

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2022.03.009

MICP 加固对海上风机单桩基础静力特性的影响

贺 瑞^{1,2},王海宇^{1,2},郑金海^{1,2}

(1.河海大学海岸灾害及防护教育部重点实验室,江苏 南京 210098;
2.河海大学港口海岸与近海工程学院,江苏 南京 210098)

摘要:为研究微生物诱发方解石沉淀(MICP)加固技术对大直径单桩静力特性的影响,采用数值模拟方法分析 MICP 加固浅层土体后单桩基础的承载力、变形模式、内力分布等静力特性,并对不同加固范围、加固形状、加固强度进行敏感性分析。结果表明:使用 MICP 加固土体可以有效提升单桩承载力(最高达 70%);加固不改变单桩变形模式,但桩周土体变形区域范围有所变化;加固可改善单桩内力分布;对于不同加固范围,加固深度超过 1 倍桩直径后对于提升承载力影响很小;加固半径超过 3 倍桩直径后对于提高单桩承载力作用较小;对于不同加固形状,承载力由大到小依次是圆柱状、倒锥状、正锥状。加固土体强度增加时,单桩承载力亦随之增加。

关键词:海上风机;单桩基础;单桩承载力;微生物加固;静力特性

中图分类号:TM614 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-1980(2022)03-0065-09

Influence of MICP reinforcement on static properties of monopiles of offshore wind turbine

HE Rui^{1,2}, WANG Haiyu^{1,2}, ZHENG Jinhai^{1,2}

(1. Key Laboratory of Ministry of Education for Coastal Disaster and Protection, Hohai University, Nanjing 210098, China;
2. College of Harbor, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: The influence of microbial induced calcite precipitation (MICP) reinforcement on the static properties of large diameter monopile was studied by the numerical model, including the bearing capacity, internal force distribution and deformation mode of mono pile, and the sensitivity of different reinforcement range, reinforcement shape and reinforcement strength was also analyzed. The results show that MICP can effectively improve the bearing capacity (up to 70%) and the internal force distribution of monopile. As for the deformation mode of monopile, it does not change, but reinforcement will change the deformation range of soil around the pile. For different reinforcement ranges, the critical reinforcement depth is one pile diameter (1D), and the critical reinforcement radius is 3D. For different reinforcement shapes, the bearing capacity from large to small are the cylindrical shape, the inverted cone and the positive cone. Considering economic factors, it is suggested to use the inverted cone reinforcement in engineering practices. As the strength of reinforced soil increases, the bearing capacity also increases.

Key words: offshore wind turbine; monopile foundation; bearing capacity; MICP; static property

海上风机单桩基础桩径 4~6 m,壁厚约为桩径的 1%,长径比一般在 2~10 之间^[1],适用于水深小于 30 m 且海床土体强度较高的海域。由于大直径单桩设备和施工技术比较成熟,且结构较为简单、占用面积小、承载力高、沉降量小且均匀、适用范围广等特点,常是工程首选^[2],占海上风电基础总量比例高达 60% 以上^[3]。

海上风机上部结构承受水平向荷载时,基础会产生较大位移,设计时一般取某一特定位移值作为极限承载力^[4]。桩基水平承载分析一般采用有限单元法^[5-10]。有限单元法可以较大程度上模拟土体连续性、考虑土体非线性,且适用于求解刚性桩与柔性桩的承载问题^[11]。Yang 等^[12]对比分析了不同砂质地基单桩在水平荷载下的位移-荷载曲线和承载力极限状态下的桩身弯矩、剪力、位移曲线。何奔^[13]基于三维有限元数值模拟发现,高压旋喷加固柔性单桩的加固极限深度为 8.75D(D 为桩基础的直径)。刘建秀^[14]通过有限元模

基金项目: 国家自然科学基金重点国际合作研究项目(5191001076)

作者简介: 贺瑞(1987—),男,教授,博士,主要从事海底基础动力特性研究。E-mail:herui@hhu.edu.cn

引用本文: 贺瑞,王海宇,郑金海. MICP 加固对海上风机单桩基础静力特性的影响[J]. 河海大学学报(自然科学版),2022,50(3):65-73.
HE Rui, WANG Haiyu, ZHENG Jinhai. Influence of MICP reinforcement on static properties of monopiles of offshore wind turbine[J].
Journal of Hohai University(Natural Sciences),2022,50(3):65-73.

拟方法发现,基础的水平极限承载力、竖向极限承载力以及抗弯极限承载力均随着径长比的增大而增大。He 等^[15]通过半解析法研究了大直径单桩刚度及其变形的主要影响因素。OpenSees 作为一个具有丰富的材料本构、单元类型和收敛法则的平台,能较为精确模拟土体复杂非线性特征,可分析计算土体静动力非线性特性^[16]。Wang 等^[17]使用 OpenSees 中的梁单元模拟桩-土静力特性发现,桩身位移和弯矩剖面的拟合结果与采用等效线性法分析结果吻合良好。Amin 等^[18]使用压力无关多屈服(PIMY)本构模型模拟土体,并将计算结果与前人试验结果进行对比验证。虽然上述研究对单桩承载力做了大量研究,但这些研究并未考虑冲刷及加固土的影响。

郑金海等^[19]研究发现桩基振动时,桩侧土体会发生沉陷,靠近桩体处会出现明显的沉陷坑。为防止冲刷,工程上常在泥面处设置冲刷防护装置^[20-21]。微生物诱发方解石沉淀(microbially induced calcite precipitation, MICP)^[22-23]加固技术环境友好、经济有效,可应用于地基处理中,以实现可持续发展。MICP 加固技术可以有效提高砂土的工程特性^[24]。基于 MICP 加固技术,许多学者对不同加固尺寸的加固土体进行了不同的土性质试验,发现 MICP 加固土的强度、刚度、抗液化、抗冲刷性质都有不同程度的提高^[24-33]。

