

# 陆地风电空心锥形基础地震响应特性分析

李大勇<sup>1,2</sup>, 胡靖彦<sup>1</sup>, 张雨坤<sup>1</sup>, 李强<sup>3</sup>

(1. 山东科技大学 山东省土木工程防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590;

2. 中国石油大学(华东) 储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266580; 3. 泰安市审计指导服务中心, 山东 泰安 271000)

**摘要:**空心锥形钢筋混凝土基础是一种新型陆地风电基础形式。为了丰富陆地风电基础抗震性能研究并将空心锥形基础推广至实际工程中,数值模拟研究了砂土地基中质量相等的空心锥形基础和圆形基础的地震响应特性,讨论了基础尺寸、上部荷载、地震动峰值加速度和地下水埋深等因素对基础加速度和位移响应的影响。研究表明:地震作用下空心锥形基础和圆形基础顶板中心处的加速度峰值差距较小,约为 5%;锥形基础的沉降量始终低于圆形基础,降幅在 4%~31.8%;空心锥形基础前侧的土体变形范围大于圆形基础,而土体隆起量最大值小于圆形基础,最大减少 66%,地震作用下空心锥形基础调动了更多土体抵抗荷载,具有更高的承载力。增加锥形基础的径高比(基础顶面直径与高度之比)能够有效减少基础沉降和前侧土体变形。基础上部荷载与输入地震峰值加速度增大,基础沉降量显著增大,基础前侧土体的变形范围和隆起量也随之增大。基础顶板中心处的加速度放大系数随上部荷载与地震动峰值加速度的增大而减小,随地下水埋深增加而增大。

**关键词:**陆地风电;空心锥形基础;地震荷载;地震响应;数值模拟;土体变形

中图分类号:TU47

文献标志码:A

## Responses of cone-shaped hollow reinforced concrete foundation for onshore wind turbines to seismic loading

LI Dayong<sup>1,2</sup>, HU Jingyan<sup>1</sup>, ZHANG Yukun<sup>1</sup>, LI Qiang<sup>3</sup>

(1. Shandong Provincial Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation,

Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. College of Pipeline

and Civil Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;

3. Tai'an Audit Guidance Service Center, Tai'an 271000, China)

**Abstract:** The cone-shaped hollow reinforced concrete foundation (CHRF) is an innovative foundation for onshore wind turbines. To enrich the research on the anti-seismic performance of onshore wind power foundations and promote the application of the CHRF to practical projects, this paper investigated the responses of the CHRF and the regular circular foundation to seismic loading by using numerical simulations. It explored the influences of the foundation sizes, up-structure load value, ground motion peak acceleration value, and water table on the foundation acceleration and motion behavior. Results show that the difference of the peak acceleration values between the CHRF roof and the circular foundation roof are within 5%. The maximum settlement of the CHRF decreases by approximately 4%~31.8% compared with the circular foundation under the same self-weight value. The deformation range of the soil in the front side of the CHRF is larger than that of the circular foundation, but the maximum soil upheaval value of the CHRF is smaller than that of the circular foundation, with the maximum decrease of 66%.

收稿日期:2021-09-01

基金项目:国家自然科学基金项目(51078227);山东科技大学科研创新团队项目(2015TDJH104)

作者简介:李大勇(1971—),男,山东泰安人,教授,博士生导师,主要从事基础工程、土力学基本理论研究。

张雨坤(1987—),男,山东淄博人,副教授,博士,主要从事基础工程领域研究,本文通信作者。

E-mail: phic007@163.com

indicating that the CHRF has higher bearing capacity because it can use more soil to resist the seismic loading. The settlement of the CHRF and the deformation of the front side soil can be effectively decreased by increasing the ratio of the foundation roof diameter to the foundation height. The settlement of the CHRF and the deformation range increases with the increase of the ground motion peak acceleration value and the up-structure load. The acceleration amplification factor decreases with the increase of the up-structure load and the ground motion peak acceleration value, but it increases with the increase of the water table.

**Key words:** onshore wind turbine; cone-shaped hollow reinforced concrete foundation (CHRF); seismic load; seismic response; numerical simulation; soil deformation

陆地风机结构凭借其安装便利,后期维护成本低等优点,使陆地风电成为了风能开发的主导方向<sup>[1]</sup>。我国西北风电场周围发生地震的情况仍屡见不鲜<sup>[2]</sup>,陆地风电基础承担的结构为整个风力发电机组,一旦地震发生可能造成重大破坏和财产损失。因此,开展地震作用下陆地风电基础的反应特性研究,对完善陆地风电基础的抗震理论、便捷实际工程的应用以及合理运用不同基础形式的优势具有重要意义。

重力式圆形基础是应用最广泛的陆地风电基础形式,但需大量钢筋和混凝土,导致施工成本较高,且基坑开挖产生的大量渣土通常就地堆放,影响基础稳定性并破坏生态环境。为克服以上不利条件,李大勇等<sup>[3]</sup>提出一种新型的陆地风电塔架基础——山区风电钢筋混凝土空心锥形基础(简称空心锥形基础)。空心锥形基础的内部空腔回填基础基坑开挖产生的渣土,将其作为基础自重,达到节省施工材料用量的目的。此外,使基础与土体接触面积更大,可调动更多土体抵抗外界荷载。

空心锥形基础的研究刚起步,其他风电浅基础的研究方法和成果对其具有借鉴作用。Hossain 等<sup>[4]</sup>研究了极端荷载情况下圆形基础的破坏机理,对比了不同荷载条件下基础承载力与基础周围土体的变化规律。Araz 等<sup>[5]</sup>通过离心试验与数值模拟评估了浅基础尺寸与埋深对地震响应的影响,得到了相应的基础抗震承载力和沉降量变化规律。Millen 等<sup>[6]</sup>在充分考虑土-基础-结构相互作用的同时提出一种新的宏观模型,通过有限元方法为浅基础提供了合理的沉降估算。Wang 等<sup>[7]</sup>针对地震荷载作用下的风机圆形基础提出动态 Winkle 模型,研究了地基隆起对基础地震荷载下响应的影响。Ahamed 等<sup>[8]</sup>通过下限分析法,结合有限元方法讨论了土体强度、坡高比和地震加速度水平等因素对圆形基础抗震承载力的影响。孙永亮<sup>[9]</sup>通过模型试验与数值模拟相结合,研究了竖向荷载和水平地震共同作用下不同土体、基础形式及地震烈度等因素对浅基础沉降规律的影响。

相较于圆形基础,Li 等<sup>[10-11]</sup>已证明空心锥形基础的水平承载能力提高了约 33.5%,并在有效限制基础旋转的同时充分调动周围土体抵抗弯矩荷载。而地震作用下空心锥形基础的抗震性能、位移响应及其周围土体的变形情况等问题尚未清楚。本研究采用有限元软件 PLAXIS<sup>3D</sup>建立基础-土结构体系数值模型,对比分析多种影响因素作用下两种基础形式的地震响应特性,为空心锥形基础在实际工程中的推广和应用与圆形基础的抗震设计提供参考。

## 1 计算模型建立

### 1.1 地震波的选取

选取 El Centro 地震波作为输入地震动荷载,其加速度时程曲线如图 1 所示。该地震波在 0~15 s 内加速度值较大,故将动力计算时长设置为 15 s。

### 1.2 数值模型的建立

圆形基础模型尺寸参考青岛某山区风电塔架基础工况<sup>[12]</sup>,高度  $H$  为 3 600 mm,直径  $D$  为 18 000 mm。经等钢筋混凝土质量换算公式得出一组符合优选钢筋混凝土壁厚设计方案<sup>[3]</sup>的不同空心锥形

