

文章编号: 1673-9469 (2018) 02-0058-04

doi:10.3969/j.issn.1673-9469.2018.02.013

有效固结应力法计算软土抗剪强度增量的偏差分析

陆腾腾^{1, 2}

(1. 河海大学 岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 江苏 南京 210098; 2. 河海大学 江苏省岩土工程技术工程研究中心, 江苏 南京 210098)

摘要: 针对有效固结应力法计算土体抗剪强度增量公式中所包含的假设, 结合室内等压固结和 K_0 固结不排水三轴压缩试验摩尔应力圆示意图, 将有效固结应力法公式与理论上更严谨的有效应力路径法公式做对比, 分析有效固结应力法的计算偏差。结果发现: 对于等压固结状态下的土体, 有效固结应力法计算结果是准确的; 而对于 K_0 固结状态下的土体, 有效固结应力法计算偏差与土体破坏时的孔隙水压力系数 A_f 有关, 土体 A_f 取值不同, 有效固结应力法计算结果既有可能偏大也有可能偏小。对于实际工程中常遇到的弱超固结软土, 计算偏差在 15% 以内。

关键词: 软土; 强度增长; 有效固结应力法; 孔压系数

中图分类号: TU 472.33

文献标识码: A

Deviation analysis on the increment of shear strength of soft clay with the effective consolidation stress method

LU Tengting^{1, 2}

(1. Key Laboratory of Geomechanics and Embankment Engineering of Ministry of Education, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Jiangsu Research Center for Geotechnical Engineering Technology, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: With regard to the assumption of the effective consolidated stress method, the method was compared with the effective stress path method which is more rigorous in theory, and the calculated deviations of the effective consolidated stress method were analyzed. The Mohr stress circle of indoor isobaric and K_0 consolidated undrained triaxial compression tests were considered. It is found that the result calculated by the effective consolidated stress method is accurate for the soil under isobaric consolidated state, while for the soil under K_0 consolidated state, the deviations are related to the pore pressure parameter A_f when soil mass is destroyed. If the values of A_f are different, the calculation might be larger or smaller. For overconsolidated soft clay in practical engineering, the deviation is less than 15%.

Key words: soft clay; strength increases; effective consolidation stress method; pore pressure coefficient

在我国东南沿海地区广泛分布着海相、河相沉积淤泥质软土, 在实际工程中, 有时难免要在这些软土沉积层上填筑土堤。在土堤填筑过程中, 根据有效应力原理, 软土地基中产生的超孔压不断消散, 土体有效应力不断变大, 抗剪强度也会相应地增长^[1]。软土地基抗剪强度比较低^[2], 而且现在铺设砂垫层、打设塑料排水板或者砂井的排水固结法应用比较普遍^[3-4], 因此在进行土堤填筑稳定性分析或者

地基承载力计算时, 考虑土体排水固结引起的抗剪强度增量具有明显的工程意义^[5]。林孔镛^[6]认为有效固结应力法计算的强度增长与实测地基的强度很接近, 两者比值范围为 0.75 ~ 1.06。孔德金^[7]认为有效固结应力法偏大, 并给出折减系数 α , 以及 α 取值范围为 0.86 ~ 0.94。胡亚元^[8]给出其基于邓肯一张模型推导的抗剪强度增量计算公式与有效固结应力法公式比值为 1.07 ~ 1.25, 因此认为后者计算

收稿日期: 2017-11-23

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51278171, 51778211); 中央高校基本科研业务费资助项目 (2017B20614)

作者简介: 陆腾腾 (1993-), 男, 江苏新沂人, 硕士, 主要从事软土地基处理方面的研究工作。

结果偏小。李志^[9]得出有效固结应力法计算结果偏小5%~30%的结论。曹宇春^[10]发现有效固结应力法计算结果普遍略偏大,比值在0.97~1.29之间。因此,对于有效固结应力法在实际工程应用中的偏差,尚无定论。本文对有效固结应力法计算偏差进行更合理的理论分析,并与前人分析结果做对比,进而验证本文所做的偏差分析的合理性。

