DOI:10.14188/j.1671-8844.2023.0457
文章编号:1671-8844(2026)09-1486-07

水平荷载作用下砂土大直径单桩承载特性研究

高嘉若,蒋建平

(上海海事大学海洋科学与工程学院,上海 201306)

摘要:现有水平反力-挠度(p-y)曲线大多由小直径桩加载试验得到,难以准确描述大直径桩的水平承载特性。在某海上风电项目砂土分层地质条件的基础上分析API规范与数值模拟结果存在的差距,采用合理的标准化参数对不同桩埋深的p-y曲线进行拟合,选用修正后的双曲线模型;基于数值模拟结果,通过数值分析对不同埋深条件下大直径单桩变形特性及水平极限承载力进行了分析。结果表明:大直径桩极限承载力的发挥受桩径和埋深的影响,且随着桩埋深的增加而增加,在控制桩顶水平位移的情况下确定极限水平荷载较为安全;桩身位移与埋深有密切关系,随着埋深增加,桩将由半刚性桩变为柔性桩;桩的变形还与桩径有关,随着桩径的增加,桩身水平位移逐渐减小。

关键词:海上风电;大直径桩;有限元分析;双曲线模型;埋深;变形特性

中图分类号:TU 473.1　**文献标志码:**A

Research on the bearing characteristics of large diameter single pile in sandy soil under horizontal load

GAO Jiaruo, JIANG Jianping

(School of Marine Science and Engineering, Shanghai Maritime University, Shanghai 201306, China)

Abstract: Based on the geological conditions of a certain offshore wind power project's sandy soil stratification, it was found that there is a certain gap between API specifications and numerical simulation results. This is because the existing p-y curves are mostly obtained from loading tests of small diameter piles, making it difficult to accurately describe the horizontal bearing characteristics of large diameter piles. This article will select reasonable standardized parameters to fit the p-y curves of different burial depths, and select a modified hyperbolic model. Based on numerical simulation results, the deformation characteristics and horizontal ultimate bearing capacity of large diameter single piles are analyzed through numerical analysis for different burial depth conditions. According to the calculation results, the following rules can be drawn: the ultimate horizontal bearing capacity of large diameter piles is influenced by the pile diameter and burial depth, and increases with the increase of pile burial depth. It is safer to determine the ultimate horizontal load while controlling the horizontal displacement of the pile top; The displacement of the pile body is closely related to the burial depth of the pile. If the burial depth increases, the pile will change from a semi rigid pile to a flexible pile; The deformation of piles is also related to the pile diameter, and as the pile diameter increases, the horizontal

收稿日期:2024-12-28

作者简介:高嘉若(1997-),女,硕士研究生,主要从事桩基础研究,E-mail:651976807@qq.com。

通信作者:蒋建平(1966-),男,教授,主要从事桩基础、海岸工程、岩土力学、港航工程等方面的研究,E-mail:jjpwx@163.com。

本文引用格式:高嘉若,蒋建平.水平荷载作用下砂土大直径单桩承载特性研究[J].武汉大学学报(工学版),2026,59(9):1486-1492.

Citation:GAO Jiaruo, JIANG Jianping. Research on the bearing characteristics of large diameter single pile in sandy soil under horizontal load[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2026, 59(9): 1486-1492.

displacement of the soil gradually decreases.

Key words: offshore wind power; large diameter piles; finite element analysis; hyperbolic model; burial depth; deformation characteristics

在可再生能源行业中，海洋风力发电是关键的发展方向，较传统的陆上风电具有许多优势和潜力。海上风电资源较陆地更为丰富、风速更高且更稳定，为海上风电的发展提供了充足的动力，同时海上风电更容易找到适宜的建设场所，从而充分利用风能资源。陆上风速受地形、建筑物等因素的限制，而海上风电的发电利用小时数较长，对风能的捕捉效率更高，发电量更稳定可靠，从而提高了风电的经济性和可持续性。陆上风电场需要大面积土地用于安装风力发电机组，而海上风电可以在海洋空间中建设，不仅能有效节约土地资源，还可避免对生态环境的破坏，为海上风电的规模化发展提供了更广阔的空间。能源绿色转型理念引导许多国家将海上风电视为加速推进能源转型的重要路径，我国正积极推动能源结构的转型和优化，海上风电是重要的选择。

