

海上风电大直径楔形单桩高频振动沉桩特性

袁兰, 陆亚

(重庆工程学院 建筑工程学院, 重庆 400056)

摘要: 为研究海上风电中大直径楔形单桩基础在安装方面的经济性, 文章采用 ABAQUS 中的耦合欧拉-拉格朗日方法(CEL)建立高频振动荷载下单桩基础的有限元模型, 对比分析同等用钢量的楔形单桩和等截面单桩的沉桩特性。通过分析桩体贯入速度、摩阻力、土体位移和土体应力, 探讨楔形结构对基础安装的影响。分析结果显示, 楔形单桩在砂土中所需总沉桩时间比等截面单桩减少了 38%, 在施工方面具有较好的经济效益; 但在沉桩后期, 楔形单桩的浅层土体位移峰值位置后移, 峰值增量有所增加, 传递到地基中的能量更多, 对土体的扰动更为强烈, 地表径向扰动范围增大了 $0.01r$ (r 为等截面单桩半径)。研究成果不仅为海上风电单桩基础截面型式的设计提供依据, 更为探索大直径楔形单桩基础在海上风电项目中的潜在价值提供了重要参考。

关键词: 高频振动; 楔形单桩; 海上风电; 耦合欧拉-拉格朗日(CEL); 沉桩特性

中图分类号: TK81 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-5292(2024)09-1189-09

0 引言

风能是目前利用率最高的新型能源。近年来, 海上风电项目飞速发展, 单桩基础因经济效益好、重量轻等优点被广泛运用。随着风机体积与重量增加, 仅改变基础直径已经不能满足上部荷载对下部基础承载力的需求^[1]。因此, 为保留大直径单桩基础的优点, 优化基础承载特性、增加经济优势, 提出了楔形单桩基础^[2]。楔形单桩基础在锤击沉桩以及受波浪荷载作用下桩周土体变形方面更具优势^[2,3]。

沉桩过程中土体变化、沉桩时间、能量传递等内容对于沉桩研究均是不可或缺的。学者已对楔形桩进行了深入研究。文献[2]使用有限元软件分析了锤击沉桩时大直径楔形单桩的沉贯特性与能量损耗, 结果表明, 楔形单桩能减少锤击沉桩过程中的能量损失, 并且沉桩阻力与锤击频率呈正相关。文献[4]使用 ABAQUS 软件探究了在沉桩过程中单桩几何形状与能量损失之间的关系, 结果表明, 沉桩锤的能量损失与直径呈正相关, 并且异形截面桩的能量损失大于等截面单桩。文献[5]使用 CEM 结合波动方程分析对打桩性能进行了理论分析, 结果表明, 在长度和体积相同的情况下, 小型实心楔形单桩比实心等截面桩更容易施工。文

献[6-8]对小型实心楔形单桩的打桩性能进行了一系列数值和实验研究, 重点研究了桩形与锤击数之间的相关性, 研究结果表明, 楔形单桩能有效减少累积锤击次数, 并且打桩效率提高至少 25%。文献[9]使用 FLAC3D 软件对比研究了实心楔形单桩与等截面实心桩承载力性能的差异, 并对楔角进行了参数分析。综上所述, 数值模拟和理论分析均证明在沉桩以及承载力方面楔形和半楔形单桩比等截面单桩的性能更好。

已有研究主要聚焦于中小直径的实心楔形单桩的沉桩机理分析, 但对大直径空心楔形单桩的沉桩机理以及相应影响还未有系统研究。现场试验需要消耗大量的资源, 经济成本过高。而室内模型试验受到条件因素限制, 更加适用于尺度效应更小的中小直径桩基研究, 因此, 本文采用数值模拟方法(耦合欧拉-拉格朗日方法, 简称 CEL 方法)来研究高频振动作用下, 等体积楔形单桩与等截面单桩在沉桩过程中的异同。研究成果不仅为海上风电单桩基础截面型式的设计提供了依据, 更为探索大直径楔形单桩基础在海上风电项目中的潜在价值提供了重要参考。

1 模型建立

打桩会导致桩周土体产生较大的超静孔隙水

收稿日期: 2023-08-15。

基金项目: 重庆市教委科学技术研究项目(KJQN202401916, KJZD-K202301902); 重庆工程学院科研基金资助项目(2023xzy03, 2023gky01)。

作者简介: 袁兰(1996-), 女, 硕士, 讲师, 研究方向为海洋岩土、桩基工程。E-mail: yuanlan@cqie.edu.cn

通信作者: 陆亚(1985-), 女, 博士, 讲师, 研究方向为土木工程材料。E-mail: 04832@cqie.edu.cn

压力。如果打桩过程是不间断进行的,这种孔隙水压力的上升会造成土体强度降低,有利于打桩施工。然而,海上施工条件复杂,受到气候条件、打桩锤的更换以及船只调度等条件的约束均会迫使打桩暂时中断。本文使用 CEL 方法分析大直径单桩基础的沉桩过程,建模过程忽略实际打桩过程中因为换锤、海上恶劣气候条件等造成的打桩中断,将其模拟为一个连续的击打过程。