1 有效固结应力法原理

如图1所示,基于室内等压固结不排水三轴压缩试验所得结果,我们可以得到抗剪强度关系线 l_1 ,其表达式为

$$\tau_f = \sigma_{nf} \tan \varphi_{cu} \quad (1)$$

本文讨论抗剪强度增量计算,因此暂不考虑粘聚力 c 值的影响,且为了简化公式分析,故令 $c=0$,此时,增量分析等价于全量分析。

沈珠江^[1]认为有效应力强度理论的根本缺点是难以预测土体从实际状态(固结状态)到极限状态(破坏状态)的超孔隙水压力增量。根据有效应力原理,土体含水量、有效应力和抗剪强度之间存在唯一关系,即 $e-p'-q$ 具有单一对应关系。有效固结应力原理认为,当土体从固结状态到破坏状态发展很快时(比如临时超载、地震、暴雨等引起的地基失稳破坏),含水量来不及改变,孔隙比不变,因此强度也来不及改变,此时强度取决于破坏以前固结状态下的有效应力。

对应于图1中,有效固结应力即为土样剪切破坏前的固结应力 σ_c' 。沈珠江建议将土体不排水强度 c_u 作为土体抗剪强度,因此,将 σ_c' 与 c_u 对应起来,得到图1中土样不排水强度与剪前有效固结应力关系线 l_2 ,其表达式为

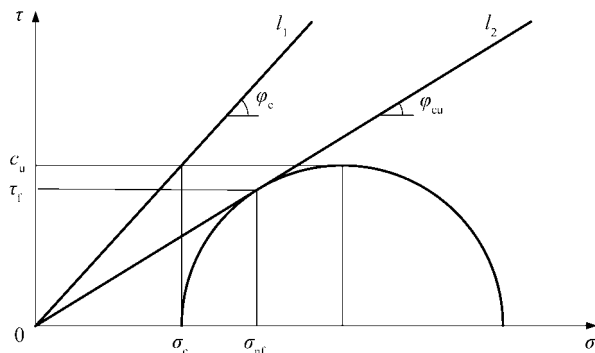


图1 有效固结应力法

Fig.1 Effective consolidation stress method

$$c_u = \sigma_c' \tan \varphi_c \quad (2)$$

根据图1所示几何关系,可以推得 φ_c 和 φ_{cu} 换算关系式为

$$\tan \varphi_c = \frac{\sin \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} = \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \tan \varphi_{cu} \quad (3)$$

将式(3)代入式(2)可得

$$c_u = \sigma_c' \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \tan \varphi_{cu} \quad (4)$$

式(4)是基于室内常规三轴试验结果推导得出的,土样处于等压固结状态,然而实际土体一般处于不等向固结应力为 σ_{1c}' 和 $\sigma_{3c}' = K_0 \sigma_{1c}'$ 的 K_0 固结状态。对此,沈珠江^[12]做了一个假设,剪前有效固结应力为 $\sigma_c' = (1 + K_0) \sigma_{1c}' / 2$ 的等压固结状态下土体的不排水强度与相应 K_0 固结土体不排水强度相等。

将 $\sigma_c' = (1 + K_0) \sigma_{1c}' / 2$ 代入式(4)可得有效固结应力法公式如下

$$c_u = \sigma_{1c}' \frac{1 + K_0}{2} \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}} \tan \varphi_{cu} \quad (5)$$

令 $\beta = \frac{1 + K_0}{2} \frac{\cos \varphi_{cu}}{1 - \sin \varphi_{cu}}$,则 φ_{cu} 一般在 $12^\circ \sim 15^\circ$ 之

间, K_0 取值多数在0.5~0.6之间^[12],此时 β 的取值在0.93~1.04之间,非常接近于1。令 $\beta = 1$,则式(5)可以简化为

$$c_u = \sigma_c' \tan \varphi_{cu} \quad (6)$$

把土体垂直应力近似当作大主应力,地基竖向附加应力增量 $\Delta \sigma_v'$ 当做大主应力增量 $\Delta \sigma_{1c}'$,土体不排水强度增量 Δc_u 作为抗剪强度增量 $\Delta \tau_f$,即可得现行规范中建议的强度增量计算公式

$$\Delta \tau_f = \Delta \sigma_v' \tan \varphi_{cu} \quad (7)$$

重新梳理有效固结应力法原理我们可以发现:

(1)对于处于等压固结状态下的土体,有效固结应力法公式计算不排水强度增量是严谨的, $K_0=1$ 时,式(5)退化为式(4);

