

DOI: 10.19479/j.2095-719x.2501021

砂土中海上风机三桶基础地震动力响应分析

李扬^{a,b}, 周亚东^b, 程星磊^{a,b}

(天津城建大学 a. 天津市软土特性与工程环境重点实验室; b. 土木工程学院, 天津 300384)

摘要: 通过有限差分软件 FLAC 3D 建立砂土中海上风机三桶基础三维数值模型, 采用 SANISAND 本构模型模拟砂土应力应变响应, 设置自由场边界条件, 开展海上风机三桶基础地震响应数值分析, 探究了三桶基础周围土体孔隙水压力变化规律, 分析了三桶基础的水平、竖向、转角位移变化规律, 揭示了三桶基础的破坏机理。研究表明: 三桶基础可以提高砂土的抗液化能力, 但“单桶”和“双桶”附近的砂土液化程度并不相同。“双桶”一侧砂土液化更加严重, 其承载能力的降低也更为显著, 这使得“单桶”的竖向位移远小于“双桶”, 进而导致三桶基础整体向“双桶”一侧发生旋转, “单桶”和“双桶”由于土体液化产生的逐渐增加的竖向位移差是三桶基础旋转的根本原因。

关键词: 吸力桶; 砂土; 地震荷载; 液化

中图分类号: TU473.1

文献标志码: A

文章编号: 2095-719X(2025)01-0021-06

Seismic Dynamic Response Analysis of Tripod Suction Bucket Foundation for Offshore Wind Turbine in Sands

LI Yang^{a,b}, ZHOU Yadong^b, CHENG Xinglei^{a,b}

(a. Tianjin Key Laboratory of Soft Soil Characteristics and Engineering Environment;

b. School of Civil Engineering, TCU, Tianjin 300384, China)

Abstract: The three-dimensional numerical model of the tripod suction bucket foundation for OWT in sands was established by the finite difference software—FLAC 3D. The SANISAND constitutive model was used to simulate the stress-strain response of sands, to set the free-field boundary conditions, and to carry out numerical analysis of tripod suction bucket foundation for an offshore wind turbine. This paper also explored the pore water pressure change rule of the sands around the tripod suction bucket foundation, analyzed the horizontal, vertical, angular displacement change rule of the tripod suction bucket foundation, and revealed the damage mechanism of the tripod suction bucket foundation. The research results show that the tripod suction bucket foundation can improve the liquefaction resistance of sands, but the liquefaction degree of sands near the ‘single bucket’ and ‘double bucket’ is different. The liquefaction of sands on the side of ‘double bucket’ is more serious, and the reduction of its bearing capacity is more significant, which makes the vertical displacement of ‘single bucket’ much smaller than that of ‘double bucket’, and leads to the rotation of the tripod suction bucket foundation as a whole to the side of the ‘double bucket’. The gradual increase of the vertical displacement difference between ‘single bucket’ and ‘double bucket’ due to the liquefaction of sands is the root cause of the rotation of the tripod suction bucket foundation.

Key words: suction bucket; sands; seismic load; liquefaction

随着科技和工业的发展,化石能源的过度使用使得环境问题日益严重,人们对清洁能源的需求逐渐增加。风能作为一种新型清洁能源得到了国内外的广泛关注,因此海上风机的数量和规模正在迅速增长。考虑到海上风机基础的成本约占海上风电项目总成本

的30%^[1],所以,海上风机基础设计的经济性和安全性都是至关重要的。海上风机基础通常采用重力式基础、单桩基础、多桩基础或吸力桶基础。其中,吸力桶基础因其成本低、安装方便等优点,逐渐受到业界的青睐。吸力桶基础又分为单桶基础和多桶基础。多桶

收稿日期: 2023-08-28; 修订日期: 2023-09-10

作者简介: 李扬(1999—),男,天津人,天津城建大学硕士生

通讯作者: 周亚东(1985—),男,副教授,博士,主要从事软基处理等方面的研究工作, E-mail: zyd476300@126.com.

基础具有较高的抗倾覆承载能力^[3],这使得它们更加适合安装在深水(25~50 m)中以支撑海上风机^[3].

