

循环荷载下饱和粘土强度等效计算探讨

顾中华, 高广运

(同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092)

摘 要:饱和粘土在不排水循环荷载作用下强度会发生衰减, 建立在粘土地基上的建筑物和填土道路在地震过程中有时会遭受破坏。本文在超固结粘土不排水强度计算的基础上, 引入循环荷载作用损伤因子, 提出循环荷载作用下饱和粘土强度计算方法以及参数的确定方法。同时, 分析了循环荷载作用下再固结系数对粘土强度增长的影响。通过试验验证, 所提出的方法是合理的。该方法为循环荷载作用下粘土地基的强度和稳定性预测提供有效的途径。

关键词:循环荷载; 不排水强度; 超固结; 损伤因子

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1000-0844(2005)01-0013-04

Discussion on Equivalent Calculation for Shear Strength of Saturated Clay under Cyclic Loading

GU Zhong-hua, GAO Guang-yun

(The Geotechnical Department of Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The undrained strength of saturated clay will decrease during undrained cyclic loading. Sometimes serious damages to structures sited on clay layers and filled road pavements are occurred in earthquakes. In this paper, based on the over-consolidated undrained strength, a cyclic loading-induced degradation parameter is introduced, and the calculation methods for cyclic shear strength of saturated clay and the parameters are proposed. Meanwhile, the effect of reconsolidation index to the post cyclic shear strength increment is analyzed. According to the undrained cyclic triaxial tests, the proposed method is verified available. The method will be effective to predict the cyclic shear strength and stability of clay layers.

Key words: Cyclic load; Undrained strength; Over consolidated; Degradation parameter

0 引言

循环荷载作用下, 相对于砂性土而言, 粘土具有更强的稳定性这一观点普遍被专家学者们所接受。在抗震设计中, 设计者往往更多致力于饱和砂土的液化问题。然而在 1978 年日本宫城县地震中, 软粘性土地基和填土道路出现了大量的裂缝和滑坡破坏^[1], 1985 年墨西哥地震中建立在深厚粘土地基上的建筑物受到严重破坏, 地面发生大变形^[2]。循环荷载作用下粘土的强度变化受到了广泛的关注。Anderson^[3]等人对 Drammen 粘土进行了大量的循

环单剪和三轴试验, 指出饱和软粘土在循环荷载作用后不排水抗剪强度衰减值一般小于 25%。Yasuhara^[4]进一步提出了一个不排水循环荷载作用下强度衰减及孔压消散后强度提高的预测公式。

本文在超固结粘土不排水强度计算的基础上, 引入循环荷载作用损伤因子, 提出循环荷载作用下饱和粘土不排水强度和循环荷载作用后排水再固结强度的计算方法。并对循环荷载作用后再固结系数对粘土强度增长的影响进行了分析。利用试验结果对该方法进行验证分析, 为动荷载下粘土地基强度

收稿日期: 2004-05-26

基金项目: 上海市重点学科(岩土工程)资助

作者简介: 顾中华(1977-), 男(汉族), 江苏南通人, 博士研究生, 主要研究方向为软土地基处理与桩基础。

及稳定性预测提供了一种有效的途径。

1 摩尔—库仑不排水强度理论

传统确定循环荷载作用下粘土不排水强度的方法是利用摩尔—库仑不排水强度理论。根据摩尔—库仑准则,粘土不排水强度

$$S_u = c + (p_t - u) \tan \phi \quad (1)$$

式中, S_u 为粘土不排水抗剪强度; c 为粘聚力; p_t 为平均总应力; u 为孔隙水压力; ϕ 为内摩擦角。

在不排水循环荷载作用下,总应力不变,孔隙水压力不断增加,则按式(1)计算的不排水强度将大幅降低。摩尔—库仑不排水强度理论表面上似乎合理,但用该理论计算循环荷载作用下粘土不排水强度将会产生很大的误差。因为在循环荷载作用后施加单调剪切荷载时将会产生较大的负孔压,而摩尔—库仑不排水强度理论没有考虑到循环荷载作用后施加单调剪切荷载时孔隙水压力的变化。