(2)有效固结应力法公式包含了一个假设,即固结应力为 σ_{1c}' 和 $\sigma_{3c}' = K_0 \sigma_{1c}'$ 的 K_0 固结状态下的土体,与有效固结应力为 $\sigma_c' = (1 + K_0) \sigma_{1c}' / 2$ 等压固结状态下的土体的不排水强度相等,这也是有效固结应力法公式计算结果会产生偏差的原因。

2 有效固结应力法计算偏差分析

有效固结应力法计算 K_0 固结状态下的土体的不排水强度理论上并不严谨,而有效应力路径法^[1]在

理论上是严谨的。

土样破坏时,超孔隙水压力计算应用 Skempton 公式^[23]

$$\Delta u = \Delta \sigma_3 + A_f (\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3) \quad (8)$$

式中: A_f 为土体破坏时孔隙水压力系数; $\Delta \sigma_1 = \sigma_{1f} - \sigma_{1c}'$; $\Delta \sigma_3 = \sigma_{3f} - \sigma_{3c}'$ 。

结合图 2, 可以推导出有效应力路径法公式

$$c_u = \sigma_{1c}' \frac{[K_0 + A_f (1 - K_0)] \sin \varphi'}{1 + (2A_f - 1) \sin \varphi'} \quad (9)$$

虽然式 (9) 所用强度指标为有效强度指标 φ' , 但从图 2 易知, 公式 (9) 所求不排水强度与有效固结应力法欲推求的不排水强度等价。另外, 应注意到, 有效固结应力法公式 (5) 是应用室内等压固结不排水三轴试验所得强度指标 φ_{cu} 计算 K_0 固结状态下土体不排水强度 c_u , 而有效应力路径法公式 (9) 所表述的是室内 K_0 固结不排水三轴试验所得强度指标 φ' 和 K_0 固结状态下土体不排水强度 c_u 的关系, 此时对应的总应力强度指标为 φ_{cku} 。 φ_{cu} 与 φ_{cku} 是不相等的, 因为一般 K_0 固结土体的抗剪强度明显要比等压固结状态土体高, 但是土体的有效强度指标 φ' 是不随固结状态改变的, φ' 更接近于土性参数。因此, 可以依据理论严谨的有效应力路径法不排水强度计算式 (9), 来对比有效固结应力法强度计算式 (5), 进而分析其计算偏差。

已知 φ_{cu} 和 φ' 有换算关系如下^[7]

$$\sin \varphi_{cu} = \frac{\sin \varphi'}{1 + 2A_f \sin \varphi'} \quad (10)$$

将式 (10) 代入公式 (4) 可得

$$c_u = \sigma_{1c}' \frac{\sin \varphi'}{1 + (2A_f - 1) \sin \varphi'} \quad (11)$$

式 (11) 即为有效强度指标 φ' 表示的等压固结土体不排水强度的有效固结应力法计算式, 另外, 如

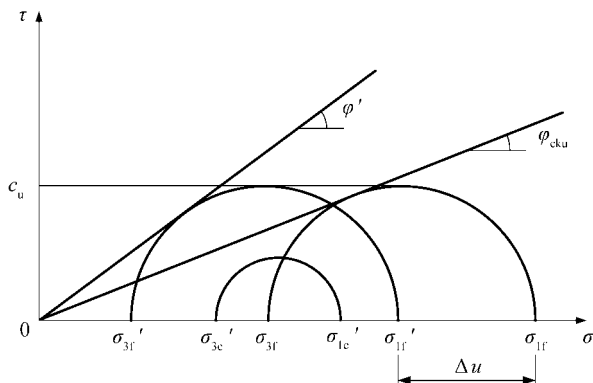


图 2 有效应力路径法

Fig.2 Effective stress path method

果将 $K_0 = 1$, $\sigma_c' = \sigma_{1c}'$ 代入有效应力路径法公式 (9), 则退化为式 (11), 因此, 等压固结条件下, 有效固结应力法公式计算结果, 与有效应力路径法公式一致。这也再次验证了前述结论: 对于处于等压固结状态下的土体, 有效固结应力法公式计算不排水强度增量是严谨的。曹宇春^[24] 依据连云港地区原状土等压固结不排水三轴试验数据应用有效固结应力法公式计算, 结果吻合较好, 也验证了这一结论。

