

文章编号:1005-9865(2024)01-0147-11

基于 CPTU 解释黏性土不排水抗剪强度方法研究

陈 亮¹, 徐春喆², 郭 鹏², 赵学亮², 张友虎²

(1. 中国电力工程顾问集团华东电力设计院有限公司, 上海 200331; 2. 东南大学 混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 211189)

摘 要:黏性土的不排水抗剪强度 S_u 是海上风电工程设计中重要的力学参数之一, 孔压静力触探测试(简称 CPTU)无法直接测得黏土强度, 但其所提供的锥尖阻力、侧摩阻力以及孔隙水压力与土体的不排水抗剪强度存在映射关系, 国内外基于 CPTU 已经演化出多种解释土体不排水抗剪强度计算公式。基于滨海某海上风电项目, 开展了原位 CPTU 试验、三轴不固结不排水(UU)、三轴固结不排水(CU)、固结快剪(CQ)以及船上微型十字板剪切(MVST)试验, 对已有计算公式的适用性进行了校验, 分析发现需根据区域场地情况对其中经验系数进行相应的调整以提高计算精度。研究基于 CU 试验结果, 结合工程实例对原有公式中经验参数进行优化修正, 最后通过误差分析, 验证了修正预测模型的准确性与合理性, 利用改进后的修正预测模型可使江苏地区海域黏性土不排水抗剪强度的计算得到更准确的结果。

关键词:海上风电; 孔压静力触探; 岩土勘察; 不排水抗剪强度; 黏性土

中图分类号:P752; TU192 **文献标志码:**A **DOI:**10.16483/j.issn.1005-9865.2024.01.015

Estimation of the undrained shear strength of cohesive soil using CPTU interpretation

CHEN Liang¹, XU Chunzhe², GUO Peng², ZHAO Xueliang², ZHANG Youhu²

(1. East China Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Power Engineering Consulting Group, Shanghai 200331, China; 2. Key Laboratory of C & PC Structures, Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 211189, China)

Abstract: The undrained shear strength S_u of cohesive soil is one of the crucial mechanical parameters in the design of offshore wind power projects. The piezocone penetration test (CPTU) cannot directly measure the strength of cohesive soils, but the cone tip resistance, side friction resistance and pore water pressure provided by it have a mapping relationship with the undrained shear strength of soils. A variety of calculation formulas have been developed at home and abroad based on the CPTU interpretation of soil undrained shear strength. Based on an offshore wind power project in Binhai, in-situ CPTU tests, triaxial unconsolidated-undrained (UU) tests, triaxial consolidated undrained (CU) tests, consolidation quick shear (CQ) tests and miniature onboard vane shear (MVST) tests were carried out to check the applicability of the existing calculation formulas. It was found that the empirical coefficients needed to be adjusted accordingly to improve the calculation accuracy according to the regional site conditions. Further, based on the results of the CU tests, the empirical parameters in the original formula were optimised and modified in conjunction with engineering examples. Finally, through error analysis, the validity and accuracy of the revised prediction model are verified, which can provide more accurate results for the calculation of the undrained shear strength of cohesive soils in the sea area of Jiangsu Province.

Keywords: offshore wind power; piezocone penetration test; geotechnical investigation; undrained shear strength; cohesive soil

海上风电是清洁能源中最具发展潜力的新技术之一, 鉴于海上区域广阔、风能资源蕴藏丰富的优点, 近

收稿日期: 2023-02-10

作者简介: 陈 亮(1979—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事岩土工程勘察设计等工作。E-mail: chenliang@ecepdi.com

通信作者: 赵学亮, 男, 博士, 副教授。E-mail: zhaoxl@seu.edu.cn

海风力发电技术成为近年来研究应用的热点^[1]。在从能耗双控转向碳排放双控的政策指导下,全国沿海海上风电已经进入大批量装机的高潮,“十四五”期间中国海上风电新增装机容量接近 4 000 万千瓦^[2]。截至 2021 年底,全球海上风电新增并网装机 21.1 GW,其中中国新增装机占全球新增装机的 80.02%,累计装机占全球总量 48%,位居世界第一^[3]。相对于陆上风电,海上风电拥有对环境影响较小,风况优的优点,且在装机容量、发电量等环节有巨大发展潜力,是未来可再生能源发电的主要发展对象之一^[4]。

海洋岩土勘察作为海上风电建设中的关键一环,与传统陆地工程勘察有所区别,受国内勘察技术限制,海洋岩土勘察获得土样扰动程度较高,成本更高^[5]。自 2009 年中国启动海上风电建设工作以来,国内海上风电岩土工程勘察广泛采用了钻探等粗放式的勘察手段。中国海上风电主要面临风电单机容量逐渐增加以及粗放式钻探精度较低两方面问题^[6],为解决上述问题,静力触探 CPT、孔压静力触探 CPTU 等原位测试手段在海洋岩土勘察中逐步得到了广泛应用。

国外于 20 世纪 80 年代研制了可测孔隙水压力的静力触探技术 CPT,称为孔压静力触探技术 CPTU,它可以同时测量锥尖阻力 q_c 、侧壁摩阻力 f_s 和孔隙水压力 u_2 ,为了解土的更多工程性质并提高测试精度提供了更多的可能性和现实性^[7]。与传统的静力触探 CPT 相比,孔压静力触探 CPTU 作为新型原位测试技术,具有理论系统、功能齐全、参数准确、精度高、稳定性好、可重复性高等优点^[8]。与传统钻探方法相比,孔压静力触探试验 CPTU 具有独特的优势,能获得连续的地层曲线,可有效模拟岩土体在海洋原位状态下的应力状态,属于对土体基本无扰动的原位测试方法,便于准确估算土的不排水抗剪强度、超固结比、重度等指标^[9]。根据其测试成果与基于高标准土工试验方法取得的试验成果,通过拟合、计算,可取得相对准确的岩土设计参数,进行海上风电桩基设计优化时,可大大降低风机基础的造价及现场施工难度。