2 循环荷载作用下饱和粘土不排水强度计算方法

2.1 拟超固结比的定义

正常固结饱和粘土在不排水循环应力作用下产生超孔压,有效固结应力减小,类似于土体卸荷回弹产生超固结。但和超固结不同的是,孔隙比不发生变化。图 1 描述了 $e-\ln p'$ 关系,其中 NCL 线为正常固结粘土的固结线,CSL 为极限状态线;AB 线代表土样的正常固结;BC 线代表超固结。设初始固结压力为 p_A ,经过不排水循环作用,从 A 点到达 C 点,有效应力为 p_C ,相当于超固结土从先期固结压力 p_B 经应力释放到达 C 点。将循环荷载作用后土样有效应力的减少称为拟超固结。拟超固结比为

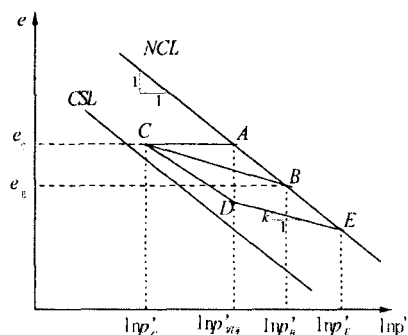


图 1 饱和粘土不排水循环荷载下的 $e-\ln p'$ 曲线

Fig. 1 The $e-\ln p'$ curve of saturated clay during undrained cyclic loading.

$$OCR_{eq} = p'_A / p'_C \quad (2)$$

2.2 循环荷载作用下粘土不排水强度计算

Mayne^[5]根据极限状态土力学,建立超固结土的强度公式为

$$\left(\frac{Cu}{p'_c}\right)_{oc} = (OCR)^{L_0} \bar{n} \left(\frac{Cu}{p'_c}\right)_{nc} \quad (3)$$

式中, $\left(\frac{Cu}{p'_c}\right)_{nc}$ 和 $\left(\frac{Cu}{p'_c}\right)_{oc}$ 是正常固结粘土和超固结粘土的静抗剪强度比; L_0 为试验参数。

令 $De = e_c - e_B$, 由图 1 可得

$$De = \lambda (\ln p'_B - \ln p'_A) \quad (4)$$

$$De = \kappa (\ln p'_B - \ln p'_C) \quad (5)$$

式中, λ 为粘性土的压缩系数; κ 为粘性土的回弹系数。

$$\lambda \ln \left(\frac{p'_B}{p'_A}\right) = \lambda \ln \left(\frac{p'_B}{p'_C} \cdot \frac{p'_A}{p'_C}\right) = \kappa \ln (p'_B / p'_C) \quad (6)$$

$$(\lambda - \kappa) \ln \left(\frac{p'_B}{p'_C}\right) = \lambda \ln \left(\frac{p'_A}{p'_C}\right) \quad (7)$$

$$OCR_{eq} = (OCR)^{\frac{\lambda}{\lambda - \kappa}} \quad (8)$$

正常固结粘土的 $Cu = Mp'$, 则 C 点强度与 B 点强度之比为 p'_C / p'_B 。这样,

$$\frac{(Cu_C)_{oc}}{(Cu_B)_{nc}} = (OCR)^{L_0 - 1} \quad (9)$$

循环荷载作用下饱和粘土的不排水抗剪强度为

$$(Cu_A)_{oc} = (OCR_{eq})^{\frac{1}{L_0 - 1}} \bar{n} (Cu_A)_{nc} \quad (10)$$

上述的推导过程认为循环荷载作用后 C 点的强度与 B 点卸荷回弹至 C 点的强度等效,没有考虑循环荷载作用对土结构的破坏,因而高估了 C 点的强度。本文引入循环荷载衰减因子,对公式(10)进行改进:

$$(Cu_A)_{oc} = \frac{1}{1 + \alpha \epsilon_A^\beta} \bar{n} (OCR_{eq})^{\frac{1}{L_0 - 1}} \bar{n} (Cu_A)_{nc} \quad (11)$$

$$\epsilon_A = \int |de_q^p| \quad (12)$$

式中, α, β 为材料参数; ϵ_A 为累积偏应变。

2.3 理论公式验证

本文利用 Demetrious C K 的固结—循环荷载—不排水剪试验结果^[6]对笔者所提出的循环荷载作用下饱和粘土的不排水抗剪强度公式进行验证。试验粘土为海相沉积无机质粘土,该土样的基本物理性质为:天然含水量 53%,液限 65%,塑限 25%,塑性指数 40,灵敏度为 2~5。试验结果如表 1 和图 2 所示,表中 q_{cy} 为所施加的循环荷载; Su_x 为未加循环荷载的饱和粘土不排水抗剪强度; Su 为循环荷载作用后饱和粘土不排水抗剪强度。