接下来, 将 K_0 固结状态土体不排水强度增量计算公式, 即有效固结应力法计算式 (5) 与有效应力路径法计算式 (9) 做对比。

将公式 (10) 代入公式 (5) 可得

$$c_u = \sigma_{1c}' \frac{(1 + K_0) \sin \varphi'}{2[1 + (2A_f - 1) \sin \varphi']} \quad (12)$$

进一步改写可得

$$c_u = \sigma_{1c}' \frac{(1 + K_0)}{2[K_0 + A_f (1 - K_0)]} \frac{[K_0 + A_f (1 - K_0)] \sin \varphi'}{1 + (2A_f - 1) \sin \varphi'} \quad (13)$$

不妨令 $\delta = \frac{(1 + K_0)}{2[K_0 + A_f (1 - K_0)]}$, 由式 (13) 易知

δ 可作为有效固结应力法计算不排水强度与有效应力路径法计算不排水强度的折减系数, 而且新定义的折减系数 δ 与土体土性参数 K_0 和 A_f 有关。

沈珠江认为 K_0 取值多数在 0.5~0.6 之间, 现有较为合理的经验公式 $K_0 = 1 - \sin \varphi'$, 软土有效强度指标 φ' 取值范围一般在 $20^\circ \sim 35^\circ$, 相应的 K_0 取值范围约为 0.5~0.7。土体破坏时孔压力系数 A_f 的取值是非常复杂的, 所以有效应力路径法公式 (9) 难以推广应用。Wood^[25] 推导了基于修正剑桥模型的 A_f 计算式如下

$$A_f = \frac{1}{M} \left[\left(\frac{n_p}{r} \right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} + \frac{M}{3} - 1 \right] \quad (14)$$

式中: $n_p = p_0' / p_i'$, p_0' 为土体先期平均有效应力, p_i' 为土体剪前平均有效应力; M 为土体临界状态线斜率, $M = 6 \sin \varphi' / (3 - \sin \varphi')$; λ 为土体 缩曲线斜率; κ 为卸载 - 回弹曲线斜率; r 为本构模型参数, 比如修正剑桥模型 $r = 2$ 。

由式 (14) 可见, 土体破坏时的孔隙水压力系数 A_f , 既与强度参数 φ' 有关, 也与土体变形参数 λ 和 κ 有关。Ameratunga^[26] 给出的正常固结粘土破坏时的孔压力系数 A_f 的取值为 0.7~1.3, 弱超固结粘土 A_f 的取值为 0.3~0.7。因此, 选定 A_f 取值范围为

0.3~1.3, 结合 K_0 取值范围 0.5~0.7, 计算折减系数 δ 所得结果如图 3 所示。

通过图 3 可以明显看出, 当 A_r 等于 0.5 时, δ 值不随 K_0 值变化且恒等于 1, 即有效固结应力法计算结果是准确的, 我们可以结合图 4 解释其内在原因。

将 $A_r=0.5$ 代入式 (9) 可得

$$c_u = \sigma'_{1c} \frac{(1+K_0)}{2} \sin \varphi' \quad (15)$$

室内固结不排水三轴试验 $\Delta \sigma_3 = 0$, 当 $A_r = 0.5$ 时, 有效应力圆不排水强度 c_u 所对应破坏面上的有效应力 σ' 恰好等于 $(1+K_0)\sigma'_{1c}/2$ 。此时, 不排水强度 $c_u = \sigma' \sin \varphi' = (1+K_0)\sigma'_{1c} \sin \varphi' / 2$, 即式 (15), 也就是说, 当 $A_r = 0.5$ 时, 有效固结法所包含的, 剪前有效固结应力为 $\sigma'_c = (1+K_0)\sigma'_{1c}/2$ 的等压固结状态下土体的不排水强度与相应 K_0 固结土体不排水强度相等, 这一假设是适用的。

