

正常固结饱和粘性土孔隙 水压力性状的研究

王铁儒 陈龙珠 李明逵

(浙江大学土木系, 杭州)

提 要

本文扼要总结了以往有关的成果,分析了孔隙水压力的主要影响因素。利用三种原状正常固结饱和粘土探讨了固结不排水三轴压缩试验中孔隙水压力和有效应力表达式,并由有效应力路径的唯一性提出一组适于不同总应力路径的孔隙水压力方程及土体临界孔隙水压力计算式,反映了土的非线性应力应变特性。本文的理论计算值与浙江炼油厂油罐地基实测孔隙水压力值比较接近。

一、前 言

土中的孔隙水压力性状是土力学中的一个基本问题,自从太沙基(Terzaghi)提出著名的有效应力原理以来,受到了许多学者的重视且做了大量的研究。斯肯普顿(Skempton, 1954)首先提出大家熟知的孔隙水压力方程^[1]。曾国熙(1964,1979)、亨克尔(Henkel,1960,1966)和柴田徹(1965)等人作了进一步的研究,分别提出适用于饱和土和非饱和土的用应力不变量表达的孔隙水压力方程以及由三轴试验结果得到的考虑土应力应变关系的孔隙水压力函数式^[2]。劳(Law)和霍尔茨(Holtz)论述了主应力轴的转动对孔隙水压力系数 A 的影响和孔隙水压力与土的应力应变关系。符圣聪论证了土的剪胀性是剪应力的二次幂效应,提出了一个饱和土非线性孔隙水压力方程^①。林勤华由室内三轴试验结果提出了另一个考虑非线性变形特性的孔隙水压力计算式^②。

斯肯普顿等人所提出的孔隙水压力方程,虽概念清楚,形式简单,参数可通过试验确定而被广泛应用于土工计算中,但其中的参数 A 或 a 并非是一个简单的常数,而是与土应力应变特性有关的变量,故在实用上存在缺陷。柴田徹按土的变形特性分段计算孔隙水压力显得比较合理,但它限于一定的应力水平。符圣聪的公式中的参数实际上也并非是一个常量而是与固结压力有关。由此可见,目前已有的几种孔隙水压力方程中的参数均不便于应用。除与土的应力应变关系有关外,孔隙水压力还受应力路径、固结状态和应力水平等不同程度的影响。本文试图考虑的非线性变形特性,由室内试验及现场观测资料对孔隙水压力的基本性状作一些探讨。

① 符圣聪,正常固结饱和粘土孔隙水压力的分析,中科院力学所研究生毕业论文,1965。

② 林勤华,孔隙水压力的实验研究,浙江大学学士学位论文,1982年。

根据应力路径原理，孔隙水压力可以通过比较有效应力和总应力路径求得，如图1所示为三轴固结不排水剪切试验的应力路径，其孔隙水压力为

$$\Delta u = p - p' \tag{1}$$

式中 $p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ ， $p' = (\sigma_1' + \sigma_2' + \sigma_3')/3$ 。

土体中可能受到的施加应力路径有轴向压缩、轴向伸长、侧向压缩和侧向伸长等情况。盛树馨等人室内试验研究表明^[8]：对正常固结饱和粘土，不论压缩还是伸长试验，尽管施加的总应力路径显著不同，而所得到的有效应力路径是一致的，如图2所示。毕晓普(Bishop)和韦斯利(Wesley)等人在 K_0 条件下三轴试验结果也得到类似的结论^[4]。因此，由式(1)知，不同总应力路径下的孔隙水压力显然不同。可见，研究孔隙水压力的变化规律，如不考虑应力路径的影响，所得结果是不会令人满意的。有效应力路径的唯一性在此十分有益，可以从某一总应力路径的三