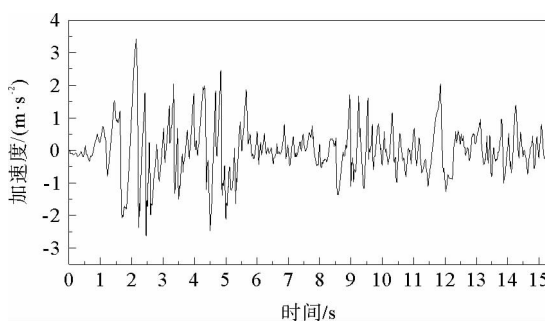


图 1 El Centro 地震波加速度时程曲线

Fig. 1 Acceleration-time history curve of El Centro waves

基础尺寸,以对比研究其在地震作用下的响应差别,如表 1 所示。换算公式为:

$$M_H = 1/12\pi[\rho_{\text{渣土}} H_1 D_2^3/D_1 + \rho_{\text{钢筋混凝土}} (D_1^2 H_1 - H_1 D_2^2/D_1)] = M_C = 1/4\pi D^2 H, \quad (1)$$

$$H_2 = H_1 D_2/D_1. \quad (2)$$

式中: $M_H$ 、 $M_C$  分别为建造空心锥形基础与圆形基础所需的钢筋混凝土总质量; $\rho_{\text{渣土}}$ 、 $\rho_{\text{钢筋混凝土}}$  分别为空心锥形基础内部回填废渣土的密度与钢筋混凝土的密度; $H$ 、 $D$  分别为圆形基础的直径和高; $H_1$ 、 $D_1$  分别为空心锥形基础的顶板外直径和高度; $H_2$ 、 $D_2$  分别为空心锥形基础的回填渣土层高度与顶板内径。圆形基础与空心锥形基础的剖面图如图 2 所示。

表 1 基础模型尺寸

Table 1 Dimensions of the foundation models

基础编号	顶面直径	底面直径	基础高度	渣土顶直径	渣土底直径	渣土坑高度
I	24 000	0	7 800	14 500	0	4 700
II	27 000	0	6 200	16 400	0	3 770
III	30 000	0	5 000	18 200	0	3 030

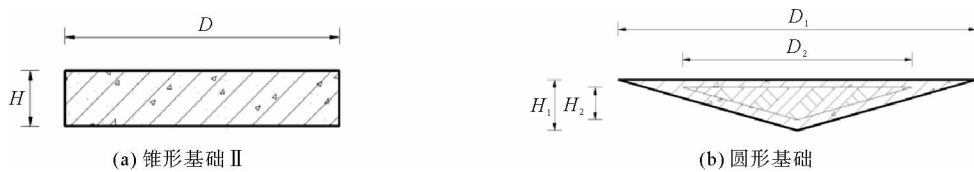


图 2 基础剖面示意图

Fig. 2 Cross-section of foundations

砂土地地与基础的有限元模型的建模方式与前期研究<sup>[13]</sup>保持一致。借鉴 Zidan<sup>[14]</sup>的经验,在水平和垂直方向各取 10 倍圆形基础直径和高度范围内的土体作为计算区域以消除边界效应对动力计算结果的影响。在基础顶板中心处施加竖向荷载模拟上部荷重。基础的有限元模型如图 3 所示。

由于常用的 Mohr-Coulomb 本构模型将土体简化为非线性特征,且没有考虑土体在小变形阶段刚度增大的特性,而小应变土体硬化模型(hardening soil model with small-strain stiffness, HS small)在土体硬化模型的基础上考虑了土的受荷历史和刚度的应变相关性,使其在描述土体剪切硬化、加卸载、小应变等方面具有很大优势<sup>[15]</sup>,故使用 HS small 模型模拟西北地区风电场砂土地基。土体物理参数见文献<sup>[16]</sup>,具体参数列于表 2。底部岩层采用线弹性模型,厚度为 1 m,基岩密度  $\rho = 2\ 700\ \text{kg/m}^3$ ,弹性模量  $E = 62\ 000\ \text{GPa}$ ;地下水位设置在 -10 m 处。

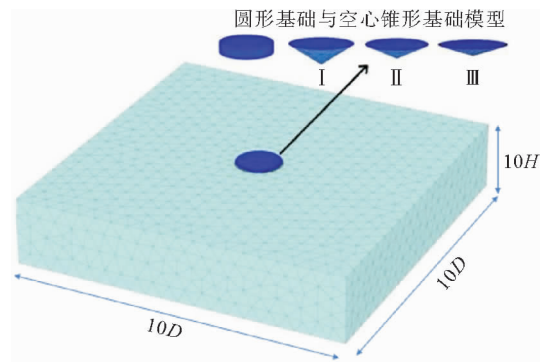


图 3 基础与地基的有限元模型图

Fig. 3 Finite element model diagrams for foundations

表 2 土层的物理学参数

Table 2 Physical parameters of soil layers

侧限压缩 试验切线刚度 $E_{\text{oed}}/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-2})$	强度 50% 对应弹性模量 $E_{50}^{\text{st}}/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-2})$	加荷卸荷 模量 $E_{\text{ur}}/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-2})$	刚度的 应力相关幂 指数 $m/(-)$	黏聚力 $c$ $/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-2})$	摩擦角 $\varphi/(\text{°})$	剪胀角 $\Psi/(\text{°})$	阈值剪 切应变 $\gamma_{0.7}/(-)$	小应变参考 剪切模量 $G_0^{\text{st}}/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-2})$
18 000	18 000	54 000	0.5	1	35	17	$10^{-4}$	90 000

### 1.3 阻尼的确定

动力计算中,Plaxis<sup>3D</sup>中提供瑞利阻尼来模拟能量的耗散性能。其质量和刚度成比例:

$$C = \alpha M + \beta K. \tag{3}$$

式中: $C$  代表阻尼, $M$  代表质量, $K$  代表刚度, $\alpha$  和  $\beta$  为瑞利系数。瑞利系数  $\alpha$  和  $\beta$  可由至少两个已知的阻尼比率  $\xi_i$  决定,该阻尼比率与两个振动频率  $\omega_i$  相对应<sup>[17]</sup>:

$$\begin{cases} \alpha = 2\omega_1\omega_2 \frac{\omega_1\xi_2 - \omega_2\xi_1}{\omega_1^2 - \omega_2^2}, \\ \beta = 2 \frac{\omega_1\xi_1 - \omega_2\xi_2}{\omega_1^2 - \omega_2^2}. \end{cases} \tag{4}$$

此外,基础结构的阻尼比按照《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)<sup>[18]</sup>规定,取 0.05。

### 1.4 边界的确定

对基础-土体系进行动力分析时,需要沿人工边界布置阻尼器以吸收外行波的能量,使其在边界处不发生反射。在此基础上应用自由场单元与一致地基单元将远场运动和地震动以等效的正应力和剪应力形式传递至近场的土体内部。因此,在土体四个侧面采用自由场边界,底部采用一致地基边界,以达到与无限场地相同的模拟效果,如图 4。其中,自由场单元与一致地基单元均为布置于土体内部的界面单元,通过阻尼器与土体相连,其力学性能与相邻土体相同。