1.1 高频振动荷载

沉桩力包括体系的重力、打桩设备产生的下压力及振动锤提供的竖向激振力,其中振动锤激振力由偏心块产生的离心力与竖向力构成。由于楔形单桩直径大、长度深,最终采用 ICE-3000NF 液压振动锤进行沉桩模拟,详细参数见表 1。

表 1 振动锤基本参数
Table 1 Basic parameters of vibrating hammer

参数	数值
振幅/mm	12
最大转速/ $r \cdot \text{min}^{-1}$	1 400
振动锤重量/t	350
额定激振力/kN	64 488

高频振动锤提供的高频振动荷载见图 1。

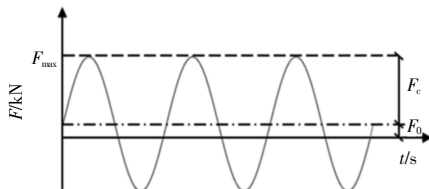


图 1 高频振动荷载示意图

Fig.1 Hydraulic vibrohammer components and high-frequency vibration load

施加在桩端的沉桩力为

$$F = F_0 + F_d \quad (1)$$

$$F_d = F_c \sin(2\pi ft) \quad (2)$$

式中: F 为高频振动荷载; F_0 为沉桩下压力; F_d 为最大激振力; F_c 为额定激振力; t 为时间; f 为频率。

1.2 模型参数

使用 CEL 方法模拟高频振动下单桩贯入砂土地基的全过程,采用 1/4 模型以节约计算成本。在模拟过程中,为了尽可能地消除波和尺寸效应对数值分析的影响,土体宽度取 10 倍桩径,深度方向为 2 倍桩长,设置 10 m 欧拉空隙层。为了模拟打桩引起的土体流动,建模图形详见图 2。

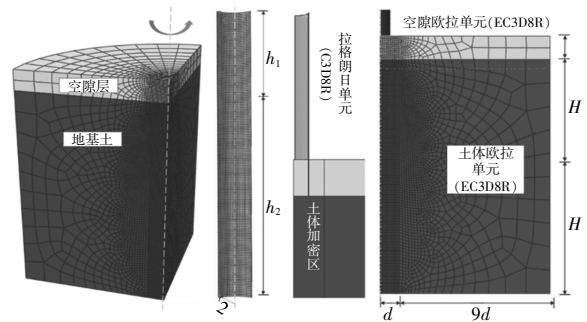


图 2 数值模型和有限元网格

Fig.2 Numerical model and finite-element mesh strategy

土体采用 8 节点线性减缩欧拉单元 (EC3D8R) 进行模拟,单桩采用 8 节点线性六面体 (C3D8R) 拉格朗日单元进行模拟,并施加刚体约束,桩基参数见表 2。

表 2 单桩基础基本参数
Table 2 Basic parameters of monopile

参数	等截面单桩	楔形单桩
上部直径/m	8.000	9.117
下部直径/m	8.000	7.721
等截面高度/m	50	30
锥形高度/m	0	20
倾角/(°)	0	2.0

地基土采用 Mohr-Coulomb 本构模型,参数取值详见表 3。

表 3 土体参数
Table 3 Soil parameters

参数	数值
弹性模量/MPa	28
内摩擦角/(°)	36
剪胀角/(°)	0
黏聚力/kPa	0

为了符合实际工况,建模时引入了广义 Gibson 地基^[10],即地基表面处土体模量不为 0,且土体模量为随着深度线性变化的非均质线弹性地基,其土体模量的表达式为

$$E_z = E_0 + nz \quad (3)$$

式中: E_z 为某深度处的土体模量; E_0 为地表处的土体模量; z 为土体深度; n 为土体参数。

1.3 界面模拟

桩土之间的相互接触采用基于罚函数的通用接触,在切向接触中设置桩土之间的摩擦系数 μ 。

$$\mu = \tan \frac{1}{3} \varphi \quad (4)$$

式中: φ 为土体内摩擦角。

为了确保接触面上应力传递的有效性,在法向接触中设置为硬接触,其余设置保持原有的默认设置。

1.4 边界条件

在柱坐标系下,对欧拉域的两个对称面以及一个侧面施加法向约束,同时在土体底部施加所有方向的约束。在沉桩过程中,假设单桩不会发生平面方向的偏转与偏移,因此对单桩施加除竖向以外的全部自由度约束。在 CEL 方法中还需要对欧拉边界设置“Nonreflecting”来限制指定材料的流向。

