

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.04.004

# 超固结软黏土的静止土压力系数与不排水抗剪强度

纠永志<sup>1,3</sup>, 黄茂松<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;  
3. 中原工学院 建筑工程学院, 河南 郑州 450007)

**摘 要:** 通过应力路径三轴试验对不同超固结比下饱和软黏土的  $K_0$  系数及  $K_0$  超固结软黏土的抗剪强度进行了研究, 提出了超固结软土的  $K_0$  系数计算公式, 基于各向异性屈服准则推导了  $K_0$  超固结软黏土的不排水抗剪强度, 并与试验结果对比证明了计算公式的有效性。分析表明, 常用的 Mayne-Kulhawy  $K_0$  系数计算公式过高地估算较大超固结比  $OCR$  时的  $K_0$  系数, 同时所提出的  $K_0$  超固结软黏土不排水抗剪强度公式通过考虑土体  $K_0$  系数随  $OCR$  的变化, 避免了假设以有效上覆压力表示的回弹线斜率为常数所存在的问题。通过与试验结果对比表明, 该公式能较好地预测  $K_0$  超固结土体的不排水抗剪强度。

**关 键 词:** 三轴试验;  $K_0$  固结; 静止土压力系数  $K_0$ ; 抗剪强度; 超固结比

中图分类号: TU 411

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2017)04-0951-08

## Coefficient of earth pressure at rest and undrained shear strength of overconsolidated soft clays

JIU Yong-zhi<sup>1,3</sup>, HUANG Mao-song<sup>1,2</sup>

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. School of Civil Engineering and Architecture, Zhongyuan University of Technology, Zhengzhou, Henan 450007, China)

**Abstract:** The stress path triaxial tests were conducted to examine the coefficient of  $K_0$  of different stress paths and the undrained shear stress-strain under  $K_0$ -consolidation. Formula of  $K_0$  coefficient was proposed for  $K_0$  overconsolidated soil. Based on anisotropic yield criteria, the undrained shear strength equations of  $K_0$  overconsolidated soil were developed. The validity of proposed procedure was verified by comparing calculated results and experimental results. The results indicated that the formula proposed by Mayne and Kulhawy overestimated the coefficient when the  $OCR$  was large. The undrained shear strength equations of  $K_0$  overconsolidated soil avoided errors which were caused by assuming a constant slope of rebound denoted by the effective overburden pressure, by considering the variation of  $K_0$  coefficient with  $OCR$ . Experimental results indicated that the proposed formula has the advantage to predict the undrained shear strength of  $K_0$  overconsolidated soil.

**Keywords:** triaxial test;  $K_0$ -consolidation; coefficient of earth pressure at rest ( $K_0$ ); shear strength; overconsolidation ratio

## 1 引 言

对于位于基坑中的桩基承载力, 由于现场试桩条件的限制, 在工程设计中通常以采用双套管的地面试桩为基础, 扣除了地面试桩开挖段侧摩阻力, 但忽略了开挖对基坑地面以下桩段的影响。实际上, 坑底的基桩由于开挖卸荷的影响, 其承载力和地面试桩结果有较大差别。开挖卸荷将使土体处于  $K_0$  超固结状态, 确定开挖卸荷条件下的桩侧土体  $K_0$

系数和抗剪强度的变化是合理地预测基坑开挖条件下的单桩承载力的关键因素。另外, 桥梁桩基础的冲刷引起的卸载也有类似的问题。

针对开挖卸荷引起的超固结土的  $K_0$  系数, 许多学者提出了不同的计算公式<sup>[1-3]</sup>, 其中应用较为普遍的当属 Mayne 等<sup>[2]</sup>提出的公式, 但在应用中经常与实测数据有较大的偏差。

尽管有不少学者开展了  $K_0$  固结三轴不排水剪切试验研究, 但从理论上建立  $K_0$  固结黏土的不排水

收稿日期: 2015-04-29

基金项目: 国家 973 计划课题(No. 2013CB036304)。

This work was supported by the National Basic Research Program of China (973 Program) (2013CB036304).

第一作者简介: 纠永志, 男, 1982 年生, 博士, 讲师, 从事岩土工程方面的科研和教学工作。E-mail: jyz912@163.com

通讯作者: 黄茂松, 男, 1965 年生, 教授, 博士生导师, 从事岩土工程方面的科研和教学工作。E-mail: mshuang@tongji.edu.cn

抗剪强度计算公式的研究并不多见<sup>[4-9]</sup>, Ohta<sup>[4]</sup>、王立忠<sup>[5-6]</sup>以及候伟<sup>[8]</sup>等分别推导了  $K_0$  超固结土的不排水抗剪强度公式, 但文献[4-6]存在的主要问题是将以有效上覆压力表示的回弹线斜率  $\bar{\kappa}$  作为一个常数来处理, 事实上由于静止土压力系数  $K_0$  随超固结比  $OCR$  的显著变化,  $\bar{\kappa}$  显然是与  $OCR$  密切相关。另外, 上述文献中也没有给出超固结土  $K_0$  与  $OCR$  关系的试验结果和预测模型。