运用 MICP 技术加固大直径单桩基础,需了解其加固砂土的力学特性。近年来,许多学者对 MICP 加固砂土进行了测量分析,得到了加固砂土黏聚力与内摩擦角的改变规律。Cui 等^[34]通过三轴试验,得出使用 MICP 加固砂土,内摩擦角从 35.65°提升至 39°,黏聚力从 0 增加到 50.2 kPa。Paassen 等^[35]通过对大体积砂基取样进行单轴和三轴抗压等试验,利用霍克-布朗破坏准则推算出砂基试样的摩擦角和黏聚力,微生物处理后砂基的黏聚力可达 920 kPa,摩擦角约为 50°。郭伟^[36]对加固好的试样进行研究,发现加固砂土的黏聚力和内摩擦角的增大取决于较优碳酸钙的分布形态以及较高碳酸钙晶体的沉积量。本文将 MICP 加固技术应用于砂土的大直径单桩基础,研究 MICP 加固浅层土体对单桩基础承载力、变形模式、内力分布等静力特性的影响,以期能为后续设计 MICP 防护单桩提供参考。

1 模型建立

1.1 模型参数

海上风电大直径单桩基础(直径大于 3 m)被广泛应用于近海风电项目中^[3],已建近海风机大多是 2~5 MW^[37],故本文数值模型选取直径 4 m 的单桩基础作为分析对象。桩-土相互作用模型中,桩-土连结设置为完全接触、无滑移、无脱离接触单元。风机桩基础外壁使用 stdBrick 单元(图 1 红色单元),因其只有 3 个自由度,无法提取弯矩,故桩内部连接柔性梁-柱单元(图 1 粉色单元)。单桩总长 50 m,其中入土深度 26 m,壁厚 40 mm,钢材弹性模量 210 GPa,泊松比 0.3,密度 7.8 t/m³,分析土体深度 52 m,水平向土宽度 40 m。桩周末加固砂土使用压力相关多屈服面(PDMY)本构模型模拟其剪胀特性,加固土使用压力无关多屈服面(PIMY)本构模型模拟剪切特性^[38-40]。其中 PDMY 模型屈服面方程为

f_1 = \frac{3}{2} [s - (p' + p'_0)\alpha] : [s - (p' + p'_0)\alpha] - M^2 (p' + p'_0)^2 = 0 \tag{1}

其中 M = 6sinφ/(3 - sinφ)

式中:s 为偏应力张量;α 为偏应力空间中定义屈服面中心坐标的二阶运动偏张量;M 为屈服面大小;φ 为内摩擦角;p' 为平均有效应力;p'_0 为一正常数,为避免在屈服面顶点定义屈服面法线时无意义。

PIMY 模型屈服面方程为

f_2 = \frac{3}{2} (s - \alpha) : (s - \alpha) - M^2 = 0 \tag{2}

模型参数主要包括可以使用常规方法测量的密度和孔隙比以及可以使用三轴试验测出的剪切模量、体积模量、黏聚力、内摩擦角,更多模型细节可参考文献[39]。有限元网格共包含 31 000 个单元,通过郭

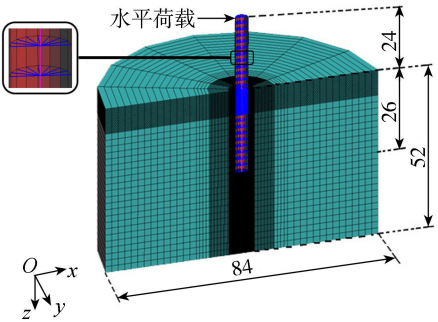


图1 桩-土模型(单位:m)
Fig.1 Pile-soil model (units: m)

伟^[36]固结排水剪切试验测出的标准砂以及不同浓度营养液培养的 MICP 加固砂的黏聚力和内摩擦角数据,进行适当调整,土体参数见表 1。由于桩-土相互作用模型自身及荷载的对称性,选取一半模型进行分析,土底面和侧面设置固定约束,对称面上约束 y 方向位移, x 、 z 方向自由约束,桩-土模型如图 1 所示。

1.2 加固方案

选取不同加固形状、加固强度、加固范围,研究其对加固单桩基础的影响,具体加固方案见表 2,不同加固范围和加固形状如图 2、图 3 所示。为测试临界加固范围,分别设置固定加固半径为 $1D$,设置 $0.3D$ 、 $1D$ 和 $2D$ 加固深度;固定加固深度为 $1D$,设置 $1D$ 、 $3D$ 和 $5D$ 加固半径组次进行分析。为探究不同土体最优加固形状,分别设置正锥状、倒锥状和圆柱状组次。对于 MICP 加固砂土产生不同强度的影响,分别设置高强度、中等强度和低强度模型。对于不同刚度的单桩基础,分别设置刚性桩、半刚性桩和柔性桩组次。

表 1 土体参数

Table 1 Soil parameters

土体类型	饱和土体密度/ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	剪切模量/ MPa	体积模量/ MPa	黏聚力/ kPa	内摩擦 角/($^{\circ}$)
未加固松砂	1.64	30	65	0	29.0
低强度加固体	1.70	110	273	14.6	38.6
中强度加固体	1.72	132	284	30.5	39.9
高强度加固体	1.74	162	349	46.9	41.3

表 2 桩-土耦合效应模型

Table 2 Pile-soil interaction models

模型分类	加固深度	加固半径	加固形状	加固强度	变形机制
类型 1	$0.3D$	$1D$	正锥状	低强度	刚性桩
类型 2	$1D$	$3D$	倒锥状	中强度	半刚性桩
类型 3	$2D$	$5D$	圆柱状	高强度	柔性桩