根据不同的水深及地质状况，海上风电场常用的基础形式有重力式基础、群桩基础、单桩基础和吸力式筒形基础。单桩基础是最常用的海上风电基础形式，在实际应用中有多种优势。海上风机单桩基础设计[1-3]中水平承载力和变形控制是主要考虑的因素之一，早期对水平受荷桩的研究多采用实测的水平反力-挠度（p-y）曲线确定其性能，而砂土中大直径桩的p-y曲线不太容易通过现场试验获得，应用p-y曲线法来描述桩土相互作用时存在一定的误差。胡安峰等[4]通过基于砂土刚度衰减模型的修正来改进p-y曲线；张小玲等[5]研究了不同弱化条件下饱和砂土地基中桩土相互作用p-y曲线的变化规律；姜远达[6]采用数值模拟和水平加载试验结合的方法对砂土中桩基础水平承载特性进行了研究；朱斌等[7]采用离心模型试验研究了砂土中大直径单桩水平受荷特性，结果表明桩身变形和最大弯矩近似与循环次数的对数线性相关；JOSE等[8]采用ANSYS软件研究了桩径和入土深度对桩身泥面和桩底位移的影响，发现位移程度与桩径、桩埋深密切相关。

目前的研究成果主要集中在水平荷载对桩身变形和桩周土体的影响方面，对于桩径和桩埋深与位移之间的关系研究较少。本文根据现场资料对大直径桩砂土条件下水平承载特性进行分析，采用有限元软件ABAQUS进行数值模拟，将模型的p-y曲线与API规范[9]进行对比，根据合理的标准化参数，采用双曲线拟合p-y曲线，并验证了双曲线模型的有效性。

1　大直径单桩水平受荷数值模拟

1.1　工程概况

本文以江苏某200 MW近海海域风电场项目为例[10]，采用数值模拟方法对桩基础建立有限元模型。风电场位于海底阶地海积地貌单元上，海底地形平缓，地层结构简单。本文将风电场26号风机基础作为研究对象，该风机基础采用超大直径单桩，桩径（外径）为8、6 m，壁厚70 mm，桩长60 m，地层情况如表1所示。

表1　土体参数

Tab. 1　Soil parameters

土层	土层厚度/m	弹性模量E/MPa	泊松比μ	土体密度/(kg·m^{-2})	黏聚力/kPa	内摩擦角/(°)	桩土间摩擦角/(°)
粉土	8.2	13.4	0.3	1 908	32	19.0	16.69
粉砂夹粉土	11.8	14.4	0.3	1 887	16	28.8	18.77
粉砂	40.0	12.4	0.3	1 857	10	31.3	19.28

1.2　三维有限元模型

采用有限元软件ABAQUS分析桩基埋深对变形的影响，为消除模型边界对计算结果的影响，模型径向范围选择不小于10倍桩径作为计算模型中桩基的长度和宽度，模型底部至桩底为1倍的桩基埋深。本文采用三维实体模型，土体和桩体都采用了C3D8单元，土体模型径向为120 m，土层厚度为60 m，桩-土及分层地基的三维有限元模型如图1所示。

1.3　模型边界条件与材料参数设置

本文土体采用摩尔-库伦弹塑性本构模型进行模拟，地基底面边界施加三向位移约束，同时外侧

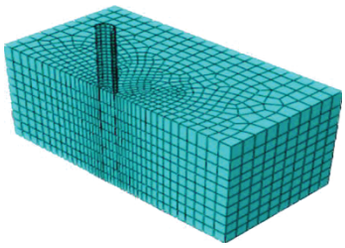


图 1 基本模型示意图

Fig. 1 Basic model schematic diagram

边界施加径向位移约束,地基土体顶部为自由面。桩与地基接触部分采用主-从摩擦接触算法,选择刚度较大的模型桩上的面作为主面、刚度较小的地基上的面作为从面。桩体材料强度远高于土体强度,采用线性本构模型进行模拟,$E=2.1\times10^5$ MPa,$\mu=0.3$,密度为 7.85 g/cm^3。现场试验地基土表层中的土体参数如表 1 所示[10]。