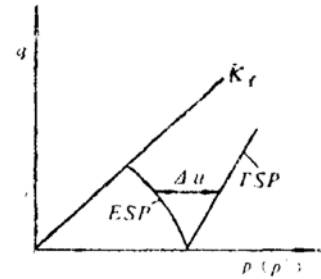


图1 应力路径与孔隙水压力

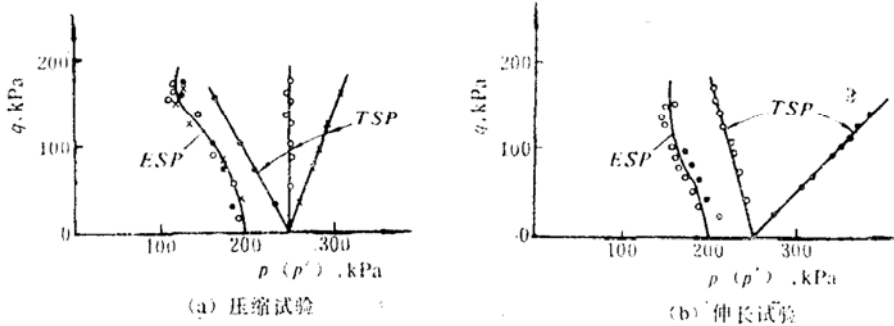


图2 总应力路径与有效应力路径(引自文献[3]图3,10)

轴试验得到的有效应力路径，推算出其它总应力路径下的孔隙压力。必须指出，不同初始固结状态的土，其有效应力路径是不同的；压缩和伸长试验下的有效应力路径也是有差别的。

二、正常固结饱和粘性土三轴固结不排水压缩试验的孔隙水压力和有效应力路径

(一) 试验概况

试样取自杭州、镇海和肖山的正常固结饱和淤泥质粘土层。三轴试验按常规试验方法进行，剪切速率分别为0.06mm/min(肖山土)、0.08mm/min(杭州土)和0.1446mm/min(镇海土)，按最大主应力差选择破坏点。土样基本物理性质见表1。

(二) 孔隙水压力

将三轴固结不排水压缩试验的孔隙水压力 Δu 与主应力差 $q = \sigma_1 - \sigma_3$ 的关系曲线用固结压力 σ_c 归一化后的结果如图3所示。由图可见 $\frac{\Delta u}{q} - \frac{\Delta u}{\sigma_c}$ 之间呈近似线性关系，以 σ_c 归一化

表1 土样的物理性质一览表

种类	取上深度 (m)	天然含水量 w (%)	液限 w_L (%)	塑限 w_P (%)	塑性指数 I_P	备注
杭州土	5.50~6.00	41.5	39.1	20.4	18.7	土层均匀
镇海土	5.80	40.8	40	22.0	18.0	夹粉砂薄层
肖山土	14.00	50.0	40.9	22.3	18.6	土层均匀

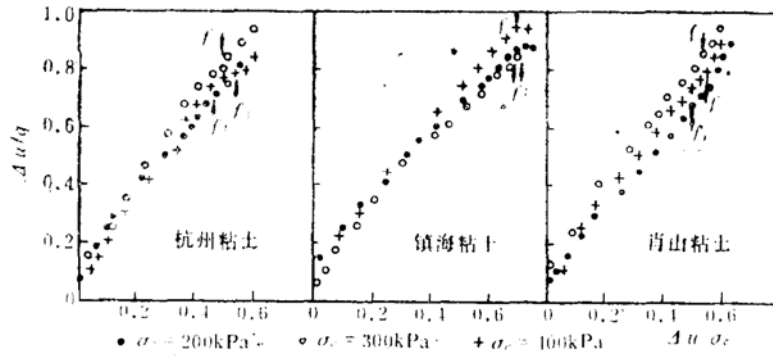


图3 按双曲线函数以 σ_0 归一的孔隙水压力曲线

的程度也比较好。 $\Delta u - q$ 的关系于是可写成

$$\Delta u = \frac{\bar{M}\sigma_0 q}{\sigma_0 - \bar{N}q} \quad (2)$$

式中 \bar{M} 和 \bar{N} 分别为归一化后直线在坐标轴上的截距和斜率， σ_0 是等向固结压力。图3中不同 σ_0 固结的 \bar{M} 和 \bar{N} 值汇总于表2，式(2)中的 \bar{M} 和 \bar{N} 可采用它们各自的平均值。