在动力分析中为了防止数值振荡以及波的反射,模型需要设置阻尼。本文采用瑞利阻尼来描述动力响应,瑞利阻尼包括刚度比例阻尼和质量比例阻尼,分别用于消除高阶和低阶振荡。在 ABAQUS 中刚度比例系数 β_R 为

$$\beta_R = 2\xi/\omega_1 \quad (5)$$

式中: ω_1 为第一固有频率; ξ 为阻尼系数,在模拟中取 2% 就足以考虑有限元区域内的材料阻尼。

根据文献[11]的研究结论,取 $\beta_R=0.032$ 。

1.5 模型验证

文献[12]做了混凝土管桩沉桩的室内模型试验。试验桩长 L 为 680 mm,长径比为 9.7,单轴压缩强度为 14.84 MPa。试验地基土采用青岛东海岸附近一个拟建风电场的砂砾,其物理力学性质见表 4。

表 4 试验地基土物理力学性质
Table 4 Physical and mechanical properties of test foundation soil

物理力学性质	数值
最大干密度/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1.67×10^3
最小干密度/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1.37×10^3
密实度/ $\%$	51.39
初始孔隙比	0.82
内摩擦角/ $^\circ$	34
相对密度	2.65
桩与土之间的摩擦角/ $^\circ$	30.4

本文对以 2.0 mm/min 和 4.0 mm/min 速度贯入地基土的情况进行数值模拟,以验证 CEL 方法用于模拟管桩贯入地基土全过程的可行性。试验与数值模拟结果见图 3。

由图 3 可知,采用 CEL 方法模拟所得结果与室内模型试验所测数据大致吻合,但模型试验的

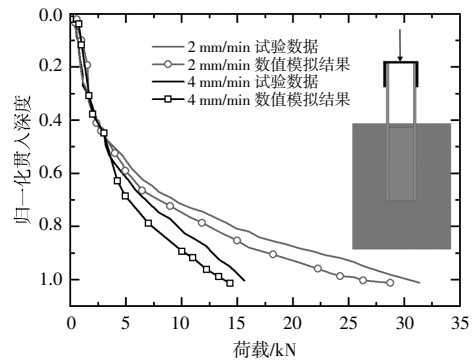


图 3 模型验证

Fig.3 Verification of numerical model

曲线存在波动,而有限元模拟结果相对平滑。在贯入后期,数值模拟得到的荷载比试验所测得荷载低,而前期,所得荷载却比试验所测结果略大一些,差异可能由以下两个原因造成:桩-土之间的摩擦与试验中真实存在的摩擦之间存在差异;网格密度以及输出的分析步增量会造成所得荷载曲线存在波动。从验证结果来看,网格造成数值模拟方法与真实情况之间存在差异是不可避免的。总体而言,使用 ABAQUS/CEL 方法对比分析不同桩体贯入土壤中的动力响应是可靠的。

2 高频振动沉桩动力响应分析

2.1 沉桩速度

图 4 为基础沉桩的位移-时间曲线。

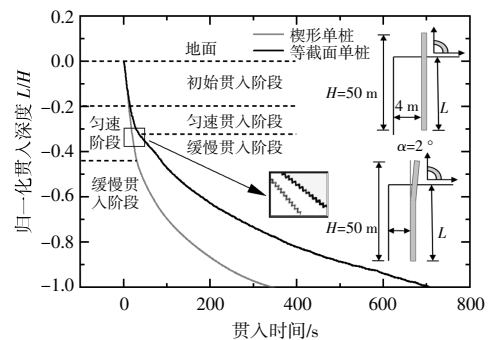


图 4 单桩基础沉桩时间曲线

Fig.4 Pile sinking time curve of monopile

由图 4 可知,楔形单桩完全贯入地基土所需时间较等截面单桩缩短了 38%,意味着所需锤击数更少,能够减少施工器械投入时间,在施工方面具有经济性。

根据振动锤耗散的能量将沉桩过程分为 3 个阶段,分别是自沉阶段、施打阶段和终锤阶段^[13]。等截面单桩的自沉与施打阶段沉桩深度占总深度的 35%,而楔形单桩约为 40%,表明楔形结构有

利于增加单桩基础的自重贯入深度。自沉与施打阶段贯入时间不到总贯入时间的 20%, 超过临界贯入深度以后就进入了终锤阶段。终锤阶段所需时间是决定打桩总时间的关键阶段, 并且随着沉桩深度的增加, 终锤阶段的时间-位移曲线斜率变得越来越平缓。

