

文章编号: 1000-7598-(2003) 05-0705-05

近海粘土设计参数与指标特性之间的关系分析

张荣堂^{1, 2}, Tom Lunne²

(1. 华侨大学土木工程系, 福建 泉州 362011; 2. 挪威岩土所, 奥斯陆 挪威)

摘 要: 展示了近海粘土指标特性与设计参数之间相关关系的研究结果。该项研究的一个重要目的是建立一个按统一方法测定的高质量的土性测试指标数据库。该数据库由 10 个场地组成, 包括大西洋、挪威北海、挪威海、里海和 2 个沿海陆上地点。数据库分析表明, 前期固结压力 p_c' 与液限指数 I_L 之间存在良好的相关关系, 但当液限指数小于 0.5 时, 数据比较分散。同时还发现, 前期固结压力与由三轴压缩、三轴拉伸及直剪试验测定的不排水抗剪强度之间均有很好的线性相关关系。由此, 以 p_c' 与 I_L 之间的关系为基础, 提出了使用这些线性关系式估算近海粘土原位不排水强度 s_u 的方法及建议。

关 键 词: 近海粘土; 设计参数; 指标特性; 前期固结压力; 不排水抗剪强度; 相关关系

中图分类号: TU 447 **文献标识码:** A

Correlations between design parameters and index properties for offshore clays

ZHANG Rong-tang^{1, 2}, Tom Lunne²

(1. Department of Civil Engineering, Huaqiao University, Quanzhou 362011, China; 2 Norwegian Geotechnical Institute, Oslo, Norway)

Abstract: The results of a pilot study investigating correlations between index tests and soil design parameters are presented for offshore clays are presented. An important objective of the study is to develop a database consisting of high quality laboratory data from tests conducted in a consistent manner. The database includes ten sites from locations in the Atlantic Ocean, the North Sea, the Norwegian Sea, the Caspian Sea and two onshore sites. Analysis of the database shows that there exists a better correlation between preconsolidation stress and liquidity index but with considerable scatter as the liquidity index decrease below 0.5. A strong linear relationships between preconsolidation stress and undrained shear strength for triaxial compression, triaxial extension, and direct simple shear test are also found. Recommendations are given for use of these relationships together with the preconsolidation stress-liquidity index correlation for estimation of in situ undrained shear strength.

Key words: offshore clay; design parameters; index properties; preconsolidation pressure; undrained shear stress; correlations

1 引 言

在近海基础工程设计中, 简单而便宜的指标特性与昂贵的工程设计参数之间的相关关系有很大的实用价值。在某些情况下其尤为重要, 例如, 对于土性知道很少的初步设计阶段, 对于投资预算很紧的小型工程, 以及按国际标准测定的高级土性测试参数难以得到的大型国际性工程等。但是, 相关关系的实用性主要取决于其赖以建立的数据库的可靠性。由于土工实验方法及土样质量的不同, 不同来源的混合数据往往会导致数据的分散性和相关关系可靠性的减少。这一问题对近海土体尤为突出, 因

为, 在近海尤其在深水中要得到高质量的不扰动土样是很困难的。因此, 探求适合于近海工程特定土质条件及要求的新的相关关系具有重要意义。

本文的目的是以高质量的实验测试为基础, 探求指标特性与设计参数间的新型经验相关关系。其中, 指标特性仅仅包括含水率和阿太堡界限, 而工程设计参数有很多, 本文重点研究粘土的前期固结压力、不排水抗剪强度与指标特性之间的关系。

2 前人研究成果简述

岩土工程文献中有关指标特性与设计参数的相关关系有很多^[1~3]。最常用的指标特性包括含水率、

收稿日期: 2003-01-07

基金项目: 挪威研究理事会 (NFR) 研究金资助; 华侨大学科研基金资助项目。

作者简介: 张荣堂, 男, 1964 年生, 博士, 副教授, 主要从事岩土力学方面研究与教学。

塑限、液限、塑性指数(I_p)和液性指数(I_L)。下面简要评述有关文献中包含前期固结压力 p_c' 及不排水抗剪强度 s_u 的经验相关关系。

2.1 前期固结压力 p_c'

