文章编号：1000－7598－(2008) 08－2057－07

海相结构软土的次固结研究

邵光辉[1, 2]，刘松玉[1]

（1. 东南大学 岩土工程研究所，南京 210093；2. 南京林业大学 土木工程学院，南京 210037）

摘 要：现有次固结计算方法没有考虑土结构性的影响，但自然沉积土大都具有结构性。海相软土一维次固结试验研究表明，对于结构性土，次固结不仅在超固结状态时与荷载有关，且在土体结构破坏的过程中也与荷载有关。当固结压力小于先期固结压力时，次固结系数随压力增长较快；当固结压力大于先期固结压力且小于结构完全屈服压力时，次固结系数随固结压力增长缓慢；当固结压力大于结构完全屈服压力时，次固结系数不随固结压力变化。次固结系数变化与否的荷载分界点不是先期固结压力，而是结构完全屈服压力。对于海相结构软土，其次固结系数变化在超固结、结构破坏、正常固结 3 个阶段随荷载变化的规律不同。最后，提出了考虑土结构性的一维次压缩计算方法。

关 键 词：次固结；结构性；海相黏土

中图分类号：TU 411 **文献标识码：**A

Research on secondary consolidation of structural marine clays

SHAO Guang-hui[1, 2], LIU Song-yu[1]

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Southeast University, Nanjing 210093, China;
2. College Civil Engineering, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037, China)

Abstract: The present calculating methods of secondary consolidation of soils do not consider the influence of structure, but most of the natural sediment soils behave the structural characteristics. The tests of marine clay performed by the authors show that secondary consolidation of structural clay relates to load not only in overconsolidation state but also in the process of structure destroying. The secondary consolidation coefficient rapidly increases with consolidation pressure when consolidation pressure is lower than the preconsolidation pressure, and slowly increases when pressure is between the preconsolidation pressure and the structure full yield stress. If the consolidation pressure is higher than the structure full yield stress, the secondary consolidation coefficient would not vary with consolidation pressure. Whether the secondary consolidation coefficient is varied with load should not be judged by preconsolidation pressure, but it should be the structure full yield stress. For marine clay, the varying process of secondary consolidation coefficient can be considered as three phases, i.e. overconsolidation, structure destroy and normal consolidation. A new calculating method is developed, which can reflect the structure behavior of soils.

Key words: secondary consolidation; structure; marine clay

1 引 言

对于软黏土的次固结系数与荷载之间的关系，有两类代表性地观点：一类认为同一种土次固结系数与荷载无关，如 Bjerrum[1]、Newland 和 Allely[2] 认为次固结系数与固结压力无关，Horn & Lambe 等[3]认为次固结系数与荷载的增量比无关，但取决于最终固结压力；另一类观点认为，次固结系数与荷载有关，如刘世明[4]研究杭州黏土后认为当荷载小于某值时，次固结系数与荷载有关，荷载大于某值后无关；雷华阳和肖树芳[5]认为次固结系数与荷载无关的结论不适用于天津的海积软土；殷宗泽等[6]认为次固结是否与荷载有关的荷载分界点是先期固结压力，土在超固结状态时次固结与荷载有关，正常固结时与之无关。

这些观点和结论都有其合理和适用的一面，可以说明正常固结土或超固结土的次固结特点，但却都没有提到土的结构性对次固结会有什么样的影响。而天然沉积的软土一般具有结构性。何开胜[7]认为土体结构构造断续改组能够造成次固结系数的

收稿日期：2007-01-15
作者简介：邵光辉，男，1973 年生，讲师，博士研究生，主要从事软土地基处理方面研究。E-mail: gh_shao@njfu.com.cn

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

变化，但没有说明这种影响有怎样的规律。

本文通过对连云港海相软土的结构性分析及一维蠕变试验，探讨海相软黏土的结构性是如何影响其次固结变形的。

2 海相土的结构性

2.1 海相土结构性试验

为了获得海相软黏土存在结构性的认识，对连云港海相软黏土的原状土和重塑土样进行了一维固结试验。原状样取自连云港市附近某高速公路工地，采用薄壁取土器取得，取样地点地下水埋深1.8 m，土样的物理力学指标见表1。