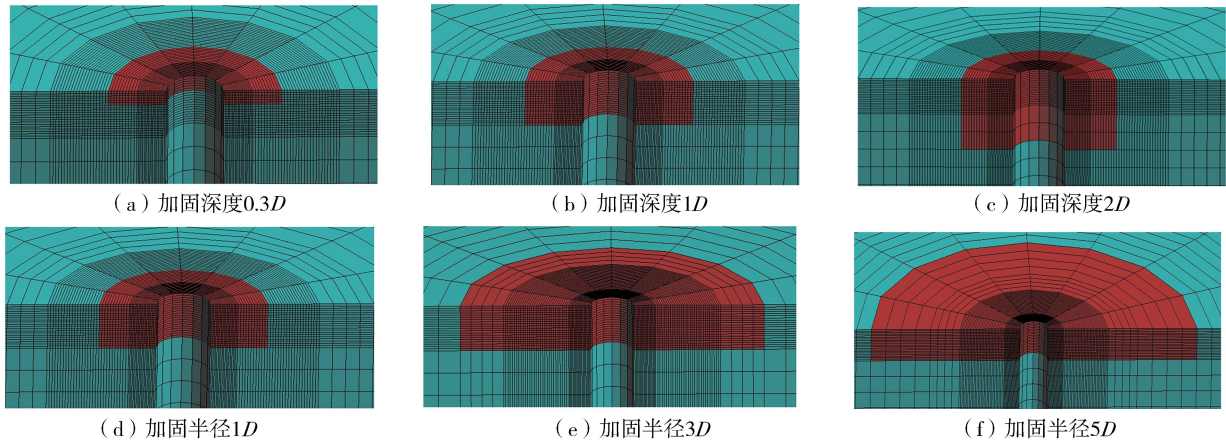


图 2 不同加固范围模型

Fig. 2 Different reinforcement range models

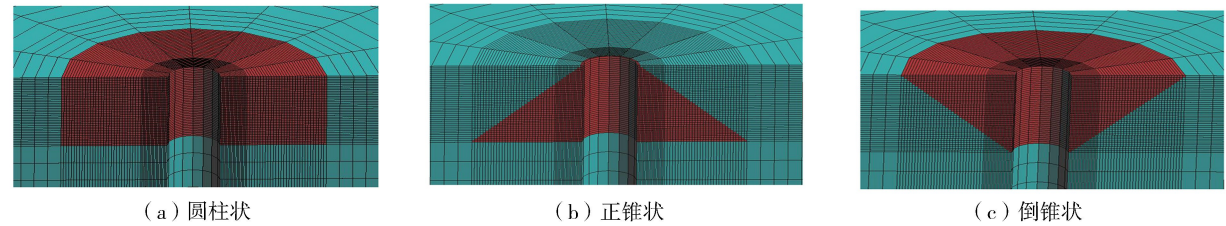


图 3 不同加固形状模型

Fig. 3 Different reinforcement shape models

2 结果及分析

2.1 不同加固范围效果对比

为确定不同加固范围的影响,对比分析了各个加固深度和加固半径单桩的荷载-位移、荷载-转角、桩身弯矩、桩身位移、桩身转角、达到承载力时桩周土位移。目前使用较多加载高度为 $0 \sim 15D$ ^[41],本文将加载高度设置为距泥面 $6D$ 处。桩泥面处位移超过 $0.1D$ 时,认为桩体到达极限承载力。

2.1.1 加固深度的影响

固定加固体为高强度,加固形状为圆柱状,加固半径为 $1D$,改变加固深度时:①由图4(a)~(d)可知,加固 $0.3D$ 、 $1D$ 、 $2D$ 深度时,承载力相比于未加固模型分别提升12%、27%和31%。水平荷载为60 MN时(未加固时承载力),加固 $0.3D$ 、 $1D$ 、 $2D$ 深度时转角极值较未加固时分别减少11%、19%和21%,位移极值分别减少18%、31%和31%,加固可避免位移、转角过大,进而避免桩体破坏;②在 $2D$ 加固深度内,加固范围越大,承载力越大,加固效果越好,随着加固深度的增加,提升同样承载力需要耗费更多加固体,加固深度超过 $1D$ 时加固效果提升不再显著;③由图4(e)可知,施加60 MN水平荷载时,弯矩极值相同,泥面以下弯矩会随着加固深度的增加而减少。

