

# 考虑部分排水和土体流变性影响的应变保持 试验数值分析

郝冬雪<sup>1,2</sup>, 栾茂田<sup>2</sup>, 陈 榕<sup>2</sup>, 汪东林<sup>3</sup>, 武 科<sup>4</sup>

(1. 东北电力大学建筑工程学院, 吉林 吉林 132012; 2. 大连理工大学岩土工程研究所, 辽宁 大连 116085;

3. 安徽建筑工业学院土木工程学院, 安徽 合肥 230601; 4. 山东大学岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061)

**摘 要:** 旁压应变保持试验(SHT)是测定土体水平固结系数的有效原位测试方法之一。通常采用 Clarke 建议的步骤, 由于包含了一些简化的假设而导致对固结系数的不准确地评估。以 Drucker-Prager 理想弹塑性模型为基础, 利用有限元法模拟饱和黏土中 SHT, 分析了 Clarke 等固结时间因数曲线(根据 Randolph 和 Wroth 解)的适用条件, 并考虑渗透性及应变加载率引起的部分排水的影响, 对 Clarke 曲线进行修正, 建议了误差曲线。进一步地采用 Drucker-Prager 理想弹塑性与土体流变的耦合模型模拟 SHT, 分析土体流变性对超孔隙水压力消散的影响。研究表明: 土体流变对超孔隙水压力消散的影响, 除了通过应力松弛改变边界应力水平而使超孔隙水压力下降, 还通过改变超孔隙水压力的分布而减缓其渗透固结速度; 渗透系数越小, 土体流变性对超孔隙水压力的消散速度影响越明显。忽略土体流变性会高估水平固结系数, 可高估几倍到数十倍。

**关键词:** 应变保持试验; 孔扩张理论; 部分排水; 土体流变性

**中图分类号:** TU413.4

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-4548(2009)12-1866-08

**作者简介:** 郝冬雪(1981-), 女, 辽宁沈阳人, 博士, 主要从事原位测试机理研究。E-mail: haodongxue@yahoo.cn。

## Numerical analysis of strain holding test considering partial drainage and soil rheology

HAO Dong-xue<sup>1,2</sup>, LUAN Mao-tian<sup>2</sup>, CHEN Rong<sup>2</sup>, WANG Dong-lin<sup>3</sup>, WU Ke<sup>4</sup>

(1. School of Civil and Architecture Engineering, Northeast Dianli University, Jilin 132012, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering,

Dalian University of Technology, Dalian 116085, China; 3. Department of Civil Engineering, Anhui Institute of Architecture & Industry,

Hefei 230601, China; 4. Research Center of Geotechnical and Structural Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

**Abstract:** Strain holding test (SHT), part of self-boring pressuremeter test, is one of the most effective in-situ tests in determining horizontal coefficient of consolidation ( $c_h$ ). However, the commonly used interpretation method proposed by Clarke *et al* for deriving  $c_h$  from SHT results can lead to an inaccurate estimation of  $c_h$  due to simplified assumptions. Numerical analysis of SHT in saturated clay is carried out to illuminate the applied conditions of Clarke consolidation curve (after Randolph and Wroth) based on elastic-perfectly plastic Drucker-Prager model. And the values of time factor  $T_{50}$  provided by Clarke *et al* to estimate  $c_h$  are modified in view of the effects of soil permeability and strain rate on partial drainage during cavity expansion. Moreover, analysis is performed considering the soil rheology during SHT based on the coupling Drucker-Prager and creep model to investigate the influence of soil rheology during SHT on the decay of excess pore pressure. It is concluded that for the lower permeability, the soil rheology has significant impact on the dissipation of excess pore pressure, and that ignoring the soil rheology during SHT will overestimate  $c_h$  by several times, and even tens of times for some conditions.

**Key words:** strain holding test; cavity expansion theory; partial drainage; soil rheology

## 0 引 言

在分析饱和黏土变形与时间关系问题时, 土体固结系数是分析中所必需的重要土性指标, 且是岩土工程中难以测定的指标之一<sup>[1]</sup>。室内固结实验因受土样

扰动、尺寸效应和计算方法的影响, 往往低估其真实

**基金项目:** 东北电力大学博士科研启动基金项目(2009); 中国博士后科学基金项目(200904501211)

**收稿日期:** 2008-11-07

值, 对于结构性软黏土, 由于其大孔隙比状态, 结构破坏之前的固结系数可能是结构破坏之后的数倍<sup>[2]</sup>。

因此, 对地基进行沉降固结分析时, 尽量采用原位试验测定的固结系数, 以保证沉降计算的准确度。自钻式旁压试验因其不受深度、地下水的影响及扰动小等优点, 成为确定水平固结系数的有效原位测试方法之一。在估算地基原位固结系数时, 大多方法采用时间因数—归一化的超孔隙水压力消散曲线来确定某一固结度  $U$  时的固结时间  $T$ , 然后采用该固结度 (一般  $U$  取 50%) 对应的时间  $t$  来估算原位固结系数<sup>[3]</sup>

$$c_h = T_{50} r_c^2 / t_{50} \quad (1)$$

式中  $c_h$  为水平固结系数;  $r_c$  为固结开始时的孔半径,  $T_{50}$  为对应于  $t_{50}$  的时间因数,

$$T_{50} = \left[ \frac{2G(1-\nu)k_h}{(1-2\nu)\gamma_w} \right] \frac{t_{50}}{r_c^2}, \quad (2)$$