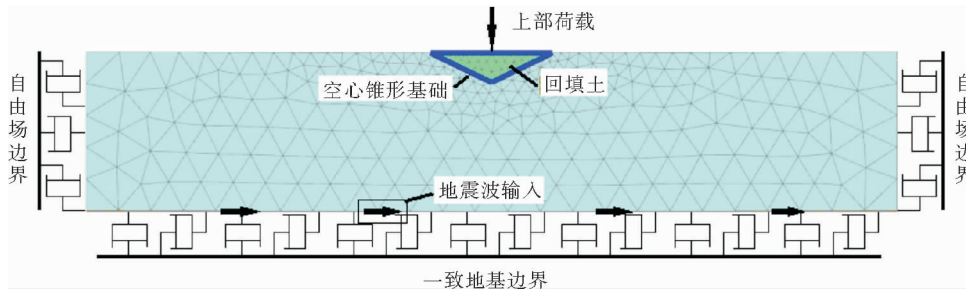


图 4 模型边界示意图

Fig. 4 Diagram of the model's boundary conditions

### 1.5 数值模型可靠性验证

前期针对锥形基础水平承载特性的研究发现,数值模拟与模型试验得到的基础无量纲化水平荷载-位移曲线结果吻合较好<sup>[13]</sup>。本研究的建模方式、选取的土体本构关系以及材料参数与前期研究完全一致,是前期研究的推进。由于运行的是动力计算,边界条件的设置与文献[13]存在差异,因此对模型的边界条件进行验证,以确保数值模型计算结果具有可靠性。

参照高盟等<sup>[19]</sup>对动力边界条件的验证方式,按照本研究数值模型的尺寸,将上部砂土层赋予线弹性本构,土体弹性模量  $E=15 \text{ MPa}$ 、泊松比  $\nu=0.3$ 、密度  $\rho=1\ 600 \text{ kg/m}^3$ 、剪切模量  $G=E/2(1+\nu)$ 。在模型底部施加剪切脉冲波:

$$v = \begin{cases} 0.25\sin(2\pi t), t \leq 0.5 \text{ s}; \\ 0, t > 0.5 \text{ s}. \end{cases} \tag{5}$$

式中: $v$  为模型底部施加的剪切脉冲波速度; $t$  为动力时间,s。

土体中剪切波传播速度计算公式为:

$$C_s = \sqrt{G/\rho}, \tag{6}$$

式中, $C_s$  为剪切脉冲波波速。

图 5 为模型底部及顶部的速度时程曲线。由图 5 可知,脉冲波经过约 0.59 s 传到模型顶部,在 0.85 s

时顶部速度达到峰值 0.51 m/s。这是由于顶部未将人工设置界面设为自由界面使得脉冲波向下反射,从而将速度峰值放大 2 倍。1.25 s 后顶部速度逐渐稳定,底部接收到顶部自由界面反射的波,在约 1.47 s 时出现第二个峰值,随后也逐渐趋于稳定,说明底部边界能够很好地吸收反射波<sup>[20]</sup>,由此证实设置的边界条件及地震波输入方式是合理的。

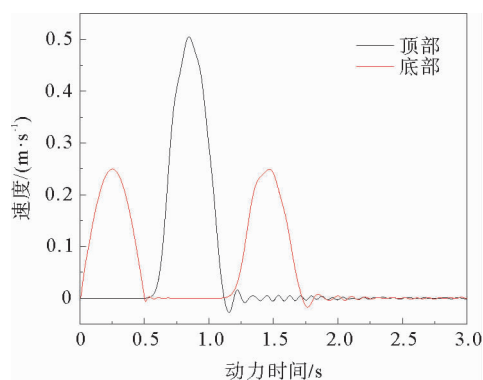


图 5 模型底部、顶部的速度时程曲线

Fig. 5 Velocity-time history curve at the bottom and top of the model

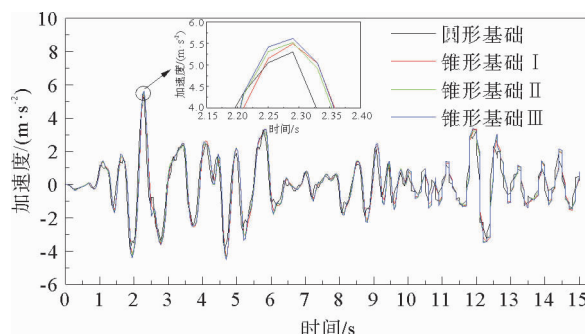


图 6 不同基础加速度时程曲线

Fig. 6 Acceleration-time history curves of different foundations

## 2 地震反应特性分析

### 2.1 锥形基础尺寸对抗震性能的影响

图 6 为等钢筋混凝土质量的不同尺寸的空心锥形基础与圆形基础顶板中心处的加速度时程曲线。参考文献[21]中的风机结构,将总重量为  $6 \times 10^3$  kN 的上部结构以点荷载的方式作用于基础顶板中心处并保持恒定,随后施加 El Centro 地震波。由图 6 可知,两种基础的加速度时程曲线变化规律基本一致,不同径高比锥形基础的加速度大小基本相同,锥形基础 I、II、III 的加速度峰值分别为  $5.49$ 、 $5.52$  和  $5.61 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$ 。可以发现,随着锥形基础径高比的增加,基础顶板中心处加速度峰值也逐渐增加,但平均仅产生 1.1% 的增量,说明加速度响应值对空心锥形基础径高比的变化不敏感;圆形基础在 2.29 s 处达到加速度峰值  $5.3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$ ,这表明两种形式的基础的加速度响应差异不大,圆形基础体现出一定优势。同时,相较于输入的加速度,基础顶板中心的加速度响应均有一定延迟。

图 7 为圆形基础与锥形基础顶板中心处的沉降量-时程曲线。对比发现,两种基础的沉降量发展规律基本一致,沉降量的增长段与地震动时程基本吻合,即位移均在 2.44 s 内迅速增大,随后不同基础的位移差开始发生变化,沉降量平稳增加,在 11.6~13.4 s 内发生较小的突增后继续缓慢发展,直至地震结束。这是由于当土体受到地震荷载作用时,加速度峰值及其之前的地震波对竖向变形起到主要控制作用,而峰值后的加速度对土体竖向位移的影响较小<sup>[22]</sup>。同时,相较于圆形基础,锥形基础 II、III 的最终沉降量分别降低了 15.5% 和 31.8%,而锥形基础 I 的最终沉降量增加了 10.5%,这表明在一般情况下等质量的圆形基础的位移响应要比空心锥形基础剧烈得多;且随着空心锥形基础径高比的增大,其沉降量也逐渐得到有效控制,最多减少了 38.3%。

不同尺寸基础在地震作用下引起的土体变形如图 8 所示。由图 8 可知,基础前侧(地震波输入方向)土体的竖向位移变化规律存在差异,圆形基础表现为基础边缘处的震陷及受到挤压作用而发生塑性变形引起的前侧土体隆起;锥形基础表现为基础边缘处的震陷和前侧土体的微小变形。圆形基础对其前侧土体的扰动更剧烈,土体最大隆起量高于锥形基础;锥形基础边缘处的土体震陷量高于圆形基础,证明震动能量分散到了更多的土体;且根据土体隆起趋势判断,锥形基础前侧的土体变形范围更大。这是由于等质量的锥形基础与土体接触面积较圆形基础高 37.5%,从而增加了基础与土体的摩擦力并调动周围更多土体为其抗震性