本文正是针对这些问题, 利用 GDS 应力路径三轴仪对上海饱和软黏土进行不同超固结比下的  $K_0$  固结不排水剪切试验, 对不同超固结比下的土体  $K_0$  系数和不排水剪切变形与强度特性进行了分析, 针对上海软黏土提出了超固结土的  $K_0$  系数计算公式, 并在考虑  $K_0$  系数和有效上覆压力表示的回弹线斜率随超固结比变化的基础上, 推导了  $K_0$  超固结土的不排水抗剪强度公式, 并与试验数据进行了对比。

## 2 试验设计及方案

### 2.1 试样制备

上海地区软黏土的分布范围十分广泛, 其厚度一般为几米至几十米, 主要包括第③层的淤泥质粉质黏土和第④层的淤泥质黏土。本次试验的研究对象为上海地区第④层灰色淤泥质黏土, 土样取自上海某基坑工程。本次试验现场取样采用 PVC 管切土法。人工铲除取土位置表层的覆土, 沿一侧向下挖取深度大于 2 m 的断面, 观察并判断土层情况, 选择合适的取土位置; 将内外壁均涂有硅油的直径为 250 mm, 长度为 200 mm 的 PVC 管水平压入土层, 切取块状土样; 土样切取好后, 两端皆涂上薄层黄油, 并依次用保鲜膜、塑料薄膜缠绕密封, 盖上 PVC 圆形平板, 贴上土样记录标签, 用胶带再次多层密封。

本次研究中所进行的所有三轴试验的试样高度均为 80 mm, 直径为 39.1 mm。试验所用的三轴试样均是采用钢丝锯切取, 并尽可能地切取块状土的中心部位, 以尽量避免表面局部干燥对土样的影响, 同时尽量避免有夹层或杂质的地方, 因为夹层和杂质的存在对试验结果有较大的影响。

### 2.2 试验装置及方法

试验仪器为英国 GDS 公司研制的 GDS 应力路径三轴仪, 能准确地测定试验过程中的排水量及体变。本文所用 GDS 应力路径三轴仪可通过两种方式实现  $K_0$  加-卸载试验: ①直接通过径向传感器测量试样直径进行  $K_0$  试验, 即通过一个可以直接读取

试样直径的传感器控制试样, 使试样直径保持不变; ②通过反压控制器测量体积变化进行  $K_0$  试验, 通过试样体积的变化计算理论上试样新的高度, 以确保试样直径保持不变。本文选择第 2 种, 由于仪器是通过测量排水量来测量土体的体积的变化, 因此, 试验土体的饱和度就显得非常重要, 为此本文通过试验仪器的反压饱和系统, 使土样达到 95% 以上的饱和度。

### 2.3 试验方案

由于本文所用试验仪器, 是通过施加围压并动态地自动调整轴向压力来实现土体变形的  $K_0$  状态, 因此, 本文试验方案通过对围压设置目标值来实现不同的应力路径。试验方案如下:

(1) 保持  $K_0$  状态下使土体固结到围压 100 kPa, 然后进行不排水剪切试验。

(2) 保持  $K_0$  状态下使土体固结到围压 200 kPa, 然后保持  $K_0$  状态下卸载到围压 100 kPa, 并进行不排水剪切试验。

(3) 保持  $K_0$  状态下使土体固结到围压 400 kPa, 然后保持  $K_0$  状态下卸载到围压 100 kPa, 并进行不排水剪切试验。

(4) 为了更为准确地确定临界状态线的斜率, 同时还开展了围压为 100、150、200 kPa 的等向三轴不排水剪切试验。

## 3 试验成果分析

### 3.1 $K_0$ 系数

图 1、2 分别是土体  $K_0$  固结卸载状态下  $K_0$  系数随轴向、径向有效应力的变化关系。从图可以看出, 在土体  $K_0$  固结过程中, 随着竖向和径向有效应力的增长, 土体的  $K_0$  系数的变化规律相似, 即随着有效应力的增大,  $K_0$  系数逐渐趋于稳定, 正常固结土的  $K_0$  系数可近似认为是常数; 但在土体  $K_0$  卸载过程中  $K_0$  系数与土体竖向、径向有效应力之间有着不同的变化规律。从图 1(b) 和图 1(c) 可以看出, 在  $K_0$  卸载过程中, 随着竖向有效应力的减小,  $K_0$  系数逐渐增大, 并且其增量与轴向有效应力的卸载量近似呈线性关系; 从图 2(b) 和图 2(c) 可以看出, 在  $K_0$  卸载过程中, 随着径向有效应力的减小,  $K_0$  系数先是增长的较快, 然后增长速率变慢, 其增量与径向有效应力的卸载量近似呈线性关系。

图 3 是土体  $K_0$  系数和土体超固结比  $OCR$  的关系曲线图。从图 3 可以看出, 随着土体超固结比的增大, 土体的  $K_0$  系数逐渐增大, 但增加的速率逐渐变缓。

