

基于 GRLWEAP 的桩基可打性分析方法评价 及参数优化

官明开, 周莉莉, 江 波
(上海勘测设计研究院有限公司, 上海 200335)

摘 要: 桩基础在海上风电工程中得到广泛应用, 在地质条件复杂的福建海域, 沉桩作业面临着沉桩不到位及卷边等风险, 桩基可打性分析在沉桩施工及桩长设计中具有重要的指导与参考意义。GRLWEAP 软件在可打性分析计算中提供了多种土层分析方法。本文结合福建地区海上风电工程实际沉桩情况, 针对国内常用的美国石油协会标准 (American Petroleum Institute, API) 与标准贯入试验 N 值 (Standard Penetration Test N -Values, SA) 分析方法进行计算验证。计算结果表明, API 相较于 SA 分析方法在该地区更接近实际情况。进一步对 API 分析方法中土层侧阻参数进行优化, 在覆盖层与基岩层侧阻值中分别引入折减系数 0.8 和扩大系数 1.5, 并对优化后的模型进行验证。验证结果表明, 参数优化后的模型在福建地区特殊地质条件下桩基可打性分析中更具参考意义。

关键词: 桩基础; 可打性分析; 沉桩应力; 贯入度; 参数优化

中图分类号: P751 **文献标识码:** A **文章编号:** 1003-2029 (2020) 05-0105-07

桩基础是我国海上风电工程中使用最广泛的基础型式之一, 钢管桩沉桩是桩基施工过程中的关键作业。在福建沿海区域, 覆盖层起伏剧烈, 常伴有淤泥及碎石夹层, 强风化层深厚, 为钢管桩的沉桩带来诸多的困难。在该地区海上风机桩基础的沉桩过程中, 钢管桩沉桩不到位或桩底卷边, 是实际工程中棘手而又普遍存在的难题。沉桩施工前, 相对准确的桩基可打性分析对沉桩具有重要的指导意义, 并对桩长的设计具有积极的参考价值^[1]。基于 Smith 波动方程理论的 GRLWEAP 软件对打桩情况的模拟具有良好的效果, 在海上风电工程中得到了广泛的应用。GRLWEAP 软件进行可打性分析时, 土层承载力参数的取值对模拟结果具有较大影响^[2]。GRLWEAP 提供了多种土层承载力分析方法,

在我国海上风电工程领域普遍使用的是美国石油协会标准 (American Petroleum Institute, API) 与标准贯入试验 N 值 (Standard Penetration Test N -Values, SA) 分析法。这两种分析方法均以地勘试验参考值为依据对钢管桩的侧阻及端阻阻力值进行给定。

在桩基可打性分析中, 桩锤能量直接影响着计算锤击数^[3], 随着钢管桩的持续贯入, 桩侧摩阻系数不是一层不变的, 而是随着贯入深度的增加而变化^[4], 通过对桩侧摩阻系数及端阻系数的调节, 可有效地优化计算结果^[2]。API 及 SA 这两种土层分析方法在桩基可打性分析中使用广泛, 两者在计算结果上具有较大差别, 尤其对于福建地区特殊的地质条件, 这两种方法在该地区的适应性及计算准确度尚缺少相关的研究与验证。

收稿日期: 2020-05-06

基金项目: 中国长江三峡集团有限公司资助项目 (CTGFB/0003-2018)

作者简介: 官明开 (1991-), 男, 硕士, 工程师, 主要从事海上风电基础、施工研究。E-mail: gmk@sidri.com

本文以福建某海上风电场实际沉桩情况为依据, 基于 GRLWEAP 对 API 和 SA 土层分析方法进行了模拟计算, 与实际沉桩结果进行对比, 分析两种方法在该地区的适应性及计算准确度, 通过对计算结果进行分析比较, 进一步对模型参数进行优化, 相应地引入折减与扩大系数, 以更加适应该地区独特的地质条件。同时, 对优化后的模型进行了验证。验证结果表明, 参数优化后的计算模型对于福建地区独特的地质条件具有更好的计算效果, 与实际沉桩情况相对更加接近, 为该地区沉桩可打性分析提供较好的参考意义。

