

DOI: 10.11779/CJGE201612001

# 饱和城市固废一维降解固结解析解

陈云敏<sup>1, 2</sup>, 郭淇钢<sup>1, 2</sup>, 徐晓兵<sup>\*3</sup>, 李卓峰<sup>1, 2</sup>

(1. 软弱土与环境土工教育部重点实验室(浙江大学), 浙江 杭州 310058; 2. 浙江大学岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058;  
3. 浙江工业大学岩土工程研究所, 浙江 杭州 310014)

**摘要:** 填埋后的城市固废因降解产生固相质量损失, 从而造成在外力作用下的固结是一个相当复杂的过程。为研究饱和城市固废的降解固结特性, 建立了一维降解固结普遍模型; 基于已有城市固废降解、压缩和渗透特性研究, 获得了考虑可降解固相水解、胞内水释放为孔隙水及降解导致压缩性衰变的一维降解固结简化模型; 基于简化模型, 针对饱和城市固废填埋层底部淤堵不透水和顶部自由排水工况, 获得了一维降解固结解析解。针对国内填埋场新鲜城市固废的计算结果表明: 在瞬时常荷载作用下, 固结初期, 填埋层底部的超静孔压值会超过初始值, 这主要是因为降解引起固相质量损失导致骨架疏松、压缩性增大; 固结后期, 整个填埋层出现负的超静孔压, 这是因为后期填埋层孔隙比因固相质量损失而增大, 而压缩性衰变相对较小。参数敏感性分析表明: 降解引起的次压缩速率越大, 固结初期超静孔压越大; 增加填埋层的先期固结压力会延缓超静孔压的消散。

**关键词:** 固结; 降解; 城市固废; 饱和; 超静孔压

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2016)12-2137-10

**作者简介:** 陈云敏(1962-), 男, 中国科学院院士, 长江学者特聘教授, 主要从事软弱土静动力特性及处理技术方面。  
E-mail: chenyunmin@zju.edu.cn.

## Analytical solution for one-dimensional degradation-consolidation of saturated municipal solid waste

CHEN Yun-min<sup>1, 2</sup>, GUO Qi-gang<sup>1, 2</sup>, XU Xiao-bing<sup>3</sup>, LI Zhuo-feng<sup>1, 2</sup>

(1. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 3. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310014, China)

**Abstract:** Owing to loss of solid mass of municipal solid waste (MSW), the consolidation under external loading is complex. In order to study the degradation-consolidation behavior of saturated MSW, the universal model for the one-dimensional (1-D) degradation-consolidation is established. A simplified 1-D degradation-consolidation model considering hydrolysis of degradable solid, formation of pore water due to intra-particle water release and degradation-dependent compressibility is derived based on the existing research achievements of degradability, compressibility and permeability of MSW. The top and bottom boundary conditions of waste layer are assumed to be free-draining and impervious, respectively. The analytical solution to a simplified 1-D degradation-consolidation model is derived. Case studies are carried out for the fresh MSW in landfills of China. The results show that the excess pore water pressure being larger than the initial value is found in deeper waste layer during the early stage of consolidation under an instantaneous constant loading. This is mainly due to loosened soil skeleton, increasing compressibility associated with loss of solid mass. The excess pore water pressure is found to be negative in the whole waste during the later stage of consolidation. The reason is that the loss of solid mass causes the increasing void ratio, while the increase of compressibility is relatively smaller. The sensitivity analysis shows that an increase of the secondary compression rate causes the increasing excess pore water pressure during the early stage of consolidation, and its dissipation will be delayed with the increasing preconsolidation pressure.

**Key words:** consolidation; degradation; municipal solid waste; saturation; excess pore water pressure

## 0 引言

城市固废不同于传统土体。其固相骨架存在质量

基金项目: 国家重点基础研究发展计划“973”计划项目(2012CB719800); 国家自然科学基金项目(41402249)

收稿日期: 2015-08-20

\*通讯作者(E-mail: xiaobingxu@zjut.edu.cn)

的损失，从而引起固相和孔隙体积的变化。由于固相质量的损失，城市固废的体积变化是一个相当复杂的过程。国内城市固废以快速易降解的厨余组分为主，渗滤液产量大，容易引起填埋体水位雍高达到饱和状态。实际工程中，固废填埋采取分层填埋方式。本文所考虑的饱和和城市固废一维降解固结问题如图 1 所示。以填埋体内的某一填埋层为例，初始时刻，在自重和碾压荷载作用下已固结，其厚度为  $H$ ，先期固结压力为  $\sigma'_c$ ，在填埋体顶面堆填荷载为  $q$  的上层固废， $q$  为瞬时常荷载。由于填埋层顶部新鲜城市固废透水性好，因此顶部边界视为透水边界，而底部发生淤堵视为不透水边界。

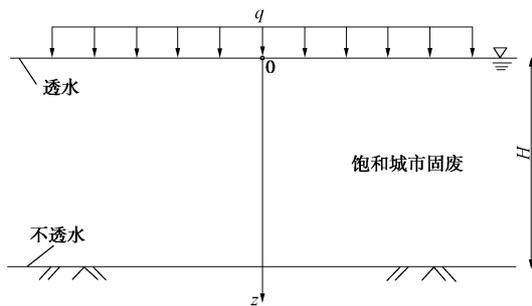


图 1 饱和和城市固废一维降解固结示意图

Fig. 1 Schematic for 1-D degradation-consolidation of saturated MSW

自 Terzaghi 建立饱和土一维固结理论<sup>[1-2]</sup>以来，国内外学者通过对其基本假定的不断修正，进一步发展和完善了一维固结理论。在一维线性固结理论方面，栾茂田等<sup>[3]</sup>和谢康和等<sup>[4]</sup>分别获得了双层和多层饱和土一维固结问题解析解；在一维非线性固结理论方面，Davis 等<sup>[5]</sup>假定固结过程中压缩性和渗透性的变化成比例，给出单层土一维非线性固结解析解。谢康和等<sup>[6]</sup>运用半解析法分析成层地基一维非线性固结问题。

与传统土体不同的是城市固废具有降解特性。国内外学者<sup>[7-9]</sup>建立了基于降解-压缩-渗流的耦合模型，研究降解过程中非饱和和城市固废沉降的发展。Durmusoglu 等<sup>[10]</sup>分别对饱和和非饱和固废开展一维沉降分析，并假定骨架变形为线弹性，体积压缩系数  $m_v$  为常数及饱和和工况下降解被抑制，研究表明：相比非饱和工况，饱和工况下超静孔压的消散和沉降的发展瞬时完成。目前，对非饱和和城市固废的沉降分析相对较多，对饱和工况的分析则并不多见。然而，对中国湿润气候区域填埋场的现场监测表明，渗滤液水位可达填埋体高度的 70%<sup>[11]</sup>。而且渗滤液水位以下的固废仍然进行着降解。瞿贤等<sup>[12]</sup>开展了室内降解试验，结果表明：渗滤液水位以下的新鲜固废在 20 d 内即达到产气最高峰。

为研究饱和和城市固废的降解固结特性，本文建立了一维降解固结普遍模型。结合 Vavilin 等<sup>[13]</sup>、Chen 等<sup>[14]</sup>和 Powrie 等<sup>[15]</sup>分别提出的水解一阶动力学模型、降解压缩本构关系和饱和渗透系数计算模型，推导考虑可降解固相水解、胞内水释放为孔隙水及降解导致压缩性衰变的饱和和城市固废一维降解固结简化模型。基于简化模型，获得了一维降解固结解析解，并利用该解析解进行算例分析。解析解计算结果为深入认识高水位填埋场沉降的发展和高压形成机理提供了依据，为研究其他可降解土体（如石灰性土和发生固相颗粒被侵蚀的土石坝<sup>[16]</sup>）的饱和固结机理提供了参考。