表1 试样的物理力学指标

Table 1 Physical and mechanical parameters of the samples

取样深度 /m	w /%	γ /kN·m^{-3}	e_0	I_L	a_{1-2} /MPa^{-1}	c_u /kPa	φ_u /(°)
2	67.4	16.68	1.779	0.75	0.98	14.7	5.5
6	61.1	16.02	1.644	0.82	1.36	12.2	2.0
12	48.5	18.39	1.126	0.49	0.37	16.5	4.1

土的结构性大小可用 e-lg$p$ 曲线与正常固结线（*NCL*）二者斜率的差值来考查，差值越大，说明土的结构性越强。随扰动程度的增大，原状土的 e-lg$p$ 曲线逐渐下移，向重塑土的“理想压缩曲线”接近[8]。在同一固结压力下受扰动程度越大的土体（特别如重塑土）对应的孔隙比越小。

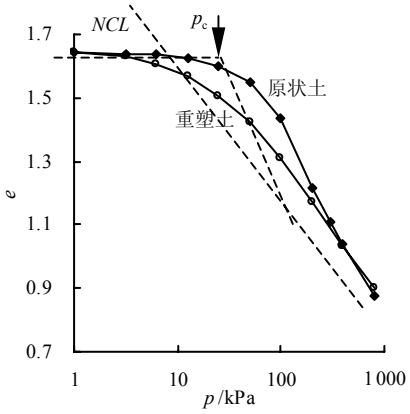
图1为连云港海相黏土的 e-lg$p$ 曲线。用Casagrande方法求得原状土的先期固结压力 p_c 值为60 kPa，而从取样的深度看，其天然上覆层自重应力为58 kPa，判断该土处于正常固结状态。由于正常固结线（*NCL*）的唯一性，可由重塑土 e-lg$p$ 曲线后部的直线段得到 *NCL* 线。由图1中可见，原状土的 e-lg$p$ 曲线位于该 *NCL* 线上方，呈现出典型结构性黏土的特征，说明连云港海相黏土具有结构性。

2.2 海相土结构性特点

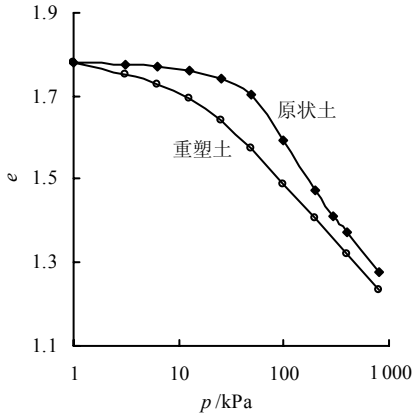
结构性对土压缩性的影响随着固结压力的提高而变化，结合图1可以说明，结构性土的压缩变形总是具有以下的规律性；当固结压力由较小值逐渐增大到 p_c 时，与重塑土相比，原状土的压缩量更小，土的结构性起到了减小压缩性的作用；当压力超过时 p_c，同样的应力增量下，原状土的变形更大，这时土的结构联结遭到破坏使其压缩性比重塑土更强。其后，随着土体总变形的增加，土的结构联结充分破坏，其对土压缩性的影响也逐渐减弱乃至消失，原状土的 e-lg$p$ 曲线逐渐与 *NCL* 线重合或平行，此时对应的固结压力，本文定义为结构完全屈服压力，即土体结构逐渐破坏并即将出现结构完全屈服时的临界压力。

图1为原状土 e-lg$p$ 曲线后段与 *NCL* 线重合和平行的情形。文献[9]指出，图1（a）的情况出现于正常固结结构黏土，图1（b）的情况表明土中存在某种矿物使土粒间胶结显著增强。这两种情况均是土结构性的表现。

尽管如此，与黄土、红黏土等结构性很强的土相比，连云港海相软黏土仍然属于结构强度较低的土。单向固结结构完全屈服压力也较低，并可能出现在常规的试验应力范围内，使得按阶段计算次固结变形成为可能。