能服务。此外,增加锥形基础径高比,其边缘处的震陷量和前侧土体的隆起量均随之减小,再次证明增加锥形基础径高比能够改善其抗震性能。

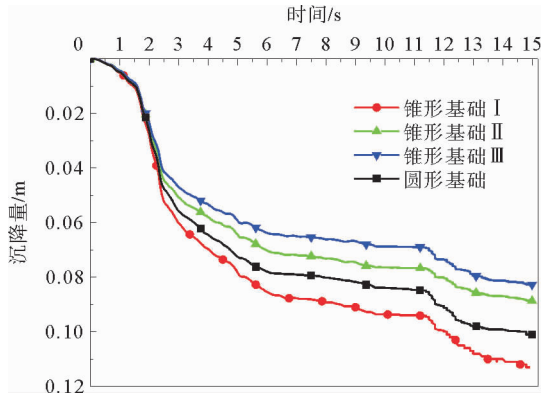


图 7 基础顶板中心处沉降量-时程曲线

Fig. 7 Vertical settlement-time history curves of center

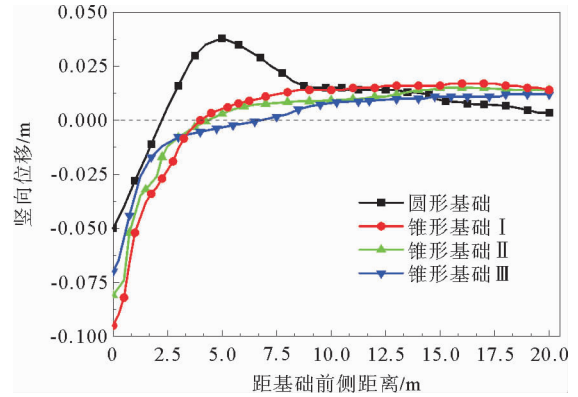


图 8 不同基础前侧土体竖向位移

Fig. 8 Vertical displacement of the front side of the foundation

### 2.2 上部结构质量对抗震性能的影响

为使基础能够适配上部更大质量的风电结构,有必要研究上部荷载对基础动力响应的影响。由于锥形基础 II 在荷载作用下的承载性能变化更为明显<sup>[13]</sup>,其尺寸设置具备一定代表性,便于对比空心锥形基础与圆形基础的抗震机理,因此选取锥形基础 II 与圆形基础,分别在其顶板中心处施加  $4 \times 10^3$ 、 $6 \times 10^3$ 、 $8 \times 10^3$  和  $10 \times 10^3$  kN 的竖向荷载并保持恒定,随后施加 El Centro 地震波。图 9 为不同荷载作用下基础顶板中心处的加速度-时程曲线。由图 9 可知,基础的加速度响应规律基本相同,峰值大小基本一致;随上部荷载增加,两种形式基础的加速度峰值均逐渐减小,如表 3 所示。

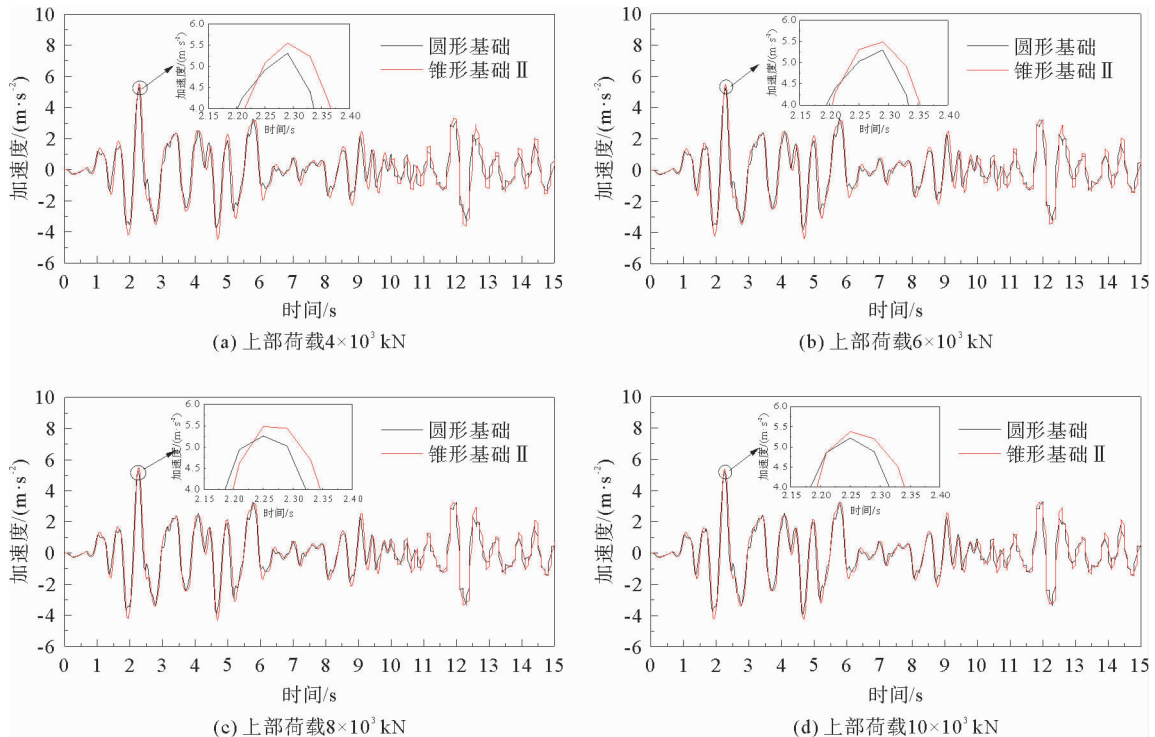


图 9 不同上部荷载作用下基础顶板中心加速度-时程曲线

Fig. 9 Acceleration-time history curve of the foundation roof under different loads

表 3 不同荷载作用下基础顶板中心加速度峰值

Table 3 Acceleration peak of the center of the foundation roof under different vertical loads

上部荷载/kN	锥形基础加速度峰值/(m · s <sup>-2</sup> )	圆形基础加速度峰值/(m · s <sup>-2</sup> )
4 × 10 <sup>3</sup>	5.55	5.31
6 × 10 <sup>3</sup>	5.49	5.30
8 × 10 <sup>3</sup>	5.46	5.26
10 × 10 <sup>3</sup>	5.38	5.22

不同荷载作用下的沉降量-时程曲线如图 10 所示。由图 10 可知,锥形基础与圆形基础在不同荷载作用下沉降量-时程曲线的变化规律大致相同,如上文所述。随着上部荷载的增加,基础的沉降量也随之增大;在不同等级的上部荷载作用下,圆形基础的位移响应均较空心锥形基础剧烈,沉降量分别增加了 14.8%、13.3%、11.7%和 10.1%,即随着荷载的逐渐增加,基础沉降的发展逐渐减缓。