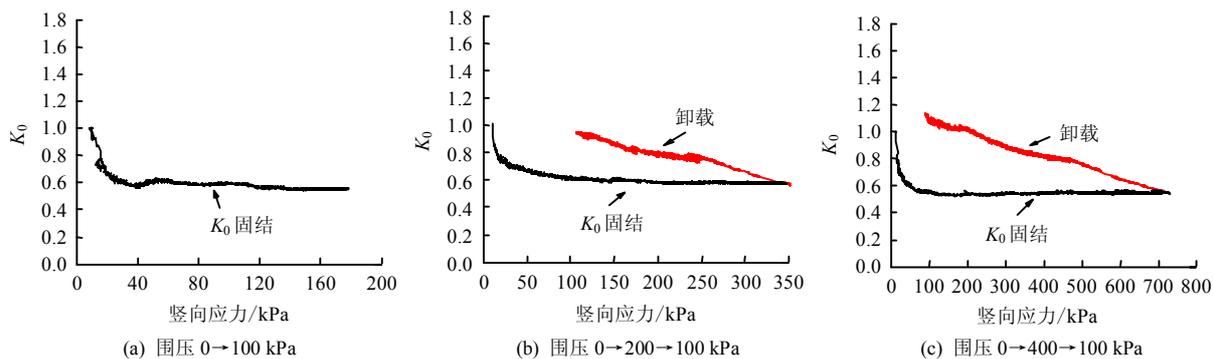


图 1  $K_0$  加卸载条件下的  $K_0$  系数随竖向应力的变化

Fig.1 The coefficient of  $K_0$  and axial stress measured in  $K_0$ -consolidation tests for saturated clay

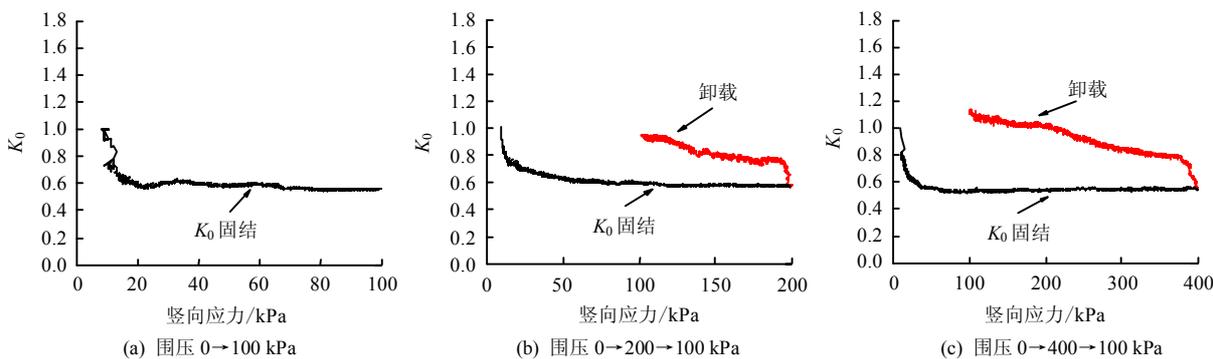


图 2  $K_0$  加卸载条件下的  $K_0$  系数随径向应力的变化

Fig.2 The coefficient of  $K_0$  and radial stress measured in  $K_0$ -consolidation tests for saturated clay

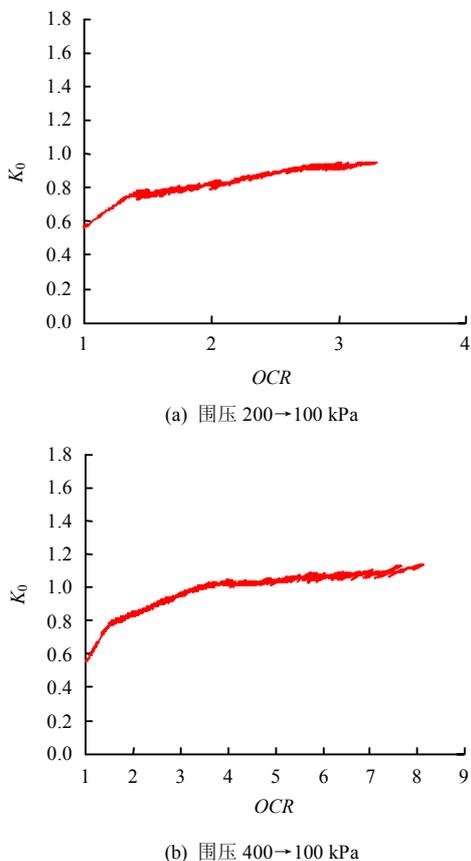


图 3  $K_0$  卸载条件下的  $K_0$  系数随超固结比的变化

Fig.3 Relationships between the coefficient of  $K_0$  and OCR measured in  $K_0$ -consolidation tests for saturated clay

### 3.2 $K_0$ 固结不排水剪切特性

图 4~6 为土体不排水剪切试验结果。图中  $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$ ,  $\sigma'_1$  为竖向有效应力,  $\sigma'_3$  为径向有效应力。图 5 中的虚线为正常等向固结土的不排水剪切试验结果。