2.2 沉桩阻力

薄壁大直径管桩属于纯摩擦桩, 所以了解沉桩过程中桩侧摩阻力的变化是必要的。沉桩过程中单桩基础不同位置的摩阻力发展趋势变化曲线如图5所示。

由图 5 可知: 随着基础的贯入, 楔形单桩与等

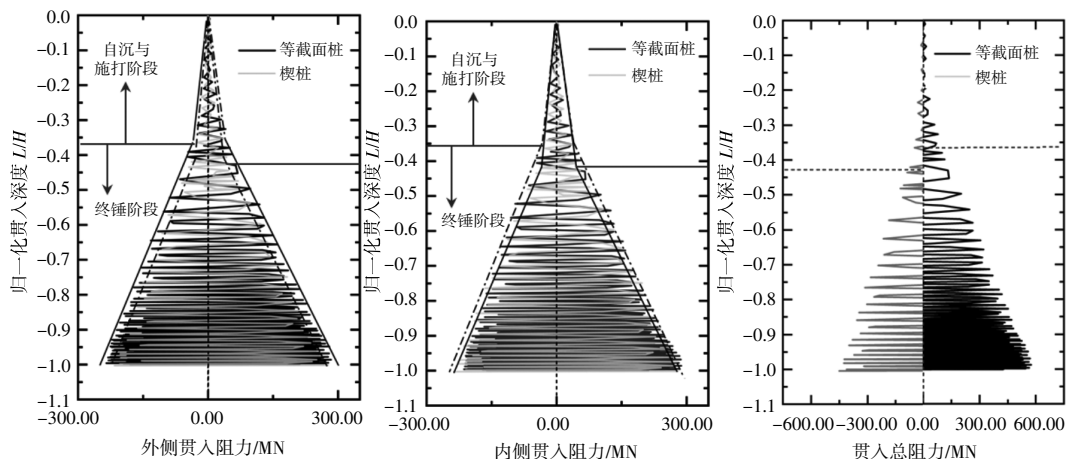


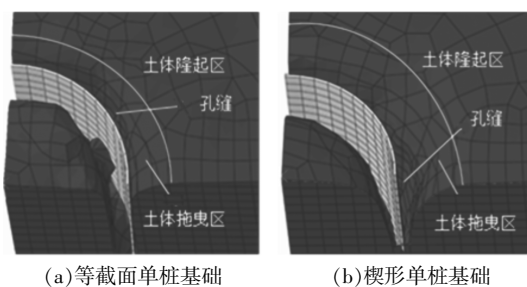
图 5 单桩基础贯入过程中摩阻力变化曲线

Fig.5 Variation curve of frictional resistance during penetration of single pile foundation

截面单桩基础内、外摩阻力绝对值逐渐增大, 两者内、外摩阻力并没有产生巨大差异, 这与文献[14]的结果存在差异; 沉桩阻力与桩型密切相关, 楔形单桩基础的沉桩阻力振幅更小, 并且在终锤阶段, 等截面单桩基础的沉桩阻力变化频率更高; 楔形结构有利于增加自沉与施打阶段的贯入深度, 降低沉桩总阻力, 提高沉桩效率; 等截面单桩的摩阻力在贯入深度为 $0.36H$ 处发生突变, 而楔形单桩达到 $0.42H$ 时才变得剧烈, 这与图 4 所示情况一致; 在贯入深度为 $0.35H$ 时, 等截面单桩的沉桩阻力是楔形单桩的 1.32 倍, 自沉和施打阶段的沉桩深度比楔形单桩基础短 16.7%; 在终锤阶段, 楔形单桩基础的摩阻力轮廓线斜率更陡, 因为楔形部分的贯入, 使得随着桩体表面积增大, 贯入阻力增大, 并且楔形部分的贯入必然会对土体产生压密作用^[15], 使得楔形单桩的桩侧摩阻力增量大于等截面单桩。

沉桩过程中桩基与土体之间产生的孔缝如图 6 所示。由图 6 可知, 楔形单桩所产生的孔缝更大, 更有利于减弱桩侧摩阻力。

由于 CEL 方法不允许用户修改接触力的计算, 因此没有对高频振动荷载引起的桩土界面的摩擦疲劳问题进行建模^[16,17]。从图 5 可以看出, 对



(a) 等截面单桩基础

(b) 楔形单桩基础

图 6 土体孔缝

Fig.6 Soil crevices

于楔角较小(小于 2°)的楔形单桩, 忽略摩擦疲劳对内、外摩阻力影响。如果以更大的楔角进行沉桩, 忽略摩擦疲劳可能会显著影响表层阻力的大小。摩擦疲劳对等截面单桩基础的影响更为明显, 因为它比楔形单桩承受更大的径向应力。

2.3 位移分析

在 CEL 方法中, 网格在模拟过程不会发生变形, 因此采用粒子追踪法获取计算结果。粒子追踪法须要在前处理中预定义粒子追踪路径, 通过外部定义法确定粒子母节点, 在数值分析过程中, 程序会追踪粒子脱离母节点后的运动轨迹。所用追踪粒子以及程序详见图 7。

2.3.1 地表土体位移

单桩贯入过程中土体地表竖向位移变化如图

```

**
** OUTPUT REQUESTS
**
** FIELD OUTPUT:F-Output-1
**
** Tracer particle, tracer set=tracer, particle birth stage=400 tracer

*Output, field, variable=PRESELECT, number interval=20
*Output, field
*node output, tracer set=tracer
u, coord, v
**
** HISTORY OUTPUT:H-Output-1
**
*Output, history, variable=PRESELECT
*End Step
    
```