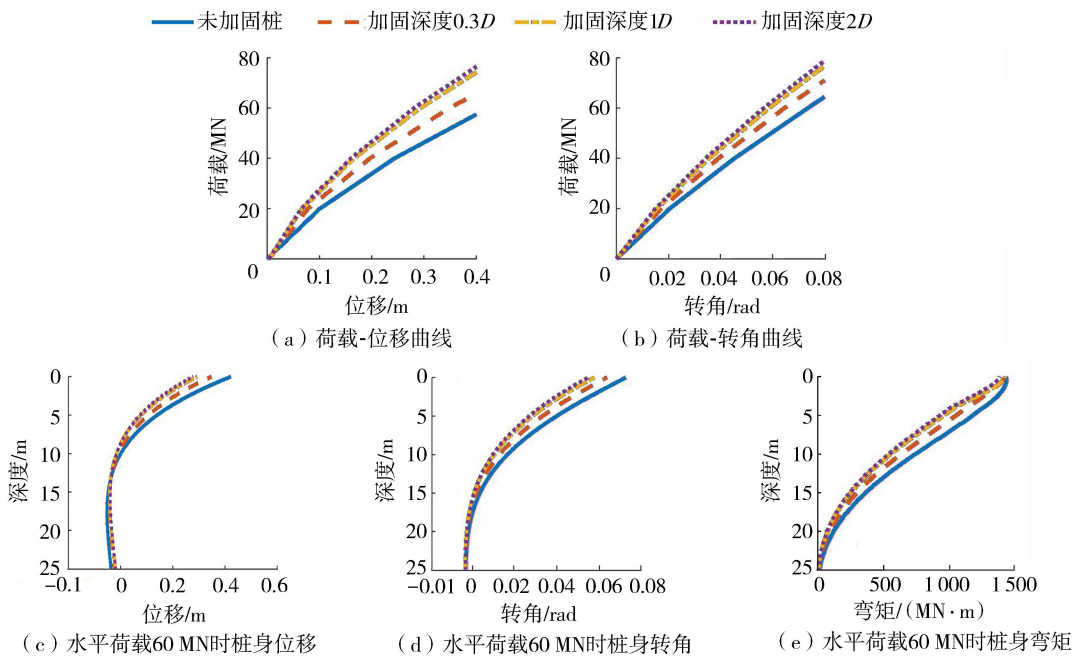


图4 不同加固深度模拟结果

Fig.4 Results of different reinforcement depths

2.1.2 加固半径的影响

固定加固体为高强度,加固形状为圆柱状,加固深度为 $1D$,改变加固半径时:①由图5(a)~(b)可知,加固半径为 $1D$ 、 $3D$ 和 $5D$ 分别比未加固时承载力提升27%、56%和62%;②在 $5D$ 加固半径内,加固半径越大,承载力越大,加固效果越好,但随着加固半径的增加,提升同样承载力需要耗费更多加固土体,加固半径大于 $3D$ 时加固效果提升不再显著;③由图5(c)~(d)可知,施加60 MN水平荷载(未加固时承载力)时,加固 $5D$ 半径与未加固时相比,位移极值减少48%,转角极值减少27%,加固可有效避免由于位移、转角过大产生的桩体破坏;④由图5(e)可知,泥面以下弯矩随着加固半径的增加而减少;⑤Hong等^[42]研究发现单桩的长径比在确定其桩周土变形机制方面起着重要作用,其长径比较大时,桩为柔性桩,土体变形机制主要为地表附近的楔形破坏区和其下部的完全绕流区;随着桩长径比减小,桩为半刚性桩或刚性桩,此时,桩体下半部分会发生旋转绕流,产生旋转破坏区。本文桩体为半刚性桩,故在加固单桩达到承载力时,桩周土体位移场呈现“三区破坏”模式^[13],即靠近地面的土体为楔形破坏区;中部土体出现与荷载方向一致的平动,为平动区(完全扰流区);靠近桩底的土体为旋转破坏区。图6为各自达到极限承载力时的位移云图,图中红色虚线标注为靠近泥面处位移0.1 m时分界线,为楔形破坏区,桩底处虚线为位移0.02 m分界线,为旋转破坏区。由图6可知,随着加固半径的增加,楔形破坏区深度减小,宽度增加,同时平动区和旋转中心随加固半径的增加而上升。

2.2 不同形状加固效果对比

当加固土体为高强度,加固半径为 $2D$,加固深度为 $2D$ 时,改变加固形状时:①由图7(a)~(b)可知,采用正锥状、倒锥状、圆柱状加固,单桩承载力分别提升30%、51%、59%,加固效果从高到低排序依次是圆柱状、倒锥状和正锥状。②相同加固体积的正锥状加固与倒锥状加固,倒锥状加固比正锥状加固承载力提升21%。③对比圆柱状加固与倒锥状加固,圆柱状承载力仅提升8%,但圆柱状加固土体体积为倒锥状的2倍。