从图 4 可以看出, 在土体径向有效应力相同的条件下, 土体的超固结比越大, 土体的抗剪强度越大。

从图 5 和图 6 可以看出,  $K_0$  超固结土不排水剪切过程中具有明显的剪胀特性, 并且超固结比越大, 剪胀性越强, 并且随着超固结比的增大, 土体超孔隙水压力达到峰值后的下降速率越快。

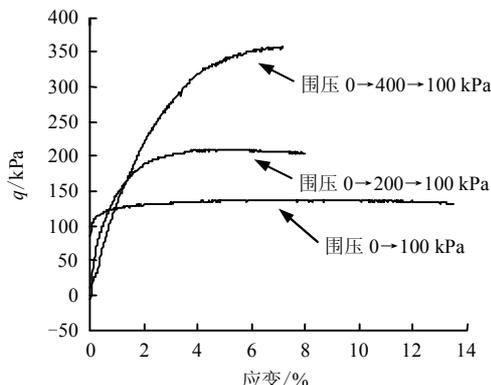


图 4 不排水剪切试验应力-应变曲线

Fig.4 Measured undrained shear stress-stain relationships of  $K_0$ -consolidation clay

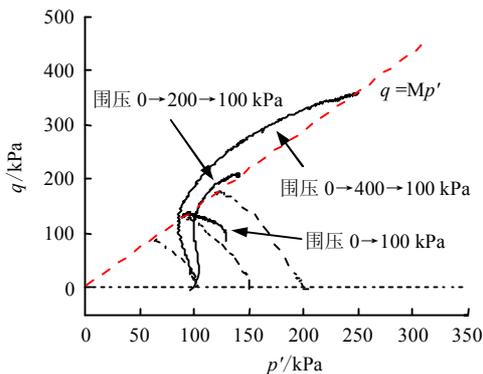


图5 不排水剪切试验的应力路径  
Fig.5 Measured undrained stress paths of  $K_0$ -consolidation clay

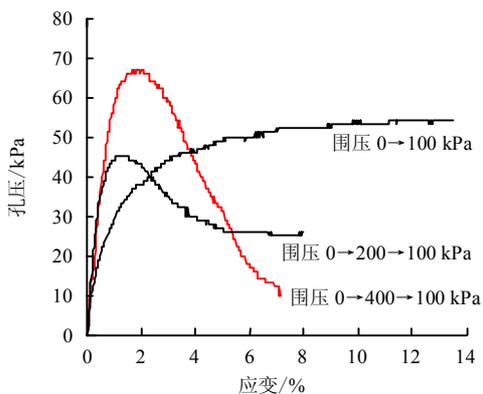


图6 不排水剪切试验孔压-应变曲线  
Fig.6 Measured undrained pore water pressure-axial strain relationships of  $K_0$ -consolidation clay

### 3.3 土体加卸载参数的确定

图7为 $K_0$ 加卸载条件下的 $e-\ln p'$ 曲线。由于本文所用土样为原状土，因此，土样存在先期固结压力。从图中可以看出，当压力较小时，加载线为曲线，随着压力的增大加载线逐渐变成直线，即加载线斜率 $\lambda$ 值可以认为是常数。通过对直线段的斜率计算可得 $\lambda = 0.171$ 。从图7中可以看出，土体回弹线 $e$ 和 $\ln p'$ 有较好的线性关系，因此，回弹线斜率 $\kappa$ 可以认为是常数。通过计算可得， $\kappa = 0.045$ 。

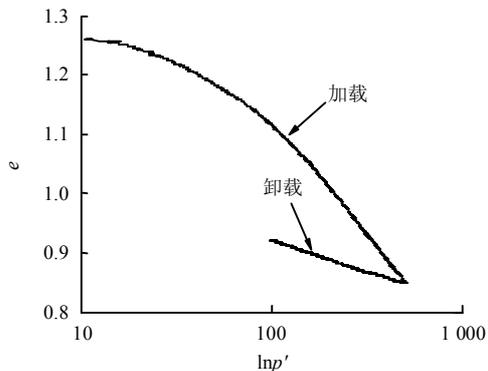


图7  $K_0$ 加卸载条件下的 $e-\ln p'$ 曲线  
Fig.7 Relationships between  $e$  and  $\ln p'$  under loading and unloading conditions

图8为土体卸载的 $e-\ln \sigma'_v$ 曲线。从图可以看出，由于 $K_0$ 卸载过程中，土体的 $K_0$ 系数的变化，土体卸载的 $e-\ln \sigma'_v$ 曲线和 $e-\ln p'$ 有着明显的差别，土体卸载的 $e$ 与 $\ln \sigma'_v$ 之间存在明显的非线性关系。

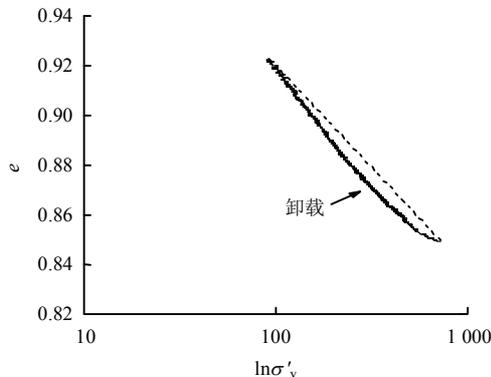


图8 卸载条件下的 $e-\ln \sigma'_v$ 曲线  
Fig.8 Relationships between  $e$  and  $\ln \sigma'_v$  under unloading condition