计算所需的参数如表 2 所示,其中 λ 和 κ 通过常规的固结试验确定; L_0 可以通过正常固结粘土和超固结粘土的静抗剪强度按照式(13)确定; α 和 β 为材料参数。按照公式(11)计算的结果如图 3 所示。

表 1 循环荷载不排水剪试验

土样 编号	$\gamma' \frac{q_{cy}}{Su_s}$	循环次 数/N	循环荷载累 积塑性应变 $\epsilon_A/\%$	围压 σ_c/kPa	$\frac{Su}{\sigma_c}$	OCR
1	—	—	0	480	0.352	1
2	—	—	0	120	1.108	4
3	0.75	70	1.6	480	0.340	1
4	0.74	145	3.1	480	0.334	1
5	0.75	142	5.4	480	0.313	1
6	0.75	192	8.3	480	0.293	1

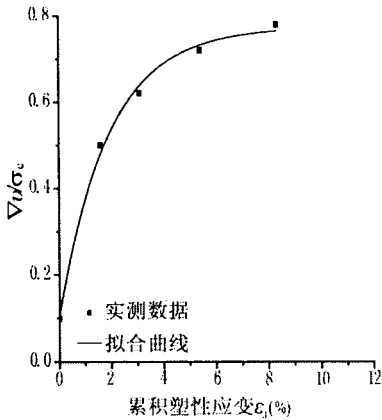


图 2 循环荷载作用后归一化超孔压

Fig. 2 Normalized excess water pressure post cyclic loading.

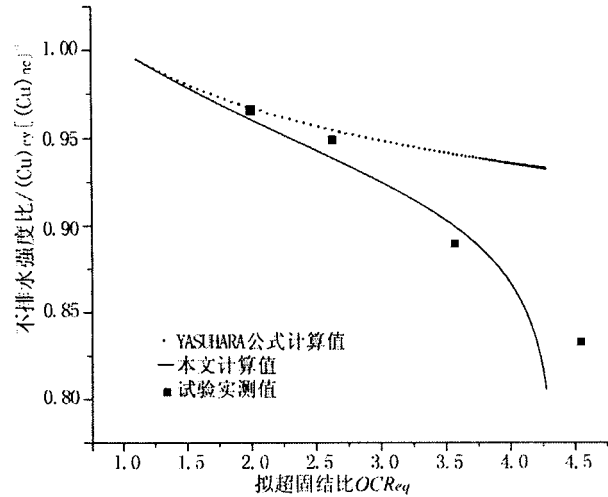


图 3 不排水循环荷载作用下强度

Fig. 3 Cyclic undrained strength of saturated clay.

表 2 模拟固结—循环荷载—不排水剪试验材料参数

λ	κ	L_0	α_0	β
0.404	0.053	0.827	10.0	1.8

$$L_0 = \frac{\ln \frac{\bar{\sigma}}{\bar{s}} \frac{Su}{p'_c} (OC)_o^a - \ln \frac{\bar{\sigma}}{\bar{s}} \frac{Su}{p'_c} (NC)_o^a}{\ln(OCR)} \ll (13)$$

由图 3 可看出在循环荷载作用次数较少,即拟超固结比小于 2.5 时,本文的计算值、Yasuhara 公式计算值和试验实测值三者比较接近;而当循环荷载作用不断增加,累积塑性应变不断增大,即拟超固结比大于 2.5 时,Yasuhara 公式已不再适用,而本文改进的计算结果与试验实测值吻合较好。

3 循环荷载作用后粘土排水强度计算

循环荷载作用后,土体由状态 C 点固结到状态 D 点(图 1),孔隙水压力消散,土体的孔隙比减小,土体的强度提高。可按照循环荷载作用下粘土不排水强度类似的方法,推导循环荷载作用后粘土再固结的强度计算公式:

$$De_{CD} = De_{AE} - De_{DE} \quad (14)$$

$$\lambda' \ln \left(\frac{p'_A}{p'_C} \right) = (\lambda - \kappa) \ln \left(\frac{p'_E}{p'_A} \right) \quad (15)$$