1.4 地应力平衡

在保持单桩基础总桩长不变的前提下逐步增加单桩基础在地基土中的埋深,通过数值模拟建立不同的三维有限元模型。不改变其他参数设置,对埋深为 20~30 m 的 5 种单桩进行加载计算,加载之前的地应力平衡结果如图 2 所示。由图 2 可见,地基最大位移为 6.212×10^{-6} m,仅发生在桩周附近,桩基以外的其他地方位移全部为 0,地应力平衡状况良好。

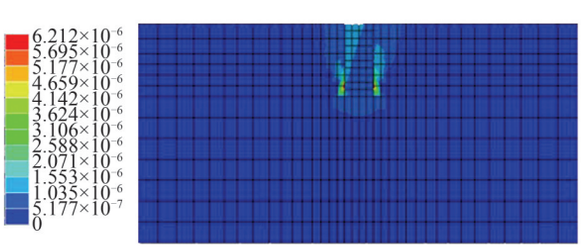


图 2 地应力平衡位移云图(单位:m)

Fig. 2 Cloud chart of ground stress balance displacement(unit:m)

1.5 模型验证

1.5.1 *p-y* 曲线法

p-y 曲线法是一种分析土体和桩体相互作用的方法,描述水平荷载作用下泥面以下某一深度处土体的水平反力 p 与该点桩体的挠度 y 之间的关系曲线,反映土体在不同挠度下的抵抗力,合理估计桩体受力和变形情况。*p-y* 曲线的形状和特征因不同的土壤类型和加载条件而有所不同,通常将 *p-y* 曲线分为黏性土和砂土两种情况进行估算。API[11]和 DNV[12]规范中软黏土的极限土抗力计算公式为

$$P_u=\begin{cases}(3S_u+\gamma X)+JS_uX & 0<X<X_R\\ 9S_uD & X>X_R\end{cases} \tag{1}$$

式中:P_u 为极限土抗力;S_u 为未扰动黏土土样的不排水抗剪强度;D 为桩径;γ 为土重度;J 为无因次经验常数;X 为泥面以下深度;X_R 为泥面下到土抗力减少区域底部的深度。

计算得到极限土抗力后,根据 P/P_u、y/y_c 关系表[11]即可得到 *p-y* 曲线,其中,y_c 为 P_u 对应的位移。

API 规范、DNV 规范中砂土极限土抗力公式为

$$P_u=\begin{cases}(C_1X+C_2D)\gamma X, & 0<X<X_R\\ C_3D\gamma X, & X>X_R\end{cases} \tag{2}$$

式中:C_1、C_2、C_3 为内摩擦角相关系数。

再根据下式得到砂土 *p-y* 曲线:

$$p=AP_u\tanh\left(\frac{kX}{AP_u}y\right) \tag{3}$$

式中:A 为考虑荷载条件的系数;k 为地基反力初始模量。

1.5.2 模型对比

将 *p-y* 曲线与 API 规范方法进行对比,对单桩桩顶的一个单元结点施加大小为 500 kN 的水平荷载,结果如图 3 所示。由图 3 可见,API 规范推荐的 *p-y* 曲线无法准确预测大直径单桩基础的极限承载力,传统的 API 法 *p-y* 曲线初始刚度偏小。