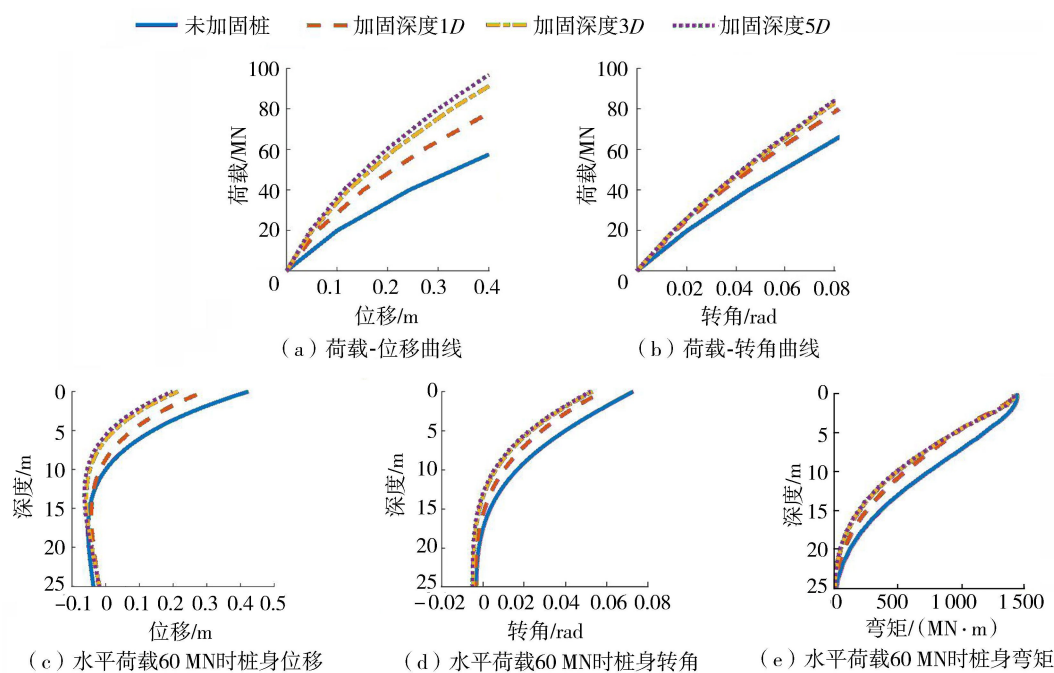


图 5 不同加固半径模拟结果

Fig. 5 Results of different reinforcement radii

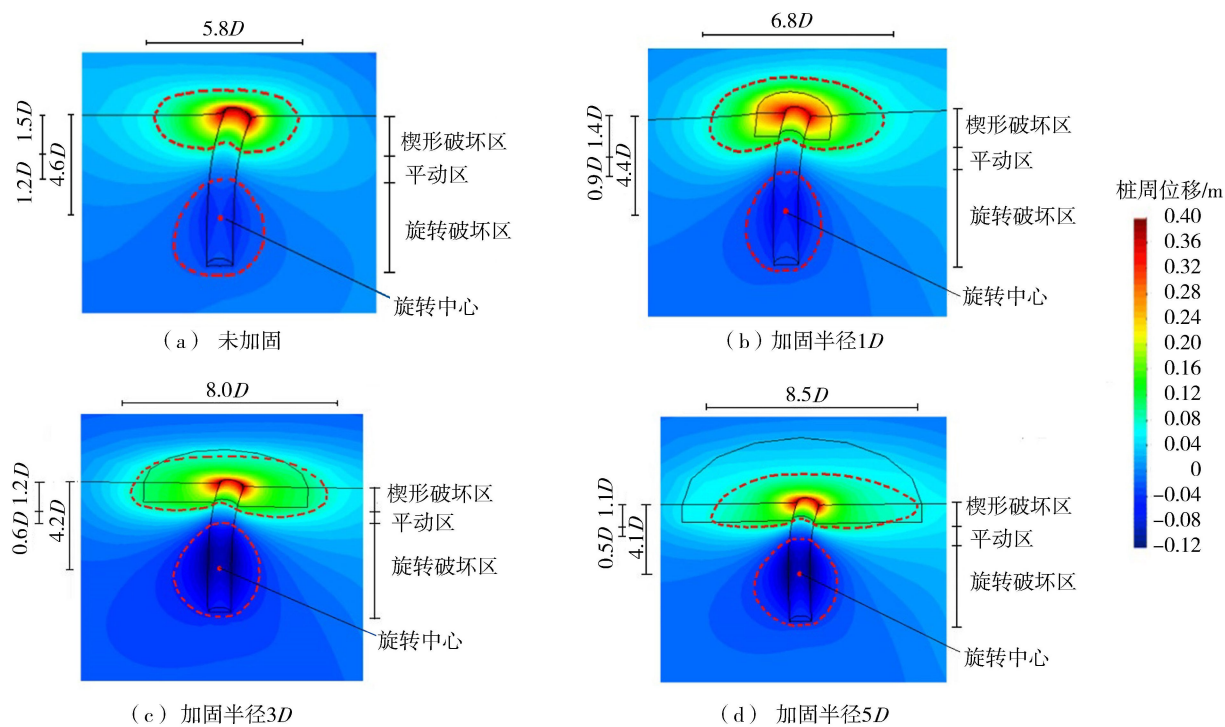


图 6 不同加固半径的桩周位移云图

Fig. 6 Displacement nephograms of different reinforcement radii

He 等^[43-44]发现单桩顶部会出现应力集中现象,表层土体能提供的抗力随土体强度增加而急剧增加,所以加固表层土体可以有效提升土体抗力及承载力。④由图 7(c) ~ (d),施加 60 MN 水平荷载(未加固时承载力)时,圆柱状加固相比于未加固时位移极值减少 52%,转角极值减少 33%。⑤由图 7(e),泥面处弯矩相同,泥面以下圆柱状弯矩改变最明显。

2.3 不同加固体强度效果对比

固定加固半径为 2D,加固深度为 2D,加固形状为圆柱状,采用不同强度加固体时:①由图 8(a)可知,使用低强度、中强度、高强度加固体时,加固体强度较初始未加固土体提升 267%、340%、460%,加固后单桩承