海上风机系统除了长时间遭受风、浪等环境载荷外,还会受到地震载荷作用的威胁.风机系统运行过程中必须满足主导其基础设计的正常使用极限状态(SLS)的要求^[4].相关研究表明,地震作用会引起单桶基础的旋转位移,当其位移超过极限值时,将影响风机的正常运行,当地震强度较大时甚至可能导致风机倾覆破坏^[5].因此,吸力桶基础的地震动响应是风机基础设计中的一个重要因素.

当前对于吸力桶基础地震响应的研究大多是以单桶基础为研究对象,相关学者通过开展模型试验^[6-10]及三维数值模拟^[5,11-15]研究了吸力桶基础的水平承载特性及地震响应.结果表明,吸力桶基础在地震作用下可能产生过大的累积旋转,导致风机在运行过程中达到其正常使用极限状态的变形要求.

与单桶基础不同,多桶基础通过单个桶的竖向压-拔行为抵抗倾覆力矩^[16].有研究者通过离心机模型试验和三维数值模拟研究了三桶基础的单调承载行为^[17-18].考虑到环境荷载的循环特性,有研究者通过离心模型试验研究了砂土中三桶基础的水平循环承载特性^[19].

已有文献中对三桶基础地震响应的研究较少.Cheng 等^[20]采用先进的三维非线性有限元分析方法研究了黏土中三桶基础的抗震性能,并评估了地震强度和频谱特性对地震动力响应的影响.然而,目前还没有关于砂土中三桶基础地震响应的研究.由于在地震作用下,砂土会发生不同程度的液化,进而会对安装在砂土中的海上风机三桶基础产生不利影响,因此,对砂土中海上风机三桶基础在地震作用下的动力响应进行研究非常必要.

利用有限差分软件 FLAC 3D 建立了砂土中海上风机三桶基础的三维数值模型.采用简单的各向异性砂土塑性模型—SANISAND 模型^[21]模拟砂土的应力-应变响应,探讨了三桶基础周围土体的孔隙水压力变化规律,分析了三桶基础的水平、竖向、转角位移变化规律,揭示了三桶基础的破坏机理.

1 海上风机三桶基础数值模拟

使用美国 ITASCA 公司开发的有限差分软件 FLAC 3D^[22],建立了砂土中海上风机三桶基础的三维数值模型,并在基础周围布置了一系列动力反应监测点,以便对三桶基础的动力响应进行系统讨论.

1.1 三维数值模型

参考 NREL 5-MW 海上基准风机^[23]建立三桶基础风机模型,如图 1 所示.风机系统主要由三叶片转子、机舱、塔筒、三脚架支撑、三桶基础和砂土组成.模型土域尺寸为 60 m × 60 m × 20 m(长 × 宽 × 高);顶面位置处竖向坐标 $Z = 0$ m,底面处 $Z = -20$ m.土体采用相对密实度 $D_r = 90\%$ 的渥太华砂,其孔隙比 $e = 0.56$,渗透系数 $k = 1.19 \times 10^{-4}$ m/s.模型中三桶基础各吸力桶高为 6 m,半径为 3 m,三桶呈等边三角形布置,桶-桶间距均为 10 m(如图 1 所示).土体及吸力桶均采用六面体单元进行离散;为提高计算效率,使用梁单元对 87.6 m 高的塔筒结构进行离散,并将顶部的三叶片转子和机舱部分简化为一个集中质量块.

在模型底部边界限制垂直方向位移,释放地震加速度方向的位移(x 方向),模型四周采用自由场边界,以考虑模型各侧面在地震作用下的自由场运动.自由场边界具有与无限场地相同的力学效果,因此向上传播的地震剪切波在边界上不会产生扭曲.