### 3.4 超固结软黏土的 $K_0$ 系数分析

关于超固结土的 $K_0$ 系数计算公式，应用较多的当属Mayne等<sup>[2]</sup>提出的公式：

$$K_0 = K_{0nc} (OCR)^{\sin \phi'} \quad (1)$$

式中： $K_{0nc}$ 为正常固结土的 $K_0$ 系数； $\phi'$ 为土体的有效内摩擦角； $OCR$ 为超固结比，定义为 $K_0$ 固结卸载前、后竖向有效应力的比值。

为了验证式(1)的合理性，本文将实测数据与式(1)进行了对比(通过对试验数据拟合可得本文所用土体 $M = 1.37$ ， $\phi' = 34^\circ$ )，如图9所示，从图中可以发现，当超固结比较小时，式(1)的值要小于实测值，当超固结比大于3时，式(1)要明显高于实测值，并且超固结比越大与实测值相差越大，为此本文提出下式来预测超固结软黏土的 $K_0$ 系数：

$$K_0 = K_{0nc} \cdot (f(OCR))^{\sin \phi'} \quad (2)$$

式中： $f(OCR) = OCR^{\frac{1+OCR}{a \cdot OCR - 1}}$ ， $a$ 为拟合参数，本文取 $a = 1.86$ 。式(1)为 $f(OCR) = OCR$ 时的特殊形式。

从图9中可以看出，式(2)的计算值与试验数据吻合较好。

图10为试验结果、本文公式以及Mayne等<sup>[2]</sup>公式 $f(OCR)$ 值的对比，从图中可以看出，本文公式和由试验值反演得到 $f(OCR)$ 值吻合较好。从图可以得到， $f(OCR)$ 与 $OCR$ 并不是简单的线性关系，而是随着 $OCR$ 的变化表现出了明显的非线性

特性。Mayne 等<sup>[2]</sup>公式中  $f(OCR) = OCR$ ，即  $f(OCR)$  与  $OCR$  是简单的线性关系，且与实测值偏差较大。

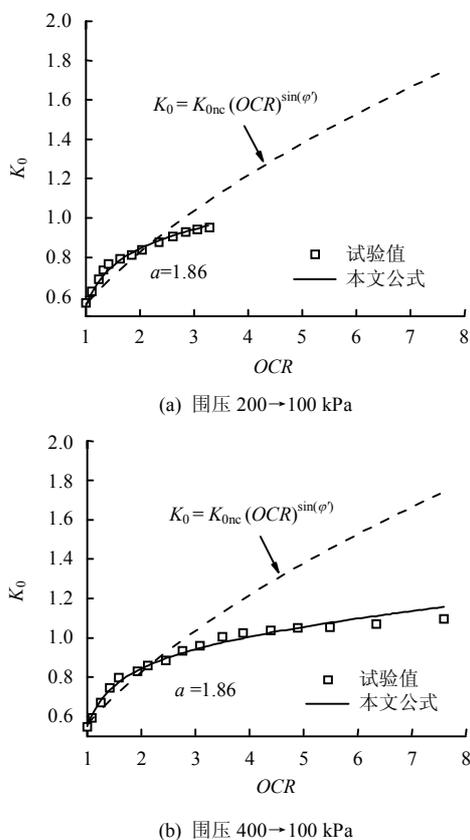


图 9  $K_0$  卸载条件下的  $K_0$  系数随超固结比的变化  
Fig.9 Relationships between the coefficient of  $K_0$  and  $OCR$  measured in  $K_0$ -consolidation tests for saturated clay

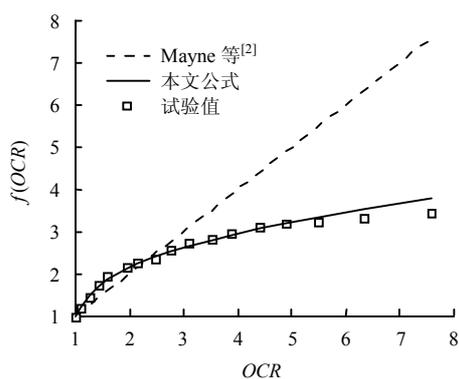


图 10 修正系数  $f(OCR)$  随  $OCR$  的变化  
Fig.10 Relationships between the correction factor  $f(OCR)$  and  $OCR$

#### 4 $K_0$ 超固结土的不排水抗剪强度

笔者<sup>[10]</sup>曾在修正剑桥模型屈服面形式的基础上引入各向异性张量以及形状参数，提出如下屈服函数：

$$F = (p - p_c) \left( p + \frac{R-2}{R} p_c \right) + (R-1)^2 \frac{q_\alpha^2}{\chi} = 0 \quad (3)$$

$$\chi = (M - \alpha) [2\alpha(R-1)^2 + M - \alpha + \sqrt{4\alpha(R-1)^2 M + (M - \alpha)^2}] / 2 \quad (4)$$