斯肯普顿研究表明, 正常固结粘土的原位垂直有效应力 σ'_{v0} 与 I_L 之间存在着唯一的相关关系^[4]。然而, 自然界的多数粘土并不是以真正的正常固结状态存在的, 而是以微超固结至重超固结为主。超固结粘土可能存在的相关关系通常用经验公式表达, 但其不一定具有唯一性。不过, 对于因上覆荷载卸除引起的超固结粘土, 其 p_c' 与 I_L 之间可能象正常固结粘土一样存在唯一的相关关系。其它因素, 如风化、老化、胶结和其它物理化学作用也会改变粘土的应力状态, 结果会导致 p_c' 与 I_L 之间的相关性减弱。

尽管存在上述困难, 多数估算前期固结压力的经验关系式仍使用液限指数^[1, 5, 6]。文献[1]提出的 p_c' 与 I_L 之间关系式使用了灵敏度以提高估算精度; 而文献[6]通过对灵敏度为 1~10 的粘土进行分析, 认为, 灵敏度对 p_c' 与 I_L 关系没有影响, 并建议用下列表达式来估算 p_c' :

$$p_c' / p_0 = 10^{(1.11-1.62I_L)} \quad (1)$$

式中 p_0 为大气压。拉德 (Ladd) 等对美国阿拉斯加州近海粘土质粉土也提出了与式 (1) 相似的关系式^[7]。

2.2 不排水抗剪强度 s_u

现有文献已提出了许多很好的 I_L 与重塑不排水抗剪强度 s_{ur} 之间的相关关系^[8]。对于原位不排水抗剪强度 s_u , 现有文献的相关性分析主要集中在归一化的 s_u / σ'_{v0} 或 s_u / p_c' 。以正常固结海洋粘土的现场十字板剪切强度为基础, 斯肯普顿首先提出了 s_u / σ'_{v0} 与 I_p 之间的关系式^[9]。不过, 文献[10]认为, 斯肯普顿的这一关系式不适用于正常固结的灵敏性挪威海洋粘土。文献[11], [12]通过对野外和实验室数据的对比分析认为, 适用于稳定性问题的扰动不排水抗剪强度 s_{u-mob} 与 p_c' 直接相关, 而与 I_p 无关, 其关系式如下:

$$s_{u-mob} = 0.22 p_c' \quad (2)$$

文献[13]对无机质粘土也提出了与式 (2) 类似的估算 s_u 的关系式, 该关系式也与 I_p 无关。

拉德及太沙基等在相关文献中均分析了正常至微超固结粘土的 s_u / σ'_{v0} 与 I_p 之间的关系^[8, 14], 其中不排水抗剪强度 s_u 分别由三轴压缩 (TC)、直剪

(DSS) 和三轴拉伸 (TE) 三种剪切模式测得 (分别记作 s_{u-TC} , s_{u-DSS} , s_{u-TE})。分析表明, s_{u-TC} / σ'_{v0} 与 I_p 之间不存在相关性趋势, 而随着 I_p 的增加, s_{u-DSS} / σ'_{v0} 和 s_{u-TE} / σ'_{v0} 均有所增加。

3 实验方法

本研究的主要目的是, 依据用统一方法测定的高质量试验数据来探索经验相关关系。研究中所使用的数据主要在挪威岩土所测定, 其中, 液限是按沉锥法测得的。其它主要试验方法简述如下。

3.1 固结试验

目的是测定土样的 p_c' 值等。试样呈园柱型, 其横截面积为 35 cm^2 , 高为 20 mm 。试验按连续加载常应变速率 (CRS) 方式进行, 应变速率大小以使土样底部的孔隙水压力控制在 5 % 以内为限。具体试验方法详见文献[15]。