1 研究方法

本文采用 GRLWEAP 软件根据福建地区某海上风电场地质勘察结果, 设置不同工况, 进行桩基可打性分析, 以验证 API 和 SA 分析方法在该地区的适用情况。GRLWEAP 基于 Smith 一维波动方程理论, 具有良好的计算效果。

1.1 波动方程理论

1865 年 Saint Venant^[5] 首次提出了一维波动方程, 在工程领域得到了广泛的应用, Isaacs 于 1931 年通过一维波动方程对桩锤与桩身的碰撞问题进行了描述, 指出沉桩过程可视为应力波在桩身内的传播过程, 并在 Saint Venant 一维波动方程的基础上引入桩周土阻力参数 R ^[6], 得到:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + R \quad (1)$$

式中: 式中: x 为桩截面的坐标; u 为截面 X 处质点的竖向位移; t 为时间; c 为应力波在桩身内的传播速度; R 为桩身土阻力参数。其中 $c = \sqrt{E/\rho}$; E , ρ 分别为桩体的弹性模量和密度; R 为桩身土阻力参数。

1960 年, Smith E A L^[7] 提出了使用差分法对波动方程进行求解, 基于土阻力模型以及各种假设, 推导出了 5 个基本差分方程, 如下:

$$d_m^n = d_m^{n-1} + v_m^{n-1} \Delta t \quad (2)$$

$$c_m^n = d_m^n - d_{m+1}^n \quad (3)$$

$$F_m^n = c_m^n K_m \quad (4)$$

$$Z_m^n = F_{m-1}^n - F_m^n - R_m \quad (5)$$

$$v_m^n = v_m^{n-1} + Z_m^n \frac{g \Delta t}{W_m} \quad (6)$$

式中: d 为锤芯位移; v 为锤芯速度; c 为弹簧的压缩量; F 为弹簧的作用力; R 为土体阻力; g 为重力加速度; W 为桩单元质量; 上标 n 表示时间间隔的序号; 下标 m 表示锤芯、弹簧和作用在桩单元上土体阻力的序号。

通过对差分方程的迭代计算, 可计算出桩身应力波的传播情况。

1.2 模型设置

本文依据福建某海上风电场沉桩实际情况进行模型计算分析, 以下为模型的基本参数情况:

1.2.1 钢管桩模型 钢管桩长 63 m, 桩径 1.9 m, 壁厚 28 mm, 桩尖设有加强段, 加强段壁厚 40 mm, 沉桩为斜度 6:1 的斜桩, 设计入泥深度 42 m。

1.2.2 桩锤模型 根据实际施工情况, 选用 IHC S800 液压冲击锤, 锤型参数如表 1 所示。

表 1 IHC S800 锤型参数

锤型 /unit	最大冲击能量 /kJ	锤芯重 /t	冲程
S800	800	40	2.04

1.2.3 土阻尼参数选取 本模型土阻尼参数值参照表 2, 并结合具体桩位情况进行选取。

表 2 土阻尼参数参考值

土类	桩侧土阻尼系数 /s·m ⁻¹	桩底土阻尼系数 /s·m ⁻¹	桩最大弹性位移 /cm
粘土	0.650	0.030	0.254
砂土	0.163	0.490	0.254
粉土	0.325	0.490	0.254

1.2.4 土塞作用的考虑 在动力沉桩过程中, 土塞效应对桩的贯入过程具有一定的影响, 对于较大直径钢管桩, 土塞的不完全闭塞效应计入沉桩分析过程^[8-11], 本文模型桩端阻塞面积选取了 10%~30% 的桩端面积作为不完全闭塞效应参数进行考虑。

1.2.5 恢复系数的选取 针对打桩过程中土阻力恢复情况, 模型根据 GRLWEAP 给出的建议值进行选取, 恢复系数 (Setup Factor) 取值参照表 3。