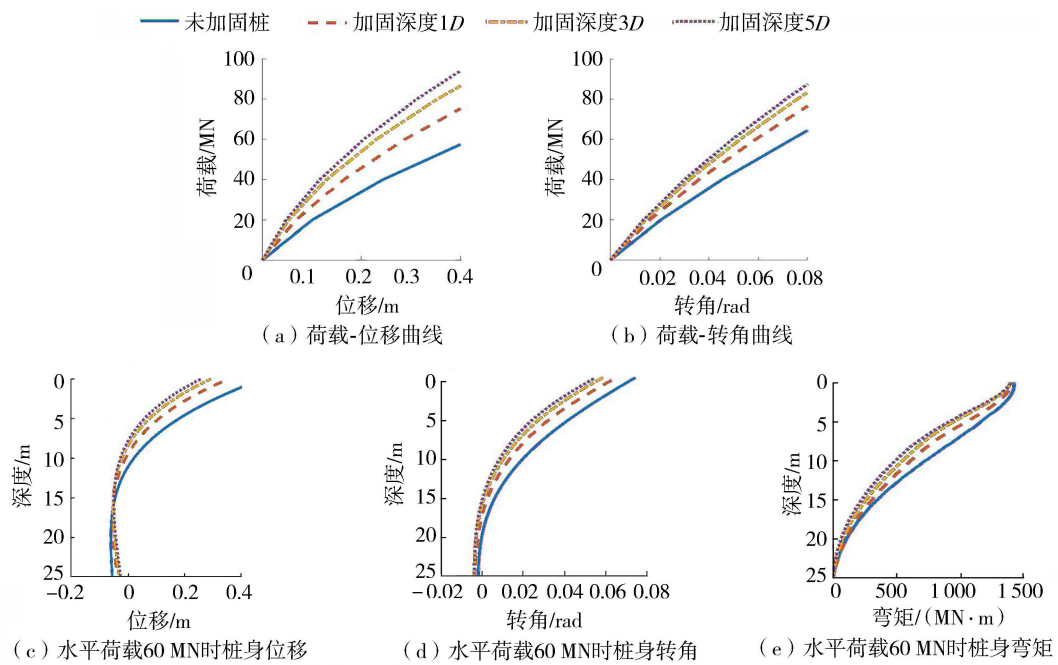


图 7 不同加固形状模拟结果

Fig. 7 Results of different reinforcement shapes

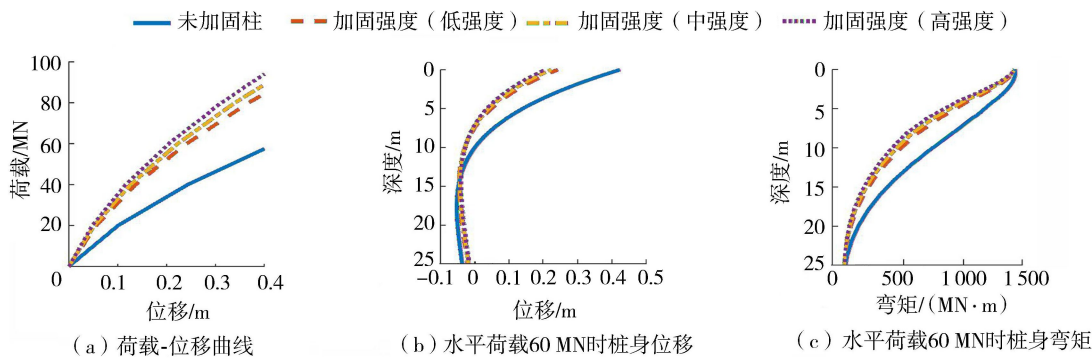


图 8 不同加固强度模拟结果

Fig. 8 Results of different reinforcement strengths

承载力较未加固前分别提升 41%、54%、59%，加固效果随着加固强度的提升而增加；②由图 8(b)可知，施加 60 MN 水平荷载（未加固时承载力）时，加固土体强度越高，桩身位移、转角极值越小。高强度加固相比于未加固时位移极值减少 52%，转角极值减少 33%；③由图 8(c)可知，泥面以下弯矩亦随着加固效果的增加而减少。

为进一步确定原始土体强度对加固效果的影响。选取中-密未加固砂土（参数见表 3），进行对比分析，选取加固半径为 2*D*，加固深度为 2*D*，加固形状为圆柱状时进行对比。包括土体位移-荷载、转角-荷载、桩身位移、桩身转角、桩身弯矩等。不同密实度未加固砂土模型：①由

图 9(a)(b)可知，松砂加固后承载力提升 59%，中-密砂加固后承载力提升 23%，随着砂土密实度的增加，承载力提升程度减少；②由图 9(c)(d)可知，施加 60 MN 水平荷载（未加固时承载力）时，桩身位移、转角松砂与中-密砂都有不同程度的减小。松砂加固比中-密砂加固减小程度更大，松砂加固相对比于未加固时，位移极值减少 52%，转角极值减少 33%，可以有效避免桩基础破坏；③由图 9(e)可知，不同密实度砂土加固后，远离泥面处弯矩有一定程度的减少，松砂弯矩减小程度大于中-密砂。

表 3 未加固土参数

Table 3 Parameters of unreinforced soil

土体类型	饱和土体密度/ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	剪切模量/ MPa	体积模量/ MPa	内摩擦角/ ($^{\circ}$)
松砂	1.64	30	65	29.0
中-密砂	1.68	86	185	36.5

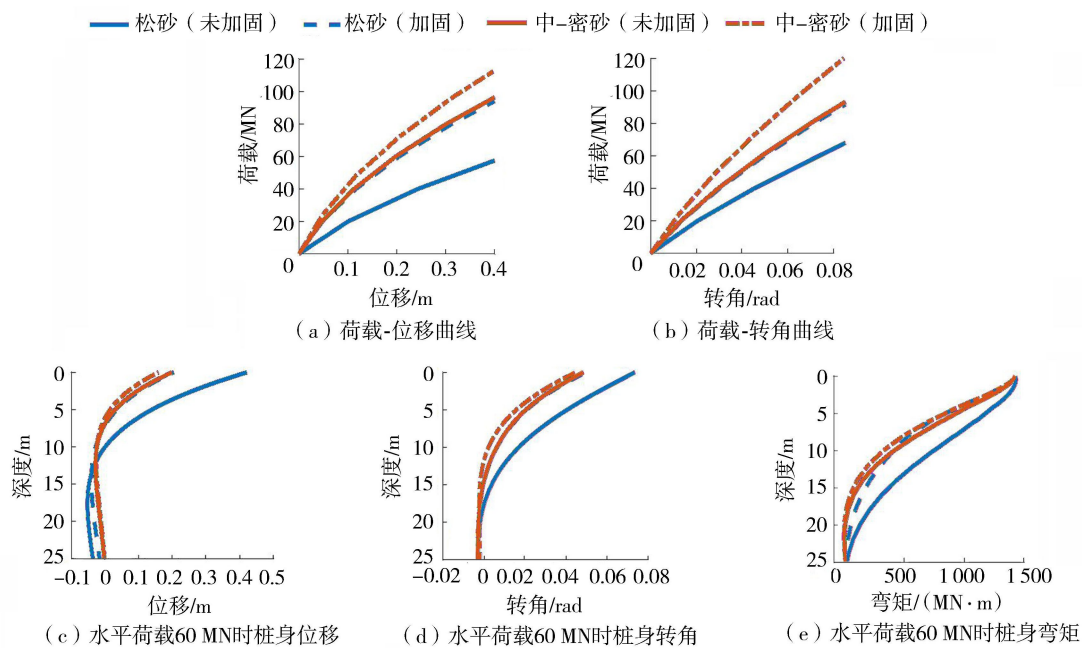


图9 未加固土模拟结果

Fig.9 Results of unreinforced soils

2.4 不同刚度单桩加固效果对比

单桩基础按其刚度不同,大致可分为刚性桩、半刚性桩、柔性桩,刚性桩与柔性桩之间的界限参数 $K^{[45]}$:

$$K = \frac{E_s L^4}{E_p I_p} \tag{3}$$

式中: E_s 为土体弹性模量, N/m^2 ; L 为桩的入土深度, m ; E_p 为桩基弹性模量, N/m^2 ; I_p 为桩基截面惯性矩。 $K>100$ 为柔性桩, $K<10$ 为刚性桩。

