曲线

法<sup>[9]</sup>, 其中  $p$  为桩侧土在桩体水平位移为  $y$  时产生的作用于桩身的水平土抗力。该方法概念清晰、求解简便, 自二十世纪五六十年代提出以来, 得到了广泛应用<sup>[10-11]</sup>。基于 API 规范推荐的  $p$ - $y$  曲线法分析水平受荷桩的过程中, 一个关键的工作是桩侧不同深度处  $p$ - $y$  曲线的确定<sup>[12-13]</sup>, 截至目前应用最为广泛的仍是 20 世纪 70 年代分别由 REESE L C 和 MATLOCK H 等提出的砂土和黏土  $p$ - $y$  曲线模型<sup>[14-15]</sup>, 目前已得到了海洋油气平台桩基的实际工程验证。该  $p$ - $y$  曲线模型也被挪威船级社 (DET NORSKE VERITAS, DNV) 相关规范<sup>[16]</sup>采用, 并广泛应用于欧洲、我国及其他多个国家或地区的海上风机基础设计。

然而, 随着工程实践的增加, 工程界和学术界逐渐认识到当前规范推荐设计方法存在局限性<sup>[17-20]</sup>,

收稿日期: 2023-04-19

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (41972275, 41877236)

作者简介: 王旭峰 (1979—), 女, 硕士, 高级工程师, 主要从事火力发电厂、海上风电、水利水电工程研究。

E-mail: wangxufeng@sdepci.com

通讯作者: 李卫超 (1983—), 男, 博士, 副教授, 主要从事海洋岩土工程研究。E-mail: WeichaoLi@tongji.edu.cn

如针对砂土地基中的水平受荷桩基,当前规范推荐的  $p$ - $y$  曲线法低估了桩基的承载力<sup>[17,21]</sup>。数值模拟<sup>[21]</sup>与大比尺试验<sup>[22]</sup>研究表明,海上风机支撑结构采用的单桩基础与桩周土体的作用模式明显不同于海上油气平台采用的钢管桩-土作用模式,即前者主要表现出刚性桩模式,而后者则是柔性桩模式。桩土作用模式的差异是由于水平荷载作用下桩的移动模式不同<sup>[23-24]</sup>,也源于两类桩基础的尺寸特征存在明显差异,即前者的长径比通常不超过 8,而后的长径比通常大于 30。相比于海洋油气平台桩基础,海上风机单桩基础在水平荷载作用下会产生明显的水平位移<sup>[21-22]</sup>,即桩底面会与下部土体产生明显的相对位移,从而产生摩阻力并提供一定的桩基承载力<sup>[18,21,25]</sup>,这也得到现场大比尺模型试验结果的验证<sup>[22]</sup>,并在此基础上给出了桩端水平摩阻力随变形的发展规律。

国内外诸多学者针对桩-土相互作用三维空间效应开展研究并提出多弹簧模型,例如,LI W C 等<sup>[22]</sup>较早提出除水平土抗力外还要考虑桩端剪力  $Q_b$  的作用,并基于现场试验给出了  $Q_b$  随位移的变化曲线,提出了考虑桩侧水平土抗力和桩端剪力的两弹簧模型。CHEN Z 等<sup>[26]</sup>在两弹簧模型的基础上深化研究,通过数值模拟对致密砂土中单桩基底剪力弯矩贡献进行了量化,研究发现半刚性桩和刚性桩在设计中应考虑基底剪力,同时提出了四参数驼峰曲线模型,建立了  $Q_b$ - $y_b$  关系。ZHANG Y<sup>[27]</sup>基于室内试验的应力-应变结果构建土反应曲线,提出两弹簧模型,即采用桩侧分布土抗力和基底剪力模拟桩-土相互作用,通过有限元分析和现场试验验证该模型对单桩响应具有良好的预测能力。FU D 等<sup>[28]</sup>在文献 [27]的基础上考虑了大直径单桩在转动时受到的土体侧壁摩擦作用,提出三弹簧模型,即  $p$ - $y$  弹簧、桩端基底剪切的  $s$ - $y$  弹簧和桩身旋转的  $M$ - $\theta$  弹簧。BURD H J 等<sup>[29]</sup>基于现场测试和三维有限元模拟提出了一种新的桩土作用理论模型,该模型在  $p$ - $y$  曲线法的基础上考虑了桩身分布弯矩、基底弯矩、基底水平力 3 种土抗力。WANG L 等<sup>[30]</sup>提出了“ $p$ - $y$ + $M_R$ - $\theta_R$ ”两弹簧模型,即在旋转点以上采用  $p$ - $y$  弹簧模拟桩-土相互作用力,旋转点下方的桩-土相互作用力以旋转点处转角弹簧代替。LAI Y 等<sup>[31]</sup>在文