表2 试验土样的 \bar{M} 和 \bar{N} 值

固结压力 σ_0 ($\times 10^2$ kPa)	杭州土		镇海土		肖山土	
	\bar{M}	\bar{N}	\bar{M}	\bar{N}	\bar{M}	\bar{N}
2.0	0.150	1.235	0.154	1.061	0.085	1.170
3.0	0.172	1.351	0.143	1.035	0.138	1.303
4.0	0.168	1.191	0.169	1.071	0.130	1.234
平均	0.163	1.259	0.155	1.056	0.118	1.235

式(2)是在三轴等压固结不排水压缩试验的应力路径下考虑土应力应变非线性特性的孔隙水压力表达式，它不能反映其它应力路径下的孔隙水压力。

(三) 等向固结后的有效应力路径

由图4、式(1)和(2)，有效应力路径可写为

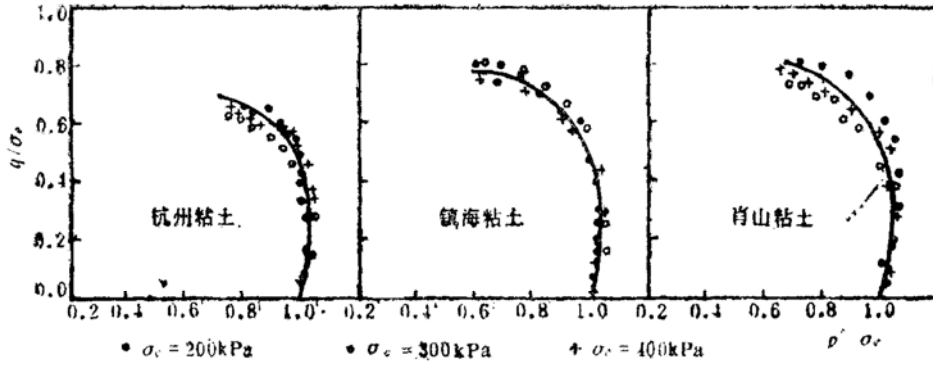


图4 归一化有效应力路径曲线

$$p' = \sigma_c + \frac{q}{3} - \frac{\bar{M}\sigma_c q}{\sigma_c - \bar{N}q} \tag{3}$$

图4中的实线系利用平均参数 \bar{M} 和 \bar{N} 代入式(3)求得的有效应力路径曲线,它与实测点基本是吻合的。前面已讨论过,施加不同总应力路径所得的有效应力路径是唯一的,故式(3)也是等向固结后施加不同总应力路径的有效应力路径方程。

(四)非等向固结后的有效应力路径

图5是王伟堂室内等向固结和 K_0 固结试验结果^③。从 $q = 0$ 线开始的等向固结有效应力路径与 K_0 线开始的 K_0 固结有效应力路径是不同的。因此,初始固结状态对有效应力路径的影响不可忽视。然而,曲线表明这两种有效应力路径的形状基本上是相似的,同样以 K_0 固结压力进行归一化程度良好,两者的差别在于固结起点不一致。因此,本文通过等向固结的有效应力路径推算非等向固结条件下的有效应力路径。

图6是一个示意图。①线和②线分别为等向固结总应力路径和有效应力路径曲线。A点

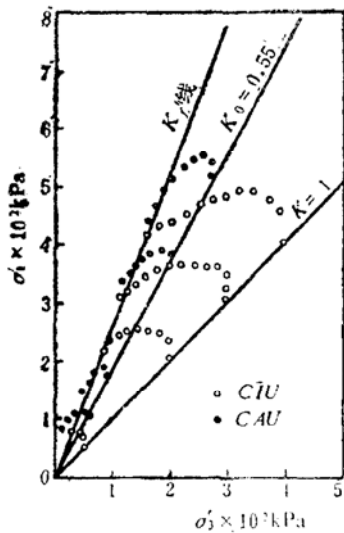


图5 浙大粘土 K_0 固结不排水及等向固结不排水应力路径图(引自资料④)