按照不同长径比划分不同刚度单桩(桩参数见表4),对 MICP 加固效果进行对比,对比研究荷载-位移、桩身弯矩、桩身位移。

对比加固深度 $2D$,加固半径 $2D$,加固形状为圆柱状,加固体为高强度的不同刚度单桩:①由图 10(a)可知,加固可以有效提高桩基承载能力,刚性桩、半刚性桩和柔性桩承载力分别提升 75%、59% 和 58%,加固后的刚性桩、半刚性桩和柔性桩承载力接近;②水平荷载为 60 MN(未加固时承载力)时,由图 10(b)和表 4 可知,刚性桩泥面处位移极值减少 55%、半刚性桩和柔性桩泥面处位移极值减少 52%;③由图 10(c)可知,不同极值桩基础在加固后,泥面以下弯矩均有不同程度的减小。

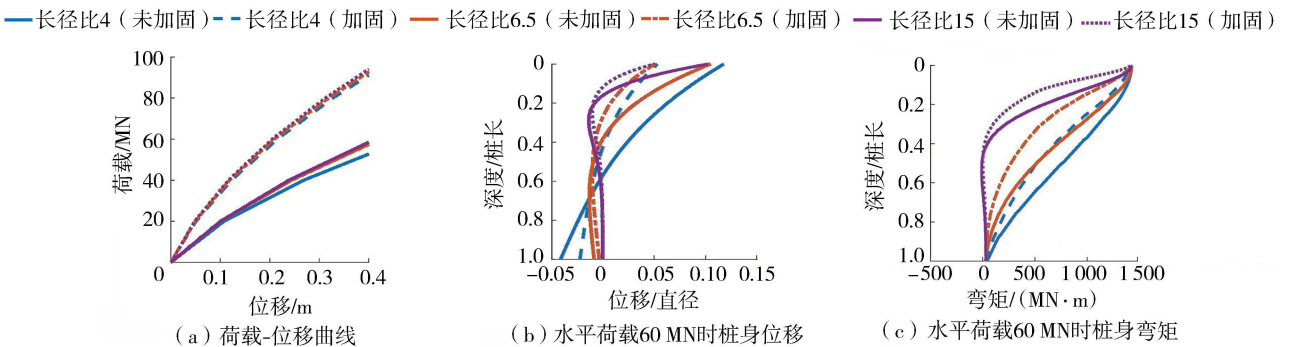


图10 不同刚度单桩模拟结果

Fig. 10 Results of monopile with different stiffness

3 结 论

- a. 使用圆柱状高强度 MICP 加固松砂中直径 4 m 的单桩基础时,存在临界加固范围:加固深度约为 1*D*,加固半径约为 3*D*。
- b. 不同加固形状中,圆柱状加固效果最好,但倒锥状加固可与圆柱状加固达到相似效果,且使用更少加固体,工程中建议使用类似于倒锥状的形状进行加固。
- c. 单桩承载能力随加固体强度的增加而提高,未加固砂土密实度越小,加固效果越好。松砂中单桩基础经过半径、深度均为 2*D* 的高强度圆柱状加固后,可以达到与中-密砂中单桩基础近似的承载特性。
- d. 使用高强度 MICP 加固松砂中同直径、不同长径比的单桩,加固后(加固半径 2*D*、加固深度 2*D*)各桩的承载力接近。

参考文献:

[1] GAVIN K, IGOE D J P, DOHERTY P. Piles for offshore wind turbines: a state-of-the-art review[J]. ICE Proceedings of Geotechnical Engineering, 2011, 164(4): 245-256.

[2] LAU B H. Cyclic behaviour of monopile foundations for offshore wind turbines in clay[D]. Cambridge :University of Cambridge, 2015.

[3] 尚景宏. 海上风力机基础结构设计选型研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学, 2010.

[4] 杨永垚. 近海风电机组超大直径单桩承载力分析与试验研究[D]. 杭州:浙江大学, 2012.

[5] RANDOLPH M F. The response of flexible piles to lateral loading[J]. Geotechnique, 1981, 31(2): 247-259.

[6] PAN J L, GOH A T C, WONG K S, et al. Three - dimensional analysis of single pile response to lateral soil movements[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2002, 26(8): 747-758.

[7] ZHU B, CHEN R P, GUO J F, et al. Large-scale model and theoretical investigations on lateral collisions to elevated piles[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 138(4): 461-471.

[8] KIM Y, JEONG S, LEE S. Wedge failure analysis of soil resistance on laterally loaded piles in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, 137(7): 677-694.

[9] PRADHAN D L. Development of *p-y* curves for monopiles in clay using finite element model Plaxis 3D Foundation[D]. Trondheim :Norwegian University of Science and Technology, 2012.

[10] CHAUDHARY M T A. FEM modeling of a large piled raft for settlement control in weak rock[J]. Engineering Structures, 2007, 29: 2901-2907.

[11] 孙永鑫. 近海风机超大直径单桩水平承载特性试验与数值分析[D]. 杭州:浙江大学, 2016.

[12] YANG Z, JRREMI B. Numerical analysis of pile behaviour under lateral loads in layered elastic-plastic soils[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2002, 26(14): 1385-1406.

[13] 何奔. 软黏土地基单桩和复合桩基水平受荷性状[D]. 杭州:浙江大学, 2016.

[14] 刘建秀. 风浪流共同作用下海上风电基础动力响应与承载性能分析[D]. 北京:北京工业大学, 2018.

[15] HE R, KAYNIA A M, ZHANG J S. A poroelastic solution for dynamics of laterally loaded offshore monopoles [J]. Ocean Engineering, 2019, 179: 337-350.

[16] 孙伟民. 基于 Opensees 的桩基横向动力特性数值模拟研究[D]. 天津:河北工业大学, 2015.

[17] WANG S, ORENSE R P. Modelling of raked pile foundations in liquefiable ground [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2014, 64(3): 11-23.

[18] AMIN R, MAHDI T, LIAM F, et al. Evaluation of *p-y* springs for nonlinear static and seismic soil-pile interaction analysis under lateral loading[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, 115: 438-447.