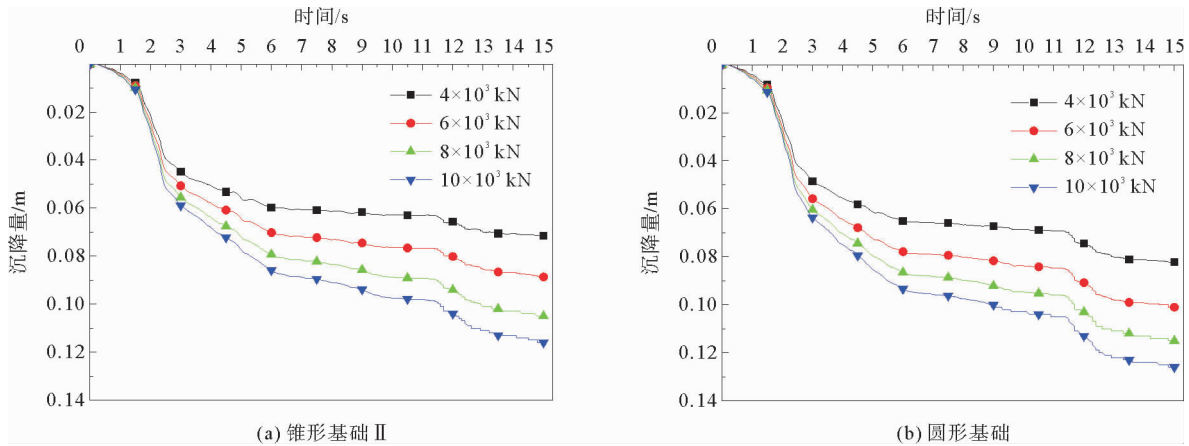


图 10 不同荷载作用下基础顶板中心处沉降量-时程曲线

Fig. 10 Vertical settlement-time history curves of the center of the foundation roof surface under different loads

图 11 为不同荷载作用下基础前侧地基的竖向位移情况。由图 11 可知:基础上部荷载越大,震陷越严重,基础前侧土体的隆起量也越大;由基础前侧土体的竖向位移趋势可知,随着上部荷载的增加,地震在水平地基上引起的变形范围更广,根据位移趋势推测,空心锥形基础在上部荷载为 10 × 10<sup>3</sup> kN 时的土体变形范

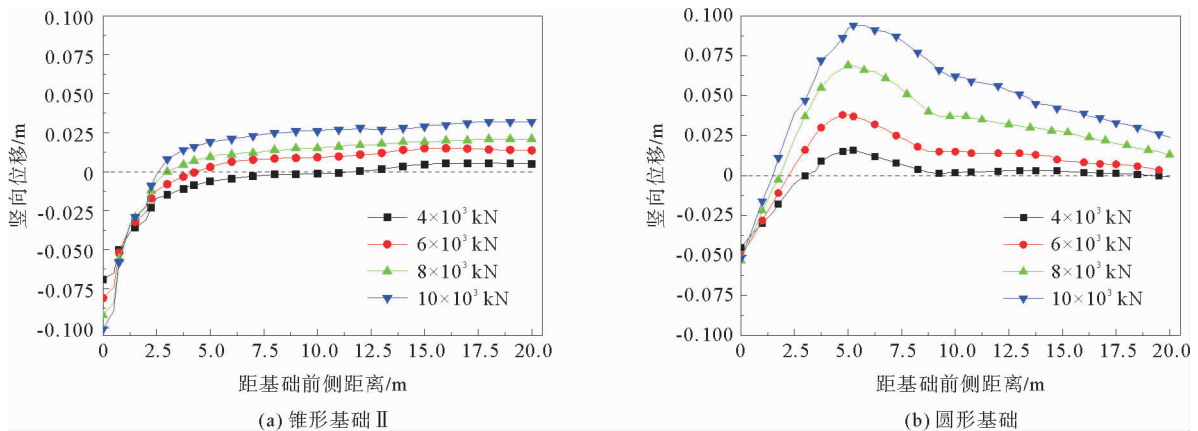


图 11 不同荷载作用下基础前侧土体竖向位移

Fig. 11 Vertical displacement of the front side of the foundation under different loads

围约为上部荷载  $4 \times 10^3$  kN 的 6 倍,圆形基础则为 3 倍。空心锥形基础前侧的土体震陷量均略高于圆形基础,而圆形基础前侧的土体隆起量则大幅高于空心锥形基础。以上部荷载为  $8 \times 10^3$  kN 的两种工况为例,圆形基础前侧土体的最大隆起量较锥形基础增加了 188%,边缘处震陷量仅减少了 41%。圆形基础前侧土体隆起量较锥形基础最大增加了 487.5%。该隆起同样会引发灾害,因此对于圆形基础上部结构质量较大的风机,在抗震设计时应予以重视。

### 2.3 不同加速度水平对抗震性能的影响

在基础顶板中心设置  $6 \times 10^3$  kN 的竖向荷载并保持恒定,输入调整后的 El Centro 地震波,使其加速度峰值分别为 0.1、0.2 和 0.3 g,获得不同峰值地震作用下的基础顶板中心加速度-时程曲线,如图 12 所示。0.1、0.2 和 0.3 g 的地震峰值作用下,空心锥形基础 II 顶板中心的加速度峰值分别为 2.13、3.78 和 5.49  $m \cdot s^{-2}$ ,较输入加速度峰值的放大系数分别为 1.87、1.66 和 1.60;圆形基础顶板中心的加速度峰值分别为 2.0、3.65 和 5.3  $m \cdot s^{-2}$ ,放大系数分别为 1.75、1.60 和 1.55,放大系数分布范围大致在 1.5~1.9。可以发现,不同加速度水平作用下基础的加速度变化规律基本一致;随着输入加速度峰值水平的增加,两种类型基础顶板中心的加速度放大系数均逐渐减小。

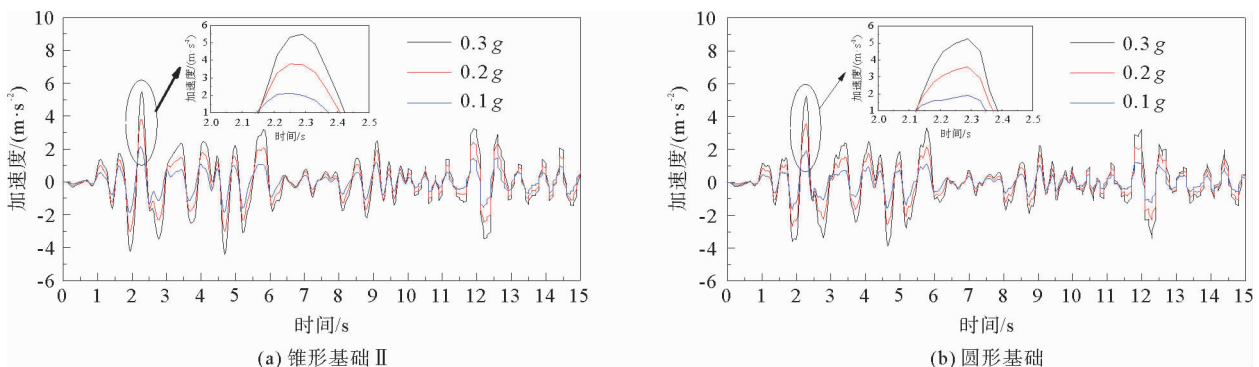


图 12 不同加速度作用下基础顶板中心处加速度-时程曲线

Fig. 12 Acceleration-time history curve of the foundation roof under different acceleration levels

图 13 为不同峰值地震作用下的基础沉降量-时程曲线。随着输入地震动峰值加速度的增加,基础的沉降量显著增大,最大增幅为 157.65%;圆形基础的位移响应始终较空心锥形基础剧烈,在 0.1、0.2 和 0.3 g 这 3 种地震峰值作用下沉降量分别增加了 1.04%、4.1%和 13.9%,这说明在弱震作用下,两类基础的竖向位移响应相差不明显,而随着输入地震动峰值加速度的增加,圆形基础的位移响应愈加剧烈,空心锥形基础的优势逐渐体现。