其中,  $\gamma_w$  为水重度,  $G$  为剪切模量,  $\nu$  为泊松比,  $k_h$  为水平渗透系数。

在利用旁压应变保持试验 SHT 确定  $c_h$  时, 一般采用 Clarke 等建议的步骤<sup>[4]</sup>, 当旁压膜扩张至某切向应变时 (孔周围出现塑性区后, 推荐值为 10% 左右), 保持孔径不变, 观测孔壁总压力变化和超孔隙水压力的消散过程, 再根据 Randolph 等<sup>[5]</sup> 超孔隙水压力消散解析解得到的时间因数曲线<sup>[4]</sup>来推算  $c_h$ 。其中, Randolph 和 Wroth 解包含如下假设: ①初始超孔隙水压力是由在各向同性线弹性—理想塑性介质中不排水柱孔扩张 (平面应变条件) 引起, 孔壁处超孔隙水压力由 Gibson 等<sup>[6]</sup> (完全不排水条件) 给出; ②在水平面上出现流动和位移; ③土体的固结过程为完全弹性行为。然而, 由于 Randolph 等解包含的上述假设, 可能导致该法对  $c_h$  不准确的估计, 因此, Jang 等<sup>[7]</sup>利用有限元法分析了扩孔过程中部分排水、应变水平等对推求  $c_h$  的影响, 建议了考虑部分排水影响的修正时间因数曲线。并根据试验结果验证修正曲线的合理性。其中有些试验点的  $c_h$  估计值比 CPTU 和 Rowe 型固结试验结果要高很多, 最高高达 19 倍, 但其并未对这一结果进行分析。

本文以 ABAQUS 有限元软件为平台, 以 Drucker-Prager 理想塑性模型为基础, 模拟饱和黏土中应变保持试验, 考虑旁压仪几何尺寸、加载应变水平、土体渗透性及加载速率对扩孔过程中排水条件、超孔隙水压力分布及土体固结行为的影响, 分析了 Clarke 等时间因数曲线<sup>[4]</sup> (根据 Randolph 等<sup>[5]</sup>) 的适用条件, 并给出考虑部分排水影响该时间因数曲线的误差修正。最后, 基于 D-P 理想塑性与土体流变的耦合模型进一步地分析了土体流变特性对应变保持试验中超孔

隙水压力消散及推求土体固结系数的影响。

## 1 饱和黏土应变保持试验的有限元模拟

### 1.1 Drucker-Prager 塑性蠕变耦合模型<sup>[8]</sup>

ABAQUS 提供了 Drucker-Prager 蠕变模型来定义材料的“经典”蠕变行为。蠕变和塑性的耦合求解采用下面计算假定: 弹性阶段为各向同性的线弹性; 双曲线塑性流动势; 塑性屈服面采用子午线为线性的 D-P 屈服面, 在  $\pi$  平面上为 von Mises 圆; 蠕变定律由等效蠕变应力  $\bar{\sigma}^c$  来表示, 本文分析采用时间硬化的幂函数法则,

$$\bar{\varepsilon}^c = A(\bar{\sigma}^c)^n t^m, \quad (3)$$

式中,  $\bar{\varepsilon}^c$  为等效流变应变率,  $t$  为总时间,  $A$ ,  $n$ ,  $m$  为蠕变参数。

式 (3) 本应用于应力为常量的情况, 但也可用于应力随时间变化的情况, 通过把时间历程分为若干时段, 认为每个时段应力保持不变, 分段应用式 (3)。因此, Drucker-Prager 蠕变模型可用来进行土体流变分析。

### 1.2 有限元计算模型及输入参数

工程中常用的剑桥自钻式旁压仪长径比  $L/D=6$ , 控制箱应变速率一般在  $0.1\%/min \sim 2\%/min$  内可调。为分析旁压仪几何尺寸对推求水平固结系数的影响, 将  $L/D=6$  与  $\infty$  (平面应变) 进行计算比较。该问题为轴对称问题, 取其一半进行分析, 旁压腔初始半径  $r_0$  为  $0.0414 \text{ m}$ , 以中腔中点向上、向下取  $37r_0$ 、向右取  $50r_0$  土体作为计算域, 保证边界的影响可被忽略。探头附近的超孔隙水压力消散主要由水平渗透控制<sup>[4]</sup>, 因此将上、下和左边界 (旁压腔一侧) 设为不透水边界, 右边界设为透水边界。约束计算域的上、下边界的竖向位移, 左侧边界的水平向位移, 有限元计算模型如图 1 所示。土体单元为空间轴对称孔隙流体 8 节点减缩积分单元 CAX8RP。

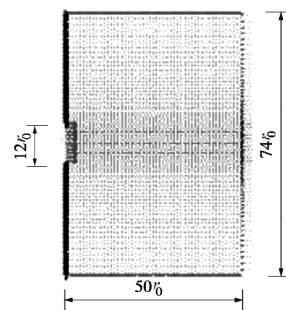


图 1 有限元计算模型 ( $L/D=6$ )

Fig. 1 Model of finite element mesh for  $L/D=6$

在饱和黏土中的 SHT, 扩孔过程中的排水条件同

表 1 数值模拟汇总

Table 1 Summary of numerical simulation

| $L/D$    | 应变加载率<br>$/(\% \cdot \text{min}^{-1})$ | 应变水平/% | 渗透系数<br>$/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$ | 刚度指标 $I_r$                                             |
|----------|----------------------------------------|--------|-------------------------------------------|--------------------------------------------------------|
| 6        | 1                                      | 10     | $1 \times 10^{-8}$                        | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |
|          |                                        |        | $1 \times 10^{-9}$                        | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |
|          |                                        |        | $1 \times 10^{-10}$                       | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |
|          |                                        |        | $1 \times 10^{-11}$                       | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |
|          |                                        |        | $1 \times 10^{-14}$                       | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |
|          | 0.5                                    | 6      | $1 \times 10^{-14}$                       | 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417                |
|          |                                        | 20     | $1 \times 10^{-14}$                       | 7, 10, 14, 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209           |
|          |                                        | 50     | $1 \times 10^{-14}$                       | 7, 10, 14, 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417 |
|          | 2                                      | 10     | $1 \times 10^{-11}$                       | 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313                     |
|          | 1                                      | 10     | $1 \times 10^{-11}$                       | 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313                     |
| $\infty$ | 1                                      | 50     | $1 \times 10^{-11}$                       | 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417            |