[19] 郑金海, 丁星宇, 管大为, 等. 循环荷载作用下海上风机单桩基础周围砂土沉降与对流特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(6): 552-561. (ZHENG Jinhai, DING Xingyu, GUAN Dawei, et al Characteristics of soil subsidence and convective motion around offshore windfarm monopile foundations subjected to long-term cyclic loading[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2020, 48(6): 552-561. (in Chinese))

[20] TAFAROJNORUZ A, GAUDIO R, DEY S. Flow-altering countermeasures against scour at bridge piers: a review[J]. Journal of Hydraulic Research, 2010, 48(4): 441-452.

[21] RICHARD J S, WHITEHOUSE A, JOHN M, et al. The nature of scour development and scour protection at offshore windfarm foundations[J]. Marine Pollution Bulletin, 2011, 62(1): 73-88.

[22] BACHMEIER K L, WILLIAMS A E, WARMINGTON J R, et al. Urease activity in microbiologically-induced calcite precipitation

- [J]. *Journal of Biotechnology*, 2002, 93(2): 171-181.
- [23] 张继生, 刘伟, 管大为, 等. 不同细菌注浆方法对 MICP 一相注工艺的影响[J]. *河海大学学报(自然科学版)*, 2020, 48(3): 222-230. (ZHANG Jisheng, LIU Wei, GUAN Dawei, et al. Influence of different bacterial grouting strategies on MICP one phase injection method[J]. *Journal of Hohai University (Natural Sciences)*, 2020, 48(3): 222-230. (in Chinese))
- [24] DEJONG J T, FRUTZGES M B, NUSSLEIN K. Microbially induced cementation to control sand response to undrained shear[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2006, 132(11): 1381-1392.
- [25] DEJONG J T, SOGA K, KAVAZANJIAN E, et al. Biogeochemical processes and geotechnical applications: progress, opportunities and challenges[J]. *Géotechnique*, 2013, 63(4): 287-301.
- [26] HARKES M P, PAASSEN L, BOOSTER J L, et al. Fixation and distribution of bacterial activity in sand to induce carbonate precipitation for ground reinforcement[J]. *Ecological Engineering*, 2010, 36(2): 112-117.
- [27] DEJONG J T, SOGA K, BANWART S A, et al. Soil engineering in vivo: Harnessing natural biogeochemical systems for sustainable, multi-functional engineering solutions[J]. *Journal of the Royal Society Interface*, 2011, 8(54): 1-15.
- [28] 彭劼, 田艳梅, 杨建贵. 海水环境下 MICP 加固珊瑚砂试验[J]. *水利水电科技进展*, 2019, 39(1): 58-62. (PENG Jie, TIAN Yanmei, YANG Jianguai. Experiments of coral sand reinforcement using MICP in seawater environment[J]. *Advances in Science and Technology of Water Resources*, 2019, 39(1): 58-62. (in Chinese))
- [29] LIN H, SULRIMAN M T, JABOUR H M, et al. Enhancing the axial compression response of pervious concrete ground improvement piles using biogrout[J]. *Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering*, 2016, 142(10): 04016045.
- [30] 沈吉云. 微生物成因土工材料实验及应用研究[D]. 北京: 清华大学, 2009.
- [31] RONG H, QIAN C X, WANG X. Performance of microbe cementitious materials[J]. *Journal of Functional Materials*, 2014, 45(11): 11091-11095.
- [32] 程晓辉, 麻强, 杨钻, 等. 微生物灌浆加固液化砂土地基的动力反应研究[J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(8): 1486-1495. (CHENG Xiaohui, MA Qiang, YANG Zuan, et al. Dynamic response of liquefiable sand foundation improved by bio-grouting[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, 35(8): 1486-1495. (in Chinese))
- [33] 荣辉. 微生物水泥的研制及其胶结机理[D]. 南京: 东南大学, 2014.
- [34] CUI M J, ZHENG J J, ZHANG R J, et al. Influence of cementation level on the strength behaviour of bio-cemented sand[J]. *Acta Geotechnica*, 2017, 12(4): 1-16.
- [35] PAASSEN L, GHOSE R, LINDEN T, et al. Quantifying biomediated ground improvement by Ureolysis: Large-scale bio-grout experiment[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2010, 136(12): 1721-1728.
- [36] 郭伟. 基于 MICP 法的人工胶结砂力学特性试验研究[D]. 武汉: 湖北工业大学, 2017.
- [37] 文锋. 我国海上风电现状及分析[J]. *新能源进展*, 2016, 4(2): 152-158. (WEN Feng. Developments and characteristics of offshore wind farms in china[J]. *Advances in New and Renewable Energy*, 2016, 4(2): 152-158. (in Chinese))
- [38] PREVOST J H. A simple plasticity theory for frictional cohesionless soils[J]. *Soil Dynamics And Earthquake Engineering*, 1985, 4(1): 9-17.
- [39] YANG Z. Numerical modeling of earthquake site response including dilation and liquefaction [D]. New York: Columbia University, 2000.
- [40] ELGANMAL A, YANG Z, PARRA E, et al. Modeling of cyclic mobility in saturated cohesionless soils[J]. *International Journal of Plasticity*, 2003, 19(6): 883-905.
- [41] 王欢. 砂土海床大直径单桩基础和桶形基础水平受荷特性研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2020.
- [42] HONG Y, HE B, WANG L, et al. Cyclic lateral response and failure mechanisms of semi-rigid pile in soft clay: centrifuge tests and numerical modelling[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, 54(6): 806-824.
- [43] HE R, KAYNIA A M, ZHU T. Effect of base shear and moment on lateral dynamic behavior of monopiles[J]. *Ocean Engineering*, 2021, 228: 108957.
- [44] HE R, KAYNIA A M, ZHENG J H, et al. Effect of gap and scour on dynamic behavior of monopiles and offshore wind structures [J]. *Ocean Engineering*, 2022, 243: 110336.
- [45] POULOS H G. Single pile response to cyclic lateral load[J]. *Geotech Engng Div AS EC*, 1982, 108(3): 355-375.

(收稿日期: 2021-11-06 编辑: 刘晓艳)