献[30]的基础上,对“ $p$ - $y$ + $M_R$ - $\theta_R$ ”两弹簧模型做出修正,并通过有限元分析和离心机试验数据进行验证。YANG M 等<sup>[21]</sup>通过数值研究发现,对于水平荷载下的大直径刚性单桩,除  $p$  和  $Q_b$  外,还需考虑桩侧弯矩  $M_s$  和基底弯矩  $M_b$  的作用。在此基础上,葛斌<sup>[32]</sup>通过桩土作用力的分析构建了砂土中的四弹簧模型。综上可知,不同于海洋油气平台采用的柔性桩基础,海上风机单桩基础的桩-土作用具有明显的三维空间效应<sup>[21,25,33]</sup>,除了桩侧水平土抗力,还应在计算分析中考虑基底剪力、桩身摩擦力产生的抵抗力矩和桩底反力不平衡产生的抵抗力矩。分别用对应的弹簧代表土抗力,即四弹簧模型,如图 1(b)所示。四弹簧模型参数确定方法已在相关研究中给出<sup>[34]</sup>。需要说明的是,四弹簧模型的提出是根据桩土作用特征建立的,国内外围绕四弹簧模型也已开展了一定的研究,并得到了工程界的广泛关注,如三维数值分析软件 Plaxis 已开发对应计算分析模块,上海同济启明星科技发展有限公司研发的海上风电机组地基基础设计软件(Foundation Design of Offshore Wind Turbines, FDOW)也已包含了多弹簧模型模块。

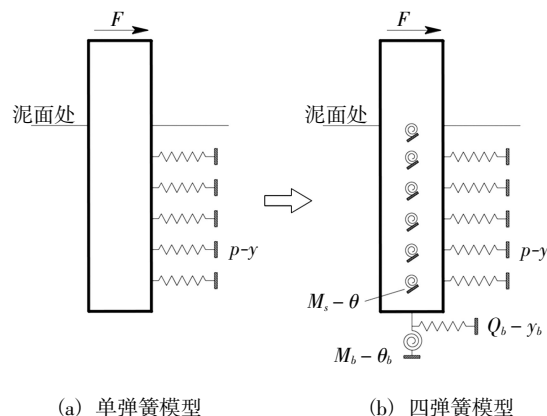


图1 水平受荷海上风机单桩基础桩土作用模型示意图<sup>[32]</sup>

尽管目前已针对海上风机桩-土相互作用三维空间效应提出了多弹簧模型,有效地完善了桩-土作用理论模型,但是,弹簧模型类型数量的增加意味着模型参数的增多,也就是对工程设计人员的理论与技术要求更高,当然也大大增加了模型参数的不确定性。进一步分析发现,当前规范中  $p$ - $y$  曲线法是基于较大长径比的柔性桩基试验提出的,在应用于较小长径比的刚性桩时出现了不能有效考虑桩土作用的空间三维效应,进而导致低估桩基承载力

的现象。可以推理,水平受荷桩基础的长径比逐渐减小的过程,也是对应分析理论模型从单一  $p$ - $y$  曲线(弹簧)向多弹簧模型转变的过程。然而,当前研究主要围绕  $p$ - $y$  曲线模型或多弹簧模型如何修改完善开展,鲜有针对两类理论模型的适用性和适用条件开展研究,也可以说,针对不同尺寸特征的水平受荷桩各类土阻力占比问题,尚未展开系统的研究。

基于此,本文针对砂土地中的水平受荷单桩基础,基于三维数值仿真技术,重点研究水平受荷单桩基础的长径比、桩径等尺寸特征对桩-土作用力特征影响规律,进而探讨水平受荷单桩基础多弹簧理论模型应用的必要条件,为实际工程的分析与设计提供参考。

## 1 模型建立与验证

本文基于 ABAQUS 三维数值仿真平台对不同尺寸水平受荷桩的 4 种作用力贡献率进行分析。为简化计算,基于水平受荷桩的受力特点,沿施荷方向选取实际工况的二分之一作为模拟对象,建立实体模型。模型采用实体单元(C3D8R),分成桩体和土体两个部分建模,其中桩体的尺寸作为研究参数,土体采用圆柱形模型,圆柱半径为 20 倍桩径( $20D$ ),桩端以下土体厚度为 0.5 倍的桩体嵌入长度( $0.5L_{em}$ )。桩-土的法向接触采用硬接触(Hard),切向接触采用罚函数定义,摩擦系数取为 0.354。土体水平方向采用径向位移约束,底部固定。水平荷载是以位移的方式施加,作用点位于泥面上 6 倍桩径高度处。