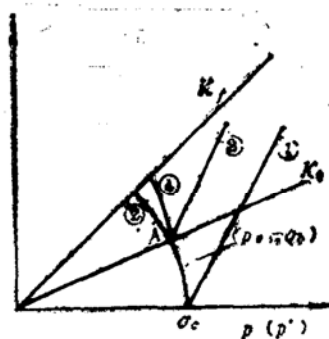


图6 非等向固结有效应力路径示意图

③ 王伟堂, 粘性土 K_0 固结不排水剪切的试验研究, 浙江大学硕士生论文, 1981年。

为 K_0 固结点，其应力状态为 $A(p_e, q_e)$ 。假设经 K_0 固结后从 A 点开始施加不同总应力路径对应的有效应力路径(如图6中的④线)是将②线的起点移至 A 点开始而得来的，从而非等向固结的有效应力路径按与式(3)同样的原理可表达成

$$p' = p_e + \frac{q - q_e}{3} - \frac{\bar{M} p_e (q - q_e)}{p_e - \bar{N} (q - q_e)} \quad (4)$$

若在等向固结下，则 $q_e = 0$ ， $p_e = \sigma_c$ ，式(4)退化成式(3)。式(4)是不同固结状态下不排水剪的有效应力路径的通用表达式。

三、正常固结饱和粘性土的孔隙水压力

(一) 孔隙水压力方程

在不排水条件下，由荷载引起的地基中某点孔隙水压力的变化也可以通过比较其总应力路径和有效应力路径来计算。由式(1)和(4)得到正常固结饱和粘性土的孔隙水压力方程

$$\Delta u = \Delta p + \left[\frac{\bar{M} p_e}{p_e - \bar{N} (q - q_e)} - \frac{1}{3} \right] (q - q_e) \quad (5)$$

或

$$\Delta u = \Delta p + F (q - q_e) \quad (5')$$

式中 Δp 为平均总正应力增量， $(q - q_e)$ 是主应力差的增量；

$$F = \frac{\bar{M} p_e}{p_e - \bar{N} (q - q_e)} - \frac{1}{3} \quad (6)$$

式中 p_e 、 q_e 、 \bar{M} 和 \bar{N} 的意义如上文所述。这里，对于一种土， \bar{M} 和 \bar{N} 是常数； F 是反映主应力差对孔隙水压力影响的函数。

用式(5)计算荷载作用下孔隙水压力可以说明如下几点特性：(1) 由荷载引起的孔隙水压力可分成两部分，一部分由平均正应力增量引起，另一部分由剪应力增量引起；(2) 由平均正应力增量引起的孔隙水压力与土的非线性变形特性无关，这部分孔隙水压力在数值上等于相应的平均总正应力增量；(3) 由剪应力(主应力差)引起的孔隙水压力与剪应力间呈显著的非线性关系，可用孔隙水压力函数即 F 来说明。这个函数不是常量而是随土的非线性特性、固结状态和剪应力增量等而变化的，同时也受总应力路径的影响。若将式(5)与斯肯普顿孔隙水压力方程比较，则 $A = F$ 和 $B = 1.0$ ，即知斯肯普顿提出的系数 A 受剪应力增量 and 初始固结状态等的影响而并非常数。综上所述，本文式(5)较之前人成果有所发展，且由于其中参数为可由常规室内三轴试验测定的常数而较便于应用。应指出，在应用式(5)时，如按线弹性理论计算地基应力则将引起孔隙水压力计算值误差。

(二) 临界孔隙水压力

土样破坏时的孔隙水压力称为临界孔隙水压力，记作 Δu_f 。由实验知，在 $p-q$ 坐标系

中，受等向固结后剪至破坏的正常固结饱和粘土，不同固结压力 σ_c 对应的破坏点基本上落在一条过原点的直线上，在归一化应力路径曲线上它们几乎是重合为一点。由此可绘制图7和得到等向固结后剪切下的临界孔隙水压力计算式

$$\Delta u_f = m_f \sigma_c \tag{7}$$

式中 m_f 是 Δu_f 与 σ_c 的关系系数，几乎与 σ_c 无关而为常数。表3是几种土的 m_f 值。

表3 m_f 值表

$\sigma_c (\times 10^2 \text{kPa})$	杭州土	镇海土	肖山土
2.0	0.445	0.673	0.505
3.0	0.475	0.677	0.540
4.0	0.494	0.693	0.550
平均	0.471	0.681	0.532