土体不排水抗剪强度 S_u 是黏性土的重要力学指标,是指一定的应力状态下,土体能够抵抗剪切破坏的极限能力。对于海床地基浅部的粉土层等,由于海上风机单桩基础承受的循环荷载周期很短,其强度可用不排水抗剪强度来衡量^[10]。土体不排水抗剪强度 S_u 不能通过 CPTU 试验直接测量,但可以借助经验相关性得到^[11],需要通过直接剪切或三轴压缩等室内土工试验进行校准。国外 Lunne 等^[12]、Robertson^[13]、Senneset 等^[14]基于大量 CPT、CPTU 静探数据,结合优质的土工试验结果已经提出了一系列估算黏性土不排水抗剪强度的计算公式。在国外研究经验的基础上,国内李忠信等^[5]、李元曦等^[15]、王宽君等^[16]、李学鹏等^[17]基于 CPTU 解释土体不排水抗剪强度开展了研究,为国内海上风电勘察提供了有应用价值的研究结果。由于不排水抗剪强度计算公式中参数通常随场地的变化而改变,因此有必要研究基于 CPTU 的中国特定地区黏性土不排水抗剪强度计算公式。解释参数的确定一定程度上依赖于黏性土不排水抗剪强度 S_u 的基准值,因此需要依据高质量(扰动程度低)的黏土试样进行土工试验(三轴试验、直剪试验、原位十字板剪切试验等)标定^[18]。这里通过开展室内固结快剪(CQ)试验、三轴不固结不排水(UU)试验、三轴固结不排水(CU)试验以及船上微型十字板(MVST)剪切试验得到土体不排水抗剪强度 S_u 。其中 CU 试验施加的应力状态更接近于土体的原位状态,通常作为强度上限值解释的基础数据;MVST 剪切试验成果作为强度下限值解释的基础数据。

基于江苏滨海某海上风电场静探测试结果,通过对比不同的计算黏性土不排水抗剪强度 S_u 计算方法,得出适宜该地区的计算方法;并且通过高质量 CU 试验结果与初始计算公式对比,利用规划求解,提出黏性土不排水抗剪强度 S_u 计算的修正预测模型。该模型将给出适合滨海海域的黏性土解释经验参数取值范围,并为江苏其他海域的海上风电项目提供技术依据。

1 基于 CPTU 数据计算黏性土 S_u 的方法

已有许多学者提出基于 CPTU 测试数据计算黏性土的不排水抗剪强度的方法,通常可分为直接经验公式法和间接经验公式法。直接经验公式法基于静探实测锥尖阻力 q_c 、修正锥尖阻力 q_t 等数据对 S_u 进行估算;间接经验公式法又称作应力历史法,该方法在估算出的黏性土超固结比 OCR(over-consolidation ratio)的基础上推算不排水抗剪强度值。

1.1 根据修正锥尖阻力 q_t 估算 S_u

基于 1943 年 Terzaghi 承载力理论,如式(1)所示,土体不排水抗剪强度通常通过 CPT 测试数据计算得出。

$$S_u = \frac{q_c - \sigma_v}{N_{kt}} \quad (1)$$

$$\sigma_v = \gamma_1 h_1 + \gamma_2 h_2 + \cdots + \gamma_n h_n = \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i \quad (2)$$

式中: q_c 为锥尖阻力; σ_v 为上覆土体总应力,其中 γ_i 为第*i*层土体天然重度, h_i 为第*i*层土层厚度; N_{kt} 为经验圆锥系数。

使用孔压静力触探 CPTU 探头在水下贯入土时,由于锥头及摩擦筒上下端面受水压力面积的不同,量测得到的锥尖阻力或侧壁摩阻力并不代表土的真正阻力,此时需要通过孔压值对锥尖阻力进行修正:

$$S_u = \frac{q_t - \sigma_v}{N_{kt}} \quad (3)$$

$$q_t = q_c + u_2(1 - \alpha) \quad (4)$$

式(3)由 Lunne 等^[12]第一次提出,该方法为目前最常用的计算不排水抗剪强度的公式,其中, q_t 为修正后锥尖阻力, u_2 为锥尖后侧孔隙水压力, α 为探头有效面积比。

式中 N_{kt} 与土的塑性指数 I_p 密切相关,其值变化范围为 15~20。Robertson^[13]建议取 10~18;Tong 等^[19]的研究建议取值范围为 7~16;《江苏省孔压静力触探技术规程》(DB32/T 2977—2016)^[20]中推荐取值范围为 11~19;中国《孔压静力触探测试技术规程》(T/CCES 1—2017)^[21]、《水运工程静力触探技术规程》(JTS/T 242—2020)^[22]均针对不同的剪切试验条件,给出了 N_{kt} 值的不同建议范围值。上述规程推荐当采用土工试验中的不同剪切试验成果对上式中的经验圆锥系数 N_{kt} 值进行校正时,若缺乏地区经验,建议结合土工试验按表 1 取值,在工程实践中相对更为容易确定^[22]。

表 1 经验圆锥系数 N_{kt}
Tab. 1 Cone empirical parameter N_{kt}

剪切试验条件	N_{kt}	
	范围值	统计平均值
CQ 试验	12~25	17.9
UU 试验	18~35	23.8
CU 试验	9~17	13.0
MVST 试验	10~23	15.5

NGI 规范^[23]中提出,对于灵敏度 $S_l \leq 30$ 的土体,经验圆锥系数 N_{kt} 取值为:

$$N_{kt} = 7.95 + 0.13I_p \quad (5)$$

因国内外对界限含水率的土工试验方法有所不同(76 g 锥入土深度分别为 10、17 mm),国内通过土工试验得到的塑性指数 I_p 值不能直接用于国外的经验公式。

Mayne 和 Peuchen^[24]选取 CPTU 原位测试 62 例黏土与 407 例高质量室内三轴试验数据,拟合关系如下:

$$N_{kt} = 10.5 - 4.60 \ln(B_q + 0.1), B_q > -0.1 \quad (6)$$

其中, B_q 为孔压参数比,其表达式为:

$$B_q = \frac{u_2 - u_0}{q_t - \sigma_v} \quad (7)$$

式中: u_0 为平衡孔隙压力; $u_2 - u_0$ 为超孔隙水压 Δu 。

1.2 根据有效锥尖阻力 q_e 估算 S_u

如式(8)所示,Senneset 等^[14]建议采用有效锥尖阻力 q_e 估算 S_u ,其中有效锥尖阻力 q_e 为修正的锥尖阻力 q_t 与量测的孔压 u_2 之间的差值。已有研究表明公式中经验系数 N_{ke} 取值较离散,各学者基于土工试验对 N_{ke} 的推荐范围如表 2 所示。Lunne 等^[12]、Karlsrud 等^[25]研究发现,利用 q_e 计算黏性土 S_u 时,经验系数 N_{ke} 与孔压参数