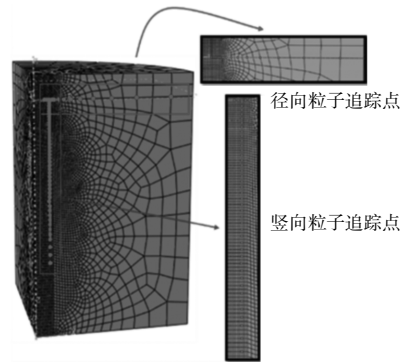


图 7 粒子追踪定义方法与节点

Fig.7 Particle tracking definition method and node

8 所示。由图 8 可知:在高频振动荷载作用下,地表土体整体呈现隆起趋势,单桩的隆起点随着桩体的贯入产生明显位移,在距离管桩 $1.5r$ (r 为等截面单桩半径)处土体隆起量达到最大;在贯入过程中土体产生拖曳效应,浅层土体会产生小范围沉降,而距离桩壁较近范围内的浅层土体受到振动作用和挤土作用的影响会产生竖向位移;当楔形单桩全部贯入地基时,楔形结构对垂直于侧壁方向的土体产生挤压,使得地表竖向以及径向最大值增大。

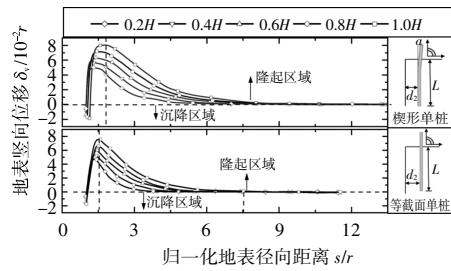
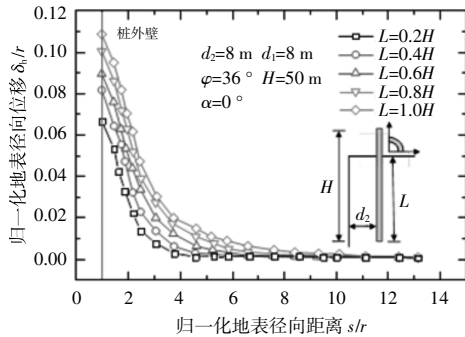


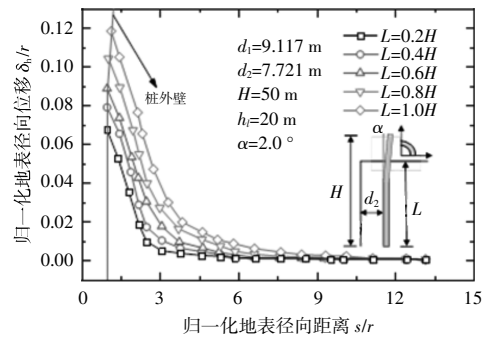
图 8 单桩基础贯入地基土中地表竖向位移图

Fig.8 Vertical displacement diagram of ground surface of monopile penetrating into foundation soil

图 9 为单桩贯入地基土的地表径向位移图。



(a)等截面单桩基础



(b)楔形单桩基础

图 9 单桩基础贯入地基土中地表水平位移图

Fig.9 Horizontal displacement diagram of ground surface of monopile penetrating into foundation soil

图中正值代表土体朝着背离管桩的方向移动。

由图 9 可知:与等截面单桩相比,楔形单桩中的楔形部分进入地基土增大了土体径向位移的影响范围,地表径向位移隆起速度更快;当桩体完全贯入土体时,楔形单桩的地表径向位移比等截面单桩基础增加了 $0.01r$,增加的位移主要来源于楔形部分;在贯入深度达到 $0.6H$ 之前,等截面单桩与楔形单桩的径向位移增量几乎一致,然而,楔形部分开始进入土体到完全贯入这一阶段的土体径向位移值增量比等截面单桩的位移值增量更大。

2.3.2 深层土体位移

单桩基础深层土体位移曲线如图 10,11 所示。在图 10 中,正值代表土体向着背离管桩的方向移动。在图 11 中,正值代表土体产生隆起。

两种单桩在沉桩中对周围土体造成的竖向位移变化总体趋势相同,表现为浅层土体颗粒向上运动,形成隆起,深层土体出现沉降。相较于土体径向位移,单桩在贯入过程中对垂直方向的扰动更明显。楔形单桩竖向位移扰动范围最大增加 13%,这种变化主要受到位移累积效应、径向应

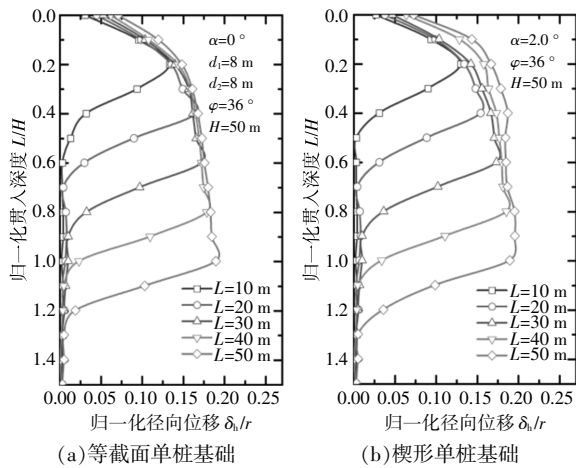


图 10 不同贯入深度下土体径向位移变化曲线

Fig.10 Radial variation curve of soil displacement under different penetration depths