### 1 降解固结普遍模型

鉴于饱和和城市固废的降解特性，结合太沙基一维固结理论基本假定<sup>[1-2]</sup>，提出了饱和和城市固废一维降解固结的基本假定，建立了饱和和城市固废一维降解固结普遍模型。

#### 1.1 饱和和城市固废的组成与转化

图 2 给出了初始时刻和  $t$  时刻下饱和和城市固废单元体的组成及质量体积关系。为了与传统饱和土保持一致，将饱和和城市固废中固、液二相的质量和体积分别定义为骨架、孔隙水的质量和体积。其中，固相颗粒相互接触形成骨架，固相颗粒由惰性固相、可降解固相和胞内水组成<sup>[17]</sup>。可降解固相占固相质量的百分比用  $f_d$  ( $\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ , 干基) 表示。固相质量损失由可降解固相水解和胞内水释放引起。可降解固相水解产生液相溶质；胞内水通过生化降解过程释放为孔隙水。 $f_{ms}$  为  $t$  时刻可降解固相质量的剩余程度 ( $m_{sd}/m_{sd0}$ )； $f_{mw}$  为  $t$  时刻胞内水质量的剩余程度 ( $m_{sw}/m_{sw0}$ )。

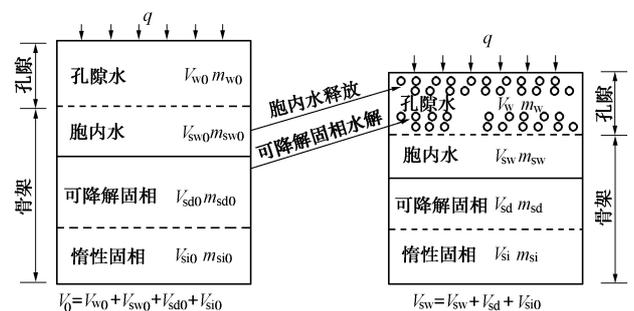


图 2 饱和和城市固废单元体的组成及质量体积关系

Fig. 2 Composition and mass-volume relationship of unit of saturated MSW

#### 1.2 控制方程

在建立饱和和城市固废一维降解固结普遍模型前，基于太沙基一维固结理论，引入如下假定：①固废是均质且完全饱和的；②固相颗粒和孔隙水不可压缩；

③固相密度和孔隙水密度为常数, 不考虑液相溶质对孔隙水质量和体积的影响, 胞内水密度与孔隙水密度相同; ④孔隙水渗流服从达西定律; ⑤固废的变形是微小的; ⑥忽略固废的蠕变; ⑦填埋层各点有效应力等于先期固结压力与上覆荷载之和减去超静孔压, 不考虑降解对先期固结压力的影响。

固相颗粒体积变化由可降解固相水解和胞内水释放引起, 可表示成:

$$\frac{dV_s}{V_0} = \frac{dm_{sd}}{V_0\rho_s} + \frac{dm_{sw}}{V_0\rho_w} = \frac{d[(m_{sd0} + m_{si0})f_d f_{ms}]}{V_0\rho_s} + \frac{d(m_{sw0}f_{mw})}{V_0\rho_w} = \frac{\rho_{d0}f_d}{\rho_s} df_{ms} + \frac{d(m_{sw0}f_{mw})}{V_0\rho_w}, \quad (1)$$

式中,  $\rho_s$  为可降解固相密度 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ),  $\rho_w$  为孔隙水的密度 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ),  $\rho_{d0}$  为固废初始时刻的干密度 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )。

基于孔隙水质量守恒, 孔隙水运移控制方程如下:

$$\frac{\partial(\rho_w V_w / V_0)}{\partial t} = -\frac{\partial(\rho_w v_w)}{\partial z} + f_w, \quad (2)$$

式中,  $v_w$  为孔隙水的流速 ( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ),  $f_w$  为孔隙水源项 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$ )。

基于达西定律, 孔隙水流速为

$$v_w = -\frac{1}{\gamma_w} k_w \frac{\partial u_{sw}}{\partial z}, \quad (3)$$

式中,  $k_w$  为饱和和渗透系数 ( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ),  $u_{sw}$  为超静孔压 (kPa),  $\gamma_w$  为孔隙水重度 ( $\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$ )。

饱和城市固废单元体总体积变化等于孔隙水体积和固相颗粒体积变化之和, 因此有

$$\frac{dV_w}{V_0} + \frac{dV_s}{V_0} = -d\varepsilon, \quad (4)$$

式中,  $\varepsilon$  为压缩应变。

与传统土体不同的是, 降解引起固相质量损失, 从而改变城市固废的压缩特性, 饱和城市固废的应变增量可以表示为<sup>[17]</sup>

$$d\varepsilon = S_{\sigma'} d\sigma' + S_t dt. \quad (5)$$

式中  $\sigma'$  为有效应力 (kPa);  $S_{\sigma'}$  是与有效应力相关的压缩系数 ( $\text{kPa}^{-1}$ );  $S_t$  为应力水平保持不变时, 降解导致骨架抵抗变形能力衰变而产生应变所对应的压缩系数 ( $\text{s}^{-1}$ )。其中  $\sigma'$  可表示为

$$\sigma' = \sigma - u_{sw} = \sigma'_c + q - u_{sw}, \quad (6)$$

式中,  $\sigma$  为总应力 (kPa),  $\sigma'_c$  为先期固结压力 (kPa)。

将式 (1) ~ (3) 和式 (5)、(6) 代入式 (4) 得

$$\frac{\partial u_{sw}}{\partial t} = \frac{k_w}{S_{\sigma'}\rho_w g} \frac{\partial^2 u_{sw}}{\partial z^2} + \frac{1}{S_{\sigma'}\rho_w g} \frac{\partial u_{sw}}{\partial z} \frac{\partial k_w}{\partial z} + \frac{\rho_{d0}f_d}{S_{\sigma'}\rho_s} \frac{\partial f_{ms}}{\partial t} + \frac{m_{sw0}}{S_{\sigma'}V_0\rho_w} \frac{\partial f_{mw}}{\partial t} + \frac{f_w}{S_{\sigma'}\rho_w} + \frac{S_t}{S_{\sigma'}}. \quad (7)$$

方程(7)为饱和城市固废一维降解固结普遍模型,

等式右边依次代表了水力梯度沿深度变化、饱和渗透系数沿深度变化、可降解固相水解、胞内水释放、孔隙水源项或汇项及降解导致压缩性衰变对降解固结特性的影响。

不同于传统土体, 固废发生降解导致固相质量损失, 进而引起压缩性衰变。如图 3 所示, 基于上文假定③, 不考虑液相溶质对孔隙水质量和体积的影响, 因此可降解固相水解产生的孔隙需要额外孔隙水填充, 使得超静孔压减小, 对应于方程 (7) 右边第 3 项; 基于上文假定③, 胞内水密度与孔隙水密度相同, 因此胞内水释放产生的孔隙由释放形成的等体积的孔隙水填充, 不产生额外的超静孔压变化, 对应于方程 (7) 右边第 4 项和第 5 项; 固相质量损失导致骨架疏松, 压缩性增大, 使得超静孔压增加, 对应于方程 (7) 右边第 6 项。因此实际过程中超静孔压的响应是上述三方面超静孔压响应的综合结果。0 到  $t$  时间段内, 可降解固相水解引起的  $u_{sw}$  累计值用  $I_1$  表示; 胞内水释放产生的孔隙由释放形成的等体积孔隙水填充而引起的  $u_{sw}$  累计值用  $I_2$  表示, 其值为 0; 基于太沙基一维固结物理模型, 弹簧刚度大小代表骨架压缩性的大小。固废固相质量损失导致骨架疏松, 压缩性增大相当于弹簧由粗变细, 刚度减小, 由此引起的  $u_{sw}$  累计值用  $I_3$  表示。 $I_1+I_2+I_3$  为图 3 中最后一个虚线框内超静孔压响应的综合结果。