由三轴固结不排水剪试验可得到

$$q_f = \frac{1}{A_f} \Delta u_f \tag{8}$$

式中 A_f 为破坏孔隙水压力系数，不同 σ_c 下的 A_f 也很接近。从而 $q_f = \frac{m_f}{A_f} \sigma_c$ ，将此代入式

(2) 得本文四个常参数的近似关系

$$m_f = \frac{A_f - \bar{M}}{\bar{N}} \tag{9}$$

不同总应力路径下的等向固结不排水剪试样的临界孔隙水压力可由式(3)求出：

$$\Delta u_f = \Delta p + \left(\frac{\bar{M} \sigma_c q_f}{\sigma_c - \bar{N} q_f} - \frac{q_f}{3} \right) \tag{10}$$

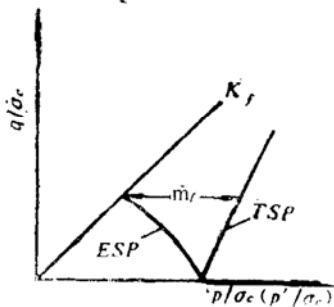


图7 应力路径示意图

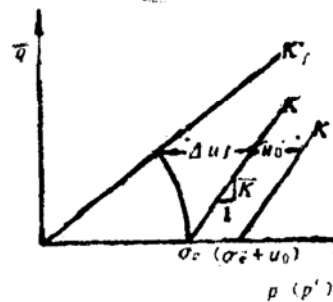


图8

如图8所示，式中 $\Delta p = \sigma_c + q_f/K_0$ 。将式(9)代入式(10)并整理得

$$\Delta u_f = u_f - u_0' = \left(A_f + \frac{1}{K} - \frac{1}{3} \right) \frac{m_f}{A_f} \sigma_c \quad (11)$$

可见, 不同总应力路径下初始等向固结土样的临界孔隙水压力随 σ_c 变化的程度有所不同。

初始非等向固结的土样临界孔隙水压力与式(11)有异, 而应该为

$$\Delta u_f = p - p_f' = p_e + \Delta p_f - p_f' \quad (12)$$

式中 Δp_f 是关于 p_e 按某一应力路径到土破坏时的平均总正应力增量。已有证明, 破坏线方程为

$$q_f = M_f p_f', \quad (M_f = 6 \sin \varphi' / (3 - \sin \varphi')) \quad (13)$$

从而式(12)可写成

$$\Delta u_f = p_e + \frac{q_f - q_e}{K} - \frac{q_f}{M_f} \quad (14)$$

式中 q_f 是土破坏时最大主应力差, 由下式试算求得,

$$q_f = M_f \left[p_e + \frac{q_f - q_e}{3} - \frac{\bar{M} p_e (q_f - q_e)}{p_e - \bar{N} (q_f - q_e)} \right] \quad (15)$$

可见此时 Δu_f 受土的变形特性、初始固结状态和总应力路径等因素的影响。

临界孔隙水压力是土体破坏时的孔隙水压力, 与此相应的破坏面上的剪应力即土的抗剪强度。因此, 临界孔隙水压力同样是判断土体破坏的一个界限值。孔隙水压力在地基中某一点是各向相同的, 易于测定。这对于研究地基的稳定性具有意义, 可用来探讨地基塑性区开展的规律, 控制施工过程中地基的稳定性等^④。对这方面的应用将另行讨论。