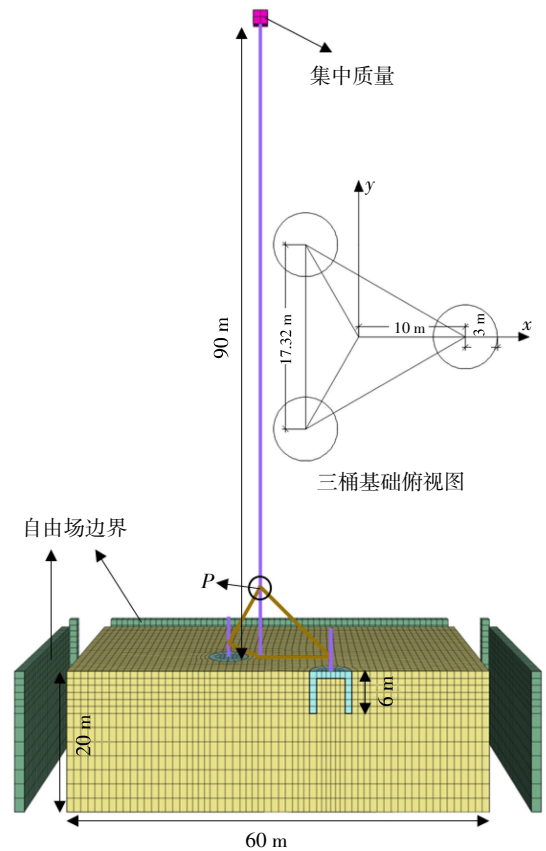


图 1 砂土中三桶基础海上风机模型

在吸力桶和土体之间设置了接触面单元来模拟两者之间的相互作用,使用下述公式来计算接触面刚度

$$k_n = k_s = 10 \max \left[\frac{(K + \frac{4}{3}G)}{\Delta z_{\min}} \right] \quad (1)$$

式中: k_n 为法向刚度; k_s 为切向刚度; K 为体积模量; G 为剪切模量; Δz_{\min} 为接触面法向连接区域上网格的最小尺寸. 计算时 K 和 G 均采用与接触面相邻的单元中刚度较大一方的数值. Esfeh 等^[24]的研究表明, 土-结构接触面刚度降低到 80% 对数值模拟结果的影响很小, 所以适当降低接触面刚度以增加计算效率是可行的. 因此, 本研究取实际接触面刚度的 80% 进行计算.

吸力桶基础及风机结构均采用杨氏模量 $E_{\text{steel}} = 210 \text{ GPa}$ 、密度 $\rho_{\text{steel}} = 7800 \text{ kg/m}^3$ 的钢材, 由于桶壁与整体网格尺寸差距过大会降低计算效率及准确性, 因此将桶壁厚度由实际的 5 cm 增加到 100 cm, 并在保证吸力桶的总质量和抗弯刚度不变的情况下, 计算了等效吸力桶的杨氏模量 E_{eq} 和 ρ_{eq} 密度. 两者可通过联合方程 $\rho_{\text{eq}} A_{\text{eq}} = \rho_{\text{pile}} A_{\text{pile}} + \rho_{\text{soil}} (A_{\text{eq}} - A_{\text{pile}})$ 和 $E_{\text{eq}} I_{\text{eq}} = E_{\text{pile}} I_{\text{pile}}$ 来确定, 其中 E_{pile} 和 I_{pile} 分别为实际吸力桶的弹性模量和惯性矩, I_{eq} 为等效后桶的惯性矩; ρ_{pile} 和 A_{pile} 分别为实际吸力桶的密度和截面积, A_{eq} 为等效后桶的横截面积, ρ_{soil} 为土体的密度. 等效后吸力桶的杨氏模量 $E_{\text{eq}} = 21 \text{ GPa}$ 、密度 $\rho_{\text{eq}} = 1911 \text{ kg/m}^3$. 吸力桶基础及风机结构应力应变响应均采用线弹性本构模型计算; 砂土本构模型采用 Dafalias 等在 2004 年提出的一个砂土本构模型—SANISAND 本构模型, 本构模型参数采用 Ramirez J 等^[25]校准后的参数, 如表 1.