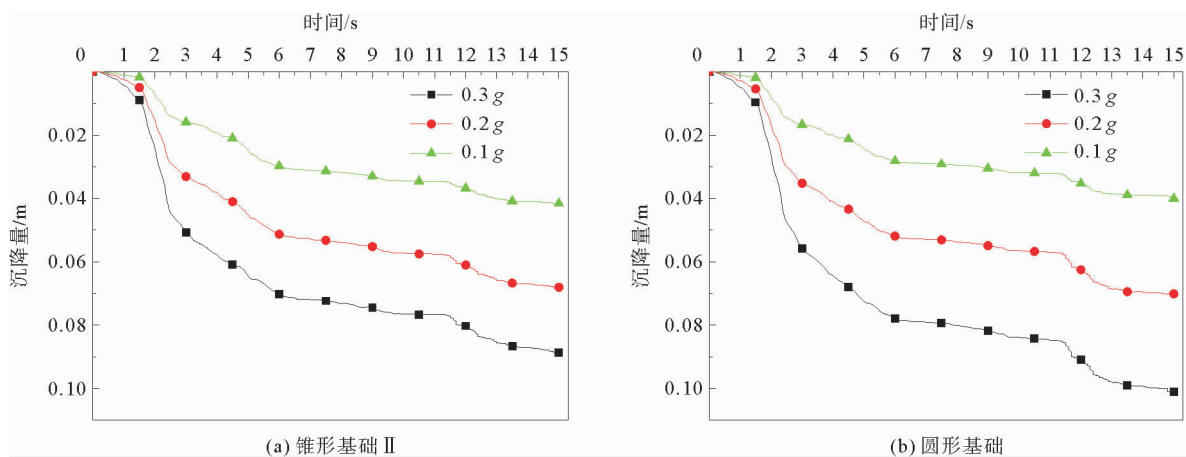


图 13 不同加速度作用下基础顶板中心处沉降量-时程曲线

Fig. 13 Vertical settlement-time history curves of the center of the foundation roof under different acceleration levels



图 14 为不同加速度作用下基础前侧土体竖向位移情况。由图 14 可知,不同峰值加速度的地震作用下两类基础前侧土体变形差别不明显;随着地震动峰值加速度的增加,震陷越严重,基础前侧土体隆起量增大,土体变形范围增大。同时,弱震作用下空心锥形基础前侧土体几乎不受扰动,地震造成的破坏仅体现在震陷上;锥形基础边缘处震陷量对输入加速度峰值的增大更敏感,最大增加了 119%;而圆形基础前侧土体隆起量对加速度峰值的提高更敏感,最大增幅为 178%。产生差异的原因是基础在地震作用下的失稳机理和运动形式不同。

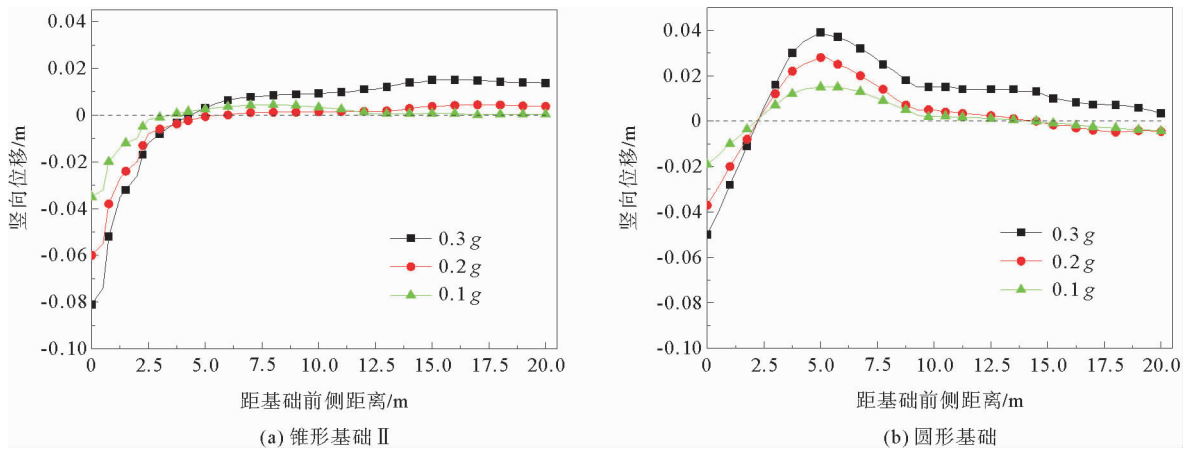


图 14 不同加速度作用下基础前侧土体竖向位移

Fig. 14 Vertical displacement of the front side of the foundation under different acceleration levels

图 15 为地震作用下基础的位移矢量图。由图 15 可知,地震作用下圆形基础边缘处土体的位移矢量方向主要为向前下和向前,反映出其运动形式类似于斜向下的“前推”,造成基础前侧土体产生较大的隆起量,且该现象随输入地震峰值的增加而更明显;空心锥形基础边缘处位移矢量的方向垂直于基础侧壁,说明锥形基础在地震作用下对土体的作用是基础自重与地震动荷载共同作用下的一种“下压”,将地震产生的振动能量传递到更深更广的土体中以耗散,由此造成较大震陷量。

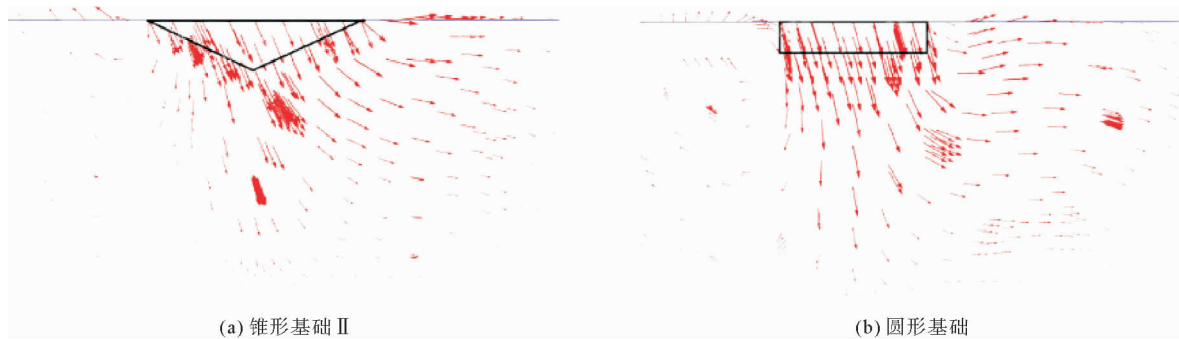


图 15 地震作用下基础位移矢量图

Fig. 15 Displacement vector diagram of the foundation under earthquakes

#### 2.4 地下水深度对抗震性能的影响

考虑到西部砂土地基风电场拥有不同的地下水深度,分别设置地下水水头高度为-5、-10、-15、-20、-25 m 5 种工况,在基础顶板中心处施加  $6 \times 10^3$  kN 的竖向荷载后保持恒定并输入地震波。基础顶板中心处加速度-时程曲线如图 16 所示。由图 16 可知,不同地下水深度地基上基础的加速度变化规律一致,峰值大小相差不大;随着地下水深度的增加,基础顶板中心处的加速度峰值逐渐增加。这是由于在地震波的作用下,砂土地基中产生的超孔隙水压力可以起到滤波和隔震的作用<sup>[23]</sup>。