（a）埋深6 m



（b）埋深2 m

图1 连云港海相黏土的 e-lg$p$ 曲线

Fig.1 e-lg$p$ curves of Lianyungang marine clay

3 海相结构土的次固结试验

3.1 海相结构土的次固结试验

次固结试验采用常规固结仪，为了检验结构性对次固结特性的影响，在土结构性表现最强的应力范围内进行逐级加荷试验。荷载级别为25，50，100，

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

200，400，600 kPa 和 800 kPa，每级荷载以 1 d 作为主固结完成时间，此后观测 28 d 的次固结变形量。图 2 为连云港海相黏土次固结试验中不同应力水平下的 *e*-lg*t* 曲线（埋深 6 m）。

本文采用下式计算次固结系数：

$$C_\alpha = \frac{\Delta e_s}{\lg(t/t_c)} \qquad (1)$$

式中：t_c、t 分别为从加载开始起算的主固结完成时间和其后某时间；Δe_s 为对应于时间 t_c 至 t 土样的孔隙比变化值。

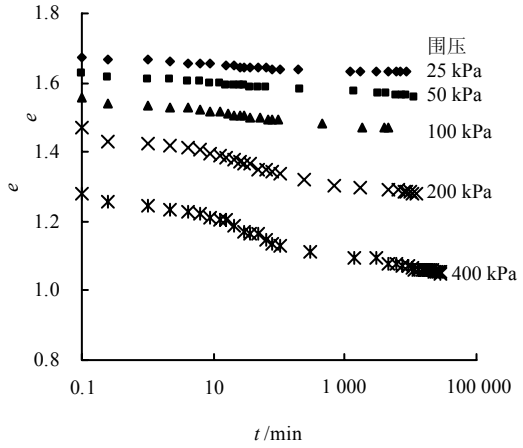


图 2　不同应力水平下的 *e*-lg*t* 曲线
Fig.2　*e*-lg*t* curves under different stresses

3.2　结构性对次固结的影响

3.2.1　次固结系数随固结压力的变化

要分析结构性对次固结的影响，首先可以从次固结系数与固结压力的关系入手，因为土的结构性是在一定固结压力范围内才得以表现的，当固结压力大到足以使土的胶结联结全部破坏后，其变形表现也就与无结构的重塑土一样了，那么就可以选取能全面反映土体结构性变化的压力范围，在这一压力范围内研究不同压力下的次固结变化，也就能发现土的结构性对次固结影响。

雷华阳等[5]对天津海积土的研究显示次固结系数与压力有关，且呈现出一定的阶段性。实际上，次固结系数随固结压力的变化而变化的观点已经为许多学者所接受。但这是有条件的，当试样所受压力小于试样先期固结应力 p_c 时，即当试样处于超固结状态时，次固结系数 C_α 随着压力的增长而增长；超过先期固结压力后，C_α 与荷载无关。殷宗泽等[6]的研究也表明了这一点。

对于结构土而言，胶结结构能够约束土骨架的蠕动变形，胶结性越强，对次固结变形的阻碍越强。这主要表现在次固结变形比重塑土小，当固结压力逐渐增大，超过土体的结构屈服压力，土体结构胶结联结逐渐破坏，结构性对次固结的阻碍作用逐渐减弱甚至消失，次固结压缩性增大到重塑土的水平，这一变化可以从连云港海相黏土的次固结试验结果中观察到。

由图 2 可见，连云港海相黏土的 *e*-lg*t* 曲线的次固结段斜率不相等。试样的先期固结压力 p_c = 60 kPa，而 *e*-lg*t* 曲线的斜率随荷载增加而增加的范围并不仅限于荷载小于 p_c 之前。从图 3 可以看出次 C_α 变化与固结压力的关系。总的趋势是：C_α 先随固结压力而增长，达到一定值后稳定下来，当固结压力小于 p_c 时 C_α 随固结压力增长较快，大于 p_c 时 C_α 增长较慢。

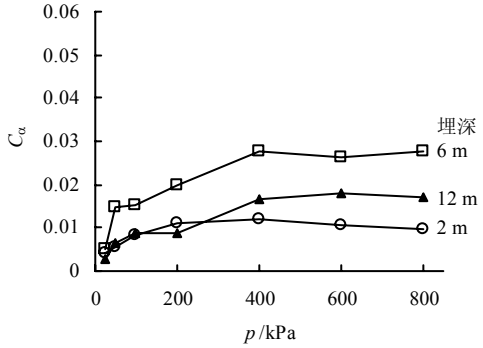


图 3　不同固结压力下的次固结系数变化
Fig.3　Variation of secondary consolidation coefficients with consolidation stress