表 1 校正后的 SANISAND 本构模型参数^[25]

模型参数	参数值
无量纲弹性模型系数, G_0	125
泊松比, ν	0.05
临界状态应力比, M	1.26
拉伸和压缩临界状态应力比, c	0.735
临界状态线常数, λ_c	0.028 7
$p = 0$ 时的孔隙率, e_0	0.78
临界状态线常数, ξ	0.7
屈服面常数, m	0.02
h_0	5
c_h	0.968
n^b	0.6
A_0	0.5
n^d	0.5
z_{\max}	11
c_z	500
e_{eq}^p	0.01
N	1

FLAC 3D 采用显式拉格朗日算法和混合-离散分区技术, 能够非常准确地模拟材料的塑性破坏和流动. 在计算中, 首先给土体单元施加重力, 进行地应力平衡, 并开启流动模式, 计算获得初始应力场及初始静孔隙水压力. 随后, 给海上风机三桶基础施加重力, 进行土体应力场的二次平衡, 并将吸力桶视为不透水材料. 在模型四周设置自由场边界, 在模型底部 x 方向输入地震波, 采用 SANISAND 本构模型进行土体地震动力响应计算. 选用 Kobe 地震波 (峰值加速度 $\text{PGA} = 0.1 \text{ g}$) 作为输入地震动波. 对原始地震记录进行了滤波和基线校正 (过滤了地震波中频率大于 6 Hz 的成分), 校正处理后 Kobe 波的加速度时程及加速度频谱示于图 2.

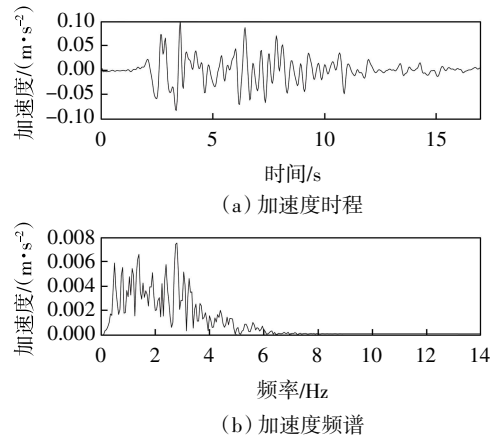


图 2 校正处理后 Kobe 波加速度时程及加速度频谱

1.2 动力响应监测点布置

为了探究砂土中三桶基础及其周围土体的地震动力响应规律, 在三维数值模型中布置了一系列监测点, 如图 3 所示. 模型剪切振动方向 (x 方向) 与左侧两个吸力桶连线垂直, 鉴于三桶基础的正三角形平面布置形式, 左侧两个吸力桶的受力情况完全一致, 因此仅对其中一个吸力桶动力响应进行了监测. 另外, 为了方便后文阐述, 将图 3 左侧吸力桶简称为“双桶”, 而右侧的吸力桶简称为“单桶”. 这些监测点将用于讨论不同位置的超孔隙水压力、三桶基础的垂直和水平位移以及吸力桶旋转角度的变化.

在单桶轴心位置布置了监测点 A11~A15; 在单桶边缘位置布置了监测点 Z1 和 Z2; 在单桶附近 (距桶壁 1 倍半径位置处) 布置了监测点 B11~B15、B21~B25、B31~B35; 在双桶轴心位置布置了监测点 A21~A25; 在双桶边缘位置布置了监测点 Z3 和 Z4; 在双桶附近 (距桶壁 1 倍半径位置处) 布置了监测点 B41~B45、B5~B55、B61~B65; 在三桶基础中心位置处布置了监测点 C1~C5; 在远离三桶基础 (可视为自由场) 处布置了监

测点 D1~D5. 上述各监测点(除 Z1~Z4 外)在深度方向分别对应 $z = -3\text{ m}$ 、 -6 m 、 -10 m 、 -14 m 、 -18 m , 这些监测点将用于讨论吸力桶沿水平及竖直方向不同位置处超孔隙水压力、加速度等的变化规律; 监测点 Z1~Z4 用于讨论吸力桶竖向、水平位移及转角的变化规律. 具体布置如图 3 所示.