式中, λ' 为粘土循环荷载作用后再固结系数; λ 和 κ 意义同前。令 D 点的超固结比 $OCR_D = p'_E / p'_A$,则

$$OCR_{eq} = (OCR_D)^{\frac{1}{\lambda'}} \quad (16)$$

而 D 点强度和 A 点强度之比为

$$\frac{Cu_D}{Cu_A} = (OCR_D)^{L_0} = (OCR_{eq})^{L_0 \frac{\lambda'}{\lambda - \kappa}} \quad (17)$$

那么,循环荷载作用后土体的再固结强度为

$$\frac{Cu_{pcy}}{Cu_A} = (OCR_{eq})^{L_0 \frac{\lambda'}{\lambda - \kappa}} \quad (18)$$

式中, Cu_{pcy} 为土体在循环荷载作用后的再固结强度。

式(18)相当简洁,但式中的参数 λ' 的确定却是一个悬而未决的问题,许多学者都对该参数的取值进行了探讨。Yasuhara^[7]假定 λ' 和 κ 相等,而根据文献^[8]的资料 λ' 和 κ 的比值可达 1.5 以上,白冰^[9]指出 λ' 与 κ 的比值甚至可以达到 2。本文不对 λ' 与 κ 的比值进行探讨,而着重分析参数 λ' 对粘土在循环荷载作用后再固结强度的影响,计算参数取值和表 2 相同,计算结果如图 4 所示。由图可知,拟超固结比较大时, λ' 对粘土在循环荷载作用后的再固结强度影响较为明显。

4 结论

(1)本文定义了拟超固结比,以超固结粘土不排

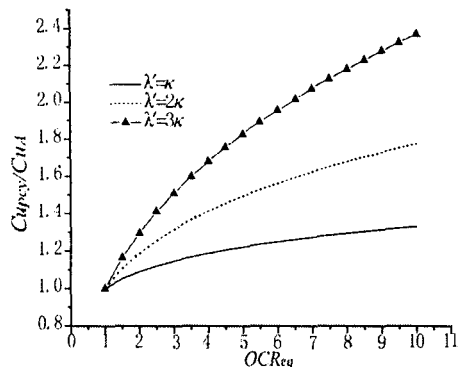


图 4 参数 λ' 对循环载荷作用后再固结强度的影响

Fig. 4 The effect of parameter λ' to the post cyclic shear strength.

水强度理论为基础,引入循环作用衰减因子,建立了循环荷载作用下饱和粘土不排水强度计算公式。通过试验验证,本文建立的强度理论公式是合理的。在较大累积塑性应变产生时,本文公式优于 Yasuhara 公式,更接近于实际情况,为研究和预测循环荷载下地基稳定性提供了有效的途径。

(2) 参数 λ' 对粘土在循环荷载作用后的再固结强度影响非常显著,特别是拟超固结比较大的情况,建议通过试验结果反演参数,提供区域性经验值。

【参考文献】

- [1] 浅田秋江. 都市周辺における丘陵地宅造成の地震危険度に関する研究[R]. 平成 6 年东北工业大学浅田研究室报告书. 日本: 东北工业大学, 1994.
- [2] Mendoza M J, Auvinet G. The Mexico earthquake of September 19, 1985—behavior of building foundations in Mexico city [J]. Earthquake(Spectra), 1988, 4(4): 835—852.
- [3] Andersen K H, Jacobus H P, Stephen F B and Wim F R. Cyclic and static laboratory tests on Drammen clay [J]. Journal of Geotechnical engineering Division, 1980, 106(5): 499—529.
- [4] Kazuya Yasuhara, Kazutoshi Hirao, Adrian FL Hyde. Effects of cyclic loading on undrained strength and compressibility of clay [J]. Soils and Foundations, 1992, 32(1): 100—116.
- [5] Mayne P W. Cam—clay predictions of undrained strength [J]. Journal of Geotechnical engineering Division, 1980, 106(11): 1219—1242.
- [6] Demetrious C K. Effect of cyclic loads on undrained strength of two marine clays [J]. Journal of Geotechnical engineering Division, 1978, 104(5): 609—620.
- [7] Kazuya Yasuhara. Postcyclic undrained strength for cohesive soils [J]. Journal of Geotechnical engineering Division, 1994, 120(11): 1961—1978.
- [8] Kazuya Yasuhara, Knut H A. Recompression of normally consolidation clay after cyclic loading [J]. Soils and Foundations, 1991, 31(1): 83—94.
- [9] 白冰. 饱和粘土在冲击荷载作用下的性状研究及其应用[D]. 武汉: 武汉水利电力大学, 1998.