桩、土材料参数参考 REESE LC 等<sup>[35]</sup>在美国得克萨斯州 Mustang Island 进行的砂土地水平受荷桩承载力试验。桩体材料采用弹性模型,弹性模量  $E = 200 \text{ GPa}$ ,泊松比  $\nu = 0.25$ ,密度  $\rho = 7400 \text{ kg/m}^3$ ,桩径( $D$ )分别为 2 m、10 m,长径比分别为 3、12,悬臂长度为  $15D$ ,加载点距离泥面  $6D$ 。为探讨尺寸特征对桩-土作用力的影响规律。本文共设置了 4 组工况,如表 1 所示。

土体采用摩尔库伦模型,内摩擦角  $\varphi = 39^\circ$ ,有效重度  $\gamma = 10.4 \text{ kN/m}^3$ ,泊松比  $\nu_s = 0.33$ ,侧压力系数按  $K_0 = 0.95 - \sin \varphi$  估算。考虑土体弹性模量  $E_s$  随

表 1 数值模型参数设计

| 工况 | 桩径 $D/\text{m}$ | 长径比 $L/D$ | 悬臂长度 $L_{up}/D$ | 加载点高度 $L_{load}/D$ |
|----|-----------------|-----------|-----------------|--------------------|
| 1  | 2               | 3         |                 |                    |
| 2  | 2               | 12        | 15              | 6                  |
| 3  | 10              | 3         |                 |                    |
| 4  | 10              | 12        |                 |                    |

深度变化,在模型中通过设置场变量使弹性模量随着土体深度变化。采用葛斌<sup>[32]</sup>利用标准贯入试验(Standard Penetration Test, SPT)、静力触探试验(Cone Penetration Test, CPT)数据标定的结果,  $E_s$  与  $z$  之间的关系如式 1 所示。

$$E_s = \begin{cases} 25 + 7.5z & z < 10 \text{ m} \\ 100 & z \geq 10 \text{ m} \end{cases} \quad (1)$$

为确保数值模拟方法及接触力提取的准确性,采用上述模拟方法对 REESE LC 等<sup>[35]</sup>在砂土中的水平受荷桩承载力试验进行仿真。试验中采用的桩直径 0.61 m,壁厚 9.35 mm,埋深 21 m,加载点为泥面上 0.3 m 处,土体采用圆柱形模型,圆柱半径为 20 倍桩径( $20D$ ),桩端以下土体厚度为 0.5 倍的桩体嵌入长度( $0.5L_{em}$ ),有限元模型如图 2 所示。按照该尺寸及前文所述材料参数建立模型。提取数值模拟中泥面-荷载位移曲线、桩身弯矩分布曲线与现场实测结果进行对比,如图 3 所示,图 3(a)和图 3(b)分别为泥面处荷载-位移曲线、桩身弯矩分布。数值模拟结果与现场试验结果基本一致,这表明本文建模方法及结果处理方法可靠。

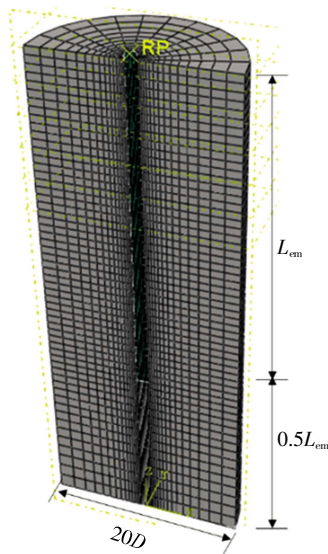
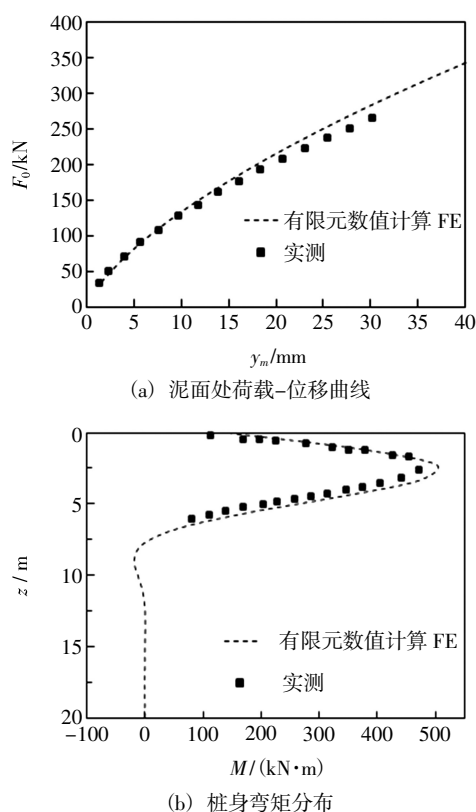


图 2 有限元模型网格划分

图3 模型计算结果与试验实测值<sup>[35]</sup>的对比

## 2 结果与讨论

三维数值模型中桩土接触面上共有两种力分布,分别是法向接触力和切向接触力,YANG M等<sup>[21]</sup>提出了完整的桩-土作用力提取计算方法,并按照力学平衡原理进行了验证。本文按照该方法对桩土4种作用力进行提取、计算与分析,进而将水平受荷桩-土作用力分为四类,如图4所示。为探讨不同尺寸特征的水平受荷桩-土作用特征,本文分别计