时是加载速率和土体渗透性的函数, 为分析此过程的排水情况及其对接下来的土体固结行为的影响, 选择渗透系数  $k=1 \times 10^{-8} \sim 1 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ , 应变加载率  $\dot{\epsilon}_c$  为 0.5%/min、1%/min、2%/min, 且考虑扩孔应变水平的影响, 选择四种应变水平进行组合计算, 不同条件的组合见表 1。土性参数  $G=1250 \sim 10000 \text{ kPa}$ ;  $\nu=0.3$ ;  $K_0=1$ ;  $s_u=24 \sim 176 \text{ kPa}$ ;  $k=1 \times 10^{-8} \sim 1 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ ;  $A=1 \times 10^{-7} \sim 8 \times 10^{-6}$ ;  $n=0.7 \sim 1.3$ ;  $m=-1 \sim -0.3$ , 其中刚度指标  $I_r=G/s_u$ , 对于软黏土及中软黏土其变化范围 7~471<sup>[7]</sup>,  $K_0$  为侧压力系数, 蠕变参数  $A$ 、 $m$ 、 $n$  的范围由软黏土的分级加载流变试验<sup>[9]</sup>确定, 对不同围压、不同加载级别的 13 组试验数据拟合, 得参数的范围:  $n=0.783 \sim 1.30$ ,  $m=-0.968 \sim -0.160$ ,  $A=8.648 \times 10^{-7} \sim 7.541 \times 10^{-6}$ , 均值为  $n=0.872$ ,  $m=-0.607$ ,  $A=4.25 \times 10^{-6}$ 。在下面计算中, 蠕变参数在该范围内或在相同的数量级上取值 (对于  $A$ )。

## 2 未考虑流变性的结果与分析

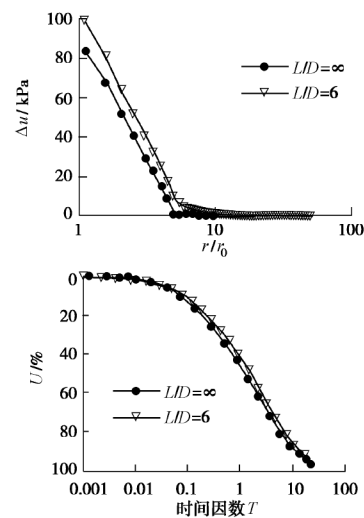
### 2.1 几何尺寸的影响

在应变保持过程中, 土体的固结行为由孔隙水在水平方向上的流动和位移控制<sup>[7]</sup>, 因此, 旁压仪几何尺寸对固结过程的影响仅与孔扩张所引起的应变保持初始时超孔隙水压力径向分布有关, 即几何尺寸的影响可以通过其它条件不变 ( $\epsilon_c=10\%$ ,  $k=1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$ ), 对比  $L/D=6$  和  $\infty$  下应变保持开始时的最大超孔隙水压力  $\Delta u_{\max}$  及孔壁处的水力梯度来评估。图 2 为  $I_r=156$ ,  $s_u=24 \text{ kPa}$  时两种情况下的超孔隙水压力  $\Delta u$  分布及固结度-时间因数曲线。由图可见,  $\Delta u$  分布与 Gibson 解<sup>[6]</sup>相似, 沿径向呈对数分布。 $L/D=6$  时  $\Delta u_{\max}$  高于  $L/D=\infty$  约 20%, 且分布范围较  $L/D=\infty$  时稍广;  $L/D=6$  的固结速率稍慢于  $L/D=\infty$ , 对应的  $T_{50}$  比  $L/D=\infty$  要高出约 26%。

### 2.2 排水条件的影响

为分析加载速率及渗透性对扩孔过程中排水情况

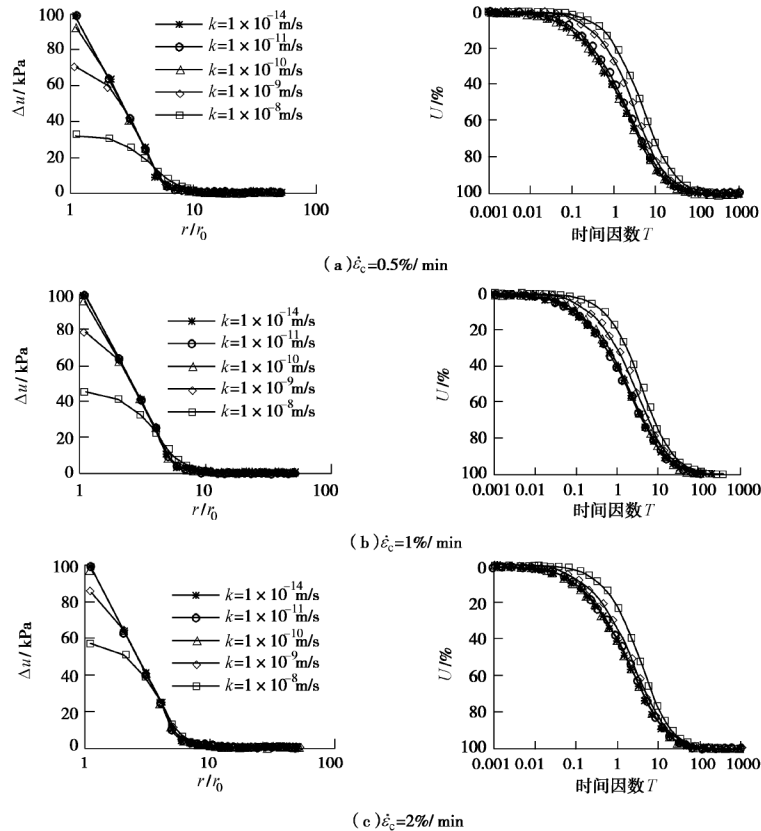
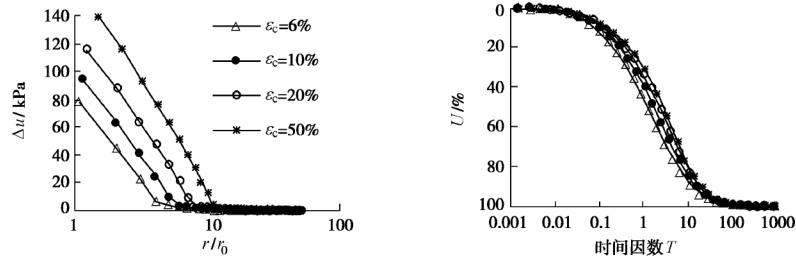
的影响, 选择 3 种应变加载率及  $k=1 \times 10^{-8} \sim 1 \times 10^{-14} \text{ m/s}$  范围内 5 个量级在  $\epsilon_c=10\%$  下进行计算比较。