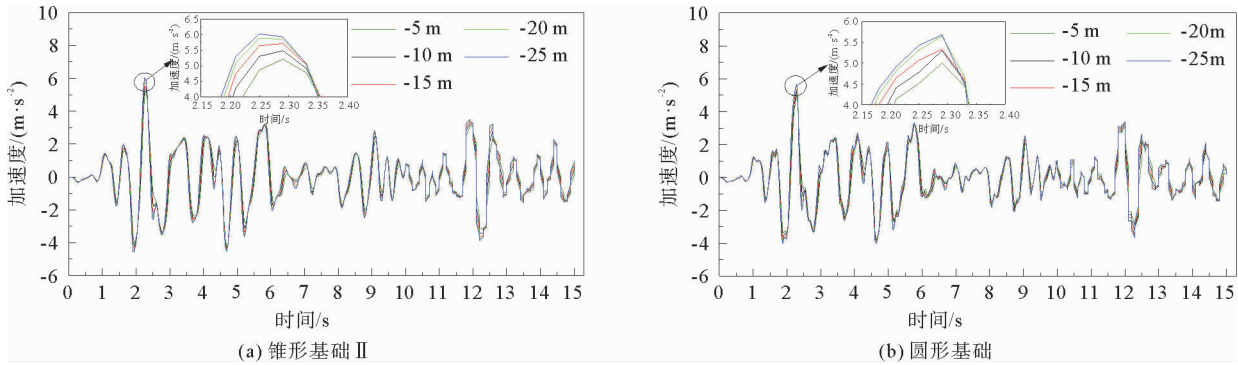


图 16 不同地下水深度地基上基础顶中心加速度-时程曲线

Fig. 16 Acceleration-time history curve of the foundation roof under different ground water depths

不同地下水深度地基的基础沉降量-时程曲线如图 17 所示。沉降量的变化规律与前文一致;在动力时程 0~11.6 s 内,随着地下水深度的加深,圆形基础与锥形基础的沉降量逐渐减小;当地下水深度超过 -10 m 时,基础沉降量的差异已不明显,并在动力时程 11.6~15 s 内趋于稳定。地震作用下不同地下水深度的地基上,圆形基础的位移响应始终较锥形基础剧烈,在地下水水头高度为 -5、-10、-15、-20 和 -25 m 工况下,沉降量分别增加了 10%、13.9%、11.5%、13.7% 和 10.9%。

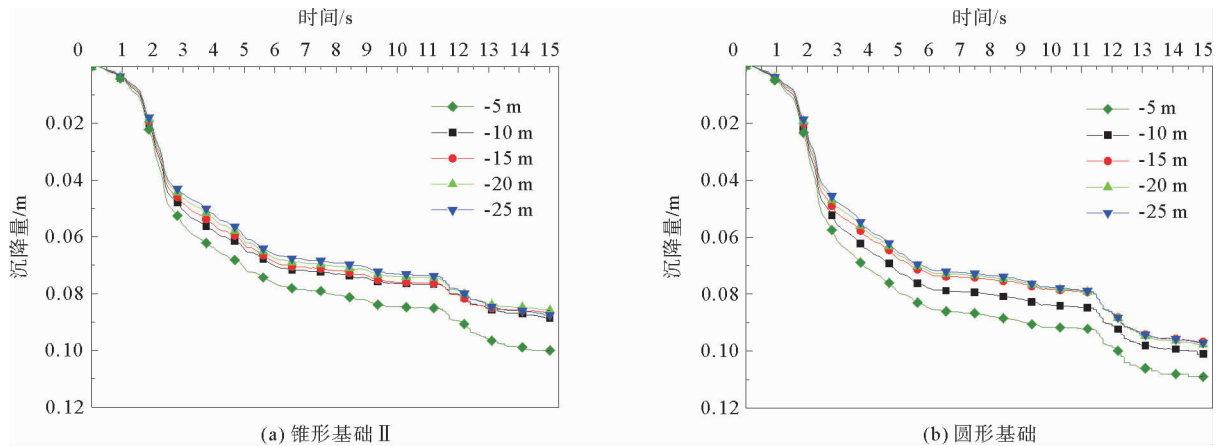


图 17 不同地下水深度基础顶板中心处沉降量-时程曲线

Fig. 17 Vertical settlement-time history curves of the center of the foundation roof under different ground water depths

图 18 为地震作用下不同地下水深度地基上基础前侧土体的竖向位移。由图 18 可知,地下水深度的不同对基础前侧的土体变形影响非常有限,当地下水水头高度为 -5 m 时,地震作用引起的震陷、土体隆起量与土体变形范围略大;高度低于 -5 m 时,土体变形情况基本一致。因此,在西北风电场选址阶段,不同地区地下水深度是值得考虑的因素。

### 3 结论

对比分析多因素作用下空心锥形基础与圆形基础在砂土地基上的地震响应特性,结论如下。

1) 圆形基础的加速度响应与锥形基础大致相同,但其竖向的位移响应始终较锥形基础剧烈,基础沉降量最高增加了 31.8%。锥形基础因地震动荷载造成的基础边缘处震陷量高于圆形基础,前侧土体隆起量大幅低于圆形基础,且土体变形范围更广。锥形基础调动了更多土体为基础抗震性能服务,而圆形基础对前侧土体的扰动更为剧烈。

2) 增加空心锥形基础的径高比能有效减小其沉降量,抑制基础前侧土体隆起,改善抗震性能;基础顶板

中心处的加速度响应值对径高比的变化不敏感。

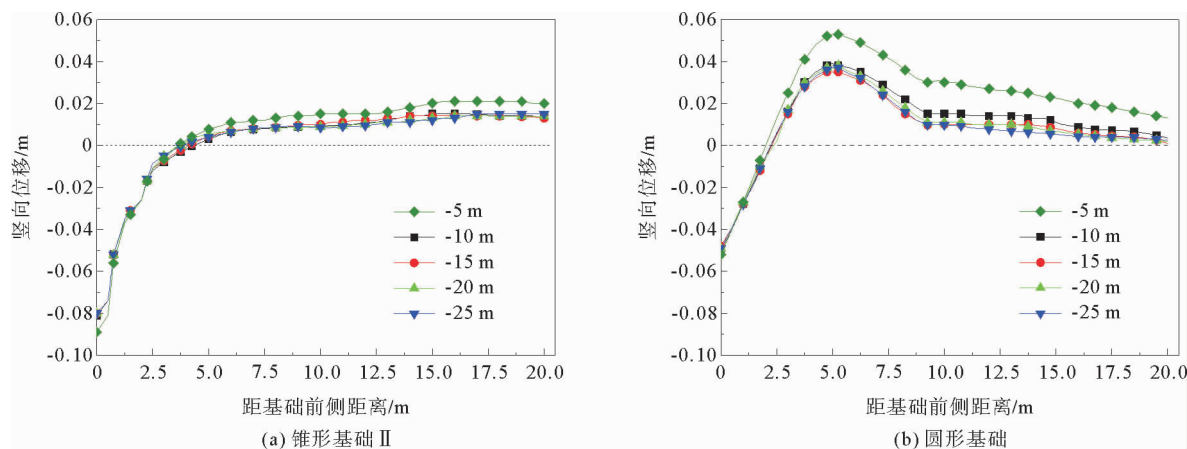


图 18 不同地下水深度地基上基础前侧土体竖向位移

Fig. 18 Vertical displacement of the front side of the foundation under different ground water depths