比 B_q 具有较好的相关关系。该公式适用于正常固结黏土到轻超固结黏土,不适用于重超固结土。对于极软的黏土,CPTU 所测得的孔隙水压力 u_2 可能会很高,使用该公式时计算精度受到较大影响。

$$S_u = \frac{q_e}{N_{ke}} = \frac{q_t - u_2}{N_{ke}} \quad (8)$$

$$q_e = q_t - u_2 \quad (9)$$

本研究中 N_{ke} 取值主要依据 NGI 规范^[23]计算: $B_q < 1$ 时选用式(10); $B_q \geq 1$ 时选用式(11)。

$$N_{ke} = 14.3 - 12.1B_q - 2.6 \lg O + 0.027I_p \quad (10)$$

$$N_{ke} = 6.4 - 3.3B_q - 2.6 \lg O - 0.015I_p \quad (11)$$

式中: O 为黏性土超固结比。该公式中 I_p 为塑性指数,与式(5)相同,由于国内外 I_p 测量差异,该公式在国内适用性尚需得到有效验证。

表 2 不同文献对 N_{ke} 取值的推荐范围

Tab. 2 The recommended range of N_{ke} value by different scholars

文献	参考试验	N_{ke} 取值范围
Senneset 等 ^[14]	—	6~12
Lunne 等 ^[12]	三轴试验	1~13
Hong 等 ^[26]	三轴试验	3~18

1.3 根据静锥尖阻力 q_{net} 估算 S_u

NGI 规范^[23]中提出了基于净锥尖阻力 q_{net} 估算 S_u 的公式为:

$$S_u = 0.10q_{net}^{0.26} \Delta u^{0.74} w^{-0.26} \quad (12)$$

$$q_{net} = q_t - \sigma_v \quad (13)$$

式中: w 为天然含水率,由岸上土工试验得出; Δu 为超孔隙水压。

1.4 根据超孔隙水压 Δu 估算 S_u

通过建立在孔穴扩张理论基础上的理论解和半经验半理论解, Kulhawy 和 Mayne^[27]建立了超孔隙水压 Δu 与 S_u 之间的关系式:

$$S_u = \frac{\Delta u}{N_{\Delta u}} \quad (14)$$

式中: $N_{\Delta u}$ 为孔压因子。Robertson 和 Campanella^[28]基于孔穴扩张理论,认为 $N_{\Delta u}$ 一般取 2~20,并且对于不同土体的 $N_{\Delta u}$ 取值仍需继续考察; Lunne 等^[12]研究发现 $N_{\Delta u}$ 与孔压系数 B_q 有很好的相关性,采用 CU 试验得到的强度统计反推,得到英国北海软土的 $N_{\Delta u}$ 值变化于 4~10。

Rémai^[29]通过对匈牙利各地 8 个土体样本进行研究,引入了孔压参数比 B_q 来确定 $N_{\Delta u}$:

$$N_{\Delta u} = 24.3B_q \pm 2 \quad (15)$$

本工程实际静探过程中,静探钻孔贯入土层显示为黏土,但仍含有部分砂性土,由于砂土的剪胀性,超孔隙水压 Δu 部分为负值,对该公式影响较大,故不宜采取上述公式进行计算。此外,利用超孔隙水压对土体不排水抗剪强度进行估算时,计算成果离散性较大,在实际工程中应用较少^[15]。

1.5 根据归一化锥尖阻力 q_{c1n} 估算 S_u

Naeni 和 Ziaie-Moayed^[30]进行的校准室试验表明,对于松散粉砂而言,粉砂含量低时[细粒含量 FC (fine content) 小于 30%],随着淤泥含量的增加,不排水抗剪强度 S_u 和锥尖阻力 q_c 降低。结果表明,细粒含量对不排水抗剪强度 S_u 和锥尖阻力 q_c 的影响相似。基于上述结论,对于细粒土 FC 小于 30% 时,松散粉砂的归一化不排水抗剪强度和归一化锥尖阻力随粉砂含量的增加而降低,有如下公式:

$$\frac{S_u}{\sigma'_v} = 0.107 + 0.111q_{c1n} \quad (16)$$

$$\sigma'_v = (\gamma_1 - \gamma_w)h_1 + (\gamma_2 - \gamma_w)h_2 + \cdots + (\gamma_n - \gamma_w)h_n = \sum_{i=1}^n (\gamma_i - \gamma_w)h_i \quad (17)$$

$$q_{c1n} = -0.024 3F_{fc} + 1.6 \quad (18)$$

式中: σ'_v 为上覆土体有效应力; γ_w 为水的重度; F_{fc} 为细粒含量; q_{c1n} 为归一化锥尖阻力,对于本项目FC小于30%的土较少,因此本研究不采用上述公式进行计算。

1.6 根据超固结比OCR估算 S_u

根据超固结比OCR计算 S_u ,后文中简称为应力历史法,该方法为间接经验公式法,即利用预先求得的黏性土超固结比OCR,间接估算出黏性土不排水抗剪强度。目前,一般采用Lunne等^[12]提出的 k 值法估算OCR,再采用SHANSEP法(stress history and normalised soil engineering properties)^[31-32]估算不排水抗剪强度 S_u ,计算公式如下:

$$\frac{S_u}{\sigma'_v} = aO^b = a \left[k \left(\frac{q_1 - \sigma'_v}{\sigma'_v} \right) \right]^b \quad (19)$$

式中:待定参数 a 为正常固结土不排水抗剪强度与有效竖向应力比值,一般可取0.25~0.33; b 为反映超固结比对黏土不排水强度影响的经验参数,一般可取0.65~1.00; k 为经验参数,对于正常固结土,变化范围通常为0.2~0.5之间,平均值约0.3,可通过土工试验与静探数据拟合而得。经验系数 a 、 b 在不同区域有较大差异,需事先采用室内模型试验或通过未扰动土样的三轴不排水试验标定,初次计算(本文的初始预测模型)中参数取值为 $a=0.30$, $b=0.69$, $k=0.13$ 。