图 2  $L/D=6$  和  $\infty$  时初始  $\Delta u$  分布及  $U-T$  曲线Fig. 2 Distribution of initial  $\Delta u$  and  $U-T$  curves for  $L/D=6$  and

$L/D=\infty$

图 3 为不同渗透性土体在不同应变加载率下的初始  $\Delta u$  分布和  $U-T$  曲线 ( $I_r=156$ ,  $s_u=14 \text{ kPa}$ )。由图可见, 土体的渗透性影响着扩孔过程中超孔隙水压力的产生及分布, 当  $\dot{\epsilon}_c$  在 0.5%/min~2%/min 范围,  $k \leq 1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$  时,  $\Delta u$  分布相同, 说明当  $k \leq 1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$  时扩孔过程中基本完全不排水, 下文利用  $k=1 \times 10^{-14} \text{ m/s}$  模拟完全不排水条件。

当  $k=1 \times 10^{-10} \text{ m/s}$  时, 对于不同  $\dot{\epsilon}_c$ ,  $\Delta u_{\max}$  稍有差别, 但在  $r/r_0$  超过 2 后的  $\Delta u$  分布及  $U-T$  曲线基本无差别; 对于  $\dot{\epsilon}_c \geq 1\%/\text{min}$ ,  $\Delta u_{\max}$  与不排水条件相比差别很小, 可以忽略,  $U-T$  曲线与不排水条件的基本重合。当  $k > 1 \times 10^{-10} \text{ m/s}$  时,  $\dot{\epsilon}_c$  对超孔隙水压力产生和消散的影响明显可见, 随着  $\dot{\epsilon}_c$  的增加,  $\Delta u_{\max}$  增大, 孔壁处水力梯度变大, 从而相对固结速度 (用时间因

图 3 不同渗透系数下初始  $\Delta u$  分布和  $U-T$  曲线Fig. 3 Curves of initial  $\Delta u$  and  $U-T$  for various  $k$ 图 4 不同  $\varepsilon_c$  下初始  $\Delta u$  分布及超孔隙水压力消散曲线Fig. 4 Distribution of initial  $\Delta u$  and  $U-T$  curves for various strain levels

数  $T$  表示) 越快; 且随着渗透系数的增大,  $\varepsilon_c$  的影响越大; 不同  $k$  时  $U-T$  曲线的差别明显,  $k$  越大,  $\Delta u_{\max}$  越小, 孔壁处水力梯度变小, 相对固结速度越慢。当  $k=1 \times 10^{-8}$  m/s,  $\varepsilon_c = 0.5\%/\text{min}$  时,  $\Delta u_{\max}$  比  $\varepsilon_c = 2\%/\text{min}$  时约减少一半, 与不排水条件相比,  $\Delta u_{\max}$  减少了 2/3, 即在较高渗透性黏土中,  $\varepsilon_c = 0.5\%/\text{min}$  时孔扩张过程中出现严重排水现象, 因此工程中建议采用大于等于 1%/min 的应变加载率。

### 2.3 孔应变水平的影响

图 4 为  $L/D=6$ ,  $I_r=156$ ,  $s_u=24$  kPa 和  $k=1 \times 10^{-10}$  m/s 时不同扩孔应变水平  $\varepsilon_c$  下的初始  $\Delta u$  分布及固结曲线。该图表明, 应变水平的增加会导致  $\Delta u_{\max}$  增大和  $\Delta u$  的

分布范围变大。 $\varepsilon_c$  较小时, 超孔隙水压力的消散速度更快, 应变水平为 20%, 50% 时的  $U-T$  曲线很接近。

### 2.4 Clarke 等建议的时间因数修正

将土体视为理想弹塑性材料, 利用有限元法模拟 SHT, 以时间因数曲线  $\Delta u_{\max}/s_u - \ln T_{50}$  表示孔扩张后土体的固结行为。对于软及中软黏土, 将不同应变水平、不同渗透系数、不同应变加载率的  $\ln T_{50}$  曲线绘于图 5~7, 并与 Clarke 等推荐的曲线<sup>[4]</sup>对比。根据图 5, 对于  $\varepsilon_c=50\%$ ,  $L/D=\infty$  和 6 时的时间因数曲线对比表明, 旁压仪几何尺寸对  $\Delta u_{\max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线影响很小; 应变水平对  $\Delta u_{\max}/s_u - \ln T_{50}$  影响很大; 其中 Clarke 曲线与不排水条件及  $\varepsilon_c=10\%$  情况比较吻合。这是合理的, 因为

超孔隙水压力的解析解<sup>[6]</sup>建立在在排水条件及理想弹塑性模型基础上的, 进入塑性阶段的屈服应变  $\varepsilon_{r,yield} = -\varepsilon_{\theta,yield} = s_u/2G = 1/2I_r^{[10]}$ , 对于  $I_r$  在 7~417 时,  $\varepsilon_{r,yield}$  不会超过 10%, 即切向应变达到 10% 时, 土体已经进入塑性状态, 这与 Clarke 等<sup>[4]</sup>推荐的 10% 左右的应变值 (孔周围出现塑性区后) 一致。