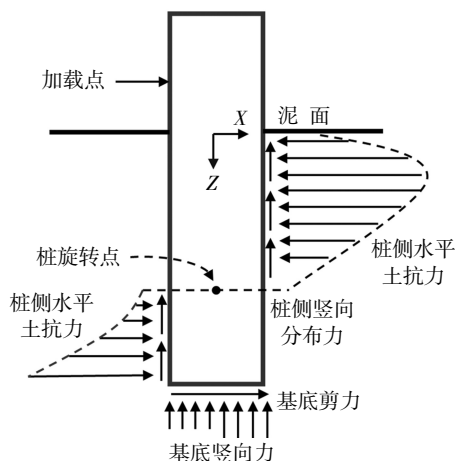


图4 四种土抗力分布图

算了四类弹簧力及外荷载对桩旋转点的弯矩值,其中,桩身旋转点位于每级荷载下桩身水平位移为0处。水平土抗力产生的弯矩 $M_p$ 为每个深度处的水平土抗力乘以其至旋转点的距离,然后沿桩长积分。基底剪力产生的弯矩 $M_q$ 为基底剪力乘以基底至旋转点的距离。桩身分布力矩 $M_s$ 为桩侧竖向分布力乘以其距离 $y$ 轴的距离,然后沿桩长积分,由于已划分单元,以求和代替积分进行计算。基底弯矩 $M_b$ 为基底竖向力乘以其距离 $y$ 轴的距离。用4种弹簧的弯矩与外荷载弯矩的比值 $\eta_i$ 表示各类弹簧的贡献率,见式(2)。

$$\eta_i = \frac{M_i}{M_0} \quad (2)$$

式中, $M_i$ 表示各弹簧产生的弯矩; $M_0$ 表示外荷载产生的弯矩。

### 2.1 p-y 弹簧

四组试验的桩侧水平土抗力( $p$ - $y$ 弹簧)贡献率( $\eta_p$ )随泥面处桩体水平位移( $y_m/D$ )变化的曲线如图5所示。由图5可知,桩侧水平土抗力在桩-土作用力中占据主导地位,贡献率在四组试验中占比均超过了70%,远高于其他3种桩-土作用力,进一步对桩侧水平抗力贡献率进行分析得到如下结论。

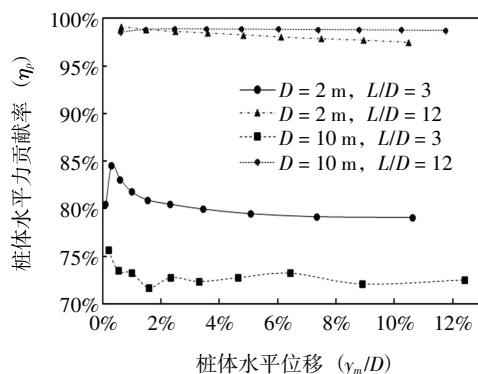


图5 桩侧水平土抗力贡献率与桩体水平位移关系曲线

(1) 桩径、长径比对桩侧水平土抗力贡献率均有较大的影响,但长径比的影响大于桩径,桩径的影响主要发生在长径比较低时。在长径比为12时,桩侧水平土抗力贡献率接近100%,这意味着在长径比为12时其他三类弹簧对于桩土抗力的影响几乎可以忽略;而在长径比为3时,桩侧水平土抗力贡献率降至70%~85%之间,虽然仍在四类弹簧中

占据主要地位,但占比下降幅度较大,此时其他弹簧的贡献不能忽略。长径比较大时,桩径对桩侧水平土抗力贡献率影响较小,但随着长径比的大幅度减小,桩侧水平土抗力贡献率与桩径呈现出明显的负相关规律,且受桩径影响幅度较大。以长径比为3、 $y_m/D = 1\%$ 为例,桩径为2 m时 $\eta_p$ 为81.75%,桩径为10 m时 $\eta_p$ 降至73.27%,降幅达8.48%。

(2) 长径比较大时,桩侧水平土抗力贡献率对桩体水平位移的变化不敏感;长径比较小时,2 m小直径桩和10 m大直径桩在桩体水平位移小于2%时, $\eta_p$ 随桩体水平位移的增大呈现出明显的下降趋势,在桩体水平位移大于2%后, $\eta_p$ 对桩体水平位移变化不再敏感,呈现小范围的波动特征。

## 2.2 $Q_b-y_b$ 弹簧

将四组数值试验的基底剪力( $Q_b-y_b$  弹簧)贡献率 $\eta_{Q_b}$ 随泥面处桩体水平位移( $y_m/D$ )的变化曲线绘制于图6。从图6可知,长径比较小时,基底剪力贡献率较高,基底剪力弹簧不能被忽略,而长径比较大时,基底剪力贡献率相对较小。四组试验结果具体呈现的规律如下。