3.2 三轴试验

本试验方法具体描述详见文献[16]。试样的横截面积依据不同的取土器有所变化, 如对于长为 54 mm 取土器, 试样的横截面积为 23 cm^2 ; 而对于标准长为 75 mm 近海取土器, 试样的横截面积为 40 cm^2 。试验分两种剪切模式进行: 一种是三轴压缩 (TC), 即试样饱和后, 先排水固结回到自重应力状态, 然后, 进行不排水压缩直至试样破坏, 以测得其三轴压缩不排水抗剪强度 s_{u-TC} ; 另一种是三轴拉伸 (TE), 即试样饱和后, 先排水固结回到自重应力状态, 然后, 进行不排水拉伸, 直至试样破坏, 以测得其三轴拉伸不排水抗剪强度 s_{u-TE} 。

3.3 直剪试验

直接剪切 (DSS) 试验所用仪器及方法详见文献[17]。试样呈园柱型, 其横截面积为 $20, 35$ 或 50 cm^2 , 高为 16 mm 。试验时, 首先, 使试样固结回垂直自重应力状态, 然后, 施加水平剪应力, 直至试样破坏, 以测得相应的直剪不排水抗剪强度 s_{u-DSS} 。

4 数据库建立

所建数据库共有 10 个场地, 包括 8 个近海工程场地和 2 个沿海研究场地 (表 1)。之所以选择表中 2 个沿海场地, 是因为它们是挪威岩土所的多年研究重点并已有系统的高质量块状土样测试结果。对于所有的场地, 其数据均按标准格式输入电子表格。输入的数据包括所有土样的信息及相应的土工测试结果。

表1 测试场地和相应位置
Table 1 Test sites and locations

场地编号	地理位置	水深 / m	土的统一分类
No.1	大西洋爱尔兰西部	370	CL/CH
No.2	北海丹麦海域	60	CL/CH
No.3	北海挪威海域	330	CL/CH
No.4	北海挪威海域	309	CL/CH
No.5	挪威海	312	CL
No.6	北海挪威海域	137	CL/CH
No.7	里海	128	CL/CH
No.8	挪威海	362	CL/CH
No.9	挪威沿海		CL
No.10	苏格兰沿海		CH

土样扰动对于参数 s_u 和 p_c' 的影响是众所周知的。建立本数据库时, 所有选入的 s_u 和 p_c' 值, 均来自自重应力 σ'_{v0} 下的体积变形 ε_{v0} 小于 4 % 的优质至中等质量土样的测试结果。所建立的数据库涵盖了广泛的现场条件及土体特性。水深范围为 60~370 m, 取土深度为海底面至海底下 150 m, 天然含水率范围为 10 %~80 %, 其中大多数数值在 20 %~50 % 之间; 塑限指数范围约为 10 %~80 %, 而液限指数范围约为 -0.2~1.5。所有场地的阿太堡界限详见塑性图 1。图中大多数数据在 A 线以上, 这说明相应土体大多数为粘土类。按土的统一分类 (USCS) 标准, 相应土体主要为低塑性粘土 (CL) 及高塑性粘土 (CH)。

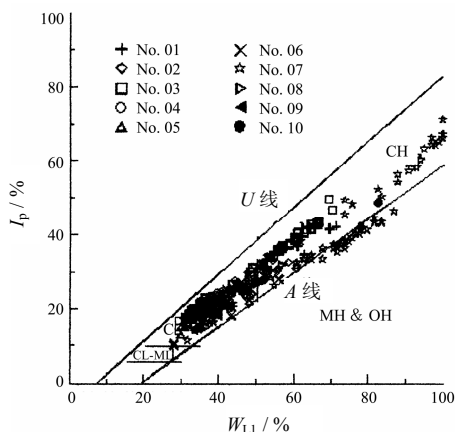


图1 塑性图

Fig. 1 Plasticity chart for soils in database

5 相关分析

5.1 前期固结压力

图2为 p_c' 与 I_L 关系图。可见, 随着 I_L 的增大 p_c' 呈减小趋势, 不过当 I_L 小于 0.5 时数据比较分散。借鉴前人研究成果^[6], 对表中数据进行最小二