四、孔隙水压力实测资料分析

这里引用的资料系镇海石油化工总厂235号试验油罐充水预压的实测结果¹⁵。油罐地基的上部为厚约18m的淤泥质粘土和亚粘土, 下部为中细砂层。淤泥质粘土平均含水量 $w = (46 \sim 52)\%$, 塑性指数 $I_P = 20$, 孔隙比 $e = 1.28 \sim 1.40$; 不排水剪强度 $c_u = 17.6 \text{ kPa}$, 有效抗剪强度指标 $\phi' = 26^\circ 48'$, $c' = 0$ 。该地基采用排水砂井充水预压处理, 预压荷载分三级施加。在试验罐下埋设有孔隙水压力计(图9)、沉降计和压力盒等观测设备。本文引用该油罐的实测地基孔隙水压力和基底实测压力资料以及三轴试验结果。

(一) 孔隙水压力参数的确定

试样取自油罐中心下深9.8m处(85-20号土样)。根据前述方法求得孔隙水压力参数 $\bar{M} = 0.678$, $\bar{N} = 0.755$, $m_f = 0.685$, 如图10。

^④陈龙珠, 孔隙水压力性状的试验研究, 浙江大学本科生部分优秀毕业设计(论文)汇编(七九级), 1983年。

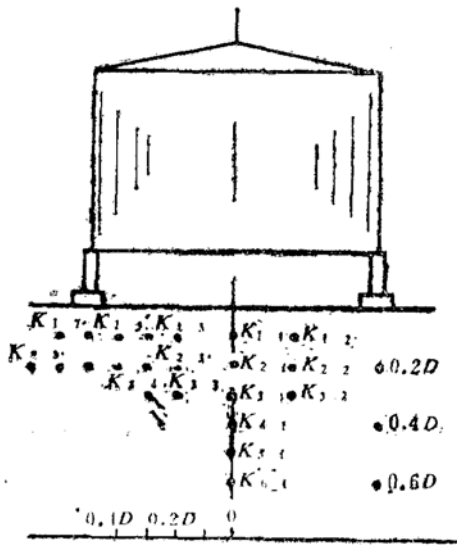


图9 G-35罐孔内水压计布置图

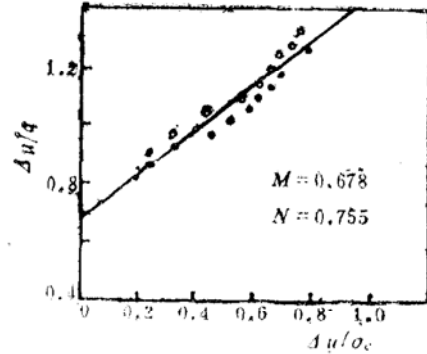


图10 No.85-20试样的 \bar{M} 和 \bar{N} 值

(二) 孔隙水压力的理论计算与实测结果比较

根据式(5)将 \bar{M} 和 \bar{N} 值代入计算出各测点在各级加载过程中的孔隙水压力, 式中的各项应力是由圆形均布荷载作用下半无穷弹性体地基情况计算出的; p_e 和 q_e 为前一级荷载作用下地基中的平均有效正应力和最大主应力差; q 为加荷过程中的最大主应力差。图11分别为测点 K_{3-1} 、 K_{3-3} 和 K_{3-4} 的第一、二、三级荷载作用下理论计算与实测孔隙水压力的对比。由于实测孔隙水压力是在允许排水条件下加载过程中的孔隙水压力, 故对理论计算的孔隙水压力作了消散的修正^[6]。由图11可见, 除了第一级荷载 K_{3-1} 测点相差较大外, 其它各测点大部分实测的结果与理论计算比较接近, 经统计分析, 一般偏小(8~16)% (个别偏差较大), 比较接近的只偏小(1~3)%。

图12为由式(4)计算的有效应力路径与实测有效应力路径的比较。图中实线为理论曲线, 实测结果用有效应力点表示, A, B, C 为前一级荷载的固结的有效应力起点。由图12知, 实测有效应力路径点基本落在理论曲线的附近, 这说明式(4)的有效应力路径方程是合适的。