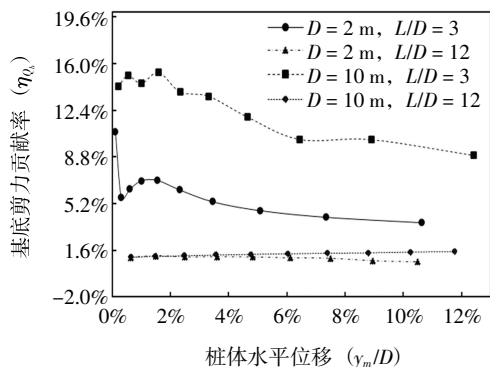


图6 基底剪力贡献率与桩体水平位移关系曲线

(1) 与水平抗力类似,桩径、长径比对基底剪力贡献率均有影响,但长径比的影响大于桩径,桩径对 $\eta_{Q_b}$ 的影响主要在长径比较小时相对显著。与桩侧水平土抗力贡献率不同,长径比越大,基底剪力贡献率越小。以桩径2 m为例,长径比为3时,水平位移 $y_m/D = 1\%$ 对应的 $\eta_{Q_b}$ 约为7%,而当长径比增加至12时, $\eta_{Q_b}$ 降至1.1%,降幅达5.9%。桩径对基底剪力贡献率的影响主要在长径比较小时较为显著,此时桩径越大,基底剪力贡献率的值越大,在长径比较小时桩径与 $\eta_{Q_b}$ 之间无明确规律。

(2) 桩体水平位移在长径比较小时也表现出对基底剪力贡献率的显著影响,而长径比较大时无明显影响。长径比较小时, $\eta_{Q_b}$ 整体呈现出随桩体水平位移增加而减小的趋势,但在桩体水平位移较小( $y_m/D$ 小于2%)时, $\eta_{Q_b}$ 随桩体水平位移增加出现波动。

## 2.3 $M_s-\theta$ 弹簧

桩侧弯矩 $M_s$ 主要由桩土接触面作用力的竖向分量产生,桩侧弯矩贡献率 $\eta_{M_s}$ 随泥面处桩体水平位移( $y_m/D$ )变化曲线如图7所示。由图7可知,桩侧弯矩所对应的 $M_s-\theta$ 弹簧在长径比较低、水平位移较大的情况下对桩土作用贡献率较大。在长径比、水平位移较小时,桩侧弯矩的贡献率大于5%,且随着桩体水平位移的增加桩侧弯矩贡献率可增至10%以上( $y_m/D > 10\%$ )。对四组试验的结果深入分析,可得如下结论。

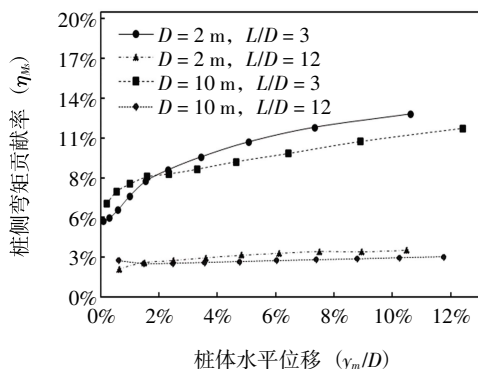


图7 桩侧弯矩贡献率与桩体水平位移关系曲线

(1) 与前述两种作用力类似,桩径、长径比对桩侧弯矩 $M_s$ 贡献率均有影响,但长径比的影响大于桩径,且桩径对桩侧弯矩( $M_s-\theta$  弹簧)贡献率的影响明显小于桩径对桩侧水平土抗力贡献率及基底剪力贡献率的影响。与水平抗力相反,与基底剪力一致,桩侧弯矩贡献率与长径比呈负相关关系,即在长径比低时 $\eta_{M_s}$ 较大。在本文试验中,长径比为12,桩径为2 m, $y_m/D = 1\%$ 时, $\eta_{M_s}$ 约为2.2%,而长径比为3时, $\eta_{M_s}$ 增长至7.1%,增幅约5%。桩径对 $\eta_{M_s}$ 的影响主要体现在小长径比时,但其影响程度相比较水平抗力、基底剪力来说相对较小。以本文长径比为3时的试验为例,桩径2 m和10 m在小位移( $y_m/D = 1\%$ )时, $\eta_{M_s}$ 值分别为7.1%和8%,在大位移( $y_m/D = 10\%$ )时, $\eta_{M_s}$ 值分别为12.8%和11.8%,其差值均在1%左右。