3) 随着基础上部结构质量的增加,基础顶板中心处的加速度峰值减小;基础沉降越严重,且基础前侧土体的震陷量、隆起量和变形范围显著增大。圆形基础前侧的土体隆起量最大增加了 487.5%。

4) 基础顶板中心处的加速度放大系数随输入地震动峰值加速度的增加而减小;且随着加速度水平的提高,基础沉降量增加,最高增幅为 157.65%;基础前侧地基的震陷量和变形范围也明显增大。

5) 随着地下水水头高度的加深,基础顶板中心处的加速度峰值逐渐增大;地下水深度的变化对基础沉降量和基础边缘处震陷和前侧土体变形影响有限。当地下水位分别超过空心锥形基础和圆形基础埋深的 1.6 和 2.8 倍时,地震作用下的基础与土体的位移响应趋于稳定并基本保持一致。

#### 参考文献:

- [1] YU L, XU C. Exploitation and utilization of the wind power and its perspective in China[J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2012, 16(4): 2111-2117.
- [2] 王长尧. 风电场如何应对地震灾害[N]. *中国能源报*, 2013-04-29(23).  
WANG Changyao. How wind farms respond to earthquake disasters[N]. *China Energy News*, 2013-04-29(23).
- [3] 李大勇, 翟汉波, 张雨坤, 等. 钢筋混凝土空心锥体山区风电柔性基础及其施工方法: 201410654756.8[P]. 2015-12-09.  
LI Dayong, ZHAI Hanbo, ZHANG Yukun, et al. Reinforced concrete hollow cone wind power flexible foundation in mountainous area and construction method: 201410654756.8[P]. 2015-12-09.
- [4] HOSSAIN M S, HU Y, EKAOUTRA D. Extraction response of skirted foundations and a spudcan on sand-over-clay deposits[J]. *Géotechnique*, 2017, 67(5): 460-465.
- [5] ARAZ H, HADI B. Seismic response of shallow foundations over liquefiable soils improved by deep soil mixing columns[J]. *Computers and Geotechnics*, 2019, 110: 251-273.
- [6] MILLEN M D L, CUBRINOVSKI M, PAMPANIN S, et al. A macro-element for the modelling of shallow foundation deformations under seismic load[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, 106: 101-112.
- [7] WANG L L, ISHIHARA T. A study of the effects of foundation uplift on the seismic loading of wind turbine tower and shallow foundation using a new dynamic Winkler model[J/OL]. *Engineering Structures*, 2020, 219. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.110745.
- [8] AHMAD F K, ARDAVAN I, REZA J C. Seismic Bearing capacity of shallow strip foundations in the vicinity of slopes using the lower bound finite element method[J]. *Soils and Foundations*, 2019, 59(6): 1891-1905.
- [9] 孙永亮. 黄土地区浅基础及灰土垫层在地震作用下的变形分析[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2010.  
SUN Yongliang. Deformation of shallow foundation and lime-soil cushion subjected to the seismic load in loess district[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2010.

- [10] LI D Y, LI S S, ZHANG Y K. Cone-shaped hollow flexible reinforced concrete foundation (CHFRF) innovative for mountain wind turbines[J]. *Soils and Foundations*, 2019, 59(5): 1172-1181.
- [11] 冯凌云, 李大勇, 陈延彬. 裙结构对裙式吸力基础水平承载性能的影响[J]. *山东科技大学学报(自然科学版)*, 2014, 33(1): 85-91.  
FENG Lingyun, LI Dayong, CHEN Yanbing. Effects of the skirt structure on lateral bearing behavior of skirted suction caissons[J]. *Journal of Shandong University of Science and Technology(Natural Science)*, 2014, 33(1): 85-91.
- [12] 李珊珊. 山区风电钢筋混凝土空心锥形柔性基础承载特性[D]. 青岛: 山东科技大学, 2018.  
LI Shanshan. Bearing behavior of cone-shaped hollow flexible reinforced concrete foundation for mountain wind turbines [D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2018.
- [13] 李大勇, 胡靖彦, 张雨坤. 等质量圆形基础与风电空心锥形基础承载特性分析[J]. *科学技术与工程*, 2021, 21(25): 10887-10895.  
LI Dayong, HU Jingyan, ZHANG Yukun. Bearing behavior of cone-shaped hollow reinforced concrete foundation and the circular foundation for wind turbines under same reinforced concrete usage[J]. *Science Technology and Engineering*, 2021, 21(25): 10887-10895.
- [14] ZIDAN A F. Numerical study of behavior of circular footing on geogrid-reinforced sand under static and dynamic loading [J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2012, 30(2): 499-510.
- [15] 冯凌云, 李大勇. 砂土中裙式吸力基础水平循环承载特性的影响因素分析[J]. *工程科学与技术*, 2018, 50(6): 156-164.  
FENG Lingyun, LI Dayong. Analysis of influence factors on cyclic bearing behavior of skirted suction caissons [J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2018, 50(6): 156-164.
- [16] 刘志祥, 张海清. PLAXIS 3D 高级应用教程[M]. 北京: 机械工业出版社, 2015: 23-24.  
LIU Zhixiang, ZHANG Haiqing. PLAXIS 3D advanced application tutorial[M]. Beijing: China Machine Press, 2015: 23-24
- [17] CLOUGH R W, PENZIEN J. *Dynamics of Structures*[M]. New York: McGraw-Hill Inc., 1975.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB 50011—2010. 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016
- [19] 高盟, 徐晓, 王滢, 等. 大直径扩底灌注桩的地震反应特性[J]. *地震工程与工程振动*, 2018, 38(3): 194-202.  
GAO Meng, XU Xiao, Wang Ying, et al. The seismic response performance of large-diameter belled pile[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2018, 38(3): 194-202.
- [20] 关盛杰, 孔德森, 王晓敏, 等. 黏土中防沉板-桩复合基础地震反应特性研究[J]. *海洋工程*, 2022, 40(1): 116-124.  
GUAN Shengjie, KONG Desen, WANG Xiaomin, et al. Study on seismic response characteristics of mudmat-pile composite foundation in clay[J]. *The Ocean Engineering*, 2022, 40(1): 116-124.
- [21] WANG X, YANG X, ZENG X. Seismic centrifuge modelling of suction bucket foundation for offshore wind turbine[J]. *Renewable Energy*, 2017, 114: 1013-1022.
- [22] 张海丘, 高广运, 王禹. 地震波类型对砂土震陷影响的数值模拟分析[J]. *地震工程学报*, 2015, 37(增1): 95-100.  
ZHANG Haiqiu, GAO Guangyun, WANG Yu. Numerical simulations of the impact of different types of seismic waves on the seismic compression of sands[J]. *China Earthquake Engineering Journal*, 2015, 37(S1): 95-100.
- [23] 刘润, 李成凤, 练继建. 筒型基础-砂土地基动力响应的离心振动台试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2020, 42(5): 817-826.  
LIU Run, LI Chengfeng, LIAN Jijian. Centrifugal shaking table tests on dynamic response of bucket foundation-sandy soil [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2020, 42(5): 817-826.

(责任编辑: 吕海亮)