$$I_1 = \int_0^t \frac{1}{S_{\sigma'}} \frac{\rho_{d0}}{\rho_s} \frac{\partial f_{ms}}{\partial t} dt, \quad (8)$$

$$I_2 = \int_0^t \frac{m_{sw0}}{S_{\sigma'}V_0\rho_w} \frac{\partial f_{mw}}{\partial t} + \frac{f_w}{S_{\sigma'}\rho_w} dt = 0, \quad (9)$$

$$I_3 = \int_0^t \frac{S_t}{S_{\sigma'}} dt. \quad (10)$$

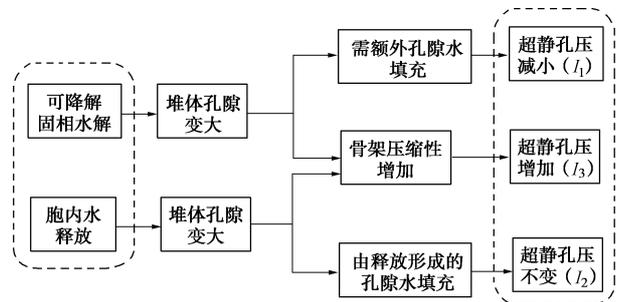


图 3 固相质量损失对超静孔压的影响

Fig. 3 Effect of loss of solid mass on excess pore water pressure

## 2 固废的基本特性及简化模型

为了对饱和城市固废的固结机理进行探索性研究, 下文在总结城市固废降解、压缩和渗透特性基础

上,进一步简化上述降解固结普遍模型,推导考虑可降解固相水解、胞内水释放为孔隙水及降解导致压缩性衰变的一维降解固结简化模型。

## 2.1 降解特性

不同上覆荷载下的长期降解压缩试验表明,降解过程对应力水平不敏感,可降解固相水解和胞内水释放过程可用一阶动力学<sup>[18-20]</sup>表示:

$$f_{ms} = e^{-c_s t} \quad (11)$$

$$f_{mw} = e^{-c_w t} \quad (12)$$

式中,  $c_s$  为可降解固相水解速率 ( $d^{-1}$ ),  $c_w$  为胞内水释放速率 ( $d^{-1}$ )。

本文只考虑胞内水释放引起的孔隙水质量变化。由式(12)可得  $t$  时刻的胞内水释放量 ( $m_{sw0} - m_{sw}$ ), 进而获孔隙水源项:

$$f_w = \frac{1}{V_0} \frac{d(m_{sw0} - m_{sw})}{dt} = \frac{m_{sw0}}{V_0} c_w e^{-c_w t} \quad (13)$$

Zheng 等<sup>[21]</sup>分别对 29 种经破碎处理的城市固废组分进行室内产甲烷潜力测试,结果表明:在适宜降解条件下,大多数组分的厌氧降解速率大于  $10^{-2} d^{-1}$ 。徐辉等<sup>[22]</sup>通过大型模型试验研究国内原状固废的降解特性,结果表明:可降解固相水解基本在 2 a 内完成,胞内水释放基本在两个月内完成,这是由于国内新鲜固废以快速易降解的厨余组分为主(约占 60%,  $kg \cdot kg^{-1}$ , 湿基)。由上述学者的研究知,相比胞内水释放速率  $c_w$ , 可降解固相水解速率  $c_s$  相对较小。基于 Zheng 等<sup>[21]</sup>和徐辉等<sup>[22]</sup>, 算例分析中,  $c_s$  分别取  $2.52 \times 10^{-2}$ ,  $1.26 \times 10^{-2}$ ,  $6.31 \times 10^{-3} d^{-1}$ , 即可降解固相水解完成程度为 99% 时所需的时间分别为 0.5, 1, 2 a; 对应的  $c_w$  分别取  $7.57 \times 10^{-2}$ ,  $2.52 \times 10^{-2}$ ,  $1.26 \times 10^{-2} d^{-1}$ , 即胞内水释放完成程度为 99% 时所需的时间分别为 0.17 a (2 个月)、0.5 a 和 1 a。

## 2.2 压缩特性

固废的总压缩应变等于主压缩应变、降解次压缩应变和蠕变次压缩应变之和。在荷载作用下,首先发生主压缩变形;随着时间的增加,降解次压缩和蠕变次压缩同时发展<sup>[14, 23]</sup>。针对两组相同组分,相同孔隙比的城市固废,Chen 等<sup>[14]</sup>分别开展了室内抑制降解条件和加速降解条件下的一维长期压缩试验。结果得到最终次压缩应变值为 0.21, 其中蠕变次压缩应变值为 0.02, 约占降解次压缩应变的 10%。这是由于城市固废含有大量可降解组分。因此认为次压缩以降解次压缩为主,蠕变次压缩量忽略不计。

基于上述试验结果并结合水解一阶动力学模型,假定,①次压缩以降解次压缩为主,蠕变次压缩量忽略不计;②生化降解速率与应力水平无关;③固废  $t$

时刻的总压缩应变与应力路径无关,只与  $t$  时刻的应力水平和降解程度相关。Chen 等<sup>[14]</sup>提出了城市固废一维解压缩本构关系式:

$$\varepsilon = \varepsilon_p + \varepsilon_s \quad (14)$$

$$\varepsilon_p = C_{C0}' \lg \frac{\sigma'}{\sigma_0'} \quad (15)$$

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{s\infty} (1 - e^{-ct}) \quad (16)$$

$$\varepsilon_{s\infty} = \varepsilon_{s\infty}(\sigma_0') + (C_{C\infty}' - C_{C0}') \lg \frac{\sigma'}{\sigma_0'} \quad (17)$$

式中  $\varepsilon_p$  为主压缩应变;  $\varepsilon_s$  为次压缩应变;  $C_{C0}'$  和  $C_{C\infty}'$  分别为新鲜和完全降解固废的修正主压缩指数;  $\varepsilon_{s\infty}$  是  $\sigma'$  应力水平下的最终次压缩应变,可由新鲜和完全降解样主压缩曲线的差值所确定;  $c$  ( $d^{-1}$ ) 为次压缩速率系数;  $\sigma_0'$  (kPa) 为新鲜固废的初始先期固结压力。

柯瀚等<sup>[24]</sup>针对中国典型组分城市固废,人工配置 3 组新鲜固废试样,开展了不同应力路径的一维长期降解压缩试验,对模型假定的合理性进行了验证。

基于式(14)~(17)可得压缩系数:

$$S_{\sigma'} = \frac{C_{C0}' + (C_{C\infty}' - C_{C0}') (1 - e^{-ct})}{\sigma' \ln 10} \quad (18)$$

$$S_t = \left[ \varepsilon_{s\infty}(\sigma_0') + (C_{C\infty}' - C_{C0}') \lg \frac{\sigma'}{\sigma_0'} \right] c e^{-ct} \quad (19)$$

Chen 等<sup>[25]</sup>对中国某填埋场不同深度的钻孔试样进行了室内压缩试验,研究表明:新鲜和完全降解固废的修正主压缩指数约为  $C_{C0}' = 0.25$  和  $C_{C\infty}' = 0.15$ 。考虑到 Chen 等<sup>[25]</sup>试验中新鲜固废的最大初始孔隙比为 4.2, 其  $\sigma_0'$  约为 5.5 kPa, 表示填埋层未受压前的初始先期固结压力,对应的  $\varepsilon_{s\infty}(\sigma_0')$  为 0.34; 而中国填埋场表层新鲜固废的重度约为  $9 kN \cdot m^{-3}$ <sup>[25]</sup>, 填埋层在自重和碾压荷载作用下形成的新鲜固废的先期固结压力  $\sigma_c'$  的范围为 55~100 kPa, 相应的  $\varepsilon_{s\infty}(\sigma_c')$  的范围为 0.21~0.24。