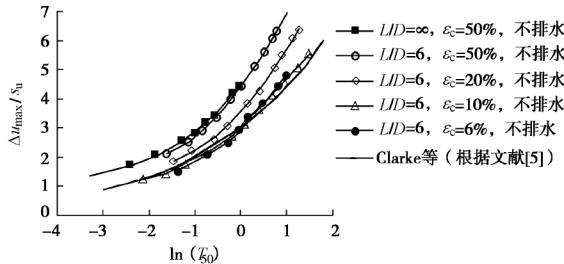


图 5 不排水条件不同  $\varepsilon_c$  下  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线 ( $\varepsilon_c = 1\%/min$ )

Fig. 5  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  for various  $\varepsilon_c$  ( $\varepsilon_c = 1\%/min$ , undrained)

图 6 为  $\varepsilon_c = 1\%/min$ ,  $\varepsilon_c = 10\%$  时, 不同渗透系数下的  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线。当  $k \leq 1 \times 10^{-10} m/s$  时,  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线与 Clarke 推荐的时间因数曲线<sup>[4]</sup>相比差别较小, 而当  $k > 1 \times 10^{-10} m/s$  时, 则有很大差别。可见, 对于渗透系数在  $1 \times 10^{-8} m/s \sim 1 \times 10^{-10} m/s$  范围内的土体, 若不考虑渗透性对排水条件的影响, 均利用 Clarke 等推荐的时间因数曲线推求  $c_h$ , 将会产生较大的误差, 甚至是错误的评估。图 7 为两种应变加载率时不同渗透系数下的  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线, 当  $k > 1 \times 10^{-10} m/s$  时, 两应变加载率的时间因数曲线差别很大。综合以上结果, 对于孔扩张过程中部分排水明显的情况, 应根据不同的  $\varepsilon_c$  及  $k$  查找其所对应的  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线来确定  $T_{50}$ 。

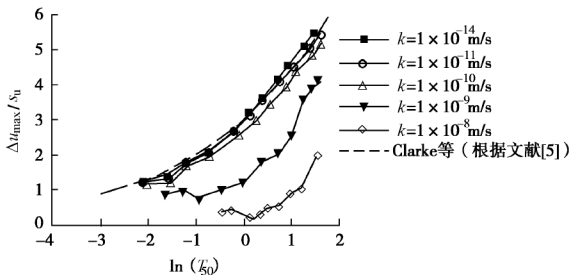


图 6  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线 ( $\varepsilon_c = 1\%/min$ ,  $\varepsilon_c = 10\%$ )

Fig. 6  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  curves for  $\varepsilon_c = 1\%/min$ ,  $\varepsilon_c = 10\%$

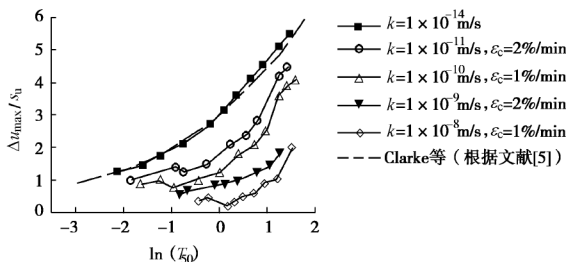


图 7 不同应变加载率下的  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线 ( $\varepsilon_c = 10\%$ )

Fig. 7  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  curves for different strain rate ( $\varepsilon_c = 10\%$ )

考虑由渗透性引起的部分排水的影响, 将 Clarke 等建议的时间因数  $T_{50}$  进行修正, 设其误差为  $error = (T_{50}^{Clarke} - T_{50}^{true})/T_{50}^{true}$ 。在不同应变加载率下, 达到 10% 的孔切向应变的时间也不相同, 消除加载时间的影响, 横坐标表示为  $T_{exp}/T_{50}^{true}$ , 其中  $T_{exp}$  为孔扩张过程的时间因数,

$$T_{exp} = c_h t_{exp} / r_c^2, \quad (4)$$

式中,  $t_{exp}$  为扩孔时间。比较式 (1)、(4),  $T_{exp}/T_{50}^{true} = t_{exp}/t_{50}$ ,  $t_{50}$  可直接从实测的超孔隙水压力消散曲线上得到。

考虑渗透性引起的部分排水的影响, 将  $\varepsilon_c$  分别为 1%/min 和 2%/min 时  $T_{50}$  的误差绘于图 8。由图可见, 当  $k > 1 \times 10^{-10} m/s$ ,  $T_{50}$  的误差很大。不考虑部分排水的影响会低估  $T_{50}$ , 进而根据式 (1), 会低估  $c_h$ 。

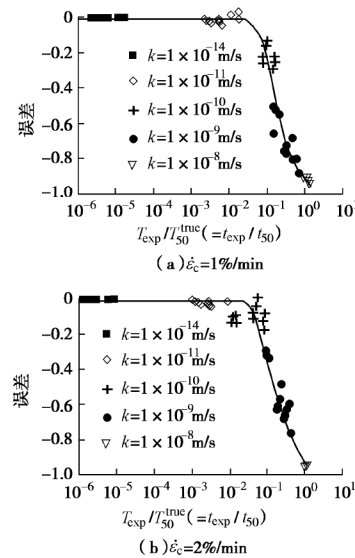


图 8 考虑渗透性影响时  $T_{50}$  误差修正 ( $\varepsilon_c = 10\%$ )

Fig. 8 Correction of  $T_{50}$  considering effect of soil permeability

## 2.5 现场试验应用

为验证本文考虑部分排水影响的修正, 从文献<sup>[7]</sup>中选择两个场地 6 个保持试验资料, 在不同的深度, 保持试验测得的超孔隙水压力消散过程的关键值见表 2。其中, 应变加载率为 1%/min, 扩孔时间  $t_{exp}$  为 600 s。这 6 个试验点的结果表明, 考虑扩孔过程中部分排水修正后的  $c_h$  值是 Clarke 等方法估计值的 1.5~20 倍; 总体上比其它试验结果要大, 这一方面可能因为 SHT 能够较真实地反映土体的天然结构性, 从而使得到的固结系数较室内实验结果偏大, 另一方面由于用来确定时间因数曲线的理论未考虑土体流变特性, 从而可能导致高估水平固结系数。