(2) 水平位移 ( $y_m/D$ ) 对桩侧弯矩贡献率的影响主要表现在长径比较小时, 在长径比较大时  $\eta_{M_s}$  随水平位移增加而变化的趋势并不明显。在长径比较小时,  $\eta_{M_s}$  呈现出明显的随水平位移增加而增加的趋势, 该规律与基底剪力所体现的规律相反, 基底剪力贡献率  $\eta_{Q_s}$  随水平位移增加而减小。

(3) 桩侧弯矩与基底剪力在桩土作用中的贡献率基本相同, 均处于 5%~15%。但是二者的变化规律呈现出如下不同: ①本文试验中桩侧弯矩贡献率即使在大长径比时, 其值也在 2% 以上, 而大长径比情况下, 基底剪力贡献率几乎为 0; ②本文试验所采集到桩侧弯矩贡献率最大值为 12.86% ( $y_m/D = 10.6\%$ ,  $D = 3$  m), 而试验中基底剪力贡献率  $\eta_{M_s}$  最大值为 15.3% ( $y_m/D = 1.6\%$ ,  $D = 10$  m); ③在长径比较小时, 这两种弹簧的贡献率受水平位移的影响较大, 两者随位移呈现出相反的变化规律。

#### 2.4 $M_b-\theta_b$ 弹簧

基底弯矩  $M_b$  主要由基底竖向力产生, 基底弯矩 ( $M_b-\theta_b$  弹簧) 贡献率  $\eta_{M_b}$  随泥面处桩体水平位移 ( $y_m/D$ ) 变化的曲线如图 8 所示。在长径比较大时, 基底弯矩贡献率几乎为零, 但在长径比较小、水平位移较大时, 其贡献率可达 8% 左右, 长径比对基底弯矩贡献率的影响较为显著。四组试验所反映的具体规律如下。

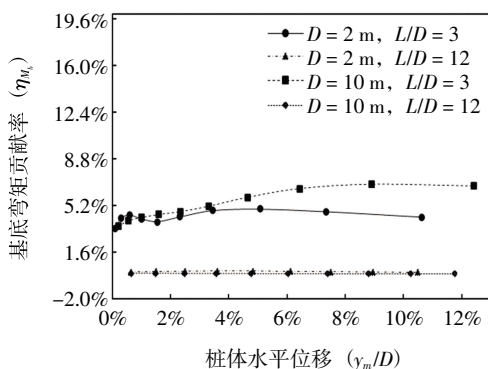


图8 基底弯矩贡献率与桩体水平位移关系曲线图

(1) 长径比对基底弯矩贡献率的影响较大, 桩径仅在长径比较小时对基底弯矩贡献率有影响。在长径比为 3 时,  $\eta_{M_b}$  在 4% 以上, 而在长径比为 12 时,  $\eta_{M_b}$  几乎为零,  $\eta_{M_b}$  与长径比呈负相关。桩径对于基底弯矩贡献率的影响受长径比和桩体水平位移共

同控制, 在长径比较小且桩体水平位移较大时, 桩径的影响较为明显, 且桩径与基底弯矩贡献率呈正相关。以本文试验为例, 在长径比为 12 时, 桩径 2 m 和 10 m 工况对应的  $\eta_{M_b}$  几乎没有差别。在长径比为 3 时, 在水平位移  $y_m/D = 1\%$  时, 桩径 2 m 工况的  $\eta_{M_b}$  为 4.1%, 桩径 10 m 工况的  $\eta_{M_b}$  为 4.2%, 差值为 0.1%; 而水平位移  $y_m/D = 10\%$  时, 桩径 2 m 工况的  $\eta_{M_b}$  为 4.4%, 桩径 10 m 工况的  $\eta_{M_b}$  为 6.8%, 差值为 2.4%。

(2) 桩体水平位移在长径比较大时对基底弯矩贡献率无明显影响, 但在长径比较小时影响显著。总体来看, 在小长径比条件下, 基底弯矩贡献率随桩体水平位移的增加先增加后减少, 但其峰值及峰值对应的水平位移、下降幅度与桩径有关。从本文的试验算例来看, 桩径越大,  $\eta_{M_b}$  峰值越大, 峰值对应的水平位移也越大, 峰值后  $\eta_{M_b}$  下降越平缓。

(3) 在本文的算例中, 基底弯矩贡献率相比较其他 3 种作用力相对较低。在长径比较大时, 贡献率  $\eta_{M_b}$  几乎为 0。即使在长径比较低时, 其贡献率  $\eta_{M_b}$  峰值也未超过 8%, 在 4 种弹簧中所代表的  $M_b-\theta_b$  弹簧对于桩土作用的影响最小。

### 3 结 论

本文通过三维数值仿真技术, 探讨了砂土中水平受荷桩-土作用力的演变规律。基于桩-土作用力贡献率  $\eta_i$ , 开展了参数分析, 给出了长径比和桩径对桩-土作用力的影响规律, 本文所得主要结论如下。