表 3 恢复系数参考值

土壤类型	恢复系数
黏土	2
黏土 - 淤泥混合	1
淤泥	1.5
砂 - 黏土混合	1.2
砂层	1
砂 - 岩石混合	1

1.3 地质概况

该场区覆盖层主要为淤泥、粘土及中砂，覆盖层起伏较大，部分地区存在淤泥夹层及碎石夹层，散体状强风化层深厚，基础桩持力层主要为散体状强风化花岗岩。各土层基本信息如表 4 所示。

表 4 土层基本参数

土层信息	入泥深度 /m	侧阻 /kPa	端阻 /kPa	标贯击数 (击 /30 cm)
淤泥	0 ~ 11.8	14 ~ 18		
粘土	11.8 ~ 18.5	40 ~ 45		12 ~ 14
中砂	18.5 ~ 22.6	70 ~ 80		17 ~ 23
中粗砂	22.6 ~ 27.4	80 ~ 90		23 ~ 41
全风化花岗岩	27.4 ~ 35.4	90 ~ 100		35 ~ 53
散体状强风化花岗岩	35.4 ~ 58.6	140 ~ 160	7 000 ~ 8 000	63 ~ 150

1.4 工况设置

根据 GRLWEAP 提供的土层参数分析方法，设置了 API 分析工况与 SA 分析工况，以验证两种分析方法在本地区的适用情况及准确度，土层参数通过地勘静力学试验推荐值给定。

两种工况条件下，计算模型所采用的桩、锤、及土阻尼等参数情况一致；土层物理力学参数则根据实际地勘结果，分别对 API 及 SA 两种分析方法给定相应的参数。

2 桩基可打性分析计算

2.1 计算结果分析

现场沉桩施工过程中，桩身应力、沉桩贯入度及锤击数是现场关注的关键参数。在国内风电工程沉桩施工过程中，桩身应力、贯入度及锤击数是判断停锤结束沉桩的重要因素，因而计算结

果的分析将重点关注这 3 个关键参数。对 API 工况和 SA 工况分别进行计算，对沉桩过程中的应力及贯入度、锤击数情况进行分析。

2.1.1 沉桩过程应力情况 两种工况条件下沉桩应力及能量变化情况见图 1 和图 2。在 API 与 SA 工况下，钢管桩沉桩到设计标高时，桩身最大拉应力分别为 92.7 MPa 和 97.0 MPa，最大压应力分别为 225.4 MPa 和 225.7 MPa。两种工况下，最大拉应力均出现在沉桩初期阶段，此时桩尖进入中粗砂层；随着钢管桩的持续贯入，拉应力逐渐减小；在覆盖层，减小趋势相较于桩尖进入强风化层后更加明显。两种工况下，最大压应力均出现在沉桩末期阶段，此时锤击能量最大；压应力变化趋势与拉应力截然不同，钢管桩压应力在覆盖层阶段变化趋于平缓，在进入强风化层后，随着沉桩能量的增加，压应力增加明显。在沉桩末期，桩尖进入散体状强风化层底部，接近碎裂状强风化层，沉桩能量达到了 600 kJ，两种工况条件下压应力均达到了最大值。