表 2 两试验场地的试验结果及固结系数  $c_h$

Table 2 Test results at two sites and coefficients of consolidation  $c_h$

| 场地      | 深度/m | $t_{exp}/t_{50}$ | $s_u/\text{kPa}$ | $\Delta u_{max}/s_u$ | 水平固结系数 $c_h(\times 10^{-7} \text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1})$ |        |          |      |
|---------|------|------------------|------------------|----------------------|-------------------------------------------------------------|--------|----------|------|
|         |      |                  |                  |                      | Clarke 等                                                    | 本文修正   | Rowe 型固结 | CPTu |
| Gimje   | 3.6  | 1.75             | 87.5             | 0.77                 | 3.2                                                         | 64.00  | 2.7      | 2.7  |
|         | 6.0  | 0.61             | 113.0            | 0.68                 | 0.9                                                         | 6.04   | 2.6      | 3.5  |
|         | 7.5  | 0.13             | 112.5            | 2.92                 | 3.7                                                         | 5.34   | 3.7      | —    |
| Yangsan | 12.0 | 2.40             | 81.25            | 1.37                 | 14.6                                                        | 243.30 | 30.7     | 41.5 |
|         | 13.0 | 0.61             | 100.0            | 1.12                 | 2.3                                                         | 15.40  | 9.5      | 28.2 |
|         | 14.0 | 0.34             | 87.5             | 1.05                 | 1.1                                                         | 4.31   | 16.3     | —    |

3 考虑流变性的结果与分析

在许多情况下,岩土介质需考虑流变造成的影响,一旦加载时段与流变发生时段的尺度是同一个数量级时,需考虑流变与塑性耦合求解。由于孔扩张过程与流变发生时段相比很短,因此假设扩孔过程中土体无流变现象,只在应变保持过程中考虑土体的流变性。

3.1 考虑流变性的结果

图 9 为  $I_r=156$ ,  $s_u=24 \text{ kPa}$ ,  $k=1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$ ,  $\varepsilon_c=10\%$ , 应变保持过程中考虑土体流变和未考虑流变时,孔壁处总压力及超孔隙水压力消散的对比图。其中,模型参数  $A=3.72 \times 10^{-7}$ ,  $n=0.891$ ,  $m=-0.6$ 。由图可见,考虑土体流变性时,在保持孔径不变的过程中,出现明显的应力松弛,从而改变了孔壁处的应力边界条件。因此,超孔隙水压力的衰减一部分由渗透固结引起,另一部分由边界应力水平下降引起,考虑土体的流变性,超孔隙水压力消散速度加快,即在考虑流变时,  $t_{50}$  小于未考虑流变时的  $t_{50}$ 。那么,根据式(2)有:考虑流变性时,  $T_{50}$  比不考虑流变性时的要小;反之,若采用忽略土体流变性的  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线确定  $T_{50}$ ,会高估  $T_{50}$ ,进而由式(1)确定的  $c_h$  会高估其真实值。

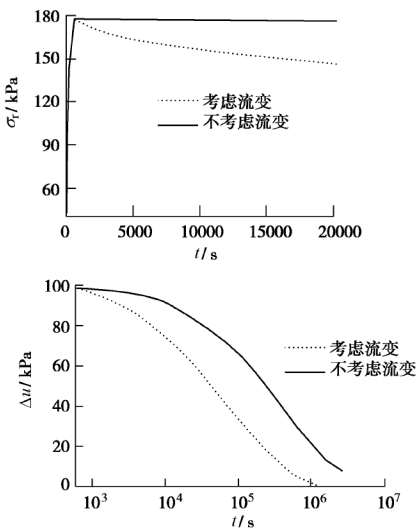


图 9 考虑与不考虑流变时孔壁总压力和超孔隙水压力消散  
Fig. 9 Pressure applied by probe and excess pore pressure with rheology and without rheology during SHT

图 10 为与未考虑流变相比,考虑流变时引起的孔壁附近的应力松弛量  $\delta(\sigma_r)$  和超孔隙水压力的减小量  $\delta(\Delta u)$  的比较。由图可见,由于应力松弛现象导致边界应力水平的下降量与超孔隙水压力的减小量并不相等,有  $\delta(\sigma_r) > \delta(\Delta u)$ ,这可能是由于土体的流变性对孔隙水渗流过程存在影响所致,下文进行分析。

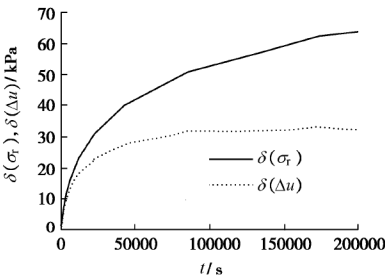


图 10  $\delta(\sigma_r)$  与  $\delta(\Delta u)$  比较  
Fig. 10 Comparison between  $\delta(\sigma_r)$  and  $\delta(\Delta u)$

3.2 对比分析

将渗透系数  $k=1 \times 10^{-11} \text{ m/s}$  和  $k=1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ , 在考虑流变与未考虑流变的情况下,应变保持开始时  $t=0 \text{ s}$  和进行到  $t=400 \text{ s}$  时的  $\Delta u$  分布图绘于图 11,超孔隙水压力消散曲线绘于图 12。计算中所用的其它土性参数为:  $s_u=48 \text{ kPa}$ ,  $I_r=156$ ,  $A=1 \times 10^{-7}$ ,  $n=0.891$ ,  $m=-0.6$ 。

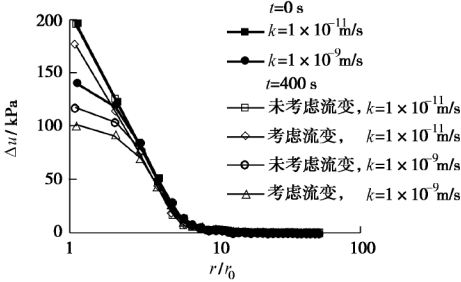


图 11 应变保持后  $t=0$  和  $t=400 \text{ s}$  时的超孔隙水压力分布图  
Fig. 11 Distribution of  $\Delta u$  for  $t=0$  and  $t=400 \text{ s}$  after holding test