(1) 相比于桩径, 桩基长径比是影响水平荷载作用下桩土作用模式的关键因素, 即当桩基长径比为 12 时, 桩基水平承载力主要由  $p-y$  弹簧模拟的桩周水平土抗力提供, 而桩端水平向的摩擦力、沿桩身不均匀摩阻力产生的抵抗力矩及桩底不均匀土反力提供的抵抗力矩在桩基水平承载力中的贡献可忽略不计; 而当桩基长径比为 3 时,  $p-y$  弹簧对桩基承载力的贡献约为 80%, 故在水平承载分析中, 应考虑其他三类土抗力的贡献。

(2) 桩径对桩土作用力的影响依赖于桩基的长径比, 当桩基长径比为 12 时, 桩径对桩土作用力

的影响可忽略不计;而当长径比为3时,针对 $p$ - $y$ 弹簧贡献率,小直径桩是高于大直径桩,而针对 $Q_b$ - $y_b$ 弹簧贡献率,则大直径桩高于小直径桩。可见,桩基尺寸对桩土作用模式影响是不可忽视的。

需要说明的是,传统 $p$ - $y$ 曲线法采用的模型参数少,且已积累了丰富的实际工程设计经验,被成功应用于海洋油气平台等采用的小直径、大长径比

桩基设计中。四弹簧模型虽然能够较好地模拟海上风机常用的大直径、小长径比桩土作用特征,但所需参数繁多,且缺乏实际工程设计经验,在工程中应用相对较困难。结合本文研究,建议今后仍需要进一步研究不同地基条件下,四弹簧模型中各弹簧模型及参数取值的方法,以供实际工程分析与设计参考。

### 参考文献:

- [1] 夏云峰. 2022 年全球风电新增装机 77.6 GW[J]. 风能, 2023, 5: 56–60.
- [2] ALKHOURY P, SOUBRA A H, REY V, et al. A full three-dimensional model for the estimation of the natural frequencies of an offshore wind turbine in sand[J]. Wind Energy, 2021, 24(7): 699–719.
- [3] HIGGINS P, FOLEY A. The evolution of offshore wind power in the United Kingdom[J]. Renewable & Sustainable Energy Reviews, 2014, 37: 599–612.
- [4] 梅轩, 杨阳. 地震载荷对 15 MW 海上风力机动态响应的影响[J]. 动力工程学报, 2022, 42(2): 150–155, 196.
- [5] 李丹丹. 海上风电投资项目风险评价及应对研究[J]. 科技经济市场, 2022, 38(11): 38–40.
- [6] 王伟, 杨敏. 海上风电机组地基基础设计理论与工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014.
- [7] LI W, IGOE D, GAVIN K. Field tests to investigate the cyclic response of monopiles in sand[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers–Geotechnical Engineering, 2015, 168(5): 407–421.
- [8] LI W, GAVIN K, IGOE D, et al. Review of design models for lateral cyclic loading of monopiles in sand[C]//Proceedings of the 8th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics. Leiden: CRC Press, 2014: 819–825.
- [9] American Petroleum Institute. API: Part4 Geotechnical and foundation design considerations: ISO19901-4: 2003[S]. Washington D.C.: American Petroleum Institute Publishing Services, 2014: 36–40.
- [10] MCCLELLAND B, FOCHT J. Soil modulus for laterally loaded piles[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1956, 82(4): 1–22.
- [11] REESE L C, MATLOCK H. Non-dimensional solutions for laterally loaded piles with soil modulus assumed proportional to depth [C]//Proceedings of the Eighth Texas Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Texas: The University of Texas, 1956: 1–41.
- [12] 李卫超, 杨敏, 朱碧堂. 砂土中刚性短桩的 $p$ - $y$ 模型案例研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(10): 2989–2995.
- [13] 王国粹, 杨敏. 砂土中水平受荷桩非线性分析[J]. 岩土力学, 2011, 32(S2): 261–267.
- [14] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded piles in sand[C]//Proceedings of the Sixth Offshore Technology Conference. Houston: Offshore Technology Conference, 1974: 473–484.
- [15] MATLOCK H. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay[C]//Proceedings of the Second Offshore Technology Conference. Houston: Offshore Technology Conference, 1970: 577–594.
- [16] DETNORSKE VERITAS. Support structures for wind turbines: Part7 Geotechnical design: DNVGL-ST0-126—2018[S]. Norway: DNV, 2018: 136–156.
- [17] DOHERTY P, LI W, GAVIN K, et al. Field lateral load test on monopile in dense sand[C]//Proceedings of the Offshore Site Investigation and Geotechnics: Integrated Technologies -Present and Future. London: Society for Underwater Technology, 2012: 459–464.
- [18] ABDEL-RAHMAN K, ACHMUS M. Finite element modelling of horizontally loaded monopile foundations for offshore wind energy converters in Germany[C]//Proceedings of the Proceedings of the International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Perth: Taylor and Francis Groups, 2005: 391–396.