各向异性屈服面在  $p$ - $q$  空间中的形状如图 11 所示。

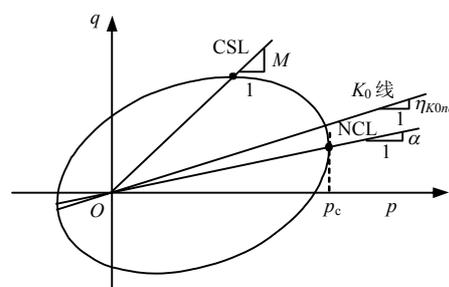


图 11  $p$ - $q$  空间中的各向异性边界面  
Fig.11 Yield surface of  $K_0$ -consolidated soils

式中： $p$  为平均有效应力； $\alpha$  为  $p$ - $q$  空间中屈服面的倾斜角，是各向异性张量的第 2 不变量； $M$  为临界应力比； $R$  为形状参数。

试验研究表明，正常固结上海软黏土的初始屈服面并非关于正常固结  $K_0$  线对称<sup>[10]</sup>，其对称轴要低于正常固结  $K_0$  线，可以取  $\alpha = A_0 \eta_{K_{0nc}}$ ， $\eta_{K_{0nc}} = 3 \frac{1 - K_{0nc}}{1 + 2K_{0nc}}$ ，其中  $A_0$  是土性修正系数，一般取  $A_0 = 0.65 \sim 1.00$ ，可以通过不同应力路径的三轴排水试验来确定。

为了便于推导，取  $R=2$ ，并不考虑  $\alpha$  的旋转硬化，这样式 (2) 可以简化为

$$F = p^2 - pp_c + \frac{(q - \alpha p)^2}{M^2 - \alpha^2} \quad (5)$$

根据硬化准则，有

$$\dot{p}_c = \frac{p_c v_0}{\lambda - \kappa} \dot{\epsilon}_v^p \quad (6)$$

可以推导出体积应变率为<sup>[8]</sup>

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_v^e + \dot{\epsilon}_v^p = \frac{\lambda}{v_0} \frac{\dot{p}}{p} + \frac{\lambda - \kappa}{v_0} \frac{2(\eta - \alpha)}{M^2 - \alpha^2 + (\eta - \alpha)^2} \dot{\eta} \quad (7)$$

式中： $\eta = \frac{q}{p}$  为应力比； $v_0$  为初始比容， $v_0 = 1 + e_0$ ， $e_0$  为初始孔隙比； $\lambda$ 、 $\kappa$  分别为  $v$ - $\ln p$  空间中正常固结线和回弹线斜率。

参考文献[6]的推导方法，假设土单元的初始应

力状态位于初始屈服面内的  $I$  点, 系从正常  $K_0$  固结的  $A$  点通过  $K_0$  固结卸载至  $I$  点, 此时  $I$  点的比容、平均有效应力和竖向有效应力分别为  $v_0$ 、 $p_0$  和  $\sigma'_{v0}$ 。假定不排水剪切路径为从  $I$  到达屈服面上的  $B$  点(如图 12 所示), 然后从  $B$  点硬化、屈服到  $E$  点,  $A$ 、 $C$ 、 $B$ 、 $E$  的比容、平均有效应力和竖向有效应力分别为  $A(v_m, p_m, \sigma'_{vm})$ 、 $C(v_c, p_c, \sigma'_{vc})$ 、 $B(v_b, p_b, \sigma'_{vb})$ 、 $E(v, p, \sigma'_v)$ , 从  $I$  到  $B$  是纯弹性变形, 根据不排水体积不变条件  $p_b = p_0$ ,  $\sigma'_{vb} = \sigma'_{v0}$ 。

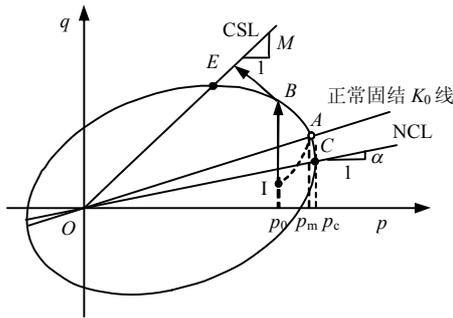


图 12 三轴加载应力路径

Fig.12 Stress paths under triaxial loading conditions

对于  $BE$  段, 根据三轴不排水条件可得

$$\frac{\lambda - \kappa}{\lambda} \frac{2(\eta - \alpha)}{M^2 - \alpha^2 + (\eta - \alpha)^2} \dot{\eta} = \frac{\dot{p}}{p} \quad (8)$$

对式 (8) 积分可得

$$\frac{\lambda - \kappa}{\lambda} \ln[M^2 - \alpha^2 + (\eta - \alpha)^2] + \ln p + D = 0 \quad (9)$$