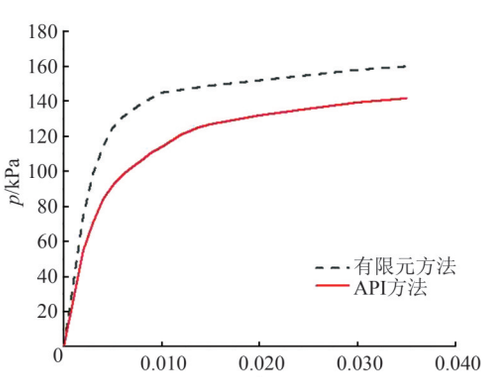


图 3 大直径刚性桩 *p-y* 曲线

Fig.3 *p-y* curve of large diameter rigid pile

2 *p-y* 曲线模型归一化

2.1 *p-y* 曲线影响因素

目前 *p-y* 曲线大多依据模型桩试验结果提出,反映实际桩土相互作用,特征参数的确定较为复杂,侧重不同类型土非线性研究,*p-y* 曲线的形状除了受土体性质的影响外,还受到桩和环境因素等的

影响。桩的荷载施加方式、土体的性质、桩的几何特征和桩土的相互作用等都会改变曲线形态，工程基桩大多位于多层土中，极少位于单一土层中，实际工程环境比室内模型试验的环境更为复杂。统一的p-y曲线对于基础工程设计和分析、结构反应预测、桩侧土刚度评估以及土结构相互作用的研究具有重要意义，是一种有效探究和解决地下工程中复杂力学问题的方法，并促进了基础工程的发展和优化。

2.2　归一化方法

本文通过寻找合适的荷载和变形的标准化参数，将不同假设条件下的p-y曲线统一为单一曲线。桩深度为8.2、20、30 m的砂土层p-y曲线如图4所示。结合多次数值模拟结果，采用极限抗力P_u作为标准化荷载参数，取极限抗力对应的位移y_c为标准化变形参数，对图4中的每条p-y曲线进行归一化处理，除以相应的标准参数，将位移、荷载值统一到相同的尺度之后得到归一化后聚合p-y曲线，如图5所示。

砂土双曲线型p-y曲线[13]为

$$\frac{p}{P_u}=\frac{y/y_c}{a+b(y/y_c)} \tag{4}$$

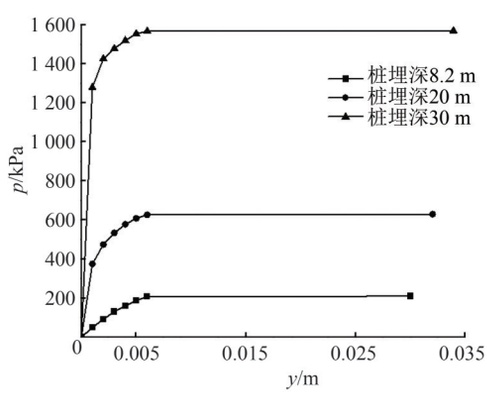


图 4　砂土层*p-y*曲线

Fig. 4　*p-y* curve of sandy soil layer

拟合归一化曲线得到双曲线参数a=0.004 6，b=0.976。由图5可知，不同p-y曲线初始段差异明显，可能与摩擦角参数有关，桩埋深为8.2 m的摩擦角为16.69°，与桩埋深为20、30 m的摩擦角18.77°、19.28°差异较大，随着摩擦角的增大，p-y曲线初始段的斜率逐渐增加。