表 2 为不同固结压力下的 C_α 增量比。C_α 定义为 C_α 增量与应力增量的比值，它反映出次固结系数随应力变化的敏感程度。C_α 增量越大，说明次固结系数随固结压力增长的速度越快。埋深 2 m 的试样 C_α 增量比首先在 0~25 kPa 范围内最大，而在压力 200 kPa 以后很小，表明其次固结系数只在 200 kPa 以后才不随应力变化。埋深 6 m 和 12 m 的试样 C_α 增量比在 50 kPa 前都很大，压力 400 kPa

表 2　不同固结压力下的次固结系数 C_α 增量比
Table 2　Ratios of C_α increment in different consolidation pressures

固结压力 /kPa	不同埋深（m）下的 $\frac{\Delta C_\alpha}{\Delta p}\Big/10^{-4}$		
	2	6	12
0~25	1.600	2.040	1.120
25~50	0.680	3.840	1.480
50~100	0.480	0.100	0.500
100~200	0.319	0.460	0.000
200~400	0.043	0.385	0.375
400~600	–0.074	–0.070	0.065
600~800	–0.050	0.080	–0.045

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

以后很小。用 Casagrande 方法求得埋深 2，6，12 m 试样的先期固结压力分别为 37，60，105 kPa。对比图 3 和表 2 可总结 C_α 的变化规律为：当固结压力小于先期固结压力时，C_α 随固结压力增长较快；当固结压力大于先期固结压力后在一定压力范围内，C_α 仍随固结压力增长，但变化幅度减小；只有当固结压力足够大时，C_α 才基本稳定不变。C_α 与荷载是否有关的分界点不是先期固结压力。图 4 为文献[10]的试验结果，也可以看到同样的规律。

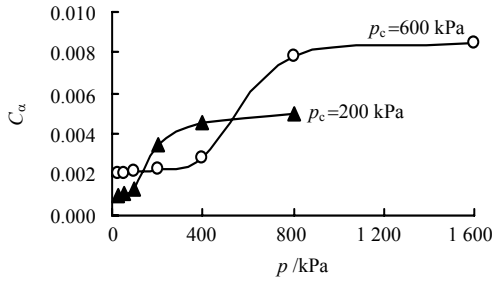


图 4 广州南沙软土次固结系数与固结压力关系曲线[10]
Fig.4 Curves of secondary consolidation ratio versus consolidation pressure of Guangzhou Nansha soft clay

3.2.2 次固结系数变化的原因

殷宗泽等在文献[6]中就土在超固结状态下次固结系数与荷载有关的问题作了较为详尽地分析，但无法解释上述结构性土次固结系数的变化规律。要分析结构性土的次固结系数变化规律，可以从其结构性在 e-lg$p$ 曲线上的表现入手。

结构性土与正常超固结土的差别在于，正常超固结土 e-lg$p$ 曲线可划分为两个阶段，即超固结阶段和正常固结阶段：结构性超固结土的 e-lg$p$ 曲线则又可以划分为 3 个阶段（图 5），在原状土的 e-lg$p$ 曲线上，A 到 B 是超固结阶段、B 到 C 是结构破坏阶段、C 以后是正常固结阶段，这里所说的结构土的正常固结状态，是指不仅 $p_i > p_c$，而且是土的结构已充分破坏，对土压缩性的影响消失或稳定不变的状态。

实际上结构土的次固结系数变化也由 3 个阶段组成，分别对应其 3 个压缩变形阶段。图 5 中的 e-lg$p$ 曲线和 C_α 随压力变化曲线表明，荷载由 A 点到 B 点的超固结阶段，随着荷载增长，次固结系数也增长；超过先期固结压力后，土体结构逐渐破坏，对应于 B 点到 C 点的结构破坏阶段，次固结系数逐渐增加；直至达到 C 点，土体结构完全屈服，其对应的固结压力 p' 定义为结构完全屈服压力。此时土体处于正常固结状态，原状土的次固结系数与重塑土相同时，并不再增长。