式中:  $D$  为积分常数

将  $B(p_0, \eta_b)$  代入式 (9) 并消去积分常数  $D$ , 可得不排水应力路径为

$$\frac{\lambda - \kappa}{\lambda} \ln \left[ \frac{M^2 - \alpha^2 + (\eta - \alpha)^2}{M^2 - \alpha^2 + (\eta_b - \alpha)^2} \right] + \ln \frac{p}{p_0} = 0 \quad (10)$$

由于  $B$  点在初始屈服面上, 由式 (5) 可得

$$(\eta_b - \alpha)^2 = \left( \frac{p_c}{p_0} - 1 \right) (M^2 - \alpha^2) \quad (11)$$

将式 (11) 代入式 (10) 可得

$$\left[ \frac{p_0}{p_c} \right]^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \left[ \frac{M^2 - \alpha^2 + (\eta - \alpha)^2}{M^2 - \alpha^2} \right]^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \frac{p}{p_0} = 1 \quad (12)$$

取  $\eta = M$ , 可得对应于三轴试验的不排水极限强度值为

$$\frac{q}{p_0} = \pm M \left( \frac{p_c}{p_0} \right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \left[ \frac{M^2 - \alpha^2}{M^2 - \alpha^2 + (M \pm \alpha)^2} \right]^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \quad (13)$$

或

$$\frac{c_u}{p_0} = \frac{M}{2} \left( \frac{p_c}{p_0} \right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \left( \frac{M \pm \alpha}{2M} \right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \quad (14)$$

由于正常  $K_0$  固结  $A(p_m, \eta_{K_{0nc}})$  点也在屈服面上, 由式 (5) 可得

$$\frac{p_c}{p_m} = 1 + \frac{(\eta_{K_{0nc}} - \alpha)^2}{M^2 - \alpha^2} \quad (15)$$

由式 (14)、(15) 得

$$\frac{c_u}{p_0} = \frac{M}{2} \left\{ \frac{p_m}{p_0} \left[ 1 + \frac{(\eta_{K_{0nc}} - \alpha)^2}{M^2 - \alpha^2} \right] \frac{M \pm \alpha}{2M} \right\}^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \quad (16)$$

根据对  $K_0$  固结加、卸载试验结果的分析知道, 土体卸载和  $e - \ln p'$  的曲线可近似为直线, 而土体卸载的  $e - \ln \sigma'_v$  曲线则表现出明显的非线性特性。

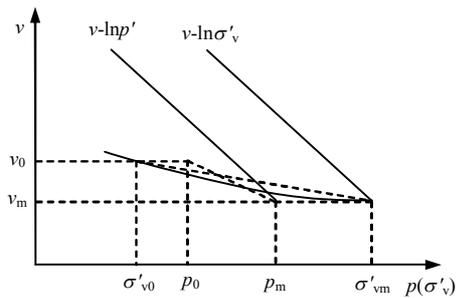


图 13 土体  $K_0$  压缩和回弹曲线

Fig.13  $K_0$  compression and swelling line

因此, 笔者认为,  $\kappa$  为常数, 而  $\tilde{\kappa}$  为  $K_0$  固结土体  $K_0$  卸载  $v - \ln \sigma'_v$  曲线的割线斜率, 如图 13 所示,  $\tilde{\kappa}$  值将随上覆压力的变化而变化。  $\kappa$  和  $\tilde{\kappa}$  计算公式为

$$\kappa = \frac{v_0 - v_m}{\ln p_m - \ln p_0} \quad (17)$$

$$\tilde{\kappa} = \frac{v_0 - v_m}{\ln \sigma'_{vm} - \ln \sigma'_{v0}} \quad (18)$$

由超固结比定义  $OCR = \sigma'_{vm} / \sigma'_{v0}$ , 由式 (17)、(18) 可得

$$\frac{p_m}{p_0} = (OCR)^{\tilde{\kappa}/\kappa} \quad (19)$$

引入  $p_m = \frac{1}{3}(1 + 2K_{0nc})\sigma'_{vm}$  和  $p_0 = \frac{1}{3}(1 + 2K_0)\sigma'_{v0}$

可得

$$\tilde{\kappa} = \kappa \tilde{\beta} \quad (20)$$

$$\tilde{\beta} = \frac{\ln\left(\frac{1+2K_{0nc}}{1+2K_0}\right) + \ln(OCR)}{\ln(OCR)}$$

式(2)计算得到。

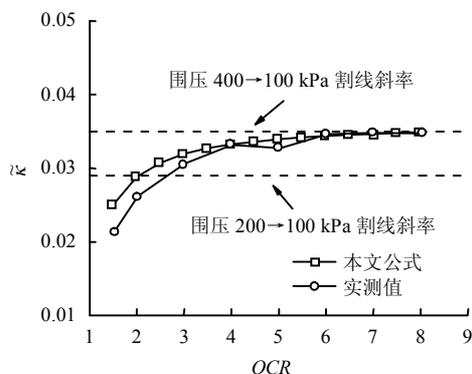


图 14  $K_0$  卸载条件下的  $\tilde{\kappa}$ -OCR 曲线  
Fig14 Relationships between the  $\tilde{\kappa}$  and OCR