由渗透固结引起的  $\Delta u$  消散的消散速度与  $\Delta u$  分布有关,孔壁处的  $\Delta u$  梯度越大,其消散的相对速度就越快。图 11 表明,随着固结的进行,  $t=400 \text{ s}$  时,水力梯度较  $t=0 \text{ s}$  时减小,考虑流变比未考虑流变时水力梯度减小更多。因此,考虑流变会使渗透固结速度变慢,

从而有  $\delta(\sigma_r) > \delta(\Delta u)$ , 如图 10 所示。该结果说明土体流变性对应变保持过程中  $\Delta u$  消散的影响, 除了通过应力松弛改变应力水平而使超孔隙水压力下降, 还通过改变超孔隙水压力的分布而减缓其渗透固结速度。图 12 表明, 渗透系数越小, 未考虑流变与考虑流变时的超孔隙水压力消散速度(用时间因数  $T$  表示)相差越大。即渗透系数越小时, 土体流变性对超孔隙水压力的消散速度影响越明显。

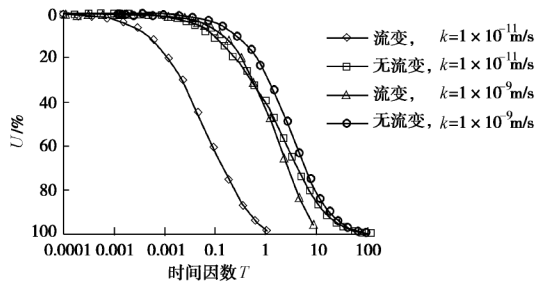


图 12 不同渗透系数下土体流变对超孔隙水压力消散的影响

Fig. 12 Effect of soil rheology on  $U$ - $T$  curves for various  $k$

### 3.3 变参数计算

现以  $s_u=48$  kPa,  $I_r=156$  的土体为例, 在流变试验确定的模型参数范围内, 进行变参数计算, 分析参数变化对超孔隙水压力消散的影响。超孔隙水压力消散的快慢以固结度为 50% 对应的时间  $t_{50}$  表示, 则  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = T_{50}^{nc}/T_{50}^c$  表示未考虑流变与考虑流变时的超孔隙水压力消散时间的比值。根据式 (1), 实际测得的  $t_{50}$  一定, 用未考虑流变的时间因数曲线确定的  $c_h$  会比考虑流变所确定的  $c_h$  值高估  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c$  倍。

图 13 为模型参数的变参数计算结果。计算中,  $A$  在  $8 \times 10^{-7} \sim 5 \times 10^{-6}$  变化时,  $m$  和  $n$  取均值;  $m$  在  $-0.4 \sim -0.9$  变化时,  $A$  和  $n$  取均值;  $n$  在  $0.8 \sim 1.2$  变化时,  $A$  和  $m$  取均值。在给定  $A$  的范围内, 随着  $A$  的增大,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c$  基本线性增大, 渗透系数越小的土体  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c$  斜率越大,  $t_{50}^c$  线性减小的越快。对于  $k=1 \times 10^{-10}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 4.5 \sim 26.5$ , 对于  $k=1 \times 10^{-9}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 2 \sim 6$ 。在给定  $m$ 、 $n$  的范围内, 随着  $m$ 、 $n$  的增大,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c$  增大, 且增大速度越快。变化  $m$  时, 对于  $k=1 \times 10^{-10}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 2.6 \sim 91.6$ , 对于  $k=1 \times 10^{-9}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 1.7 \sim 20.2$ ; 变化  $n$  时, 对于  $k=1 \times 10^{-10}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 17.5 \sim 84$ , 对于  $k=1 \times 10^{-9}$  m/s,  $t_{50}^{nc}/t_{50}^c = 4.3 \sim 18.8$ 。

## 4 结 论

以 Drucker-Prager 理想塑性模型为基础, 对软及中软黏土进行大量的旁压应变保持试验数值模拟。进一步地, 为分析土体流变性对应变保持过程中超孔隙

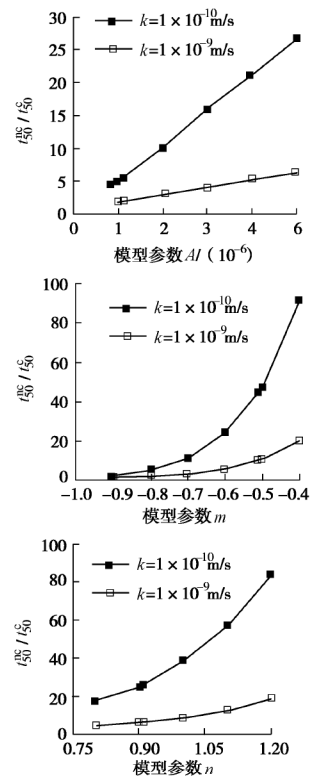


图 13 模型参数的变参数计算结果

Fig. 13 Comparative results for variation of model parameters

水压力消散及水平固结系数评估的影响, 采用 Drucker-Prager 理想弹塑性性与土体流变的耦合模型描述土体的应力应变关系及其对时间的依赖性, 利用有限元法模拟 SHT。结论如下:

(1) 当  $\varepsilon_c = 10\%$ ,  $\dot{\varepsilon}_c$  在  $0.5\%/min \sim 2\%/min$  范围内,  $k > 1 \times 10^{-10}$  m/s 时, 孔扩张过程会出现明显的部分排水, 随着  $\dot{\varepsilon}_c$  的减小, 排水情况越严重, 因此工程中建议采用大于等于  $1\%/min$  的应变加载率;  $\dot{\varepsilon}_c \geq 1\%/min$  时, 在  $k \leq 1 \times 10^{-10}$  m/s 的饱和黏土中, 孔扩张过程可近似地满足完全不排水条件。