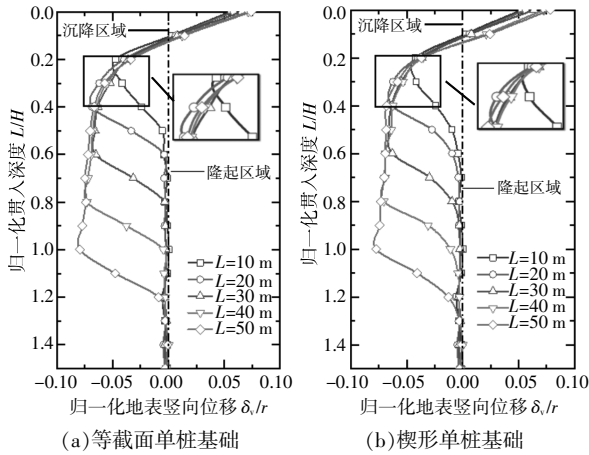


图 11 不同贯入深度下土体竖向位移变化曲线

Fig.11 Vertical variation curve of soil displacement under different penetration depths

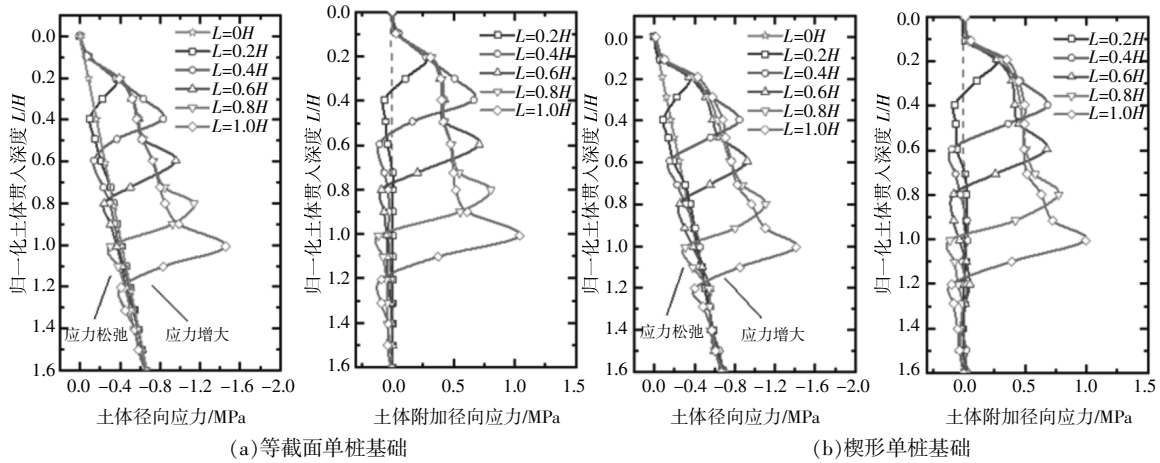


图 13 土体径向应力变化曲线

Fig.13 Radial stress variation curve of soil mass

力、挤土效应以及拖曳效应的共同影响。

2.4 应力分析

在振动沉桩过程中，桩体受到上下激振力作用，带动桩周土体振动，土体产生液化或软化，土体强度降低，桩体在外力和自重作用下完成沉桩。文献[18]的研究表明，在沉桩过程中，桩周土体可划分为液化区和压密区。由于高频激振力的作用，液化区土体会产生高速移动，导致土体体积增大，水平应力显著降低，在压密区水平应力相对提高。图 12 为振动沉桩时的桩土相互作用示意图。

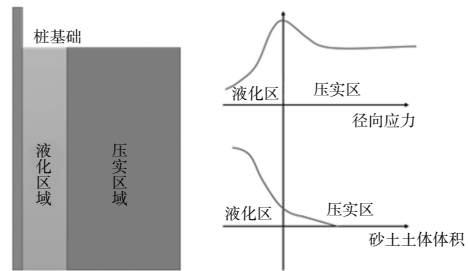


图 12 振动沉桩时的桩土相互作用

Fig.12 Pile-soil interaction during vibratory pile driving

2.4.1 土体径向应力

输出单桩相同位置处沿深度方向的径向应力(图 13)。

由图 13 可知：楔形单桩与等截面单桩的径向应力沿深度方向变化规律一致，即应力随着土体深度的增加而逐渐增大，应力集中现象在桩端附近达到最大值，并在端部呈现二次抛物线形；在打桩过程中，单桩附加径向应力值没有产生剧烈变化^[14,19]，表明在砂土地基中，直径大于 8 m 的单桩