由此可见，结构性对海相软土的 C_α 有明显影响，使其与荷载有关，这种有关并不仅仅限于加载的超固结阶段，还会一直延续到能使土的结构充分破坏的荷载水平，之后才与荷载水平无关。C_α 与荷载是否有关的分界点不是先期固结压力，而是结构完全屈服压力。

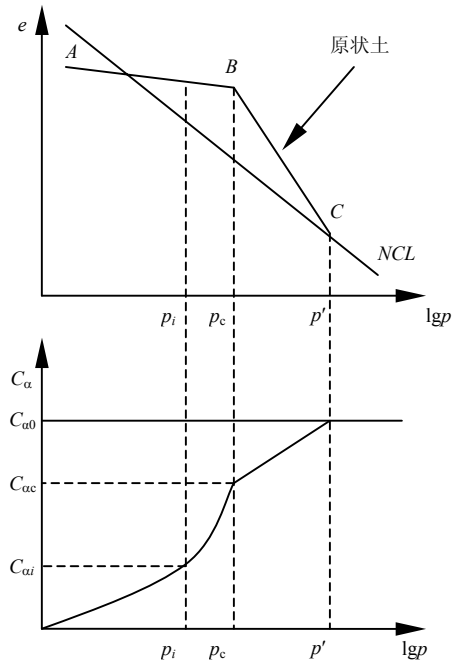


图 5 结构土的次固结系数随固结压力变化示意图
Fig.5 Variation of secondary consolidation coefficients with consolidation pressure

4 结构土一维次固结计算

殷宗泽[6]提出了土在超固结状态时的次固结量计算方法，在荷载 p_i 作用下主固结完成后 Δt 时间内产生的次压缩量为

$$\Delta e_s = C_\alpha \lg \frac{t_i + \Delta t}{t_i} \qquad (2)$$

$$t_i = t_c \left(\frac{p_c}{p_i} \right)^{\frac{C_c - C_e}{C_\alpha}} \qquad (3)$$

式中：Δe_s 为次固结产生的孔隙比变化；t_c 为从加荷开始到主固结完成的时间；C_c 为压缩指数；C_e 为回弹指数。若 $p_i > p_c$，土处于正常固结状态，则按照下式：

$$\Delta e_s = C_\alpha \lg(t/t_c) \qquad (4)$$

计算次压缩量。

因此，结构性土的次压缩计算就可按 3 个阶段来计算。超固结阶段可借鉴式（2），把式中的 C_α 改为 $C_{\alpha c}$，$C_{\alpha c}$ 表示先期固结压力对应的次压缩系数。理论上，当固结压力足够大时，原状结构土与

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

重塑土的 e-lg$t$ 曲线会相互重合或很接近（图 6）。在土结构破坏后，结构性对次固结的阻碍作用随之丧失，原状土与重塑土的次固结系数会相等。用 $C_{\alpha 0}$ 表示重塑土的次固结系数，同时它也等于结构土在正常固结状态的次固结系数。

（1）超固结阶段

将式（3）代入式（2）并整理后得

$$\Delta e_{\mathrm{s}} = C_{\alpha \mathrm{c}} \lg\left[\left(OCR^{\frac{C_{\mathrm{c}}-C_{\mathrm{e}}}{C_{\alpha i}}}-1\right)+\frac{t}{t_{\mathrm{c}}}\right]-(C_{\mathrm{c}}-C_{\mathrm{e}})\lg OCR \tag{5}$$

式中：OCR 为超固结比；t 为从加荷开始计算的时间。式（5）可计算超固结阶段的次压缩量，其结果随应力增长而呈非线性增长，如果仍然用式（1）来定义压力 p_i 下的次固结系数 $C_{\alpha i}$，则 $C_{\alpha i}$ 将是一个与时间、固结压力均相关的变量，且从式（5）可知，OCR 越大，时间对 $C_{\alpha i}$ 影响越小，当 $p_i = p_{\mathrm{c}}$ 时，次固结系数与时间无关，但要想直接从式（5）得到次压缩量是件困难的事，因为 $C_{\alpha \mathrm{c}}$ 并不容易通过试验直接得到。理论上，可以通过试验得到任意 p_i 压力（$p_i < p_{\mathrm{c}}$）下的次固结系数 $C_{\alpha i}$ 和 Δe_{s}，代入式（5）得到 $C_{\alpha \mathrm{c}}$。但因这一阶段，次固结系数变化较剧烈，且与时间相关，实际应用会比较困难。通过下面结构破坏阶段的次固结分析，得到 $C_{\alpha \mathrm{c}}$ 则比较实际。