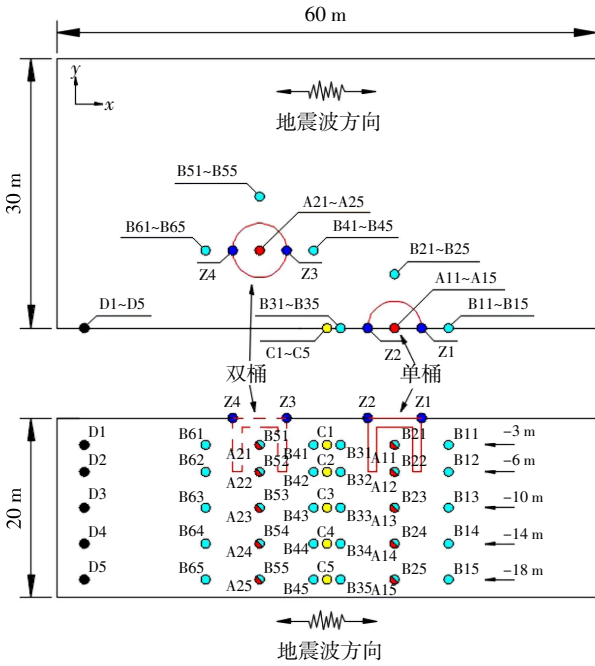


图 3 监测点布置图

2 模拟结果和讨论

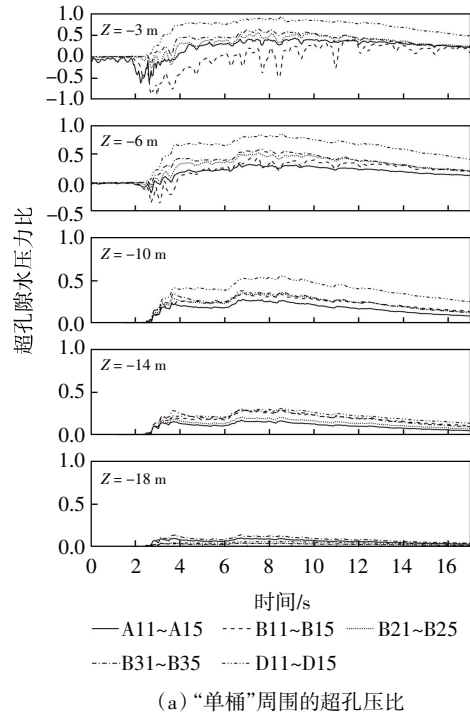
基于海上风机三桶基础地震动力响应三维数值模拟结果, 主要探讨吸力桶周围土体孔压的发展规律, 并根据三桶基础水平、竖向及旋转位移的变化规律, 揭示三桶基础的失效机制.

2.1 孔压累积

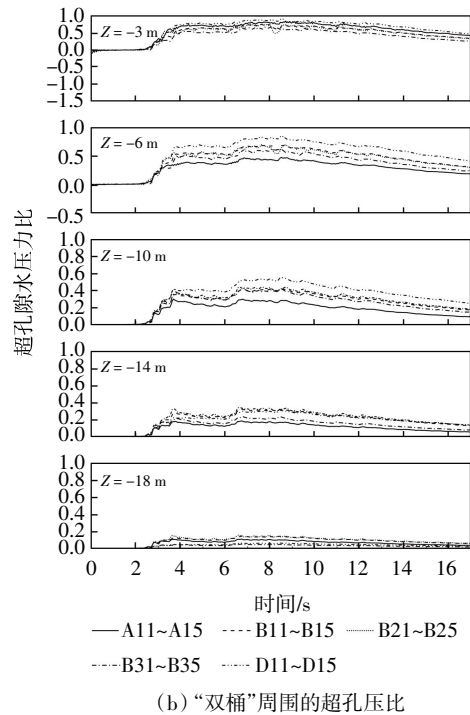
利用超孔隙水压力比 (EPWPR) 来判断砂土液化, 本研究中 EPWPR 定义为超孔隙水压力与竖向有效应力的比值, 即 $r_u = \Delta u / \sigma'_v$, 其中 σ'_v 为实时竖向有效应力.

图 4 为不同水平位置与不同深度处“单桶”和“双桶”的 EPWPR 时程曲线, 图 4(a) 为“单桶”内 (A11~A15) 及附近监测点位置 (B11~B15, B21~B25, B31~B35) 与自由场位置 (D1~D5) 的 EPWPR 时程, 图 4(b) 为“双桶”内 (A21~A25) 及附近监测点位置 (B41~B45, B51~B55, B61~B65) 与自由场位置 (D1~D5) 的 EPWPR 时程. 从上到下依次为深度 $Z = -3, -6, -10, -14, -18\text{ m}$ 位置处的 EPWPR 时程.