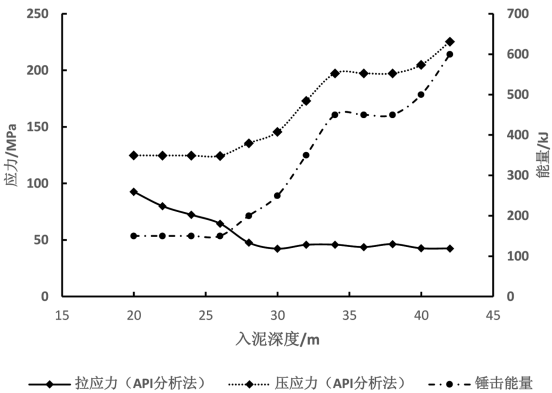


图 1 API 工况下沉桩应力及能量变化

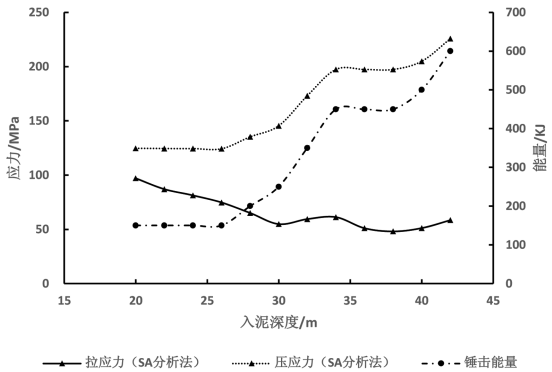


图 2 SA 工况下沉桩应力及能量变化

对两种工况下计算结果进行比较,见图 3。从图 3 可看出,两种分析方法对沉桩应力的模拟结果整体趋于一致。在拉应力方面,SA 工况计算结果相较 API 工况偏大,但整体变化趋势基本一致;在压应力方面,两种工况计算结果的数值大小与变化趋势均趋于一致。

综上,两种工况条件下,分析方法的区别对于沉桩应力的计算影响相对较小,影响沉桩应力变化的主要因素是锤击能量及土层条件。

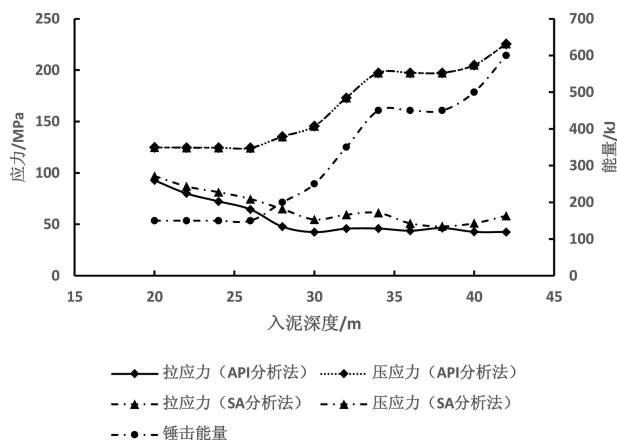


图 3 API、SA 工况下沉桩应力及能量变化

2.1.2 沉桩过程贯入度、锤击数情况 两种工况条件下的终锤贯入度及锤击数计算结果见表 5。在 API 工况下,钢管桩沉桩到设计标高时,计算锤击数为 1 287,终锤贯入度为 15.1 mm/击;在 SA 工况下,钢管桩沉桩到设计标高时,计算锤击数为 876,终锤贯入度为 19.3 mm/击。实际沉桩情况,锤击数为 1 254,终锤贯入度为 6 mm/击。

表 5 两种工况下贯入度、锤击数计算结果及实际情况

工况	终锤贯入度	锤击数
API	15.1	1 287
SA	19.3	876
实际情况	6	1 254

由此可见,在锤击数方面,API 工况相较于 SA 工况更接近实际情况,与实际值基本一致;但在终锤贯入度方面,两种工况与实际情况相比均有一定偏差,但 API 工况相对更加接近实际情况。具体沉桩过程中贯入度变化情况见图 4。

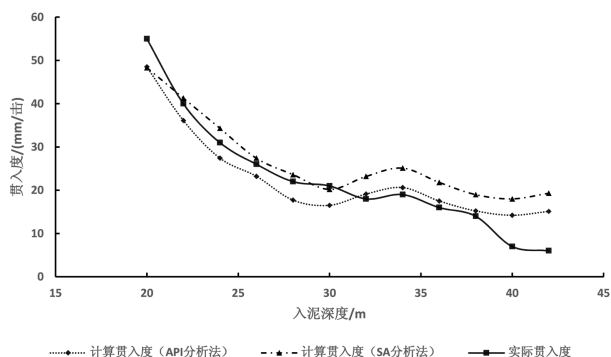


图 4 计算及实际贯入度变化

由图 4 可看出,在实际的沉桩过程中,当钢管桩在覆盖层时,贯入度较大,随着桩身的持续贯入,贯入度下降迅速。在钢管桩入泥约 32 m 后,此时钢管桩桩尖进入到全风化层与强风化层交界区,贯入度维持在 18 mm/击左右。在桩尖入泥 38 m 后,此时桩尖进入强风化层约 3 m,贯入度急速下降,并维持在 7 mm/击左右。从 API 和 SA 两种工况计算结果看,在覆盖层阶段,API 工况计算贯入度相较于实际贯入度偏小,而 SA 工况则偏大,但整体上 SA 工况结果更接近实际情况;在进入基岩层后,API 工况与 SA 工况相较于实际情况,贯入度均不同程度偏大,但前者更加接近实际情况。