对于上述直接经验公式法或是间接经验公式法,不同的公式均对应有不同的适用范围。因此,在工程实际应用时,需予以综合分析比较,以确定合适的拟合公式及参数。

2 研究场地及测试设备

2.1 海上风电场概况

江苏滨海某海上风电场工程位于江苏省盐城市滨海县,废黄河口至扁担港口之间的近海海域,滨海港水域港界南侧,离岸距离36 km,海底地形变化较小,水深约18 m。风电场形状呈平行四边形,规划海域面积50 km²。工程场址区位于15 m以深的海陆交互相沉积平原,海底高程约-17.8~-18.3 m。本工程安装75台4.0 MW海上风电机组,总装机容量300 MW。

2.2 工程勘察

研究针对5个不同风机机位处的孔压钻探孔,孔压静力触探试验孔编号依次为JT5、JT21、JT27、JT56、JT62,孔的间距在6.0 m内。勘察采用了从荷兰进口的范登堡静力触探试验系统,探头型号共有3种,分别为I-CFXYP20-15、I-CFXYP100-15、I-C2xFXYP100-10。各静探孔使用的探头面积及有效面积比 α 如表3所示。

表3 静探孔使用的探头面积及有效面积比

Tab. 3 List of cone area and effective area ratio α for cone penetration

孔号	探头面积/cm ²	有效面积比 α
JT21、JT27、JT56	10	0.75
JT5、JT62	15	0.75

本工程进行了高质量的土工试验,包括船上土工试验和岸上土工试验两部分。其中船上土工试验包括黏性土样的微型十字板剪切试验以及土样的常规物理性试验等;岸上土工试验内容包括土样的常规物理、力学性试验以及水、土化学分析。

2.3 地基岩土构成

根据勘察结果,结合区域地质资料,勘探深度内(最深77.82 m)地层均为第四系沉积物,按地质时代、成因类型及工程特性等,可分为9大层13个亚层(或次亚层):①~②层为第四系全新统(Q4)海陆交互相沉积

物(淤泥、淤泥质土、粉质黏土、粉土、粉砂及其交互层等);③~⑥层为上更新统(Q3)海陆交互相沉积物(黏土、粉质黏土、粉土、粉砂及其交互层等);⑦~⑨层为中更新统(Q2)河湖相沉积物(粉质黏土、粉土、粉砂等)。海上风电场项目CPTU测试深度在0~80 m之间,针对该场地所涉及的5个钻孔中,钻孔JT21经过黏性土层较多,以钻孔JT21为例,地基黏性土构成自上而下的工程地质条件分布情况如表4所示,CPTU原始测试曲线如图1所示。

表 4 滨海某海上风电场工程钻孔JT21工程地质条件
Tab. 4 The geological condition of Binhai offshore wind power project JT21

时代成因	地层编号	贯入深度/m	岩土名称	相对密度	天然重度/($\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$)	含水率/%	孔隙比	塑性指数	先期固结压力/ kPa
Q4	0	0~1.62	淤泥质粉质黏土	2.72	18.1	41.3	1.167	12.9	375
Q4	① ₂	4.92~13.42	淤泥质粉质黏土	2.71	18.2	32.5	0.918	16.9	216
Q4	① ₃	13.42~30.08	粉质黏土	2.74	17.5	43.0	1.238	20.2	136
Q4	② ₁	30.08~34.42	粉质黏土	2.72	19.2	28.5	0.851	14.8	172
Q4	⑤ ₂	43.70~46.78	粉质黏土	2.69	18.7	22.6	0.723	18.7	211
Q3	⑥ ₂	51.08~56.12	粉质黏土	2.73	19.9	33.4	0.947	15.3	304
Q2	⑧	66.10~69.86	粉质黏土	2.71	20.1	26.2	0.787	14.4	379
Q2	⑧	73.28~74.44	粉质黏土	2.72	20.1	25.4	0.714	15.0	272

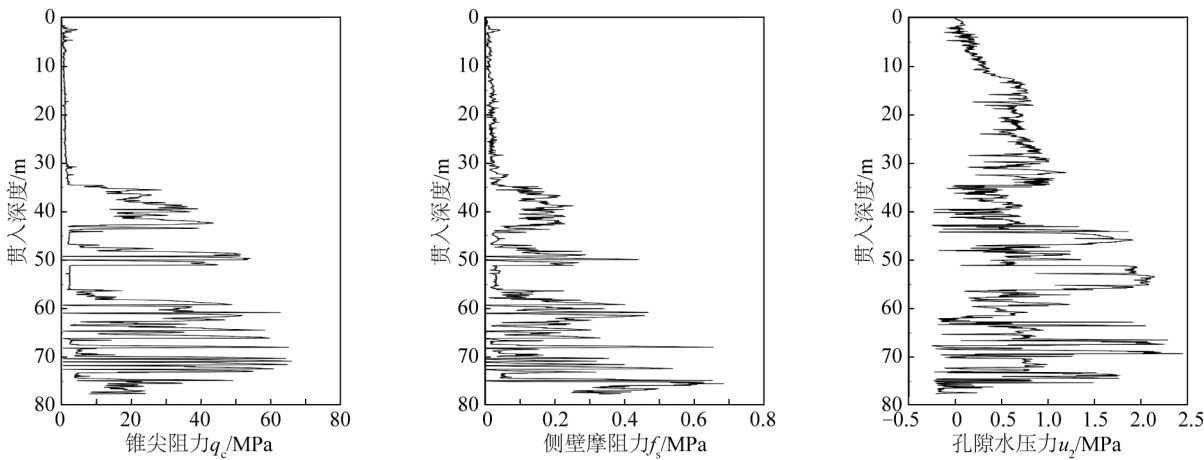


图 1 钻孔JT21 CPTU测试参数曲线
Fig. 1 JT21 CPTU test parameters curves

3 结果分析

3.1 S_u计算方法选用

由前文分析可知:根据有效锥尖阻力法计算时,国内尚未有公式能有效计算参数 N_{ke} ;根据超孔隙水压计算时,计算结果较为离散,在该海上风电场项目中,部分 u_2 实测值小于0,将导致预测情况不理想;归一化锥尖阻力计算方法更适用于砂性土,而非黏性土。因此,计算黏性土不排水抗剪强度通常采用修正锥尖阻力法、净锥尖阻力法(NGI规范法)以及应力历史法。其中,采用修正锥尖阻力法计算时,经验圆锥系数 N_{ki} 取值分别以Robertson^[13]上下限值法($N_{ki}=10, N_{ki}=18$)、Mayne和Peuchen^[24]法进行计算。选取钻孔JT21作为代表性CPTU试验结果,不同计算方法得到的黏性土不排水抗剪强度 S_u 与深度关系如图2所示。