乘回归可以得到以下关系式:

$$p_c' = 10^{(2.90 - 0.96 I_L)} \quad (3)$$

上式相应的数据点数 $n=120$, 显著性系数 $r^2=0.64$ 。

为改进上述相关性, 数据分析时还考虑过其它因素, 如 σ'_{v0} 及灵敏度, 或把 p_c' 值转化成超固结比 (OCR) 等, 但这些尝试并无助于改善相关性。

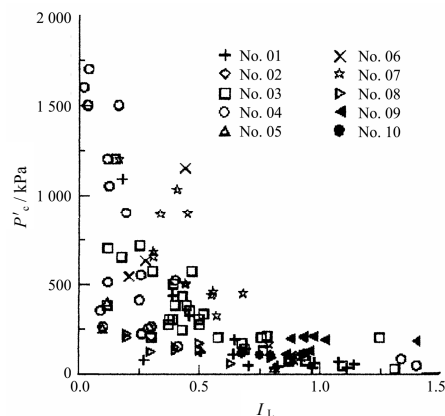


图2 前期固结压力 p_c' 与液限指数 I_L 关系图

Fig. 2 Preconsolidation stress vs liquidity index

5.2 不排水抗剪强度

在开始研究不排水抗剪强度时, 重点放在 s_u/σ'_{v0} 与 I_p 的关系上, 但研究表明两者之间几乎不存在相关性。这主要是因为 OCR 对 s_u/σ'_{v0} 有显著的影响, s_u/σ'_{v0} 值的变化大多是由不同场地之间或同一场地中的 OCR 差别所引起的。另外, I_L 通常被认为是反映土体超固结状态的一个指标, 因此也研究了 s_u/σ'_{v0} 与 I_L 的关系。但分析表明, 相应数据还是相当分散, 缺乏总体相关性。

显然, 在建立估算 s_u 公式时, 必须考虑应力历史的影响。途径之一是分析比较 s_u 值与相应的 p_c' 值。图3~5分别显示了三轴压缩、直剪和三轴拉伸三种剪切模式下 s_u 与 p_c' 值的关系。图示表明, 无论哪一种模式, 两者之间均存在着强烈的线性相关性, 相应的回归分析结果如下方程式所示:

$$s_{u-TC} = 0.30 p_c'; \quad n=64; \quad r^2=0.92 \quad (4)$$

$$s_{u-DSS} = 0.22 p_c'; \quad n=47; \quad r^2=0.96 \quad (5)$$

$$s_{u-TE} = 0.17 p_c'; \quad n=8; \quad r^2=0.91 \quad (6)$$

可见, 式(4)~(6)均具备高的 r^2 值。同时, 上述结果与研究者们熟知的粘土的各向异性是一致的, 即在某一应力水平下, 有 $s_{u-TC} > s_{u-DSS} > s_{u-TE}$ 。

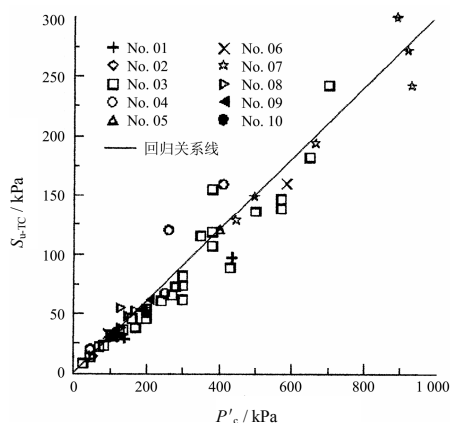


图 3 三轴压缩剪切模式下 s_u 与 p'_c 值的关系
Fig. 3 Triaxial compression undrained shear strength vs preconsolidation stress