从整体计算结果来看,对于桩尖进入强风化层一定深度后,与实际情况相比,两种工况均未出现贯入度明显的减小过程。原因主要有:首先,在给定模型土层参数信息时,整个强风化层的侧阻值为一个特定建议值,实际随着沉桩深度的增加,同一土层的侧阻值并不是一个特定值,尤其对于福建沿海地区深厚的强风化基岩地质条件而言,侧阻值将随着沉桩深度的增加而增大;其次,模型给定的侧阻推荐值是单侧侧阻值,在桩身进入强风化层以后,桩尖的贯入对周围土层的扰动影响相比覆盖层要小,此时应当考虑桩身内外两侧土体的共同影响。

在海上沉桩施工中,判断是否停锤的依据更多的是终锤贯入度及锤击数,从两种工况计算结果来看,综合贯入度(尤其是进入基岩后的贯入度)、锤击数情况,API 工况相较于 SA 工况准确度更接近实际情况,具有更好的模拟效果。

2.2 模型参数优化

选择模拟效果更接近实际情况的 API 工况, 针对钢管桩在覆盖层贯入度偏小, 而在强风化层贯入度偏大的情况, 进行参数的调整优化。本工程中, 覆盖层以中砂层为主, 且砂层纯净度相比其它地区偏低, 砂层常混杂有淤泥, 这在实际沉桩过程中容易出现实际贯入度相比计算值要偏大的情况; 基岩层以散体状强风化层为主, 强风化层深厚, 地勘给定侧阻值为固定的单侧值, 在实际沉桩过程中出现实际贯入度比计算值偏小情况。

针对以上偏差情况, 对深厚强风化层侧阻值进行分层插值, 并对覆盖层与强风化层的侧阻值分别引入折减、扩大系数。通过多种组合系数的试算, 当覆盖层侧阻值折减系数为 0.8, 强风化层侧阻值扩大系数为 1.5 时, 计算结果与实际情况更为接近。优化后的计算贯入度及变化情况如图 5 所示。

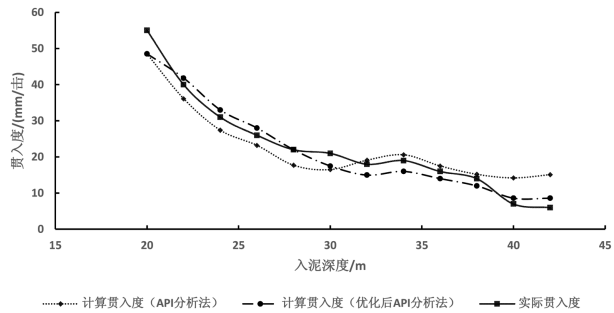


图 5 优化后计算及实际贯入度变化

从图中可看出, 在覆盖层阶段, 优化后的计算贯入度更接近实际值。经过对强风化基岩层侧阻值的插值及扩大系数的引入, 整体贯入度变化趋势也更加接近实际情况。在实际沉桩过程中, 对于停锤情况的判定, 终锤贯入度是重要的度量因素。优化后的计算终锤贯入度 8.6 mm/ 击相较优化前的 15.1 mm/ 击有了明显的改善, 与实际的 6 mm/ 击更加接近。

2.3 优化结果验证

进一步选取了场区另外 2 个机位 A、B 进行计算, 计算结果分别如图 6 和图 7 所示:

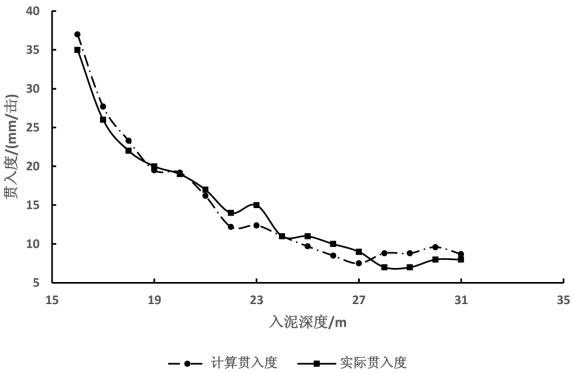


图 6 A 机位计算及实际贯入度变化

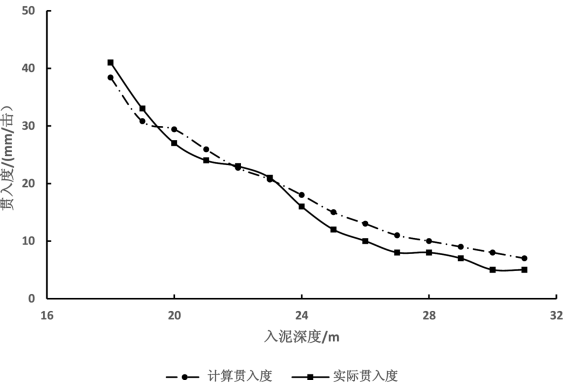


图 7 B 机位计算及实际贯入度变化

从图 6 和图 7 中可以看出, 模型进行参数优化后, 模拟结果良好。A 机位计算锤击数为 1 340, 实际锤击数为 1 328, 计算终锤贯入度为 7 mm/ 击, 实际终锤贯入度为 6 mm/ 击; B 机位计算锤击数为 738, 实际锤击数为 754, 计算终锤贯入度为 7 mm/ 击, 实际终锤贯入度为 5 mm/ 击。

表 6 A、B 机位贯入度、锤击数计算结果及实际情况

	终锤贯入度	锤击数
A 机位计算结果	7	1 340
A 机位实际情况	6	1 328
B 机位计算结果	7	738
B 机位实际情况	5	754

通过 Allen J I 在 2007 年提出的模型误差分析方法及标准^[12]来评估优化后模型的计算精度, 公式如下:

$$SS=1-\frac{\sum(X_{mol}-X_{obs}^{-})^2}{\sum(X_{obs}-X_{obs}^{-})^2}$$

(7)

式中: SS 为模型精度参数; X_{mol} 为模型计算值; X_{obs} 为实测值; $\bar{X}_{obs}$ 为实测值的平均值。模型精确度标准为: $SS > 0.65$ 为很好, $0.5 \leq SS \leq 0.65$ 为好, $0.2 \leq SS < 0.5$ 为较好, $SS < 0.2$ 为差。

通过计算, 优化后的计算模型对 A、B 机位的计算结果精度参数 SS 分别为 0.91 和 0.88。因此, 优化后的计算模型具有良好的计算精度。

3 结论

针对国内海上风电工程桩基可打性分析计算过程中, 缺少对主流分析方法的计算结果验证情况, 本文对国内常用的 API 及 SA 土层分析方法进行了计算验证, 此外, 对福建地区复杂地质条件下可打性计算普遍存在的偏差情况进行了参数优化, 得到以下结论:

(1) API 方法与 SA 方法在桩基可打性分析中, 两种方法在沉桩应力方面的模拟结果是趋于一致的, 影响沉桩过程中桩身应力的主要因素为沉桩能量大小及土层条件。

(2) 在锤击数方面, API 方法相比 SA 方法, 具有更好的准确度, 更加接近实际情况, SA 分析

方法结果偏于理想。在贯入度方面, 在覆盖层阶段, SA 分析方法模拟结果更接近实际值; 而在基岩层, API 方法具有更好的模拟效果。但两者对于桩尖进入强风化层一定深度后, 贯入度均有不同程度的偏大。整体而言, API 分析方法在福建地区地质条件下, 更具适应性。