3.2 计算强度与实测强度对比

4种不同土工试验实测值与CPTU计算强度 S_u 的关系如图3所示:UU试验、MVST试验值与NGI规范法计算值接近;Mayne和Peuchen、Robertson上限值($N_{ki}=10$ 时)计算结果与部分土工试验实测值相比偏大。总体而言,利用CPTU数据计算所得海相黏土不排水抗剪强度与土工试验数据相吻合,可以有效对江苏地区海洋黏土的土体不排水抗剪强度进行评估。

由于土性差异及取样扰动等原因,土工试验得到不排水抗剪强度值有一定的离散性,但总体仍有一定规律。这里的CQ试验、CU试验的土样经过了预固结,土体强度有所提高,由图3可见,室内CQ试验、CU试验确定的不排水抗剪强度值要普遍大于UU试验,因此,前2种试验一定程度上消减了土样扰动的不利影响。MVST试验得到的黏性土不排水抗剪强度值与三轴UU试验值相近,反映了微型十字板手动控制操作的测试精度不足。

中下部土体的土工试验成果指标的离散性要大于上部土体,反映了土工试验使用的深部土试样可能存在一定的扰动性,一定程度上与CPTU方法拟合结果离散性相契合。此外,中下部土体CPTU方法拟合值要明显高于大部分的土工试验及微型十字板试验结果,这反映了深部土体原位状态下的超固结性和取样后的扰动性。

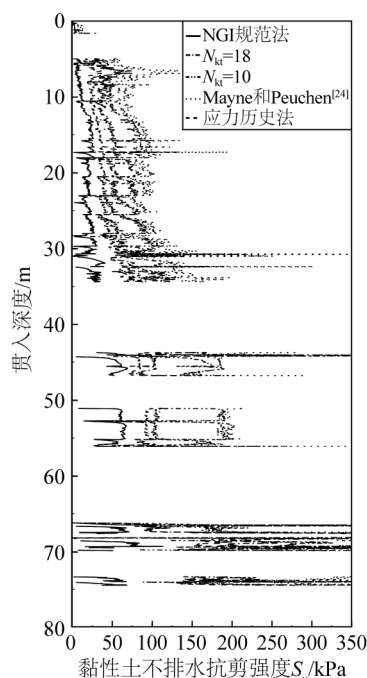


图2 钻孔JT21不同方法计算黏性土不排水抗剪强度与深度关系

Fig. 2 Profile of calculated undrained shear strength with depth from JT21

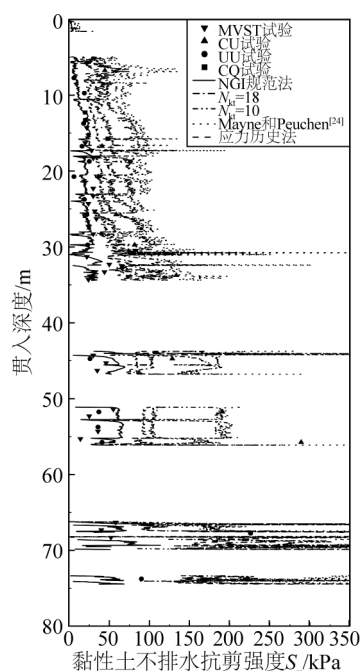


图3 钻孔JT21黏性土不排水抗剪强度与深度关系(包含土工试验)

Fig. 3 Relationship between undrained shear strength of clay and depth from JT21 (contain geotechnical tests)

4 黏性土 S_u 本土化解释方法

CPTU计算不排水抗剪强度方法中,关键在于经验参数的选取,如采用应力历史法进行解释时,若按推荐范围取值,由CPTU方法拟合的土体OCR显著偏大,地基中上部新近沉积的淤泥质土也揭示为超固结土,这与区域沉积历史严重不符,因此采用CPTU方法时,根据土工试验成果等对经验参数的校正标定尤为重要。

经前文验证,修正锥尖阻力法以及应力历史法最适宜用于该地区海上风电场项目,其中,修正锥尖阻力法中经验圆锥系数 N_{ki} 以及应力历史法中经验参数 a 、 b 、 k 具有一定的区域性,这里旨在提供最适应该场地的改进计算公式,对该场地的上述4个参数进行本土化解释。

选用该场地 5 个不同风机机位处钻孔的静力触探数据进行分析,利用二次开发编程语言规划求解进行数据处理和分析 CPTU 解释黏性土不排水抗剪强度计算公式。其原理是采用数值解法求解目标函数最优化解问题,对自变量进行条件约束,以求得适合条件的最优解。本研究选用非线性 GRG (generalized reduced gradient) 求解法,用于处理光滑非线性规划问题。采用包括均方根偏差 (root mean squared error) R_{RMSD} 、纳什效率系数 (nash-sutcliffe efficiency coefficient) N_{NSE} 和决定系数 (coefficient of determination) R^2 3 个评价因子,开展了 CPT/CPTU 精准化解释土体参数的评价与研究,评价因子计算结果如表 5 及表 6 所示。