2.3　适用范围

p-y曲线的研究方法大致分为3种：现场试验、室内模型桩试验和有限元方法，通常实测p-y曲线由前2种方法获得，在归一化处理和拟合实测模型

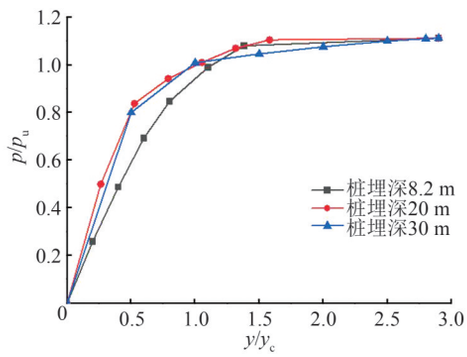


图 5　不同深度归一化砂土*p-y*曲线

Fig. 5　Normalized *p-y* curve of sand at different depths

曲线后得到双曲线模型，双曲线模型考虑了桩周土体极限抗力和挤土效应的影响。实际工程中的桩基包括挤土桩、部分挤土桩和开口管桩等，挤土桩、部分挤土桩在施加荷载时土体会发生挤土现象，即土体在桩周围会被挤压和致密，这种挤压和致密效应会对桩的承载能力和变形特性产生影响，可采用较大的土体极限抗力系数来分析桩周土体的挤密效应。该双曲线模型考虑了挤土效应对桩的变形特性的影响，但未考虑开口管桩的土塞效应对抗侧移刚度的影响。开口管桩的桩身内部存在管内土塞，可能会对桩基的侧移刚度产生较大影响，需采用其他适当的方法分析开口管桩，考虑土塞效应对桩基行为的影响，以得到更准确的结果。

3　砂土双曲线模型参数选取及算例验证

参数y_c在p-y曲线中通常表示桩土侧向抗力的非线性部分，没有直接的物理意义，难以通过归一化的双曲线形式直接得到p-y曲线，而双曲线模型可较好分析砂土中的桩基水平受荷问题，同时符合地基反力的实测情况，可引入土体参数，双曲线函数表示为

$$p=\frac{y}{1/k_{ini}+y/P_u} \tag{5}$$

式中：k_{ini}为初始地基反力模量。

3.1　水平极限土抗力

P_u是p-y曲线中重要的物理参数，其表达式较复杂，主要与自重和有效内摩擦角相关，学者们主要通过理论分析和现场试验资料相结合对其进行了大量研究，分析得到半理论半经验公式，或是基于现场试验资料统计归纳得到经验公式。

基于三维有限元模型可知，不同深度下的桩周

极限土抗力P_u不同,且基本随深度成线性变化:

$$P_u=\lambda K_p\gamma zD \tag{6}$$

式中:K_p为被动土压力系数;z为桩埋深,m;λ为修正系数。

REESE等[14]通过理论公式及现场试验反分析发现P_u与K_p^3有关;BROMS等[15]基于现场水平桩试验结果认为,P_u与K_p成正比关系;BARTON[16]通过离心机试验结果分析发现,P_u与被动土压力系数的平方成正比,GUO等[17]在此基础上进行改进,得到砂土统一极限抗力:

$$P_u=N_g\gamma_s D^{2-n}(a_0+x)^n \tag{7}$$

式中:N_g为极限抗力系数,为K_p^2的线性函数;γ_s为砂土的天然重度;a_0为反映地面土体抗力的常数或等效土体深度;x为桩上计算点距离地面的深度;n为a_0与x之和的指数,即极限抗力的形状参数。

统一极限抗力与各指数的关系均为合理假定,且与现有的实测极限抗力分布有较好的拟合结果[17]。本文采用统一的极限土抗力公式计算土体的极限抗力。

3.2 初始地基反力系数

目前p-y曲线初始段大多采用REESE[14]的推荐值即地基反力系数,其随桩埋深变化而变化,该地基反力系数主要取决于内摩擦角和深度位置,没有考虑桩径的影响。工程中大多使用大直径桩或超大直径桩进行设计,需考虑桩径对初始地基反力的影响。

根据CARTER[18]和LING[19]全尺寸水平受荷桩基试验的结果可知,大直径桩的地基反力模量与桩径成正比:

$$k_{ini}=\frac{D}{D_{ref}}k \tag{8}$$

式中:D_{ref}为参考桩径,取1 m。

3.3 算例验证

选用1 m的小直径桩作为参考桩径,根据王国粹等[13]采用的土层和桩型条件,取地基反力系数的比例系数为20 MN/m^3、$N_g=0.55K_p^2$、$n=1.7$、$a=0$,采用本文的双曲线方法计算得到P_u;再将极限抗力系数N_g、相对大直径桩的桩径及土体参数代入式(7)中得到P_u。根据双曲线方法结果和数值模拟结果分别得到相应的大直径p-y曲线图,如图6所示。由图6可见,大直径桩在砂土中双曲线方法所得结果与数值模拟结果相符。