由图 4 可知, 在浅层土中 ($Z = -3\text{ m}$ 、 -6 m), 吸力桶内 (A11、A12、A21、A22) 及吸力桶附近 (B11~B61、B12~B62) 的 EPWPR 均明显小于自由场位置 (D1、D2), 说明受三桶基础的影响, 砂土的抗液化能力有不同程度的提高; 在 -3 m 深度, 由图 4 (a) 和 4(b) 的对比可以看出, “双桶”内 (A21) 与“双桶”周围 (B41、B51、B61) 的 EPWPR 明显较“单桶”内 (A11) 与“单桶”周围



(a) “单桶”周围的超孔压比



(b) “双桶”周围的超孔压比

图 4 不同位置不同深度超孔压比时程曲线

(B11、B21、B31)的 EPWPR 更大,这是由于风机倾斜引起的“双桶”一侧受压、“单桶”一侧受拉导致的,说明“单桶”一侧吸力桶对土体的抗液化能力提升更大;在浅层土中 ($Z = -3\text{ m}$ 、 -6 m),各水平位置监测点的 EPWPR 峰值差距较大,而随土层深度增加,各水平位置监测点的 EPWPR 的差值逐渐减小,这是由于在浅层土中,桶-土动力相互作用显著,而随着深度的增加,桶-土动力相互作用逐渐减弱,各位置 EPWPR 的值趋于一致。

由图 4(b)可知,在 $Z = -3\text{ m}$ 深度,“双桶”内(A21)的 EPWPR 明显较“双桶”附近(B41、B51、B61)要更大,这是由于风机向“双桶”一侧发生倾斜,“双桶”内土体较桶外土体受到更大的压力,导致 EPWPR 较大.由 A11、B21、B31 的 EPWPR 对比可以看出,“单桶”内的 EPWPR 明显较吸力桶外更小,这是由于风机倾斜时,“单桶”一侧为受拉侧,且桶壁对桶内土体有一定的束缚作用,使得桶内砂土更难液化,而 B11 位置处 EPWPR 明显小于其他位置,且波动很大,这是由于三桶基础整体向“双桶”一侧发生旋转,“单桶”发生累积上拔位移,在此过程中,B11 位置处土体会随“单桶”的竖向拉拔循环发生较为显著的竖向拉、压位移,进而使得土体产生负孔压,并发生明显的振动。“单桶”附近监测点 (B11、B21、B31) 的 EPWPR 差值相对大于“双桶”附近监测点 (B41、B51、B61) 的 EPWPR 差值,这表明相较于受压,吸力桶受拉时对周围土体孔压发展的影响更为显著。

2.2 三桶基础的旋转机制

图 5 为三桶基础的水平位移时程.由图 5 可知,地震过程中,“单桶”和“双桶”均发生了显著的水平振动位移,且两者大小基本一致,均可表征三桶基础整体的水平位移,在地震结束时均产生了一定的水平累积位移。

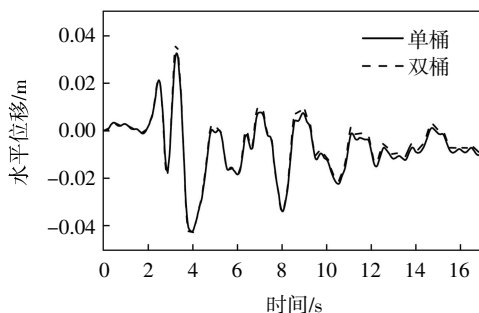
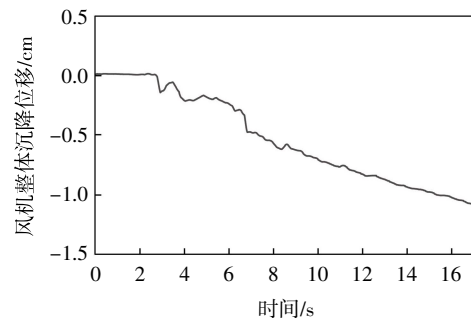