表 5 中修正锥尖阻力法经验系数 $N_{\text{kt}}=11.97$ 是根据 5 个钻孔土样室内三轴 CU 试验值,利用规划求解,通过令 N_{NSE} 值趋于 1,并利用 R_{RMSD} 、 R^2 评价因子进行辅助分析得到的最优解,主要用于评价时的对比分析。国外海上风电工程在进行基础设计时,对于设计使用的土体参数,除根据综合方法建议的最优值 (中值) 外,通常需要考虑参数的上、下限值等,因此下文中将经验圆锥系数 N_{kt} 上、下限值分别取 14、10,以适用于不同的设计工况条件,并将 Mayne 和 Peuchen^[24] 计算评价因子纳入对比。表 6 中应力历史法经验系数 $a=0.30$, $b=0.69$, $k=0.13$ 是根据室内三轴 CU 试验值,利用规划求解,适当放宽参数取值范围,确定初始约束条件,令 N_{NSE} 值趋于 1,得到的最优解。

修正锥尖阻力法中的经验系数 N_{kt} 分别取为 11.97、10、14 时,评价因子 R^2 的计算值均相等,但 N_{NSE} 和 R_{RMSD} 计算值不同; $N_{\text{kt}}=11.97$ 时,其评价因子 R_{RMSD} 接近于 0, N_{NSE} 最接近于 1,评价结果最优,说明当以三轴 CU 试验成果作为拟合基础数据时,在 N_{kt} 的上述 3 种取值中, $N_{\text{kt}}=11.97$ 时最合理。此外,利用 Mayne 和 Peuchen^[24] 方法计算 N_{kt} 时,其评价因子计算结果的评价效果尚可,但考虑到实际静探时部分计算值为负值,此时该方法的适用性存在一定问题。

对于应力历史法中的经验系数 a 、 b 、 k 值分别取为 0.30、0.69、0.13 和 0.21、1.20、0.35 的情况,前者记为应力历史法 (初始预测模型),后者记为应力历史法 (修正预测模型)。后者的 R_{RMSD} 更接近于 0, N_{NSE} 更接近于 1,评价结果更优。

综合表 5 和表 6 计算结果可知:应力历史法 (修正预测模型) 的评价因子 R^2 更接近 1,说明该模型预测效果在表中 6 种基于不同经验系数值的方法中最优;而修正锥尖阻力法取 $N_{\text{kt}}=11.97$ 时的模型预测效果次之。

表 5 不排水抗剪强度 S_u 评价因子值 (修正锥尖阻力法)

Tab. 5 The evaluation factor value of undrained shear strength S_u (corrected cone tip resistance method)

评价因子	$N_{\text{kt}}=11.97$	$N_{\text{kt}}=10$	$N_{\text{kt}}=14$	Mayne 和 Peuchen ^[24]
R^2	0.177 944	0.177 944	0.177 944	0.121 568
N_{NSE}	0.276 145	0.227 617	0.245 064	0.151 184
R_{RMSD}	111.317 900	115.485 209	114.173 458	123.071 357

表 6 不排水抗剪强度 S_u 评价因子值 (应力历史法)

Tab. 6 The evaluation factor value of undrained shear strength S_u (stress history method)

评价因子	应力历史法 ($a=0.30$, $b=0.69$, $k=0.13$)	应力历史法 ($a=0.21$, $b=1.20$, $k=0.35$)
R^2	0.175 647	0.631 412
N_{NSE}	-0.073 101	0.286 029
R_{RMSD}	135.768 712	111.178 022

按照规划求解方法可以确定各方法的 R_{RMSD} 值较偏离 0 值, N_{NSE} 值更接近 0, 而非 1, R^2 计算结果更接近于 0, 上述情况均说明经验公式的拟合效果不佳。其原因在于经验圆锥系数 N_{kt} 具有一定的区域性, 通常适用于黏性土, 与塑性指数密切相关, 而该场地黏土层大多夹粉土、粉砂、贝壳, 将导致公式计算结果存在误差。

以净锥尖阻力 q_{net} 来分析计算静探数据与黏性土不排水抗剪强度关系, 由图 4 可见, 基于 CPTU 计算 S_u 的

修正后预测结果较修正前与土工试验实测值更吻合,反映了CPTU试验数据与 S_u 之间良好的映射关系。

将规划求解所得经验系数 $N_{kt}=11.97$ 、 $a=0.30$ 、 $b=0.69$ 、 $k=0.13$ 代入JT21风机以验证其适用性, JT21风机地段不排水抗剪强度 S_u 如图5所示。由图5可知,贯入深度小于30 m与贯入深度大于30 m处不排水抗剪强度变化值较大。由此可见,依据修正锥尖阻力法以及应力历史法均会出现预测值与土工试验实测值相差较大的情况。

采用应力历史法进行计算时,因涉及参数较多,实际上包含了计算土体超固结比 O 值的过程,会对计算结果精度产生一定的影响。因此,当基于室内三轴CU试验成果时,这里推荐采用修正锥尖阻力法进行江苏海域黏性土不排水抗剪强度上限值的预测,其中经验圆锥系数 N_{kt} 推荐取值为11.97,上下限分别为10、14。

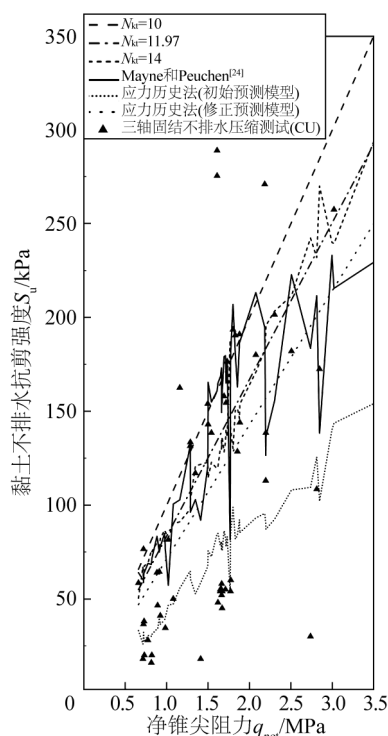


图4 黏性土不排水抗剪强度 S_u 与净锥尖阻力 q_{net} 关系

Fig. 4 Relationship between undrained shear strength S_u of clay and net cone tip resistance q_{net}