(3) 对 API 方法计算贯入度的偏差情况进行优化, 在覆盖层引入侧阻折减系数 0.8, 对强风化基岩层进行分层插值并引入扩大系数 1.5, 参数优化后计算结果更加接近实际情况。进一步对该场区 A、B 机位进行可打性计算, 对优化后的模型进行验证。验证结果表明, 参数优化后的模型在福建地区特殊地质条件下, 桩基可打性计算结果具有良好的计算精度, 对实际沉桩更具参考意义。

对于福建地区的特殊地质情况, 本文进行了相应的方法验证及参数优化, 而对于其它地质条件下的计算情况, 仍有待进一步的研究验证。桩基贯入是一个动态变化过程, 除土层分析方法、端阻与侧阻外, 存在着众多影响因素。对各影响因素的敏感性分析, 对可打性分析的计算优化将具有积极的研究与实际意义。

参考文献:

- [1] 韩亮. 渤海钻井平台桩基工程打入桩波动分析及其设计方法 [D]. 北京: 中国地质大学, 2007.
- [2] 张华锋, 元国凯, 刘晋超. 某海上风电场测风塔钢管桩桩基可打入性分析 [J]. 水电能源科学, 2014, 32(3):203-206.
- [3] 贾志远. 海洋平台打桩过程中土阻力的研究 [D]. 天津: 天津大学, 2017.
- [4] 黄建川. 海洋平台桩基的打桩分析 [D]. 天津: 天津大学, 2010.
- [5] Timoshenko S, Goodier J.M. 弹性理论 [M]. 北京: 人民教育出版社, 1964.
- [6] Isaacs D V. Reinforced concrete pile formulae[J]. Journal of the Institution of Engineers Australia, 1931, 3(9): 305-323.
- [7] Smith E A L. Pile driving analysis by the wave equation, Journal of the Soil Mechanics & Foundations Division[J]. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, 1960, 86(SM4): 35-61.
- [8] 林敏博. 大直径超长钢管桩的土塞效应研究 [D]. 天津: 天津大学, 2014.
- [9] 陈波, 闫澍旺, 李家钢. 动力沉桩中土塞作用数值分析 [J]. 天津大学学报: 自然科学与工程技术版, 2001(5):636-640.
- [10] 闫澍旺, 董伟, 刘润, 等. 海洋采油平台打桩工程中土塞效应研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(4):703-709.
- [11] 刘润, 嵇瑞花, 闫澍旺. 大直径钢管桩土塞效应的判断和沉桩过程分析 [J]. 海洋工程, 2005(2):71-76.
- [12] Allen J I, Somerfield P J, Gilbert F J. Quantifying uncertainty in high-resolution coupled hydrodynamic-ecosystem models[J]. Journal of Marine Systems, 2007, 64(1-4):3-14.

Analysis on the Method of Evaluation and Parameter Optimization of Pile Foundation Drivability Based on GRLWEAP

GUAN Ming-kai, ZHOU Li-li, JIANG Bo

Shanghai Investigation, Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200335, China

Abstract: Pile foundation is widely used in offshore wind engineering. In the sea area off Fujian Province with complex geological conditions, pile sinking is faced with risks such as inadequate pile sinking and curling. The analysis of pile drivability has important guidance and reference significance in pile sinking construction and pile length design. GRLWEAP provides a variety of soil layer analyzing methods in the analysis and calculation of drivability. Combined with the actual pile sinking situation of offshore wind projects in the Fujian area, the calculation and verification are carried out according to the commonly used API (American Petroleum Institute) and SA (Standard Penetration Test N -Values) analysis methods in China. The results show that the API method is closer to the actual situation in this area compared with SA. Furthermore, the parameters of soil layer side resistance in API analysis method are optimized, and the reduction coefficient 0.8, the expansion coefficient 1.5 are introduced into the side resistance value of overburden layer and bedrock layer respectively, and the optimized model is verified. The verification results show that the model after parameter optimization has more reference significance in the analysis of pile foundation drivability under special geological conditions in the Fujian area.

Key words: pile foundation; pile drivability analysis; pile driving stress; penetration; parameter optimization