（2）结构破坏阶段

海相结构软土的先期固结压力比较低，我们通常所做的次固结试验的各级荷载，主要对应于结构破坏阶段，这一阶段次固结系数的变化范围主要受土结构性强弱的影响。结构性越强，变化越大，但与超固结阶段相比，次固结系数变化还是比较平缓的，因此可以近似把 $C_{\alpha i}$ 看作随固结压力的对数呈线性变化，于是有

$$C_{\alpha \mathrm{c}} = C_{\alpha 0} - \frac{(C_{\alpha 0} - C_{\alpha i})(\lg p' - \lg p_{\mathrm{c}})}{\lg p' - \lg p_i} \tag{6}$$

整理后

$$C_{\alpha \mathrm{c}} = C_{\alpha 0}\left(\frac{\lg \dfrac{p_{\mathrm{c}}}{p_i}}{\lg \dfrac{p'}{p_i}}\right) + C_{\alpha i}\left(\frac{\lg \dfrac{p'}{p_{\mathrm{c}}}}{\lg \dfrac{p'}{p_i}}\right) \tag{7}$$

通过试验得到某一压力 p_i（$p_i > p_{\mathrm{c}}$）下的次固结系数 $C_{\alpha i}$，代入式（7）即可得到 $C_{\alpha \mathrm{c}}$。式（7）中结构完全屈服压力 p' 可由原状土与重塑土 e-lg$p$ 曲线交点确定，见图 1。当原状土与重塑土 e-lg$p$ 曲线无明显交点时（如图 2），可取试验中的最大一级荷载为 p'，当然，此时的 p' 越大，次固结的计算越准确。取试验最大固结压力下的次固结系数为 $C_{\alpha 0}$。求得 $C_{\alpha \mathrm{c}}$ 后，把式（7）稍加变形即可得到任意压力 p_i 下的次固结系数 $C_{\alpha i}$，令 $C_{\alpha i} = C_{\alpha}$ 代入式（4）可计算结构破坏阶段的次压缩量。

（3）正常固结阶段

当 $p_i > p'$ 时，令 $C_{\alpha 0} = C_{\alpha}$，用式（4）计算次压缩量。

5　结　论

（1）海相黏土的 e-lg$p$ 曲线呈现典型结构性黏土的特征，单向固结结构完全屈服压力较低，属于低结构强度土。

（2）结构性对海相软土的次固结系数 C_{α} 有明显影响，使其与荷载有关，这种有关并不仅仅限于加载的超固结阶段，还会一直延续到土的结构性不明显表现的荷载水平，之后才与荷载水平无关。C_{α} 与荷载是否有关的分界点不是先期固结压力，而是结构完全屈服压力。

（3）对于海相结构软土，其次固结系数变化在超固结、结构破坏、正常固结 3 个阶段按照不同的规律随荷载变化。本文所提出的次固结系数计算方法，能够反映土结构性对次固结的影响。

参 考 文 献

[1] BJERRUM L. Embankments on softground: state of the art report[C]//Proceedings of Speciality Conference on Performance of Earth and Earth Supported Structures. Hosier State: Purdue University, 1972, 12: 1－54.

[2] NEWLAND P L, ALLELY B H. A study of the consolidation characteristics of a clay[J]. **Geotechnique**, 1960, 10: 62－69.

[3] HORN H M, LAMBE T W. Settlement of buildings on the MIT Campus[J]. **Journal of Soil Mechanics and Foundation**, Division of ASCE, 1964, 90(SM5): 131－138.

[4] 刘世明. 软黏土的次固结变形特性研究[博士论文 D]. 杭州：浙江大学，1988：23－24.
LIU Shi-ming. Research on secondary consolidation deformation characteristics of soft clay[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 1988: 23－24.

[5] 雷华阳，肖树芳. 天津软土的次固结变形特性研究[J]. 工程地质学报，2002，10（4）：385－389.
LEI Hua-yang, XIAO Shu-fang. Study on secondary consolidation deformation characteristics of soft soil in Tianjin[J]. **Journal of Engineering Geology**, 2002, 10(4): 385－389.