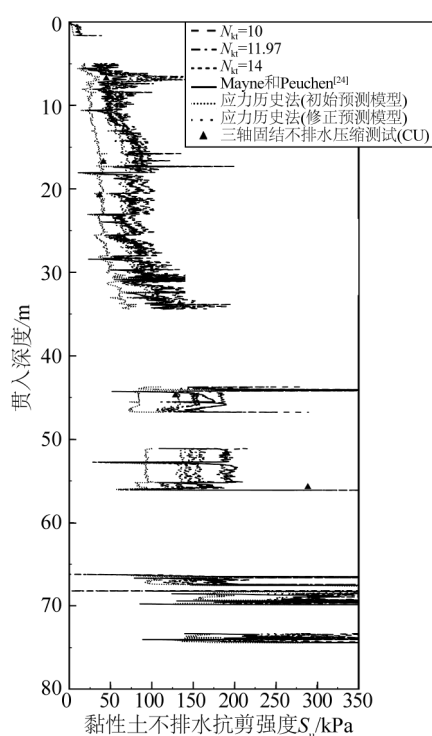


图5 JT21黏性土不排水抗剪强度 S_u 与深度 h 关系

Fig. 5 Relationship between undrained shear strength S_u of clay and depth h from JT21

5 结 语

基于滨海某海上风电场项目,对已有的CPTU预测黏性土不排水抗剪强度公式进行总结,通过规划求解验证了原有公式的有效性,并且基于三轴固结不排水CU试验数据改进了原有公式的参数,得出以下结论:

1)将该地区海洋黏性土CPTU钻孔数据代入国内外基于CPTU计算黏性土不排水抗剪强度公式进行计算,与土工试验结果进行对比验证后得出国内外公式在该场地具有一定适用性,基于CPTU的土体参数计算公式能够在避免土样扰动的基础上得到地层剖面上连续的 S_u 值,较为经济便捷,但仍需根据区域场地情况对其中经验系数进行相应的调整以适应江苏海域场地需求。

2)通过约束评价因子 N_{NSE} 趋向1,在此基础上调整原始公式经验系数得到修正预测模型,采用 R^2 、 R_{RMSD} 、 N_{NSE} 三个评价因子对修正前后CPTU计算黏性土计算公式进行评价,评价结果显示修正预测模型的计算值相较于原始公式计算值更接近CU试验实测值,可用作估算黏性土不排水抗剪强度上限值。

3)通过对比三轴CU试验数据并分析评价因子,对于江苏海域场地,修正锥尖阻力法圆锥经验系数 N_{kt} 取11.97最优,上下限分别为10、14,应力历史法经验参数 a 、 b 、 k 分别取0.21、1.20、0.35更符合该场地实际情况,并且考虑到应力历史法所涉及参数较多,实际工程中应优先考虑采用修正锥尖阻力法计算黏性土不排水抗

剪强度。

4) CPTU 测试计算结果与三轴 CU 试验的相关性不显著,反映了黏土中含粉质、砂质夹层对不排水抗剪强度计算值的影响,因此对于砂性土、粉性土含量较高的黏性土不排水抗剪强度计算公式仍需进一步研究。

参考文献:

- [1] 黄维平,刘建军,赵战华. 海上风电基础结构研究现状及发展趋势[J]. 海洋工程,2009,27(2):130-134. (HUANG W P, LIU J J, ZHAO Z H. The state of the art of study on offshore wind turbine structures and its development [J]. The Ocean Engineering, 2009,27(2):130-134. (in Chinese))
- [2] 刘岚,吴垠峰,秦小健,等. 海上风电运维的技术现状及发展趋势[J]. 中国水运(下半月),2022,22(12):47-49. (LIU L, WU Y F, QIN X J, et al. Technical status and development trend of offshore wind power operation and maintenance[J]. China Water Transport, 2022,22(12):47-49. (in Chinese))
- [3] 孙丽平,易晓亮,宋子恒. 我国海上风电发展面临的挑战和相关建议[J]. 中外能源,2022,27(11):30-35. (SUN L P, YI X L, SONG Z H. Challenges and suggestions for development of offshore wind power in China[J]. Sino-Global Energy, 2022, 27(11):30-35. (in Chinese))
- [4] 毕志远,薛洋,胡金菊,等. 新形势下我国海上风电产业发展趋势[J]. 中国港口,2022(11): 6-8. (BI Z Y, XUE Y, HU J J, et al. The trend of offshore wind power industry development under the new situation[J]. China Ports, 2022(11): 6-8. (in Chinese))
- [5] 李忠信,孙泉雄,刘东华,等. 海上风电勘察中确定土体抗剪强度的实用方法[J]. 南方能源建设,2021,8(4):37-42. (LI Z X, SUN X X, LIU D H, et al. Practical methods for determining soil strength parameters in offshore wind power geotechnical investigation[J]. Southern Energy Construction, 2021,8(4):37-42. (in Chinese))
- [6] 陈亮,万鹏,王德银. 海上风电超深孔压静力触探施工工艺及原始数据关键问题的探讨[J]. 工程勘察,2017(增刊2): 230-234. (CHEN L, WAN P, WANG D Y. Discussion on the construction technology and some key problems of raw data of ultra-deep CPTU test on offshore wind farm project[J]. Geotechnical Investigation & Surveying, 2017(Suppl2):230-234. (in Chinese))
- [7] 蔡国军,刘松玉,童立元,等. 现代数字式多功能 CPTU 与中国 CPT 对比试验研究[J]. 岩石力学与工程学报,2009,28(5):914-928. (CAI G J, LIU S Y, TONG L Y, et al. Comparative study of modern digital multifunctional CPTU and China's CPT tests[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(5):914-928. (in Chinese))
- [8] 蔡国军,刘松玉,童立元,等. 多功能孔压静力触探(CPTU)试验研究[J]. 工程勘察,2007(3): 10-15. (CAI G J, LIU S Y, TONG L Y, et al. Research on the versatile piezocone penetration test (CPTU) [J]. Geotechnical Investigation & Surveying, 2007(3): 10-15. (in Chinese))
- [9] 潘兵,褚卫江,陈平志. 基于 CPTU 地质参数分析及其在揭阳神泉海上风电桩基设计中的应用[M]//中国水力发电年鉴. 北京:中国电力出版社,2019:185-186. (PAN B, CHU W J, CHEN P Z. Geological parameter analysis based on CPTU and its application in pile foundation design of Shenquan offshore wind power in Jieyang[M]// Almanac of China's Water Power. Beijing:China Electric Power Press,2019:185-186. (in Chinese))
- [10] 王淑云,楼志刚. 海洋粉质粘土在波浪荷载作用后的不排水抗剪强度衰化特性[J]. 海洋工程,2000,18(1):38-43. (WANG S Y, LOU Z G. Degradation of undrained shear strength of marine silty clay after undrained cyclic loading[J]. The Ocean Engineering, 2000, 18(1): 38-43. (in Chinese))
- [11] MO P Q, GAO X W, YANG W B, et al. A cavity expansion-based solution for interpretation of CPTu data in soils under partially drained conditions[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2020, 44(7): 1053-1076.
- [12] LUNNE T, ROBERTSON P K, POWELL J J M. Cone penetration testing in geotechnical practice[M]. London: Blackie Academic & Professional, 1997.
- [13] ROBERTSON P K. Interpretation of cone penetration tests: a unified approach[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, 46(11): 1337-1355.
- [14] SENNESET K, JANBU N, SVANO G. Strength and deformation parameters from cone penetration tests[C]// Proceedings of the 2nd European Symposium on Penetration Testing. Rotterdam: Balkema Publishers, 1982: 863-870.
- [15] 李元曦,王占华,汪华安,等. 海洋岩土勘察孔压静力触探岩土参数解析探讨[J]. 中国水运(下半月),2021,21(12):133-