图 14 是不同 OCR 时  $\tilde{\kappa}$  的实测值与式 (20) 计算值的对比。从图中可以看出，式 (20) 的结果与实测值较为一致。当超固结比 OCR 比较低时， $\tilde{\kappa}$  的变化比较剧烈，并且随 OCR 的变大而逐渐变大，但随着 OCR 的增大， $\tilde{\kappa}$  的变化逐渐变缓并趋于定值。

由式 (16)、(19)、(20) 可得

$$\left(\frac{c_u}{\sigma'_{v0}}\right)_{OC} = (R_{OC})^{1-\frac{\tilde{\kappa}}{\lambda}} \frac{1+2K_{0nc}}{3}$$

$$\frac{M}{2} \left[ \frac{M^2 + \eta_{K_{0nc}}^2 - 2\alpha\eta_{K_{0nc}}}{2M(M \pm \alpha)} \right]^{\frac{\lambda-\tilde{\kappa}}{\lambda}} \quad (21)$$

对于正常  $K_0$  固结土 ( $OCR=1$ )，有

$$\left(\frac{c_u}{\sigma'_{vm}}\right)_{NC} = \frac{1+2K_{0nc}}{3} \frac{M}{2} \left[ \frac{M^2 + \eta_{K_{0nc}}^2 - 2\alpha\eta_{K_{0nc}}}{2M(M \pm \alpha)} \right]^{\frac{\lambda-\tilde{\kappa}}{\lambda}} \quad (22)$$

由式 (21)、(22) 可得

$$\frac{(c_u/\sigma'_{v0})_{OC}}{(c_u/\sigma'_{vm})_{NC}} = OCR^{1-\frac{\tilde{\kappa}}{\lambda}} \quad (23)$$

为了验证式 (23) 的正确性，本文将式 (23) 与本文试验结果进行了对比，如表 1 所示。由表 1 可以看出，本文公式与试验结果吻合较好，而采用定值  $\tilde{\kappa}$  无论是围压 400→100 kPa 时的  $\tilde{\kappa}$  值还是围压 200→100 kPa 时的  $\tilde{\kappa}$  值，预测结果均不如本文公式，尤其是用小超固结比下的定值  $\tilde{\kappa}$  对强超固结土抗剪强度进行预测时将会引起较大误差。

表 1  $\frac{(c_u/\sigma'_{v0})_{OC}}{(c_u/\sigma'_{vm})_{NC}}$  的理论值和试验结果的对比

Fig.1 Comparison of  $\frac{(c_u/\sigma'_{v0})_{OC}}{(c_u/\sigma'_{vm})_{NC}}$  between the theoretical results and the test results

$R_{OC}$	$\tilde{\kappa}$ 定值 1	$\tilde{\kappa}$ 定值 2	$\tilde{\kappa} - R_{OC}$	试验值
1.5	1.399	1.379	1.410	
2.0	1.780	1.734	1.778	
3.2	2.624	2.518	2.566	2.55
6.0	4.420	4.149	4.176	
8.2	5.710	5.300	5.300	5.15
10.0	6.752	6.230	6.210	

注：定值 1 的  $\tilde{\kappa}$  值由围压 200→100 kPa 的割线确定；定值 2 的  $\tilde{\kappa}$  值由围压 400→100 kPa 的割线确定。

## 5 结 论

(1) 常用的 Mayne-Kulhawy  $K_0$  系数计算公式过高地估算了 OCR 时的  $K_0$  系数，而本文提出的修正计算公式得到的  $K_0$  值与试验结果相符。

(2)  $K_0$  固结土体卸载的  $e-\ln\sigma'_v$  曲线和  $e-\ln p'$  有着明显的差别，土体卸载的  $e$  与  $\ln\sigma'_v$  之间存在明显的非线性关系。

(3) 有效上覆压力表示的回弹线斜率  $\tilde{\kappa}$  与超固结比 OCR 有关，基于所推导的  $\tilde{\kappa}$ -OCR 的关系式本文提出的计算公式能较好地预测  $K_0$  超固结土体的不排水抗剪强度。

## 参 考 文 献

- [1] SCHMIDT B. Earth pressure at rest related to stress history[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1966, 3(4): 239-242.
- [2] MAYNE P W, KULHAWY F H.  $K_0$ -OCR relationship in soil[J]. *Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 1982, 108(6): 851-872.
- [3] MEYERHOF G G. Bearing capacity and settlement of pile foundations[J]. *Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 1976, 102(3): 195-228.
- [4] OHTA H, NISHIHARA A. Anisotropy of undrained shear strength of clays under axi-symmetric loading conditions[J]. *Soils and Foundations*, 1985, 25(2): 78-86.
- [5] 王立忠, 叶盛华, 沈恺伦, 等.  $K_0$  固结软土不排水抗剪强度[J]. *岩土工程学报*, 2006, 28(8): 970-977.  
WANG Li-zhong, YE Sheng-hua, SHEN Kai-lun, et al. Undrained shear strength of  $K_0$  consolidated soft clays[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2006, 28(8): 970-977.