另外, 通过图 3 可以看出, 随着 A_r 的增大, δ 相应取值在不断地减小; 当 A_r 值小于 0.5 时, δ 大

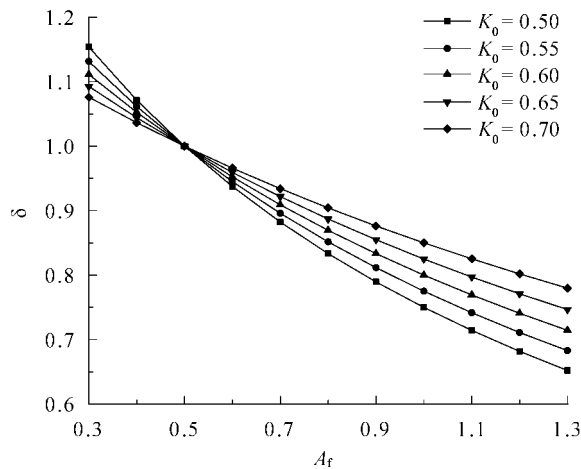


图 3 折减系数 δ 值

Fig.3 The values of reduction factor δ

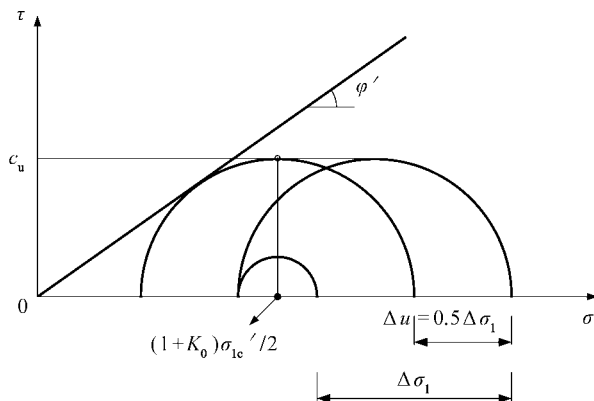


图 4 $A_r=0.5$ 摩尔应力圆

Fig.4 The Mohr diagrams when $A_r=0.5$

于 1, 也就是说有效固结应力法公式计算结果偏大; 当 A_r 大于 0.5 时, δ 值小于 1, 即此时有效固结应力法计算结果偏小。一般实际工程中的软土多处于弱超固结状态, A_r 取值范围在 0.3~0.7, K_0 取值多数在 0.5~0.6 之间, 相应 δ 值在 0.87~1.15, 也就是说, 对于一般软土, 有效固结应力法计算结果既有可能偏大也有可能偏小, 偏差在 15% 以内。

林孔镠和曹宇春根据杜湖水库和东海塘海堤试验段实测数据, 分别计算给出有效固结应力法偏差比值为 0.75~1.06 和 0.97~1.29, 与图 3 所示 δ 的取值范围 0.65~1.15 重合度很高, 也验证了本文所计算的 δ 值的合理性。

3 结论

1) 对于等压固结状态下的土体, 有效固结应力法公式计算不排水强度增量是严谨的。

2) 对于 K_0 固结状态下的土体, 土体破坏时孔压力系数 A_r 值等于 0.5 时, 有效固结应力法计算不排水强度增量是准确的; A_r 值小于 0.5 时, 计算结果偏大; A_r 值大于 0.5 时, 计算结果偏小。

3) 对于实际工程中常遇到的弱超固结软土, A_r 取值在 0.3~0.7, 有效固结应力法计算结果既有可能偏大也有可能偏小, 偏差在 15% 以内。

参考文献:

- [1] LADD C C. Stability Evaluation during Staged Construction[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1991, 117(4).
- [2] 安新正, 易成, 李秋英, 等. 粉体喷射桩加固公路软土路基分析[J]. 河北工程大学学报: 自然科学版, 2008, 25(3): 8-11.
- [3] 徐梨丹, 雷国辉. 砂垫层对排水板地基固结效率的影响及设计方法[J]. 中南大学学报: 自然科学版, 2017, 48(4): 1035-1043.
- [4] 卓文泽, 周斌. 河内-海防公路软基渗透性及差异沉降研究[J]. 河北工程大学学报: 自然科学版, 2015, 32(1): 14-18.
- [5] 闫谢旺, 李嘉, 林澍, 等. 考虑土体强度增长的黏性土地基承载力分析[J]. 岩土力学, 2016, 37(2): 629-634.
- [6] 林孔镠. 预压地基的强度增长与稳定计算问题[J]. 岩土工程学报, 1998(1): 93-96.
- [7] 孔德金. 软粘土抗剪强度增长规律[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(6): 757-759.