上述理论与实测之间存在的一些误差原因可能是: (1)土的应力应变关系是非线性的, 理论计算中的地基应力也应按非线性方法计算, 但本文却对此采用了线弹性理论; (2)油罐基底的土层情况较复杂, 基底压力并非呈均匀分布, 另外, 该地基中还夹一层加筋土, 而上面应力计算中把它当作柔性基础均布荷载, 从而可能引起误差; (3)参数仅由一组试验资料确定, 不一定具有好的代表性; (4)实测孔隙水压力是在排水过程中测定的, 虽在计算中对消散作了修正, 但仍可能存在误差; (5)孔隙水压力参数由室内试验测定, 其剪切速率与现场加载速率间的差异也是理论值偏小的一个可能原因。

五、结 语

通过对正常固结饱和粘性土的孔隙水压力试验研究和实测资料分析, 可以得到如下结论。

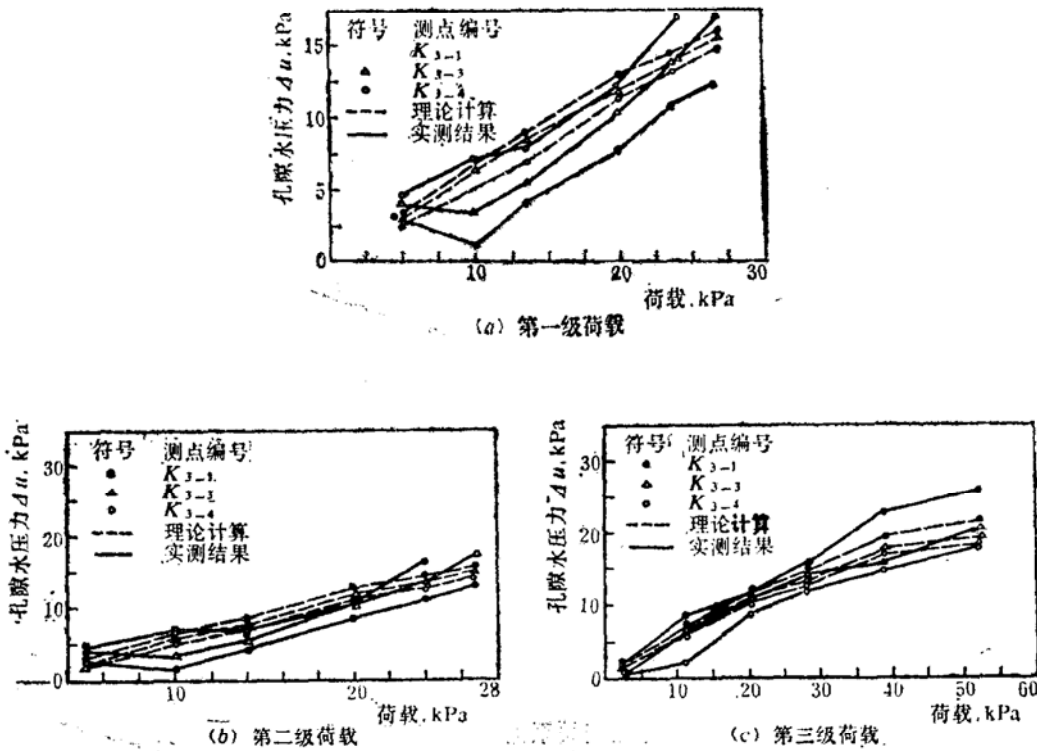


图11 计算孔隙水压力与实测值比较曲线

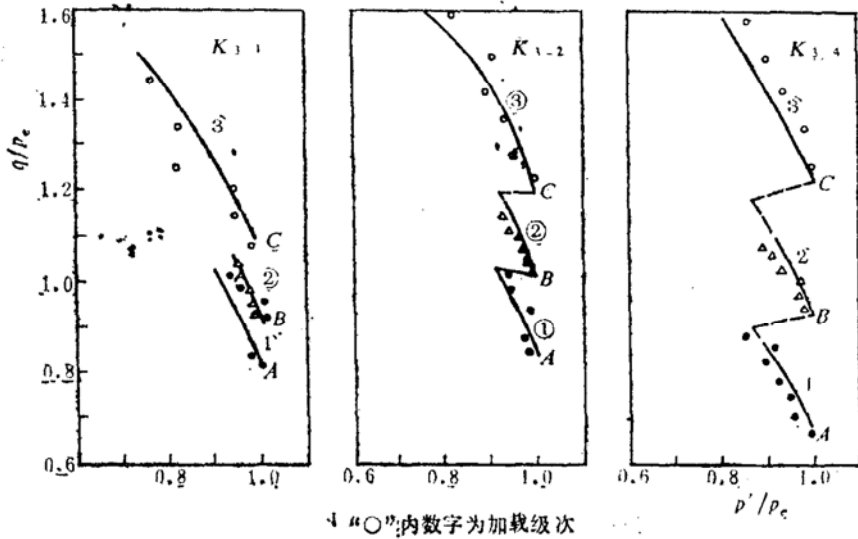


图12 有效应力路径理论推算与实测对比曲线(资料引自文献[6])

1. 用双曲线函数整理三轴固结不排水试验的孔隙水压力与主应力差关系，并以固结压力进行归一化，从而得到式(2)。试验点与曲线拟合较好，归一化程度尚可。式(2)中的参数可由常规三轴试验确定。

2. 在式(2)的基础上，考虑了初始固结状态的影响，提出了一个有效应力路径方程，即式(4)。这一方程对于研究土的应力应变关系和土中孔隙水压力是有意义的。

3. 由正常固结饱和粘土有效应力路径的唯一性, 提出考虑土非线性应力应变特性、初始固结状态和不同总应力路径等影响的孔隙水压力方程, 即式(5)。通过比较可知, 斯肯普顿孔隙水压力方程中的系数 A 并非为常数, 而是受土非线性变形特性、初始固结状态和应力水平等因素影响的。本文式(5)中参数为常数, 由常规室内试验确定, 从而较便于实用。

4. 正常固结饱和粘土的临界孔隙水压力可由式(14)和(15)来计算, 它同样受土的变形特性、初始固结状态和总应力路径等的影响。临界孔隙水压力计算式可应用于分析地基强度变化和地基稳定性, 还可结合实测孔隙水压力来判断和控制地基破坏区的发展, 对此将另行讨论。

5. 根据浙江炼油厂镇海石化总厂油罐现场实测孔隙水压力资料, 本文提出的孔隙水压力方程和有效应力路径方程的计算结果与实测值分别在一定程度上接近, 误差一般小于16%。但这只是一个工程实例的检验, 本文还须更多工程进行验证。

南京水利科学研究所土工所盛崇文和浙江大学土工室邱彩兰曾给予热情帮助, 在此一并致谢。