3.4 砂性土中大直径桩承载特性分析

3.4.1 水平荷载下埋深对桩体变形的影响

以直径8 m桩为例,分别模拟桩基埋深20、22、25、27、30 m共5种情况下单桩的水平荷载加载过程,图7为桩身变形沿桩长的变化关系曲线。如图7所示,当桩基埋深为20 m、桩埋深约为泥面下56%时,有一个明显的转动中心,导致桩身开始发生转动,说明在该埋深处桩身的承载力和变形特性发生了明显的变化;当桩基埋深为22 m、泥面下埋深约为50%时,依然存在一个明显的转动中心,导致桩身发生转动;随着桩基埋深的进一步加大,桩身的变形逐渐减小,泥面下的转动中心逐步消失。在较大埋深处,桩基下端呈现类似于固定状态的特征,可认为桩的刚度较低,即由半刚性桩变为柔性桩。

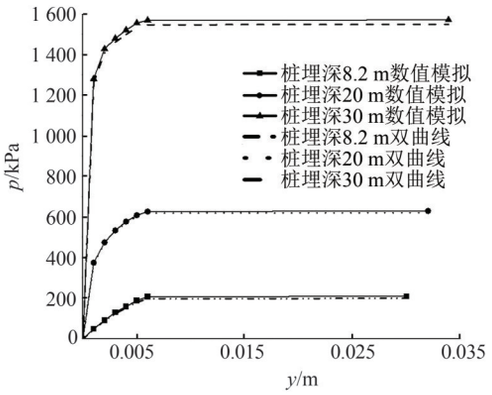


图6 p-y曲线对比

Fig.6 Comparison of p-y curves

3.4.2 桩径变化条件下大直径桩水平承载特性

在保持相同土体的条件下,分别根据不同桩径的大直径单桩基础情况进行数值模拟,分析桩径对大直径单桩水平承载力的影响。海上风机大直径单桩基础一般指桩径3 m以上的钢管桩,本文在不改变其他条件的前提下用500 kN水平集中力分别对桩径为4、5、6、7、8 m的单桩进行模拟,结果如图8所示。由图8可知,不同桩径的单桩在桩身位移变化规律上大致相似,通常在距离桩顶10~20 m处出现正向位移,但不同桩径的单桩在桩顶处的位移差别较大;随着桩径增大,大直径单桩的桩顶水平位移明显减小,桩径为8 m的单桩桩顶水平位移比桩径为4 m的单桩减小了86.8%。综上可知,增大桩径可提供更大的承载面积和刚度,使桩身更能够承担水平荷载并分散荷载作用,有效地减小大直径单桩在水平荷载作用下的桩身位移。