## 2.3 渗透特性

Powrie 等<sup>[15]</sup>分别对新鲜固废和一定降解龄期的固废试样开展大型室内渗透性试验,进而提出与竖向有效应力水平相关的饱和渗透系数计算模型:

$$k_w = \frac{b}{\sigma'^a} \quad (20)$$

式中,  $a$  和  $b$  均为无量纲模型参数。

国内外大量试验结果表明,  $k_w$  随  $\sigma'$  的增加而降低,参数  $a$  和  $b$  均为正值。Hossain 等<sup>[26]</sup>对不同降解龄期的固废进行渗透性试验,结果表明:  $k_w$  随降解程度的增加而降低 ( $10^{-4} \sim 10^{-6} m \cdot s^{-1}$ )。詹良通等<sup>[27]</sup>对国内某填埋场不同深度的钻孔试样进行了室内竖向渗透性试验,结果表明:在相同应力水平下,不同龄期试

样的  $k_w$  差异在一个数量级之内, 应力水平对  $k_w$  的影响更加显著。基于詹良通等<sup>[27]</sup>试验结果, 拟合得到  $a$  和  $b$  分别为 3 和 0.2。据此估算与  $\sigma'_c$  为 55~100 kPa 相应的饱和和渗透系数为  $1.2 \times 10^{-6} \text{ ms}^{-1} \sim 2 \times 10^{-7} \text{ ms}^{-1}$ 。

### 2.4 简化模型

为得到饱和城市固废一维降解固结简化模型, 基于上述城市固废的降解、压缩和渗透特性研究成果, 进一步引入如下假定: ①不考虑饱和和渗透系数  $k_w$  随深度变化而引起的流量变化; ②不考虑有效应力沿深度变化引起的压缩性变化, 只考虑降解对压缩性的影响, 即  $S_t/S_{\sigma'}$  和  $\rho_{d0}f'_{ms}(t)/(S_{\sigma'}\rho_s)$  中的  $\sigma'$  为常数 (取为  $\sigma'_c$ ),  $S_t/S_{\sigma'}$  和  $\rho_{d0}f'_{ms}(t)/(S_{\sigma'}\rho_s)$  只随  $t$  变化; ③次压缩速率由胞内水释放速率控制, 即  $c=c_w$ ; ④固结过程中, 固结系数  $c_v(k_w/S_{\sigma'}/r_w)$  为常量, 按与  $\sigma'_c$  相应的  $k_w$  和  $S_{\sigma'}$  取值。

基于本节假定①可得方程(7)右边第 2 项变为 0。基于上述降解模型, 将式 (12)、(13) 代入方程 (7), 等式右边第 4 项与第 5 项相互抵消。因此, 方程 (7) 可退化为

$$\frac{\partial u_{sw}}{\partial t} = c_v \frac{\partial^2 u_{sw}}{\partial z^2} + \frac{1}{S_{\sigma'}} \frac{\rho_{d0}}{\rho_s} \frac{\partial f'_{ms}}{\partial t} + \frac{S_t}{S_{\sigma'}} \quad (21)$$

方程 (21) 右边各项依次代表了水力梯度沿深度变化、可降解固相水解及降解导致压缩性衰变对降解固结特性的影响。当不考虑可降解固相水解和压缩性衰变时, 方程 (21) 可退化为太沙基一维固结方程。

### 3 简化模型解析解

饱和城市固废一维降解固结示意图见图 1。填埋层顶部边界为透水边界, 底部边界为不透水边界:

$$z=0: u_{sw} = 0 \quad (22)$$

$$z=H: \frac{\partial u_{sw}}{\partial z} = 0 \quad (23)$$

荷载施加后的瞬间, 荷载完全由孔隙水承担, 此时超静孔压沿深度均布:

$$t=0: u_{sw} = q \quad (24)$$

基于上述模型参数取值, 固结初期,  $S_t/S_{\sigma'}$ 、 $\rho_{d0}f'_{ms}(t)/(S_{\sigma'}\rho_s)$  为正, 随着时间的增加逐渐转为负。因此,  $I_1+I_2+I_3$  对填埋层的作用表现为先单调加载后单调卸载。基于 Olson<sup>[28]</sup>提出的考虑加载过程的太沙基一维固结问题求解方法和 Robert<sup>[29]</sup>提出的应用太沙基扩散方程求解土体卸载问题的方法, 可得到方程 (21) 的解析解:

$$u_{sw} = \int_0^t \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M} \sin \frac{Mz}{H} \exp \left[ -\frac{M^2 c_v (t-\tau)}{H^2} \left( \frac{S_t}{S_{\sigma'}} + \frac{\rho_{d0}}{S_{\sigma'} \rho_s} \frac{\partial f'_{ms}}{\partial \tau} \right) \right] d\tau + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2q}{M} \sin \frac{Mz}{H} e^{-\frac{M^2 c_v t}{H^2}} \quad (25)$$

$$M = \frac{\pi}{2}(2m-1) \quad (m=1,2,3,\dots) \quad (26)$$

式中,  $\tau$  (s)为对应的  $I_1+I_2+I_3$  的时间。

将式 (18)、(19) 代入式 (25), 并将  $\sigma'_0$  替换为  $\sigma'_c$ , 可得

$$u_{sw} = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M} \sin \frac{Mz}{H} e^{-\frac{M^2 c_v t}{H^2}} \sigma'_c \ln 10 \cdot \left\{ \left[ (\varepsilon_{s00}(\sigma'_c) + (C'_{C\infty} - C'_C) \lg \frac{\sigma'_c}{\sigma'_c}) c J_1 - \frac{\rho_{d0}}{\rho_s} f'_d c_s J_2 \right] + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2q}{M} \sin \frac{Mz}{H} \exp \frac{M^2 c_v t}{H^2} \right\} \quad (27)$$

式中,  $J_1$  和  $J_2$  为积分部分, 可进一步表示为

$$J_1 = \int_0^t \frac{e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c\right)\tau}}{C'_{C0} + (C'_{C\infty} - C'_{C0})(1 - e^{-c\tau})} d\tau = \int_0^t \frac{1}{C'_{C\infty}} e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c\right)\tau} \frac{1}{1 + \frac{C'_{C0} - C'_{C\infty}}{C'_{C\infty}} e^{-c\tau}} d\tau = \int_0^t \frac{1}{C'_{C\infty}} e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c\right)\tau} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} e^{-c\tau} \right)^n d\tau = \frac{1}{C'_{C\infty}} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} \right)^n \int_0^t e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c - nc\right)\tau} d\tau = \frac{1}{C'_{C\infty}} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} \right)^n \frac{1}{\frac{M^2 c_v}{H^2} - c - nc} \left[ e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c - nc\right)t} - 1 \right] \quad (28)$$

$$J_2 = \int_0^t \frac{e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s\right)\tau}}{C'_{C0} + (C'_{C\infty} - C'_{C0})(1 - e^{-c\tau})} d\tau = \int_0^t \frac{1}{C'_{C\infty}} e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s\right)\tau} \frac{1}{1 + \frac{C'_{C0} - C'_{C\infty}}{C'_{C\infty}} e^{-c\tau}} d\tau = \int_0^t \frac{1}{C'_{C\infty}} e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s\right)\tau} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} e^{-c\tau} \right)^n d\tau = \frac{1}{C'_{C\infty}} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} \right)^n \int_0^t e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s - nc\right)\tau} d\tau = \frac{1}{C'_{C\infty}} \sum_{n=0}^{\infty} \left( \frac{C'_{C\infty} - C'_{C0}}{C'_{C\infty}} \right)^n \frac{1}{\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s - nc} \left[ e^{\left(\frac{M^2 c_v}{H^2} - c_s - nc\right)t} - 1 \right] \quad (29)$$