135. (LI Y X, WANG Z H, WANG H A, et al. Study on the undrained shear strength of Fujian marine clay based on CPTU [J]. China Water Transport, 2021, 21(12): 133-135. (in Chinese))
- [16] 王宽君, 吴昊, 倪卫达, 等. 基于CPTU的广东海域黏土工程特性评价[J]. 工程地质学报, 2021, 29(增刊1): 191-202. (WANG K J, WU H, NI W D, et al. Engineering properties assessment of marine clay in guangdong offshore area based on CPTU[J]. Journal of Engineering Geology, 2021, 29(Suppl1): 191-202. (in Chinese))
- [17] 李学鹏, 蔡国军, 刘松玉, 等. 基于CPTU的福建海相黏土不排水抗剪强度研究[C]//2016年全国工程勘察学术大会论文集(下册). 太原, 2016: 107-110. (LI X P, CAI G J, LIU S Y, et al. Study on the undrained shear strength of Fujian marine clay based on CPTU[C]//Proceedings of the 2016 National Engineering Survey Academic Conference (Vol. 2). Taiyuan, 2016: 107-110. (in Chinese))
- [18] LIU K, WANG J H. Evaluation on undrained shear strength of marine soil using cone penetration resistance in Zhujiang River mouth basin, South China Sea[J]. Indian Journal of Geo-Marine Sciences, 2017, 46(4): 707-718.
- [19] TONG L Y, WANG Q, DU G Y, et al. Determination of undrained shear strength using piezocone penetration test in clayey soil for bridge foundation[J]. Journal of Southeast University (English Edition), 2011, 27(2): 201-205.
- [20] 江苏省质量技术监督局. 孔压静力触探技术规程: DB32/T 2977—2016[S]. 南京: 江苏省质量技术监督局, 2016. (Jiangsu Bureau of Quality and Technical Supervision. Technical specification for piezocone penetration test: DB32/T 2977—2016[S]. Nanjing: Jiangsu Bureau of Quality and Technical Supervision, 2016. (in Chinese))
- [21] 中国土木工程学会. 孔压静力触探测试技术规程: T/CCES 1—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017. (China Civil Engineering Society. Technical specification for piezocone penetration testing: T/CCES 1—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017. (in Chinese))
- [22] 中华人民共和国交通运输部. 水运工程静力触探技术规程: JTS/T 242—2020[S]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2020. (Ministry of Transport of the People's Republic of China. Technical specification for underwater inspection cone penetration engineering: JTS/T 242—2020[S]. Beijing: China Communications Press Co., Ltd., 2020. (in Chinese))
- [23] JEAN-SEBASTIEN L. SP 8 soil parameters in geotechnical design (GEODIP) CPTU correlations for clays [M]. LUNNE T A, Norwegian Geotechnical Institute, 2019.
- [24] MAYNE P W, PEUCHEN J. CPTu bearing factor Nkt for undrained strength evaluation in clays[C]//Proceedings of the Fourth International Symposium on Cone Penetration Testing (CPT2018). Delft, 2018.
- [25] KARLSRUD K, LUNNE T, BRATTLIEN K. Improved CPTU interpretations based on block samples[J]. Publikasjon-Norges Geotekniske Institutt, 1997, 202: 195-201.
- [26] HONG S J, LEE M J, KIM J J, et al. Evaluation of undrained shear strength of Busan clay using CPT[C]//Proceedings of the 2nd International Symposium on Cone Penetration Testing. Huntington Beach, CA, USA, 2010
- [27] KULHAWY F H, MAYNE P W. Manual on estimating soil properties for foundation design [R]. Palo Alto, CA (USA): Electric Power Research Inst.; Ithaca, NY (USA). Geotechnical Engineering Group, 1990.
- [28] ROBERTSON P K, CAMPANELLA R G. Interpretation of cone penetration tests. Part I: Sand[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1983, 20(4): 718-733.
- [29] RÉMAI Z. Correlation of undrained shear strength and CPT resistance[J]. Periodica Polytechnica Civil Engineering, 2013, 57(1): 39-44.
- [30] NAEINI S A, ZIAIE-MOAYED R. Evaluation of undrained shear strength of loose silty sands using CPT results [J]. International Journal of Civil Engineering, 2007, 5: 104-117.
- [31] LADD C C. Stability analysis during staged construction[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1991, 28(6): A379.
- [32] 周松望, 周杨锐, 李亚, 等. 利用单剪SHANSEP试验方法评价海洋粘性土强度[J]. 海洋通报, 2014, 33(3): 328-332. (ZHOU S W, ZHOU Y R, LI Y, et al. Evaluation of the strength of offshore cohesive soils by SHANSEP method based on direct simple shear test[J]. Marine Science Bulletin, 2014, 33(3): 328-332. (in Chinese))