- [19] YANG M, GE B, LI W, et al. Dimension effect on p-y model used for design of laterally loaded piles[J]. *Procedia Engineering*, 2016, 143: 598–606.
- [20] MCADAM R A, BYRNE B W, HOULSBY G T, et al. Monotonic laterally loaded pile testing in a dense marine sand at Dunkirk[J]. *Geotechnique*, 2020, 70(11): 986–998.
- [21] YANG M, GE B, LI W. Force on the laterally loaded monopile in sandy soil[J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2020, 24(10): 1623–1642.
- [22] LI W C, ZHU B, YANG M. Static response of monopile to lateral load in overconsolidated dense sand[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2017, 143(7): 04017026.
- [23] LI W C, GAVIN K, DOHERTY P. Experimental investigation on the lateral load capacity of monopiles in dense sand[C]//*Proceedings of the Proc 38th Annual Conference on Deep Foundations*. Phoenix: Deep Foundations Institute, 2013: 67–75.
- [24] BROMS B B. Lateral resistance of piles in cohesionless soils[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1964, 90(3): 123–156.
- [25] DAVIDSON H L. Laterally loaded drilled pier research[R]. California: Electric Power Research institute, 1982.
- [26] CHEN Z, ZHANG Z, LI W, et al. Numerical study on the base shear force-displacement relationship for laterally loaded monopiles in dense sand[J]. *Ocean Engineering*, 2023, 286: 115527.
- [27] ZHANG Y, ANDERSEN K H. Soil reaction curves for monopiles in clay[J]. *Marine Structures*, 2019, 65: 94–113.
- [28] FU D, ZHANG Y, AAMODT K K, et al. A multi-spring model for monopile analysis in soft clays[J]. *Marine Structures*, 2020, 72: 102768.
- [29] BURD H J, TABORDA D M G, ZDRAVKOVIC L, et al. PISA design model for monopiles for offshore wind turbines: Application to a marine sand[J]. *Geotechnique*, 2020, 70(11): 1048–1066.
- [30] WANG L, LAI Y, HONG Y, et al. A unified lateral soil reaction model for monopiles in soft clay considering various length-to-diameter (L/D) ratios[J]. *Ocean Engineering*, 2020, 212(Sep.15): 107492.
- [31] LAI Y, WANG L, ZHANG Y, et al. Site-specific soil reaction model for monopiles in soft clay based on laboratory element stress-strain curves[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 220 (Jan.15): 108437.
- [32] 葛斌. 水平受荷超大直径桩的尺寸效应研究 [D]. 上海: 同济大学, 2018.
- [33] GEROLYMOS N, GAZETAS G. Development of Winkler model for static and dynamic response of caisson foundations with soil and interface nonlinearities[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2006, 26(5): 363–376.
- [34] 鞠佳妤. 水平受荷桩-土作用特性与模型的数值模拟研究[D]. 上海: 同济大学, 2022.
- [35] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded piles in sand[C]//*Proceedings of the Sixth Offshore Technology Conference*. Houston: Offshore Technology Conference, 1974: 473–483.

## Dimensional Effect on Soil Resistance for Laterally Loaded Monopiles Driven in Sand

WANG Xufeng<sup>1</sup>, REN Zhao<sup>2</sup>, JU Jiayu<sup>2</sup>, LI Weichao<sup>2</sup>

(1. Shandong Electric Power Engineering Consulting Institute Co., Ltd., Jinan 250013, China; 2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Although p-y method has been widely used in the design of laterally loaded monopiles, it has been questioned in the design of super large diameter monopiles used in offshore wind turbine. Current researches suggest that this question is caused by the dimensional effect. Based on the three-dimensional numerical simulation technology, this paper carries out the development of the soil resistance on the laterally loaded monopiles driven in sand and discuss the main disadvantages and reasons in the design of super large monopiles. The numerical simulation results convince that the super large monopile foundations' soil-monopile interaction has obvious three-dimensional effect, owing to large monopile diameter and little length-to-diameter ratio (the ratio of the embedded length to the monopile diameter). In addition to the soil lateral resistance, super large monopiles bear the horizontal shear force developed at the base of monopile, the friction force and the resistance moment generated by the unbalanced reaction force along the monopile shaft. The latter three resistances' contribution to lateral bearing capacity is related to the monopile size. The large diameter and little length-to-diameter ratio increase the contribution of these three resistances. In the process of calculating and analyzing the bearing characteristics of laterally loaded monopile, in addition to the resistance provided by the soil lateral reaction (represented by p-y springs), the horizontal shear force developed at the base of monopile, the friction force and the resistance moment generated by the unbalanced reaction force along the monopile shaft shall also be considered.

**Key words:** soil resistance; dimensional effect; laterally loaded monopile; numerical simulation; sand