计算平均固结度时, 将填埋层分成  $n$  个计算单元。按有效应力定义的平均固结度:

表1 算例模型参数取值

Table 1 Values of model parameters in case study

工况	$H$ /m	$h_i$ /m	$\rho_s$ /( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$f_d$	$\rho_{d0}$ /( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$\sigma'_c$ /kPa	$\varepsilon_{sv}(\sigma'_c)$	$q$ /kPa	$c_v$ /( $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ )	$c/(d^{-1})$	$c_s/(d^{-1})^*$	$\sigma'$ /kPa*
1-1										$7.57\times 10^{-2}$	$2.52\times 10^{-2}$	
1-2					350	55	0.24	65	$6.09\times 10^{-5}$	$2.52\times 10^{-2}$	$1.26\times 10^{-2}$	55
1-3										$1.26\times 10^{-2}$	$6.3\times 10^{-3}$	
1-4										0	0	
2-1	5	0.1	1400	0.385						$7.57\times 10^{-2}$	$2.52\times 10^{-2}$	
2-2					380	100	0.21	75	$1.84\times 10^{-5}$	$2.52\times 10^{-2}$	$1.26\times 10^{-2}$	100
2-3										$1.26\times 10^{-2}$	$6.3\times 10^{-3}$	
2-4										0	0	

注: \*  $S_t/S_\sigma$ 和  $\rho_{d0} f'_{ms}(t)/(S_\sigma \rho_s)$ 中的  $\sigma'$  取常数  $\sigma'_c$ ,  $c$  取  $c_w$ 。

$$U_p = \frac{\sum_{i=1}^n (\sigma'_i - \sigma'_c) h_i}{\sum_{i=1}^n (\sigma'_{f,i} - \sigma'_c) h_i} = \frac{\sum_{i=1}^n (q - u_{sw,i}) h_i}{\sum_{i=1}^n q h_i} \quad (30)$$

式中,  $\sigma'_i$  (kPa) 和  $\sigma'_{f,i}$  (kPa) 分别为第  $i$  个计算单元  $t$  时刻有效应力和最终有效应力。

按应变定义的平均固结度:

$$U_s = \frac{\sum_{i=1}^n (\varepsilon_i h_i)}{\sum_{i=1}^n (\varepsilon_{f,i} h_i)} \quad (31)$$

式中,  $\varepsilon_i$  和  $\varepsilon_{f,i}$  为分别为第  $i$  个计算单元  $t$  时刻竖向应变和最终竖向应变,  $h_i$  为第  $i$  个计算单元的厚度 (m)。

## 4 算例分析

### 4.1 算例设计

为分析简化模型中各因素对降解固结特性的影响, 取 5 m 厚的填埋层, 计算平均固结度时将其等分成 50 个计算单元。按中国填埋场表层新鲜城市固废特性确定式 (11)、(12) 和式 (18) ~ (20) 中参数 (表 1),  $\sigma'_c$  取 55 kPa, 对应的  $c_v$  为  $6.09\times 10^{-5} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ 。荷载取上层新鲜固废的自重, 其值为 65 kPa。工况 1-1 至工况 1-4 为不同可降解固相水解速率和胞内水释放速率下的固结工况,  $S_\sigma$  和  $S_t$  中  $\sigma'$  取常数  $\sigma'_c$ 。为研究填埋层先期固结压力对降解固结特性的影响, 设计工况 2-1 至工况 2-4,  $\sigma'_c$  取 100 kPa, 对应的  $\rho_{d0}$ ,  $q$  和  $c_v$  分别为  $380 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ , 75 kPa 和  $1.84\times 10^{-5} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ 。

### 4.2 结果分析

图 4 给出了  $u_{sw}$  沿填埋层深度方向分布曲线。从中可见,  $u_{sw}$  随着深度增加而增大, 这是因为排水边界在填埋层顶面, 导致底部孔隙水的渗流路径相对较长。在 0.2 天末, 填埋层底部的  $u_{sw}$  超出初始超静孔压值。这是因为固结初期可降解固相水解和胞内水释放导致

骨架疏松、压缩性增加, 使得  $u_{sw}$  增加, 并且其增加量大于因可降解固相水解产生孔隙导致  $u_{sw}$  减小的量。当假设  $c_v$  为常数时, 相比太沙基一维固结控制方程, 方程 (21) 增加了可降解固相水解和压缩性衰变两项, 固结初期  $I_1+I_2+I_3$  表现为快速加载 (图 5)。工况 1-1 中, 在 50 d 末, 整个填埋层出现负的超静孔压, 但其值很小, 接近于零 (图 4)。这是因为固结后期填埋层孔隙比增大, 而压缩性衰变相对较小, 因此  $u_{sw}$  的减小量大于增加量。此时,  $I_1+I_2+I_3$  表现为卸载 (图 5)。

工况 1-1 至工况 1-4 中同一时刻同一深度的  $u_{sw}$  随着  $c$  的增大而增大, 在 5 d 末,  $u_{sw}$  差异更加明显。这是因为当次压缩速率取胞内水释放速率时, 固结初期, 胞内水释放速率越大, 骨架压缩性增加引起的  $u_{sw}$  增加量越大。在 50 d 末, 各工况沿填埋层深度方向的  $u_{sw}$  皆接近零,  $u_{sw}$  差异很小。这是因为固结后期, 对于工况 1-1, 压缩性衰变几乎完成, 可降解固相水解引起的负的  $u_{sw}$  增加量接近于零; 而工况 1-2 和工况 1-3 中, 压缩性衰变和可降解固相水解仍在进行, 但引起的  $u_{sw}$  变化量都接近于零。

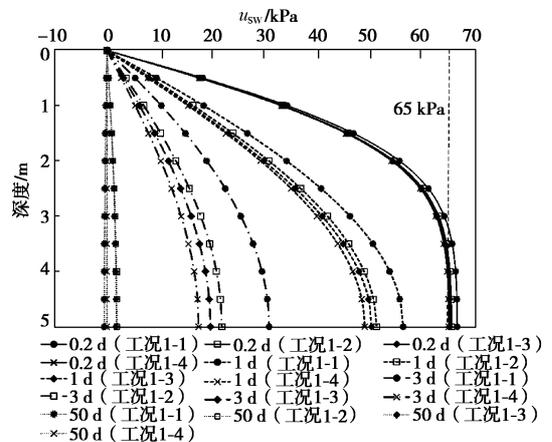


图 4  $u_{sw}$  沿填埋层深度分布 ( $\sigma'_c=55 \text{ kPa}$ )

Fig. 4 Curves of  $u_{sw}$  at different depths of waste layer with  $\sigma'_c=55 \text{ kPa}$