(2) 几何尺寸对超孔隙水压力的产生和黏土固结行为均有影响, 但对  $\Delta u_{max}/s_u - \ln T_{50}$  曲线的影响很小。Clarke 等建议的时间因数曲线与完全不排水条件及应变水平为 10% 的结果吻合较好。

(3) 扩孔过程中出现的部分排水同是土体渗透性和应变加载率的函数, 对固结时间因数曲线的影响很大。对于  $k > 1 \times 10^{-10}$  m/s 的土体, 若不考虑部分排水的影响, 均用 Clarke 等建议的曲线来估计  $T_{50}$ , 将会产生很大的误差, 进而会严重低估  $c_h$ 。采用本文的对 Clarke 等曲线的修正方法, 根据文献中的 SHTs 数据, 确定的  $c_h$  比其它室内试验的估计值要高, 个别值高达 20 倍。但采用 Clarke 法的估计值则比室内试验确定的

值要低, 因此该修正方法与 Clarke 法相比更加合理。

(4) 土体的流变对超孔隙水压力消散的影响, 除了通过应力松弛改变边界应力水平而使超孔隙水压力下降, 还通过改变超孔隙水压力的分布而减缓其渗透固结速度。渗透系数越小, 土体流变性对超孔隙水压力的消散速度影响越明显。以  $s_u=48$  kPa,  $I_r=156$  为例, 在流变试验确定的模型参数变化范围内进行变参数计算, 不考虑流变性可能会高估水平固结系数几倍到数十倍。但本文研究不能给出土体流变性对  $c_h$  影响的修正结果, 需要采用更合适的土体流变弹塑性本构模型及更合理的分析方法和试验验证, 有待进一步研究。

#### 参考文献:

- [1] YU H S. In situ soil testing: from mechanics to interpretation[C]// Proceedings ISC-2 on Geotechnical and Geophysical Site Characterization, Rotterdam, 2004: 3 - 38.
- [2] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, **20**(1): 100 - 111. (SHEN Zhu-jiang. Engineering properties of soft soils and design of soft ground[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1998, **20**(1): 100 - 111. (in Chinese))
- [3] TORSTENSSON B A. The pore pressure probe[C]// Geotech Meeting, Norway, 1977, **34**: 1 - 15.
- [4] CLARKE B G, CARTER J P, WROTH C P. In situ determination of the consolidation characteristics of saturated clays[C]// Proceedings of 7th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1979: 207 - 211.
- [5] RANDOLPH M F, WROTH C P. An analytical solution for the consolidation around a driven pile[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1979, **3**(3): 217 - 229.
- [6] GIBSON R E, ANDERSON W F. In situ measurement of soil properties with the pressuremeter[J]. Civil Engineering and Public Works Review, 1961, **56**: 615 - 618.
- [7] JANG I S, CHUNG C K, KIM M M, CHO S M. Numerical assessment on the consolidation characteristics of clays from strain holding, self-boring pressuremeter test[J]. Computers and Geotechnics, 2003, **30**: 121 - 140.
- [8] 王金昌, 陈页开. ABAQUS 在土木工程中的应用[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2006. (WANG Jin-chang, CHEN Ye-kai. Application of ABAQUS in civil engineering[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 2006. (in Chinese))
- [9] 中国中铁四局集团有限公司, 安徽建筑工业学院. 地铁区间隧道和车站安全快速施工关键技术研究 - 土体流变试验研究报告[R], 2007. (China Railway No. 4 Engineering Group Co., Ltd., Anhui Institute of Architecture & Industry. Key technique research of rapid and safe construction of subway tunnel and station-research report of soil rheology tests[R]. 2007. (in Chinese))
- [10] SHUTTLE D. Cylindrical cavity expansion and contraction in Tresca soil[J]. Geotechnique, 2007, **57**(3): 305 - 308.

#### 请订阅《岩土工程学报》

《岩土工程学报》创办于 1979 年, 是我国水利、土木、力学、建筑、水电、振动等六个全国性学会联合主办的学术性科技期刊。由南京水利科学研究院承办, 国内外公开发刊。主要刊登土力学、岩石力学领域中能代表我国理论和实践水平的论文、报告、实录等。报道新理论、新技术、新仪器、新材料的研究和应用。欢迎国家自然科学基金项目及其他重要项目的研究成果向本刊投稿, 倡导和鼓励有实践经验的作者撰稿, 并优先刊用这些稿件。主要栏目有论文、短文、工程实录、焦点论坛、学术讨论和动态简讯等。

本刊被《中文核心期刊要目总览》连续 4 版确认为核心期刊, 并在建筑类核心期刊中排列首位; 本刊被收录为国家科技部“中国科技论文统计源期刊”(中国科技核心期刊), 并被评为“百种中国杰出学术期刊”; 本刊被“中国科技论文与引文数据库”、“中国期刊全文数据库”和“中文科技期刊数据库”等多个国内重要的数据库收录, 并可在《中国学术期刊(光盘

版)》、《中国期刊网》、万方网和重庆维普网全文检索; 本刊被美国工程索引 Ei Compendex 等国际检索系统收录。

本刊读者对象为土木建筑、水利电力、交通运输、矿山冶金、工程地质等领域中从事岩土工程及相关专业的科研人员、设计人员、施工人员、监理人员和大专院校师生。

本刊为月刊, 大 16 开, 双栏排版, 160 页, 每月中旬出版, 2009 年起每期定价 25 元, 全年 300 元。

本刊国际标准刊号 ISSN1000 - 4548, 国内统一刊号 CN32 - 1124/TU, 国内发行代号 28 - 62, 国外发行代号 MO0520。

欢迎广大读者在全国各地邮局订购, 也可在编辑部订购(不另收邮费)。编辑部订购地址: (210024) 南京虎踞关 34 号《岩土工程学报》编辑部; 联系电话: (025) 85829534, 85829553; 传真: (025) 85829555; E-mail: ge@nhri.cn。

(本刊编辑部)