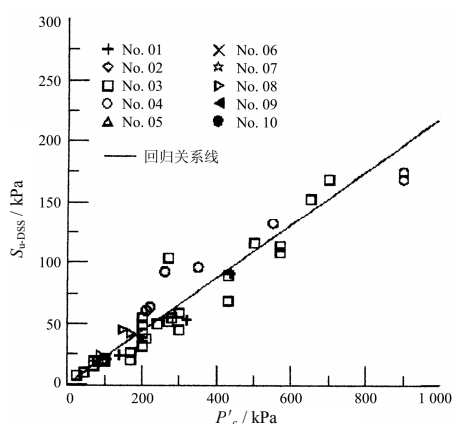


图 4 直接剪切模式下 s_u 与 p'_c 值的关系
Fig. 4 Direct simple shear undrained shear strength vs preconsolidation stress

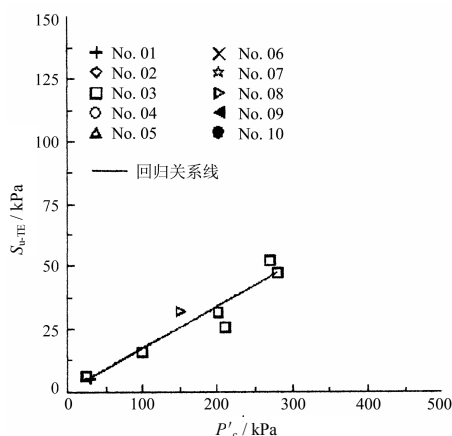


图 5 三轴拉伸剪切模式下 s_u 与 p'_c 值的关系
Fig. 5 Triaxial extension undrained shear strength vs preconsolidation stress

式 (4) ~ (6) 不象所期望的那样包含象 I_p 或 I_L 这样的指标特性。对每一种模式的 s_u / p'_c 值与 I_p 或 I_L 的相关性检验表明, 相应数据相当分散, 彼此间不存在显著相关趋势。从这一分析得出的最实用的结论是 s_u / p'_c 与 I_p 或 I_L 无关。

6 结果应用问题

式 (4) ~ (6) 显示 s_u 与 p'_c 有着强烈的相关性, 因此, 能可靠地用于估算相应参数。不过, 缺点是参数 s_u 和 p'_c 都是设计参数, 方程中不含指标特性。解决这一问题的途径之一是通过 p'_c 与 I_L 关系式 (式 (3)) 来间接估算 s_u 值。计算时只需先用式 (3) 通过 I_L 估算出 p'_c 值, 再用式 (4) ~ (6) 估算出相应模式的 s_u 值即可。

按上述方法估算 s_u 的可靠性取决于 p'_c 与 I_L 关系式的可靠性。设计中尽可能结合场地地质条件和 σ'_{v0} 来综合确定 p'_c 值。另外, 由原位测试解释的 p'_c 值应当作为指导性值使用。

7 结语和建议

本文建立了一个由 10 个场地组成的土性指标数据库, 以研究指标特性与设计参数间的经验相关关系。该数据库的关键在于只包含主要由挪威岩土所测得的高质量实验数据, 并且涵盖了从软到硬等性质广泛的各类海洋粘土。数据库分析表明, 前期固结压力 p'_c 与液限指数 I_L 之间存在良好的相关关系, 但当液限指数小于 0.5 时, 数据比较分散。同时还发现, 前期固结压力与由三轴压缩、三轴拉伸及直剪试验测定的不排水抗剪强度之间均存着很好的线性相关关系。结合 p'_c 与 I_L 关系式, 这些线性关系式可以用来估算 s_u 值。分析还表明, 比值 s_u / p'_c 与 I_p 或 I_L 无关。将来, 如能有新场地扩充数据库并考虑场地地质条件这一因素, 将有助于改进这些关系式。

参考文献

- [1] INAVFAC. Soil Mechanics [M]. Alexandria: Naval Facilities Engineering Command, 1982. 355.
- [2] Kleven A, Lacasse S, Andersen K H. Soil parameters for offshore foundation design [R]. Report No.400013-34, OSLO: Norwegian Geotechnical Institute, 1986.
- [3] Mitchell J K. Fundamentals of soil behaviour [M]. New York: John Wiley, Sons, 1993. 437.
- [4] Skempton A W. The consolidation of clays by gravitational compaction [J]. *Quarterly Journal of the geological society of London*, 1970, 125: 373-412.
- [5] Wroth C P. Correlations of some engineering properties of soils [A]. *Proceedings of 2nd International Conference on behaviour of offshore structures* [C]. London:[s.n.] 1979. 121-132.