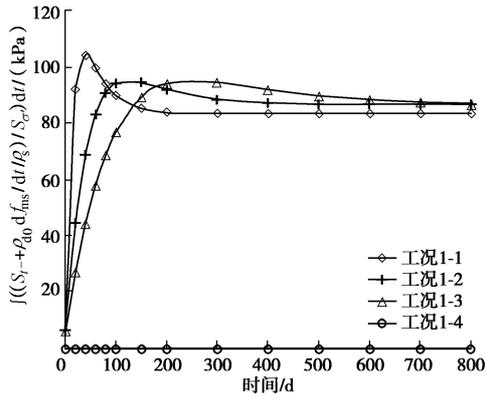


图 5  $I_1+I_2+I_3$  随时间变化

Fig. 5 Change of  $I_1+I_2+I_3$  with time

图 6 给出了工况 2-1 至工况 2-4 中不同深度的  $u_{sw}$ 。结合图 4 可以发现, 对于次压缩速率系数相等但先期固结压力不同的工况, 工况 2-1 至工况 2-4 中第 1 天末的  $u_{sw}$  均大于工况 1-1 至工况 1-4 中对应值。这是由于先期固结压力增加, 导致固结系数  $c_v$  减小、荷载  $q$  增加, 同时降解导致骨架压缩性增加引起的  $u_{sw}$  增加量变大 ( $I_3$  变大)。  $\sigma'_c$  增大, 固结初期, 同一深度处  $u_{sw}$  超出初始值更明显, 且持续时间更长。图 7 所示, 对于工况 1-1 至工况 1-3, 填埋层底部 5 m 处,  $u_{sw}$  超出初始值所持续的时间分别为 0.50, 0.31, 0.25 d; 对于工况 2-1 至工况 2-3, 其值分别为 9.10, 1.90, 1.35 d。尽管增加先期固结压力有利于增加填埋场的容量, 但固结初期容易形成高孔压, 从而影响填埋体的稳定性。

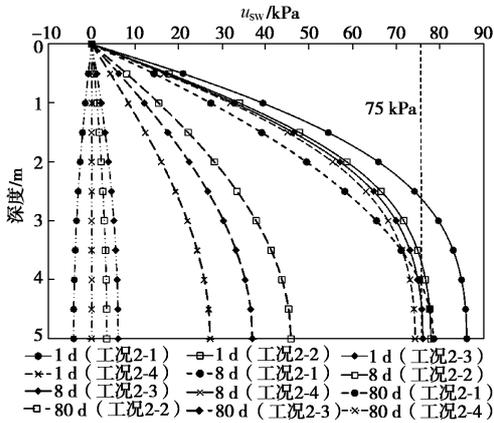
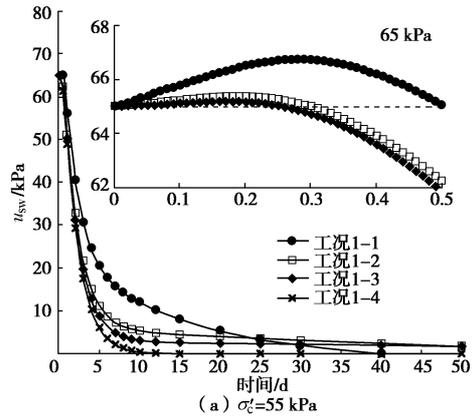


图 6  $u_{sw}$  沿填埋层深度分布 ( $\sigma'_c=100$  kPa)

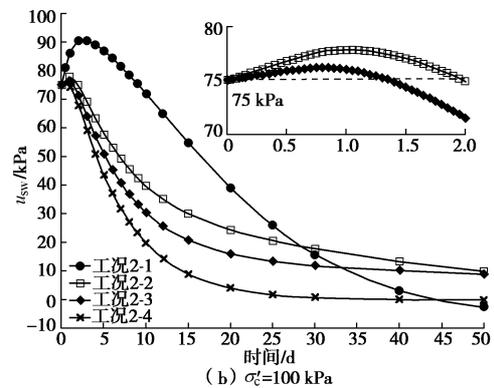
Fig. 6 Curves of  $u_{sw}$  at different depths of waste layer with  $\sigma'_c=100$  kPa

基于  $u_{sw}$  和式 (14) ~ (17) 可算得填埋层的  $\varepsilon$ 。图 8 为工况 1-1 中不同时刻  $t$  下填埋层的主压缩应变  $\varepsilon_p$  和次压缩应变  $\varepsilon_s$ 。固结初期 (前 8 d),  $\varepsilon_p$  显著增加。原因如下: 虽然前 0.5 d 内, 填埋层底部出现  $u_{sw}$  超过初始值, 导致对应部位的固废发生回弹, 但对整个填埋层而言以压缩为主; 0.5~8 d 内,  $u_{sw}$  消散速度很快, 导致  $\sigma'$  快速增长。还可发现, 在前 8 d 内,  $\varepsilon_s$  的发展

也较快, 这是因为次压缩的发展参照水解一阶动力学模型。由于固结初期  $\varepsilon_p$  和  $\varepsilon_s$  发展都较快, 因此  $\varepsilon$  发展也较快。图 9 所示, 对于工况 1-1 至工况 1-3,  $\varepsilon$  随着  $c$  的增大而增大。这是因为  $\varepsilon$  主要受  $\varepsilon_s$  控制, 尽管  $\varepsilon_s$  发展较快的工况固结初期的  $u_{sw}$  较大, 从而使得  $\sigma'$  和  $\varepsilon_p$  相对较小, 然而计算结果表明工况 1-1 至工况 1-3 中  $\varepsilon_p$  的差异可忽略不计。增加  $\sigma'_c$  导致固结初期  $u_{sw}$  值更大, 但计算结果表明上述两种不同  $\sigma'_c$  水平下,  $\varepsilon$  的最大差值仅为 0.023。图 9 也给出了不考虑固结过程的城市固废应变发展曲线, 可以发现 10 d 后, 应变发展曲线与其对应的考虑固结过程工况的曲线趋于重合。



(a)  $\sigma'_c=55$  kPa



(b)  $\sigma'_c=100$  kPa

图 7 填埋层底部 5 m 处的  $u_{sw}$

Fig. 7 Curves of  $u_{sw}$  at bottom of waste layer

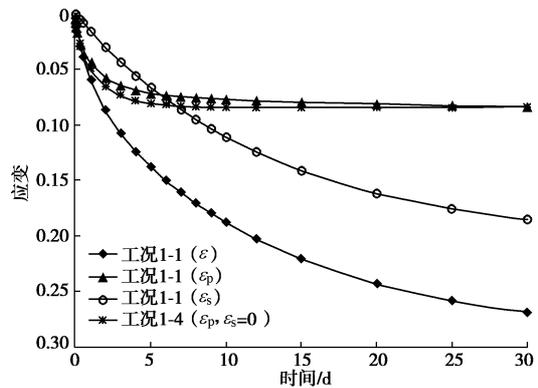


图 8 工况 1-1 的主压缩和次压缩应变

Fig. 8 Curves of  $\varepsilon_p$  and  $\varepsilon_s$  of waste layer in case 1-1

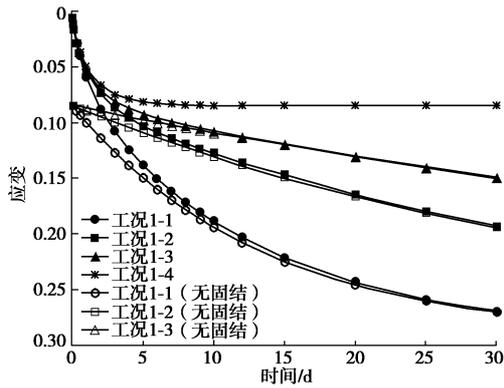


图9 工况1-1至工况1-4的应变

Fig. 9 Curves of  $\epsilon$  of waste layer in cases 1-1 to 1-4

用应力定义的平均固结度如图10所示。对于工况1-1至工况1-4,  $U_p$ 达90%所需的时间( $U_{p,90\%}$ )依次为12.8, 5.5, 4.6, 4.0 d。这是由于  $c$  越大导致  $u_{sw}$  的消散越慢; 而对于工况2-1至工况2-4,  $U_{p,90\%}$  相对较大, 依次为32.5, 45.4, 34.0, 13.3 d。这是由于增加  $\sigma'_c$  延缓了  $u_{sw}$  的消散。