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

[6] 殷宗泽，张海波，朱俊高，等. 软土的次固结[J]. 岩土工程学报，2003，25（5）：521－526.
YIN Zong-ze, ZHANG Hai-bo, ZHU Jun-gao, et al. Secondary consolidation of soft soils[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2003, 25(5): 521－526.

[7] 何开胜，沈珠江. 结构性土的微观变形和机理研究[J]. 河海大学学报（自然科学版），2003，31（2）：161－165.
HE Kai-sheng, SHEN Zhu-jiang. Study on micro-deformation and mechanism of structure clay[J]. **Journal of Hohai University**(Natural Sciences), 2003, 31(2): 161－165.

[8] 白冰，周健，章光. 饱和软黏土的塑性指数对其压缩变形参数的影响[J]. 水利学报，2001，11：51－55.
BAI Bing, ZHOU Jian, ZHANG Guang. Effect of plasiticity index of saturated soft clay on its deformation parameters[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2001, 11: 51－55.

[9] 何开胜，沈珠江. 天然沉积黏土的结构性调查[J]. 东南大学学报（自然科学版），2002，32（5）：818－822.
HE ai-sheng, SHEN Zhu-jiang. Investigation on structural properties of natural sedimental clays[J]. **Journal of Southeast University** (Natural Science Edition), 2002, 32(5): 818－822.

[10] 周秋鹃，陈晓平. 软土次固结特性试验研究[J]. 岩土力学，2006，27（3）：404－408.
ZHOU Qiu-juan, CHEN Xiao-ping. Test study on properties of secondary consolidation of soft soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(3): 404－408.

上接第 2036 页

[2] ALONSO E E, GENS A, JOSA A. A constitutive model for partially saturated soils[J]. **Geotechnique**, 1990, 40(3): 405－430.

[3] 顾宝和. 漫谈科学技术与岩土工程[J]. 工程勘察，2006，（3）：1－5.
GU Bao-he. To talk about science, technology and geotechnical engineering[J]. **Journal of Geotechnical Investigation & Surveying**, 2006, (3): 1－5.

[4] 沈珠江. 非饱和土力学实用化之路探索[J]. 岩土工程学报，2006，28（2）：256－259.
SHEN Zhu-jiang. Exploitation of practical use of unsaturated soil mechanics[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(2): 256－259.

[5] 李广信. 土的清华弹塑性模型及其发展[J]. 岩土工程学报，2006，28（1）：1－10.
LI Guang-xin. Characteristics and development of Tsinghua elastoplastic model for soil[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(1): 1－10.

[6] 司韦. 非饱和土的增湿试验及模型研究[硕士学位论文 D]. 北京：清华大学，2006.

[7] 李广信. 土的三维本构关系的探讨与模型验证[博士学位论文 D]. 北京：清华大学，1985.

[8] 李广信. 堆石料的湿化试验和数学模型[J]. 岩土工程学报，1990，12（5）：58－64.
LI Guang-xin. Study on wetting of rock fill[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1990, 12(5): 58－64.

巴彦淖尔市投入 1 亿多元资金削减污染物排量

内蒙古自治区巴彦淖尔市 2008 年已累计投入 1.2 亿多元环保资金，进行污染物减排治理，使二氧化硫和化学需氧量（COD）的排放量大幅下降。据了解，2008 年以来，巴彦淖尔市进一步提高企业准入门槛，严把审批、立项和建设关，要求新建项目的环境保护设施必须与主体工程同步设计、同时施工、同时投产使用，严格控制污染物增量。并加大污染物减排治理力度，关停 9 家不符合国家产业政策和排放不达标的企业。同时要求现有环保设施老化或排放不达标的重点企业进行技术改造，建设减排治污设施，削减二氧化硫和化学需氧量（COD）两项污染物的排放量。

到目前，巴彦淖尔市用于减排治污的环保资金已经超过 1.2 亿多元，二氧化硫和化学需氧量（COD）的排放量大幅下降，分别完成全年减排目标的 51.85 %和 118 %，19 项减排治污项目得到自治区环保部门确认。

（信息来源：中国工程建设网，编辑部编辑）

© 1994-2008 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net