不会产生土塞闭塞现象;楔形单桩的楔形部分对桩端径向应力的影响小,但对桩周土体应力产生较大影响,当楔形部分贯入地基土后,楔形部分对桩周土体的径向扩张效应增大了荷载传递,使得桩周土体径向应力增加幅值增大;在5个沉桩阶段,楔形单桩基础的最大径向应力均小于等截面单桩基础,凸显了楔形单桩基础作为海上风电

基础的优势。

2.4.2 土体竖向应力

单桩的竖向应力以及竖向附加应力沿深度变化曲线如图14所示。竖向附加应力图中,正值代表竖向应力有所增加,出现应力集中现象,反之表示减少,出现应力松弛现象。

由图14可知:两种单桩基础的竖向应力最大

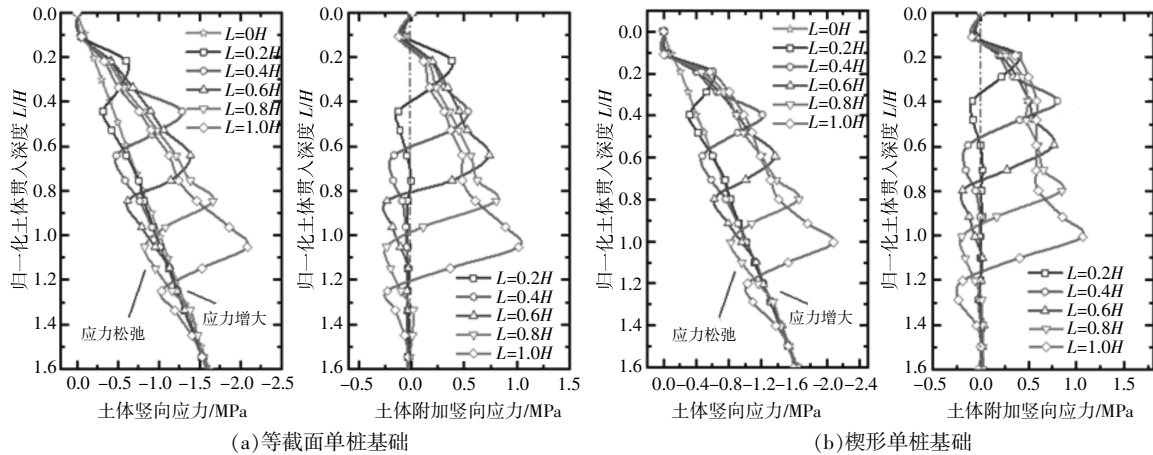


图14 土体竖向应力变化

Fig.14 Vertical stress variation curve of soil mass

值均出现在桩端以下,而没有出现在桩端位置,桩端处的孔扩张理论以及桩端处的应力密度能很好地解释该现象;浅层土体出现了应力释放现象,孔缝以及拖曳效应是产生该现象的主要原因,在桩体贯入过程中浅层土体与桩壁之间形成孔缝,其相互作用减弱,在靠近桩体处的应力会降低;当楔形单桩的倾斜侧壁贯入地基土后,倾斜部分的土体应力增量变化明显增大,其影响范围为倾斜侧壁长度下 $0.1L$ 处,这也表明楔形单桩与土体的相互作用更强,摩阻力增量呈现增加状态。

3 结论

本文采用ABAQUS有限元软件模拟单桩基础的沉桩过程,通过沉桩速度、沉桩阻力、土体位移和应力变化对楔形单桩的沉桩特性进行研究,得出以下结论。

①同等用钢量下,楔形单桩的自沉与施打阶段沉桩深度更深,是等截面单桩基础的1.16倍;贯入总阻力更小,沉桩所需时间更短,比等截面单桩沉桩总时间缩短了38%。楔形单桩有利于减少沉桩过程中的摩阻力,减少率最高达10%,但终锤阶段楔形部分的沉桩阻力增量大于等截面单桩。

②在沉桩过程中,地表竖向位移以隆起为主,在沉桩后期,楔形单桩由于楔形部分的贯入使得浅层土体位移峰值位置后移,峰值增量有所增加。在沉桩过程中,楔形单桩对周围土体造成的扰动更剧烈,扰动距离扩大13%。此外,在桩基础贯入过程中,沿深度方向上的土体位移存在累积效应。

③在砂土地基中,楔形单桩与等截面单桩在沉桩过程中的径向应力沿深度方向变化规律一致。但楔形单桩基础在楔形部分进入地基土后,受到径向膨胀阻力的影响,桩周土体径向应力增幅增大。楔形单桩在某种程度上会增加桩中缺陷处传播屈曲的风险。

④在打桩过程中,随着单桩基础的下沉,每次振动锤击的相应深度逐渐减小,受到的摩阻力逐渐增加,且在砂土地基中安装此类大直径单桩(直径大于8m)时,可以不考虑土塞闭塞效应的影响。

参考文献:

- [1] 张辉宇,贺瑞,陈强,等.海上风机超大直径单桩竖向抗压承载力理论计算及实测方法对比评价[J].海洋工程,2022,40(1):104-115.