4 结论

本文对某风电场大直径桩水平受荷进行数值模拟,发现有限元结果和API结果不一致,将p-y曲

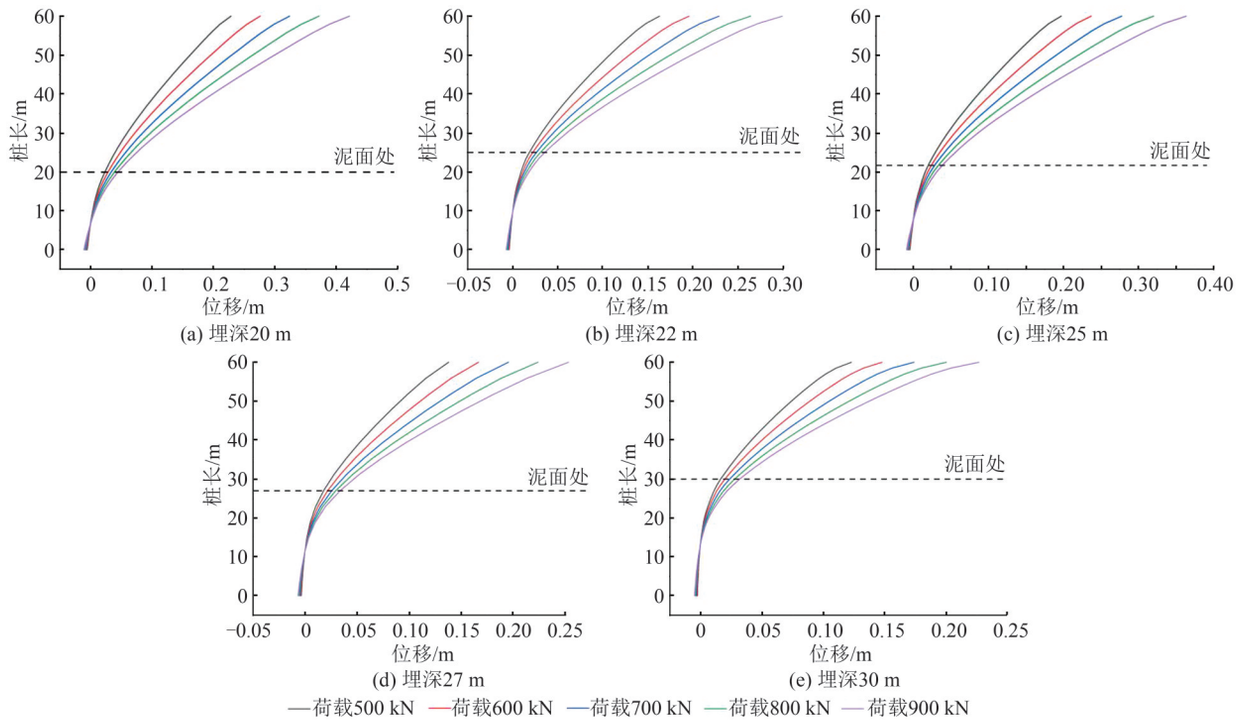


图 7　桩身位移变形图

Fig.7　Displacement and deformation diagram of pile body

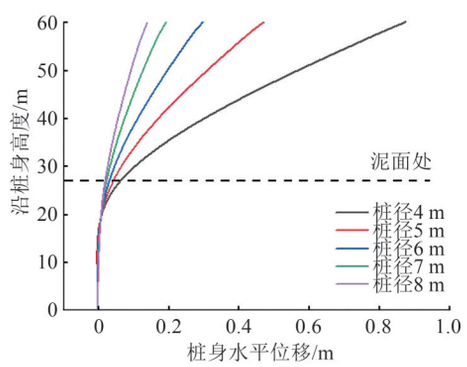


图 8　不同桩径桩身位移

Fig. 8　Displacement diagram of pile bodies with different diameters

线标准化并考虑桩径效应，采用双曲线模型对标准化*p-y*曲线进行了更好的拟合。

1）桩身变形与桩基的埋深密切相关，当桩基埋深较浅时，桩身表现出半刚性的变形特性，其转动中心大约位于桩基埋深的50%以下；随着埋深增加，桩身变形逐渐减小，逐渐从半刚性向柔性转变，更多的土层参与承载，从而分散了桩身受力，埋深增加相对于桩径来说，深入土层承受的荷载相对较小。

2）埋深较浅时桩身刚度较大，呈半刚性变形；随着埋深的增加，深入的部分受约束较小，整体桩身刚度降低，呈柔性变形。

参考文献：

[1] 庄培芝，亓乐，周志东．水平荷载作用下单桩承载力影响因素分析[J]．公路，2013(8)：12-19.
ZHUANG Peizhi，QI Le，ZHOU Zhidong. Influencing factors analysis of horizontal bearing capacity of single pipe pile[J]. Highway，2013(8)：12-19.

[2] 杨阳，王国才，金菲力．斜向荷载作用下桩群中设置斜桩对其沉降的影响分析[J]．浙江工业大学学报，2012，40(1)：96-100.
YANG Yang，WANG Guocai，JIN Feili. Effect analysis of battered pile on the settlement of pile group under inclined loadings[J]. Journal of Zhejiang University of Technology，2012，40(1)：96-100.