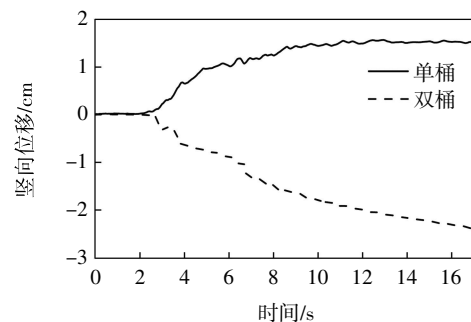
图 5 三桶基础水平位移时程

图 6 为三桶基础的垂直位移时程,其中图 6(a)为风机整体垂直位移时程(取三脚架支撑点 P 点的垂直

位移作为风机整体的垂直位移, P 点位置见图 1),图 6(b)为“单桶”和“双桶”的垂直位移时程.由图 6(a)所知,风机整体发生了显著的累积沉降,最终沉降值为 -0.011 m .图 6(b)给出了“单桶”和“双桶”的沉降时程,在地震最终时刻,“单桶”和“双桶”的沉降值分别为 0.015 m 和 -0.024 m (上述沉降值的正负定义为向上拉拔为正,向下沉降为负).注意到风机整体向下沉降,但是“单桶”一侧发生了上拔位移,这是由于风机整体沉降较小(如图 6(a)),当三桶基础整体向“双桶”一侧发生转动时,“双桶”侧下压,而“单桶”侧轻微上拔.由图 6(b)可以发现,“单桶”的垂直位移显著小于“双桶”的垂直位移,且随时间增长,两者的位移差逐渐增大,这将导致三桶基础整体向“双桶”基础方向发生旋转.这是由于相较于“单桶”,“双桶”一侧砂土液化更为显著,承载力降低更为明显,因此“双桶”比“单桶”沉降更为显著,促使三桶基础整体向“双桶”一侧发生旋转。



(a) 风机整体沉降位移



(b) “单桶”、“双桶”竖向位移

图 6 三桶基础竖向位移时程

图 7 为三桶基础的转角位移时程.由图 7 可知,“单桶”和“双桶”均发生了显著的累积旋转,且“单桶”和“双桶”的转角几乎相等,均可表征三桶基础整体的旋转.风机整体发生旋转的根本原因就是“单桶”和“双桶”逐渐增长的竖向位移差值,“单桶”和“双桶”的沉降差值越大,三桶基础整体转角越大.注意到 2~3 s

三桶基础向“单桶”方向旋转,此时转角出现负值,这是由于地震加速方向在 2~3 s 时刻发生突变导致的(如图 2),但随后三桶基础逐渐向“双桶”方向发生旋转,累积转角为一正值.地震结束时“单桶”和“双桶”的累积转角分别为 0.196° 和 0.190° . OWT 系统通常高达百米,所以即使基础的旋转角度很小,在 OWT 的顶部水平位移也会被放大到十几厘米甚至几十厘米.因此,海上风电规范对基础转角有严格的要求—中国要求风机最大转角不能超过 0.17° ^[26].当地震峰值加速度 $a = 0.1 g$ 时,累积转角已超过 0.17° 限值要求.可见,即使在强度较低的地震作用下,砂土液化也有可能致三桶基础旋转超过风机正常服务极限状态的限值要求,因此对砂土场地上风机系统进行抗液化承载能力分析非常必要.

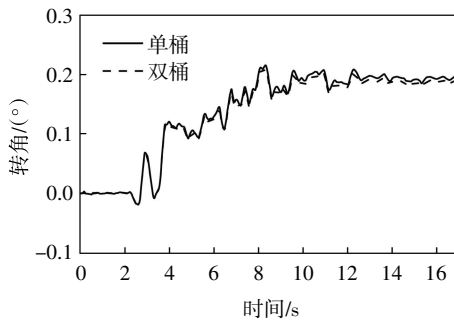


图 7 三桶基础转角位移历程

3 结 论

采用三维有限差分分析方法,对砂土中安装的海上风机三桶基础抗震性能进行研究.主要结论总结如下:

(1) 利用有限差分软件 FLAC 3D, 建立砂土中海上风机三桶基础的三维数值模型, 采用 SANISAND 模型模拟砂土的应力-应变响应, 可以较为合理地模拟砂土中三桶基础的地震动响应规律.