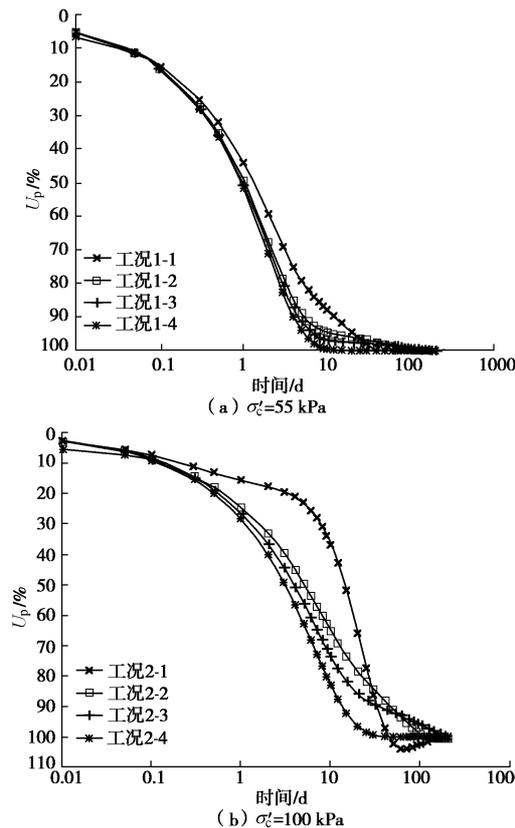


图10  $U_p$  曲线

Fig. 10 Curves of  $U_p$  of waste layer

用应变定义的平均固结度如图11所示。图11(a)中工况1-1至工况1-3固结初期的  $U_s$  差异很小, 这是由于固结初期各工况的  $\epsilon$  差异很小(图9)。  $c_s$  越大意味着可降解固相水解越快完成,  $c$  越大意味着骨架压缩性衰变越早完成。因此,  $c_s$  和  $c$  都较大的工况的  $U_s$

率先接近100%。此外, 对于工况1-1至工况1-3,  $U_s$  达90%所需的时间( $U_{s,90\%}$ )依次为28.3, 80.0, 155.4 d。这是因为  $c$  越大导致  $\epsilon_s$  越早完成。工况1-4的  $U_{s,90\%}$  为3.8 d, 相对较小, 这是因为该工况不考虑次压缩。对比图11(a)和图11(b)可知, 增加先期固结压力导致固结初期  $U_s$  的发展滞后。相比工况1-1至工况1-3, 工况2-1至工况2-3中对应的  $U_{s,90\%}$  稍偏大, 依次为29.5, 84.1, 163.2 d。这是由于增加先期固结压力延缓了  $u_{sw}$  的消散, 有效应力发展相对较慢, 从而使得  $\epsilon_p$  发展相对较慢。工况2-4的  $U_{s,90\%}$  为11.9 d, 相比工况1-4, 该值较大。对比图11(a)和图10(a)可知, 相同时刻下,  $U_s$  小于  $U_p$ , 因此应变的发展慢于超静孔压的消散。

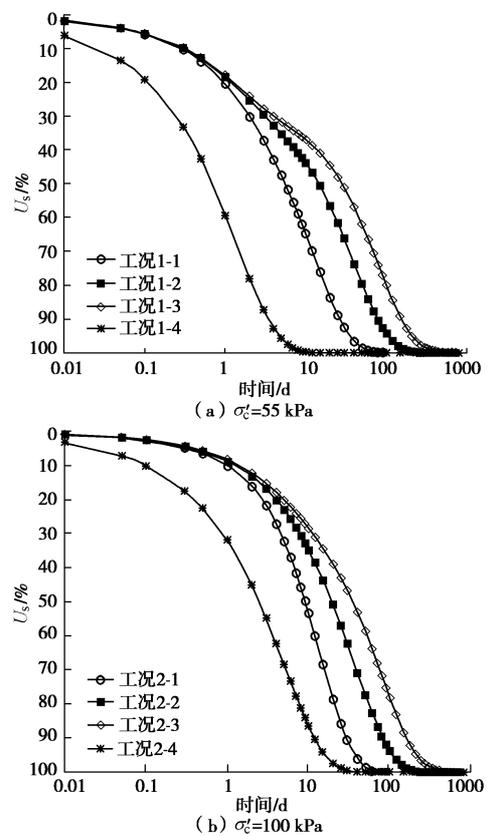


图11  $U_s$  曲线

Fig. 11 Curves of  $U_s$  of waste layer

### 5 结论

(1) 建立了饱和城市固废一维降解固结普遍模型。不同于传统土体, 可降解固相水解产生的孔隙需要额外孔隙水填充, 使得超静孔压减小; 胞内水释放产生的孔隙由释放形成的等体积的孔隙水填充, 不产生额外的超静孔压变化; 固相质量损失导致骨架疏松, 压缩性增大, 使得超静孔压增加。

(2) 基于已有城市固废降解、压缩和渗透特性研究, 获得了考虑可降解固相水解、胞内水释放为孔隙

水及降解导致压缩性衰变的一维降解固结简化模型。

(3) 基于简化模型, 针对填埋层底部淤堵不透水和顶部自由排水工况, 获得了固废一维降解固结解析解。

(4) 针对中国填埋场新鲜城市固废的计算结果表明: 瞬时常荷载作用下, 固结初期, 填埋层底部超静孔压值超过初始值。这主要是因为降解引起固相质量损失导致骨架疏松、压缩性增大; 固结后期, 整个填埋层出现负的超静孔压, 这是因为后期填埋层孔隙比因固相质量损失而增大, 而压缩性衰变相对较小。参数敏感性分析表明: 次压缩速率系数越大, 固结初期超静孔压越高; 增加填埋层的先期固结压力会延缓超静孔压的消散。

进一步的研究, 应基于本文提出的一维降解固结普遍模型, 对本文的各项假定进行逐项修正, 更深入地研究饱和城市固废一维降解固结机理, 进一步丰富饱和可降解土体的一维固结理论。