[3] 卢成原，孟繁丽．承受水平荷载群桩研究进展[J]．浙江工业大学学报，2001，29(4)：405-409.
LU Chengyuan，MENG Fanli. Development in study of pile group subjected to lateral loads[J]. Journal of Zhejiang University of Technology，2001，29(4)：405-409.

[4] 胡安峰，南博文，陈缘，等．基于砂土刚度衰减模型的修正*p-y*曲线法[J]．上海交通大学学报，2020，54(12)：1316-1323.
HU Anfeng，NAN Bowen，CHEN Yuan，et al. Modified *p-y* curves method based on degradation stiffness model of sand[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University，2020，54(12)：1316-1323.

[5] 张小玲, 朱冬至, 许成顺, 等. 强度弱化条件下饱和砂土地基中桩-土相互作用p-y曲线研究[J]. 岩土力学, 2020, 41(7): 2252-2260.
ZHANG Xiaoling, ZHU Dongzhi, XU Chengshun, et al. Research on p-y curves of soil-pile interaction in saturated sand foundation in weakened state[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, 41(7): 2252-2260.

[6] 姜远达. 砂土中桩基础水平承载特性数值模拟及方案优化[D]. 兰州: 兰州大学, 2019.
JIANG Yuanda. Numerical simulation and scheme optimization of horizontal bearing characteristics of pile foundation in sand[D]. Lanzhou: Lanzhou University, 2019.

[7] 朱斌, 熊根, 刘晋超, 等. 砂土中大直径单桩水平受荷离心模型试验[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(10): 1807-1815.
ZHU Bin, XIONG Gen, LIU Jinchao, et al. Centrifuge modelling of a large-diameter single pile under lateral loads in sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(10): 1807-1815.

[8] JOSE N M, MATHAI A. A study on lateral deformation of monopile of offshore wind turbine due to environmental loads[J]. Procedia Technology, 2016, 24: 287-294.

[9] American Petroleum Institute. Geotechnical and Foundation Design Considerations[S]. ANSI/API Recommended Practice 2GEO First Edition, 2014.

[10] 柳涛. 海上风电大直径嵌岩单桩优化设计研究[D]. 杭州:浙江大学, 2021.
LIU Tao. Research on optimization design of large diameter rock-socked single pile for offshore wind power [D]. Hangzhou:Zhejiang University, 2021.

[11] American Petroleum Institute. API RP 2A-WSD Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design[S]. 22nd ed. Washington: API, 2014.

[12] DNV. DNV-OS-J101 Design of Offshore Wind Turbine Structures[S]. Høvik: Det Norske Veritas, 2014.

[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.
WANG Guocui, YANG Min. Nonlinear analysis of laterally loaded piles in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(S2): 261-267.

[14] REESE L C, COX W R, KOOP F D. Analysis of laterally loaded piles in sand[C]//Offshore Technology Conference. Houston, Texas. OTC, 1974: OTC-2080-MS.

[15] BROMS B B. Lateral resistance of piles in cohesionless soils[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1964, 90(3): 123-156.

[16] BARTON Y O. Laterally loaded model piles in sand: Centrifuge tests and finite element analyses[D]. Cambridge: University of Cambridge, 1982.

[17] GUO W D, ZHU B T. Laterally loaded fixed-headed piles in sand[C]//Proceedings of the 9th Australia New Zealand Conference on Geomechanics. Auckland, New Zealand: New Zealand Geotechnical Society Inc. and the Australian Geomechanics Society, 2004: 88-94.

[18] CARTER D P. A non-linear soil model for predicting lateral pile response[R]. Auckland, New Zealand: Civil Engineering Department, University of Auckland, 1984.

[19] LING L F. Back analysis of lateral load tests on piles [R]. Auckland New Zealand: Civil Engineering Department, University of Auckland, 1988.

(编辑:赵漫红)