(2) 三桶基础可以提高砂土的抗液化能力.“单桶”内的 EPWPR 比“双桶”内的 EPWPR 小, 这是因为整个三桶基础向“双桶”一侧倾斜. 由此可知, “单桶”附近砂土的液化阻力要大于“双桶”附近砂土的液化阻力.

(3) “单桶”的竖向位移远小于“双桶”, 甚至“单桶”一侧会有一定程度的上拔位移, 且两者的竖向位移差值随着时间的推移逐渐增大, 该现象产生的原因在于“双桶”一侧砂土液化更为显著, 因而“双桶”承载力降低也更为显著. 风机整体发生旋转的根本原因就是“单桶”和“双桶”逐渐增长的竖向位移差值.

参考文献:

- [1] OH K Y, NAM W, RYU M S, et al. A review of foundations of offshore wind energy converters: Current status and future perspectives[J]. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, 2018, 88(5): 16–36.
- [2] HOULSBY G T, BYRNE B W. Suction caisson foundations for offshore wind turbines and anemometer masts[J]. *Wind Engineering*, 2000, 24(4): 249–255.
- [3] JEONG Y H, KO K W, KIM D S, et al. Studies on cyclic behavior of tripod suction bucket foundation system supporting offshore wind turbine using centrifuge model test[J]. *Wind Energy*, 2021, 24(5): 515–529.
- [4] LÁSZLÓ ARANY, BHATTACHARYA S, MACDONALD J H G, et al. A critical review of serviceability limit state requirements for monopile foundations of offshore wind turbines[C]//Offshore Technology Conference. Houston, USA, 2015.
- [5] KOURKOULIS R S, LEKKAKIS P C, GELAGOTI F M, et al. Suction caisson foundations for offshore wind turbines subjected to wave and earthquake loading: effect of soil-foundation interface[J]. *Geotechnique*, 2014, 64(3): 171–185.
- [6] 朱 斌, 应盼盼, 郭俊科, 等. 海上风电机组吸力式桶形基础承载力分析与设计[J]. *岩土工程学报*, 2013(增刊 1): 443–450.
- [7] 黎 冰, 郑 翔, 高玉峰, 等. 砂土中吸力式沉箱基础抗拔承载特性试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(5): 902–907.
- [8] YU H, ZENG X, LIAN J. Seismic behavior of offshore wind turbine with suction caisson foundation[C]//Geo-congress. Atlanta, USA, 2014: 1206–1214.
- [9] WANG X, YANG X, ZENG X. Seismic centrifuge modelling of suction bucket foundation for offshore wind turbine[J]. *Renewable Energy*, 2017, 114: 1013–1022.
- [10] 李大勇, 张景睿, 张雨坤, 等. 饱和砂土中裙式吸力基础水平循环特性和累积转角变化规律[J]. *岩土力学*, 2021, 42(3): 611–619.
- [11] ZHANG J, CHENG W, CHENG X, et al. Seismic responses analysis of suction bucket foundation for offshore wind turbine in clays[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 232(15): 109159.
- [12] GAO B, YE G L. Numerical simulation of suction bucket foundation response located in liquefiable sand under earthquakes[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 235: 109394.
- [13] 刘梅梅, 练继建, 杨 敏, 等. 宽浅式筒型基础竖向承载力研究[J]. *岩土工程学报*, 2015, 37(2): 379–384.
- [14] 丁红岩, 王旭月, 张浦阳, 等. 砂土中宽浅式复合筒型基础刚度退化试验研究[J]. *太阳能学报*, 2020, 41(3): 34–44.
- [15] 刘红军, 张 浩, 李洪江, 等. 软黏土中伞式吸力锚基础水平承载有限元分析[J]. *岩土力学*, 2017, 38(11): 3325–3331.