- [2] Chen F, Liu L, Lai F, et al. Numerical analyses of energy balance and installation mechanisms of large-diameter tapered monopiles by impact driving [J]. *Ocean Engineering*, 2022, 266: 113017.
- [3] 袁兰, 张健, 陆亚. 水平循环荷载下海上风电楔形单桩土体变形研究[J]. *海洋技术学报*, 2023, 42(1): 78-87.
- [4] Vantomme F, Versteede H, Cathie D. Driving energy losses for constant diameter and tapered submerged monopiles [J]. *Applied Ocean Research*, 2019, 82: 337-345.
- [5] Sormeie A, Ghazavi M. Analysis of non-uniform piles driven into cohesive soils [J]. *Soil Dynamics & Earthquake Engineering*, 2018, 109: 282-285.
- [6] Tavasoli O, Ghazavi M. Effect of tapered and semi-tapered geometry on the offshore piles driving performance [J]. *Ocean Engineering*, 2020, 201: 107147.
- [7] Tavasoli O, Ghazavi M. Wave propagation and ground vibrations due to non-uniform cross-sections piles driving [J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, 104 (Dec.): 13-21.
- [8] Tavasoli O, Ghazavi M. Driving behavior of stepped and tapered offshore piles due to hammer blows [J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2019, 38(6): 633-646.
- [9] 邹长春, 何杰, 吴政, 等. 基于 flac3d 的楔形桩荷载传递机理数值分析研究 [J]. *土工基础*, 2022, 36(5): 739-742.
- [10] 丁洲祥. Gibson 地基模型参数的一种实用确定方法 [J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(9): 1730-1736.
- [11] Ekanayake S D, Liyanapathirana D S, Leo C J. Influence zone around a closed-ended pile during vibratory driving [J]. *Soil Dynamics & Earthquake Engineering*, 2013, 53: 26-36.
- [12] Kou H, Li W, Chu J, et al. Model tests on open-ended concrete pipe piles jacked in sand [J]. *Marine Georesources & Geotechnology*, 2020, 38(8): 939-946.
- [13] 刘永锋. 用波动方程法研究打桩过程 [J]. *水运工程*, 2001(8): 23-27.
- [14] Chen F, Lin Y, Dong Y, et al. Numerical investigations of soil plugging effect inside large-diameter, open-ended wind turbine monopiles driven by vibratory hammers [J]. *Marine Georesources Geotechnology*, 2020, 38 (1): 83-96.
- [15] Nordlund R L. Bearing capacity of piles in cohesionless soils [J]. *Journal of the Soil Mechanics Foundations Division*, 1963, 89(3): 1-35.
- [16] Daryaei R, Bakroon M, Aubram D, et al. Numerical evaluation of the soil behavior during pipe-pile installation using impact and vibratory driving in sand [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020, 134: 106-121.
- [17] Staubach P, Machacek J, Skowronek J, et al. Vibratory pile driving in water-saturated sand: Back-analysis of model tests using a Hydro-Mechanically Coupled Cell method [J]. *Soils and Foundations*, 2021, 61: 144-159.
- [18] Hartung M. Einflüsse der herstellung auf die pfahltragfähigkeit in sand [D]. Braunschweig: Technische University Braunschweig, 1994.
- [19] Ko J, Jeong S, Lee J K. Large deformation fe analysis of driven steel pipe piles with soil plugging [J]. *Computers Geotechnics*, 2016, 71: 82-97.

Characteristics of high frequency vibration piling of super-large-diameter wedged monopiles for offshore wind power

Yuan Lan, Lu Ya

(School of Civil Engineering and Architecture, Chongqing Institute of Engineering, Chongqing 400056, China)

Abstract: In order to investigate the economy of installing large-diameter wedge-shaped monopiles to support offshore wind turbines in shallow coastal waters. The Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) approach is used to establish the finite element model of monopiles under high-frequency vibration load in ABAQUS, and the pile sinking characteristics of wedge-shaped monopile with the same amount of steel and monopile with the same section are compared and analyzed. By analyzing the four aspects of pile penetration speed, frictional resistance, soil displacement, and soil stress, this paper explores the influence of wedge-shaped structures on monopiles installation. The research results show that the total pile sinking time required for wedge-shaped monopiles in sandy soil is reduced by 38% compared to monopiles with equal cross-section, which has good economic benefits in construction; However, in the later stage of pile sinking, the peak displacement position of the shallow soil moves back, and the peak increment increases. The energy transmitted to the foundation is more intense, and the disturbance to the soil is more intense. The radial disturbance range of the surface increases by $0.01r$. The research results not only provide a basis for the design of the cross section type of monopiles for offshore wind turbines in the future, but also provide an important reference for exploring the potential value of large diameter wedge-shaped monopile in offshore wind power projects.

Keywords: high-frequency vibratory driving; wedge-shaped monopiles; offshore wind turbines; Coupled Eulerian-Lagrangian(CEL); drivability performance