- [6] Stas C V, Kulhawy F H. Critical evaluation of design methods for foundations under axial uplift and compression loading [R]. Report EL-3771, Palo Alto: Electric Power Research Institute, 1984. 198.
- [7] Ladd C C, DeGroot D J. Guidelines for geotechnical experimental program for foundation design of offshore arctic gravity structures [R]. Research Report No. R92-33, MA, USA: Massachusetts Institute of Technology, 1992. 435.
- [8] Terzaghi K, Peck R B, Mesri. G. Soil mechanics in engineering practice [M]. New York: John Wiley and Sons, 1996. 549.
- [9] Skempton A W. Discussion of 'planning and design of new Hong Kong airport' [A]. **Proceedings Institution of Civil Engineers[C]**, America: Institution of Civil Engineers. 1957, 7. 305—307.
- [10] Bjerrum L, Simmons, NE. Comparison of shear strength characteristics of normally consolidated clays [A]. **Proceedings of research conference on shear strength of cohesive soils[C]**, America: American Society of Civil Engineers. Boulder, 1960. 711—726.
- [11] Mesri G. Discussion of 'new design procedure for stability of soft clays [J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1975, 101(4): 409—412.
- [12] Mesri G. A Re-evaluation of $s_u(\text{mob})=0.22\sigma'_p$ using laboratory shear tests [J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1989, 26(1): 301—309.
- [13] Larsson R. Undrained shear strength in stability calculations of embankments on soft clays [J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1980, 17(4): 591—602.
- [14] Ladd CC. Stability evaluation during stage construction [J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1991, 117(4): 540—615.
- [15] Sandbrekken G, Berre T, Lacasse S. Oedometer testing at the norwegian geotechnical institute [A]. Special Testing Publication 892[M], America: Institution of Civil Engineers. **American Society of Testing Materials**, 1986. 329—353.
- [16] Berre T. Triaxial testing at the norwegian geotechnical institute [J]. **Geotechnical Testing Journal**, 1982, 5(1): 3—17.
- [17] Bjerrum L, Landva A. Direct simple shear tests on norwegian quick clay [J]. **Geotechnique**, 1966, 16(1): 1—20.

上接第 704 页

塑性体积应变。由于阶段的体积应变可以为负, 实质上就是考虑了土的剪胀性。但计算剪切阶段的体积应变的方法有待研究。

(3) 桩-土滑动摩阻力在桩的入土深度范围内分布是下大上小。在土层同一深度点上, 随着桩的入土深度不同, 该点相对于桩身所处的位置不同(在 L_1 段、 L_2 段或 L_3 段上), 滑动摩阻力也不同。可采用分段计算的模式计算。

(4) 综合对桩端土和桩侧土受力的分析, 提出了球孔扩张-滑动摩擦计算模式。试算表明, 该计算模式是可行的。但也存在计算压桩力不能反映土层局部不均匀变化的问题, 有待解决。

用本文的方法计算静压桩的沉桩阻力, 可以用于分析判断沉桩可能性, 估算桩的承载力, 实用价值较大。

参 考 文 献

- [1] Vesic A S. Expansion of cavity in infinite soil mass[J]. **Journal of Soil Mechanics Foundation Division**, American Society of Civil Engineering, 1972, 98(3): 265—289.
- [2] 龚晓南. 土塑性力学[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 1990.
- [3] 殷宗泽. 一个土体的双屈服面应力应变模型[J]. 岩土工程学报, 1988, 10(4): 64—71.
- [4] 张明义. 层状地基上静力压入桩的沉桩过程及承载力的试验研究[博士学位论文 D]. 重庆: 重庆大学, 2001.
- [5] 张明义, 邓安福. 桩-土滑动摩擦的试验研究[J]. 岩土力学, 2002, 23(2): 246—249.