参 考 文 献

- [1] Skempton, A. W., *Geotechnique*, No. 4, 1954, p. 143.
- [2] 曾国熙, 正常固结饱和粘土不排水剪切的归一化性状, 软土地基学术讨论会论文选集, 1980, p.13.
- [3] 盛树馨、窦宜, 正常固结粘土应力应变关系测定中的几个主要影响因素, 软土地基学术讨论会论文选集, 1980, p.122.
- [4] Bishop, A. W. and Wesley, L. D., *Triaxial Apparatus for Controlled Stress Path Testing*, *Geotechnique*, Vol. 25, No. 4, 1975, p. 657.
- [5] 顾尧章、王铁儒, 浙江炼油厂油罐软基试验研究, 化工建筑设计, No.3, 1980.
- [6] 王铁儒, 砂井地基中孔隙水压力消散的计算, 化工建筑设计, No.3, 1980.

Studies on Pore Water Pressure Properties of Normally-Consolidated Clays

Wang Tieru Chen Longzhu Li Mingkui

(Zhejiang University, Hangzhou)

Abstract

Based on literatures on the titled subject, factors affecting the generation of pore water pressure were discussed herein. Conventional consolidated-undrained triaxial tests were conducted on three undisturbed normally-consolidated clays, and non-linear equations of pore water pressure, critical pore water pressure and unique effective stress path were proposed for various total stress paths, respectively. Comparison of some in-situ measurements and theoretical calculations showed that the agreement was good.