(下转第 70 页)

表 4 膨胀土与改良土化学成分与含量

Tab.4 Chemical composition and content of expansive soil and improved soil

化学成分	Na ₂ O	MgO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	K ₂ O	CaO	TiO ₂	MnO ₂	Fe ₂ O ₃
膨胀土	2.65	3.71	22.37	50.10	2.49	1.19	1.25	4.60	11.47
石灰改良土	1.06	4.12	11.73	45.66	1.67	31.35	0.94		3.46
钢渣微粉良土	1.58	5.30	15.53	58.88	1.74	17.04	1.00		3.93

3 结论

1) 钢渣微粉的掺入对膨胀土干湿循环作用下裂隙的发展有明显的改进作用, 且能够很明显的延缓裂隙的产生和发育速度。

2) 钢渣微粉改良土的自由膨胀率随着养护龄期的增加先减小后趋于稳定, 并且钢渣微粉对膨胀土自由膨胀率改良效果前期比较缓慢但最终与石灰的改良效果相近。钢渣微粉改良膨胀土早期强度明显优于石灰改良膨胀土。建议工程上可以采用石灰和钢渣按一定比例混合改良膨胀土, 满足特殊工程对早期强度要求。

3) 从改良土前后化学成分和含量以及结合自由膨胀和强度变化过程对比分析可知, 石灰改良土和钢渣微粉改良土在改良机理上有相似性。

参考文献:

- [1] 许 雷, 刘斯宏, 鲁 洋, 等. 冻融循环下膨胀土物理力学特性研究 [J]. 岩土力学, 2016(Z2): 167-174.
- [2] 储 亚, 查甫生, 刘松玉, 等. 基于电阻率法的膨胀土膨胀性评价研究 [J]. 岩土力学, 2017(1): 157-164.
- [3] 赵 林. 粉煤灰、电石渣改良膨胀土机理及长期稳定性

研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2013.

- [4] 黎新春. 风化砂改良膨胀土特性试验研究 [D]. 宜昌, 三峡大学, 2014.
- [5] 边加敏, 蒋 玲, 王保田. 石灰改良膨胀土路基施工控制参数 [J]. 长安大学学报: 自然科学版, 2014(2): 51-58.
- [6] 周 谈. 玄武岩纤维和二灰改良膨胀土的试验研究 [D]. 武汉: 湖北工业大学, 2015.
- [7] PRASANAKUMAR PRINCIPAL S M. Silica and Calcium effect on Geo-Technical Properties of Expansive soil Extracted from Rice Husk Ash and Lime[C]//Proceedings of 2012 International Conference on Environment Science and Engineering, 2012.
- [8] 温 建. 钢渣的活性激发及资源化利用 [D]. 长沙: 中南大学, 2013.
- [9] 袁明月, 张福海, 陈 翔, 等. 钢渣微粉改良膨胀土室内试验研究 [J]. 水利与建筑工程学报, 2017(2): 81-85.
- [10] 吴燕开, 胡 锐, 赵位莹, 等. 钢渣粉掺合料改良膨胀土特性试验研究 [J]. 河南理工大学学报: 自然科学版, 2017(1): 136-143.
- [11] 赵 鑫, 阳云华, 朱瑛洁, 等. 裂隙面对强膨胀土抗剪强度影响分析 [J]. 岩土力学, 2014, 35(1): 130-133.

(责任编辑 王利君)

(上接第 61 页)

- [8] 胡亚元, 陈云敏. 本构模型与软黏土强度增长的关系研究 [J]. 浙江大学学报: 工学版, 2004(6): 80-84.
- [9] 李 志, 罗嗣海, 巩田捷. 排水固结法中固结引起强度增长的计算方法探讨 [J]. 建筑科学, 2009, 25(11): 19-22.
- [10] 曹宇春. 固结后软黏土不排水抗剪强度简化计算方法比较 [J]. 土木工程学报, 2014(10): 107-116.
- [11] 沈珠江. 饱和粘土抗剪强度的变化规律及其在土工建筑稳定分析中的应用 [J]. 土木工程学报, 1963(2): 29-36.
- [12] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计 [J]. 岩土工程

学报, 1998(1): 100-111.

- [13] SKEMPTON A W. The pore pressure coefficients A and B [J]. Geotechnique, 1954, 4(4): 143-147.
- [14] 曹宇春, 杨建辉. 基于有效固结应力法确定结构性黏性土不排水抗剪强度 [J]. 岩土力学, 2013(11): 3085-3090.
- [15] WOOD D M. Soil behaviour and critical state soil mechanics [M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1990.
- [16] AMERATUNGA J, SIVAKUGAN N, DAS B M. Correlations of soil and rock properties in geotechnical engineering [M]. Springer, 2016.

(责任编辑 王利君)