#### 参考文献:

- [1] TERZAGHI K. Erdbaumechanik auf bodenphysikalischer grundlage[M]. Leipzig: Franz Deuticke, 1925.
- [2] TERZAGHI K, FROLICH O K. Theory of settlement of clay layers[M]. Leipzig: Franz Deuticke, 1936.
- [3] 栾茂田, 钱令希. 层状饱和土一维固结分析[J]. 岩土工程学报, 1992, 13(4): 45 - 56. (LUAN Mao-tian, QIAN Ling-xi. One dimensional consolidation of layered saturated soil[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1992, 13(4): 45 - 56. (in Chinese))
- [4] 谢康和, 潘秋元. 变荷载下任意层地基一维固结理论[J]. 岩土工程学报, 1995, 17(5): 80 - 85. (XIE Kang-he, PAN Qiu-yuan. One dimensional consolidation theory of layered soils under time-dependent loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1995, 17(5): 80 - 85. (in Chinese))
- [5] DAVIS E H, RAYMOND G P. A non-linear theory of consolidation[J]. Geotechnique, 1965, 15(2): 161 - 73.
- [6] 谢康和, 郑辉, 李冰河, 等. 变荷载下成层地基一维非线性固结分析[J]. 浙江大学学报, 2003, 37(4): 426 - 431. (XIE Kang-he, ZHENG Hui, LI Bing-he, et al. Analysis of one dimensional nonlinear consolidation of layered soil under variable loading[J]. Journal of Zhejiang University, 2003, 37(4): 426 - 431. (in Chinese))
- [7] MCDUGALL J. A hydro-bio-mechanical model for settlement and other behavior in landfilled waste[J]. Computers and Geotechnics, 2007, 34: 229 - 246.
- [8] HETTIARACHCHI H, MEEGODA J, HETTIARATCHI P. Effects of gas and moisture on modeling of bioreactor landfill settlement[J]. Waste Management, 2009, 29(3): 1018 - 1025.
- [9] CHEN Y M, XU X B, ZHAN L T. Analysis of solid-liquid-gas interactions in landfilled municipal solid waste by a bio-hydro-mechanical coupled model[J]. Science China (Technological Sciences), 2012, 55(1): 81 - 89.
- [10] DURMUSOGLU E, CORAPCIOGLU M Y, TUNCAY K. Modeling of settlement in saturated and unsaturated municipal landfills[J]. International Journal of Geomechanics, 2006, 6(4): 269 - 278.
- [11] ZHAN L T, XU X B, CHEN Y M, et al. Dependence of gas collection efficiency on leachate level at wet municipal solid waste landfills and its improvement methods in China[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2015, 141(4): 04015002.
- [12] 瞿贤, 何晶晶, 邵立明, 等. 含水率对生活垃圾甲烷化过程的影响[J]. 环境科学, 2009, 30(3): 918 - 923. (QU Xian, HE Ping-jing, SHAO Li-ming, et al. Effect of moisture content on anaerobic methanization of municipal solid waste[J]. Environmental Science, 2009, 30(3): 918 - 923. (in Chinese))
- [13] VAVILIN V A, RYTOV S V, LOKSHINA L Y. A description of hydrolysis kinetics in anaerobic degradation of particulate organic matter[J]. Bioresource Technology, 1996, 56(2): 229 - 237.
- [14] CHEN Y M, KE H, FREDLUND D G, et al. Secondary compression of municipal solid wastes and a compression model for predicting settlement of MSW landfills[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(5): 706 - 717.
- [15] POWRIE W, BEAVEN R P. Hydraulic properties of household waste and implications for landfills[J]. Geotechnical Engineering, 1999, 137(4): 235 - 247.
- [16] MCDUGALL J, IMRE E, BARRETO D, et al. Volumetric consequences of particle loss by grading entropy[J]. Géotechnique, 2013, 63(3): 262 - 266.
- [17] 陈云敏. 环境土工基本理论及工程应用[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(1): 1 - 46. (CHEN Yun-min. Basic theory and engineering application of geoenvironmental engineering[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(1): 1 - 46. (in Chinese))
- [18] IVANOVA L K. Quantification of factors affecting rate and magnitude of secondary settlement of landfills[D]. Southampton: University of Southampton, 2007.
- [19] XU X B, ZHAN L T, CHEN Y M, et al. Parameter determination of a compression model for landfilled municipal solid waste: an experimental study[J]. Waste

- Management and Research, 2015, **33**(2): 199 - 210.
- [20] CHEN Y M, GUO R Y, LI Y C, et al. A model for anaerobic degradation of municipal solid waste[M]// MANASSERO M, DOMIN IAN I S, MUSSO G, eds. Coupled Phenomena in Environmental Geotechnics. Boca Raton: CRC Press, 2013.
- [21] ZHENG W, PHOUNGTHONG K, LÜ F, et al. Evaluation of a classification method for biodegradable solid wastes using landfill degradation parameters[J]. Waste Management, 2013, **33**(12): 2632 - 2640.
- [22] XU H, ZHAN L T, GUO, R Y, et al. Large-scale model experiments on multi-field interactions in landfills of municipal solid waste[C]// Proc 7 th International Congress on Environmental Geotechnics. Melbourne, 2014: 810 - 817.
- [23] SOWERS G F. Settlement of waste disposal fills[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1975, **12**(4): 57 - 58.
- [24] 柯瀚, 刘骏龙, 陈云敏, 等. 不同压力下垃圾降解压缩试验研究[J]. 岩土工程学报, 2010(10): 1610 - 1615. (KE Han, LIU Jun-long, CHEN Yun-min, et al. Biodegradation-compression tests on municipal solid waste subjected to different vertical pressures[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010(10): 1610 - 1615. (in Chinese))
- [25] CHEN Y M, ZHAN T L T, WEI H Y, et al. Aging and compressibility of municipal solid wastes[J]. Waste Management, 2009, **29**(1): 86 - 95.
- [26] HOSSAIN M S, PENMETHSA K K, HOYOS L. Permeability of municipal solid waste in bioreactor landfill with degradation[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2009, **27**(1): 43 - 51.
- [27] 詹良通, 徐辉, 兰吉武, 等. 填埋垃圾室内外渗透性测试研究[J]. 浙江大学学报, 2014, **48**(3): 478 - 486. (ZHAN Liang-tong, XU Hui, LAN Ji-wu, et al. Field and laboratory study on hydraulic characteristics of MSWs[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2014, **48**(3): 478 - 486. (in Chinese))
- [28] OLSON R E. Consolidation under time dependent loading[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 1977, **103**(1): 55 - 60.
- [29] ROBERT W D. Terzaghi's diffusion equation for swelling soil[J]. Environmental and Engineering Geoscience, 1995, **1**(1): 94 - 100.

## 第二届全国软土工程学术会议通知 (第 1 号)

2017 年 11 月 3~5 日 中国 天津

第一届全国软土工程学术会议本着“软土工程的理论创新与工程实践”的主题,于 2013 年 11 月在上海同济大学顺利召开。第二届全国软土工程学术会议将于 2017 年 11 月 3 日~11 月 5 日在天津市召开。全国各地软土工程专家学者将欢聚一堂,围绕着“一带一路建设中的软土工程理论与实践”这一主题,针对重大软土工程问题、软土工程新理论、新技术以及学科发展进行研讨。会议将通过大会特邀报告、主题报告、分组报告、青年学者论坛、研究生专场等形式,大家共享新思想,激发新思维,拓宽新视野,畅所欲言,相互学习,进一步推动我国在软土工程的理论、实践和应用等方面的进程,促进我国软土工程领域的发展和进步。本次会议热忱欢迎本领域的中青年专家、青年学者、博士后、博士和硕士研究生,一起携手,共襄盛会!

**主办单位:** 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会软土工程专业委员会。

**承办单位:** 天津大学。

**协办单位:** 天津城建大学;天津市建城基业集团有限公司;《岩土工程学报》编辑部;《地下空间与工程学报》编辑部;《施工技术》编辑部。

**征文内容:** 会议主要研讨软土工程的基本理论、实践探索、

新技术和新方法等。包括以下 9 个方面。①软土的基本特性与本构关系;②软土勘察、测试与评价技术;③软土地基处理及加固;④软土基础工程理论设计与施工;⑤软土地下工程理论设计与施工;⑥软土动力学与地震工程;⑦软土工程数值仿真与信息化技术;⑧软土地区重大工程实践;⑨软土工程的其他问题。

**投稿要求:** 应征论文须符合上述征文内容要求,且未公开发表过,作者文责自负,字数一般不超过 8000 字(6 页以内,含图表与公式)。学术委员会将组织专家对所提交的论文进行审查,录用论文将推荐至《岩土工程学报》增刊、《地下空间与工程学报》增刊、《施工技术》增刊等形式发表。论文格式详见《岩土工程学报》征稿简则,期刊录用论文的版面费按照各期刊要求收取。论文请通过电子邮件发到大会议秘书处会务邮箱(softsoilcom@163.com),并注明作者的详细通讯地址、邮编、联系电话及 Email 地址。

**重要日期:** 2016 年 10 月 15 日接受论文全文投稿;2017 年 3 月 31 日提交论文全文截止;2017 年 5 月 15 日通知论文是否录用;2017 年 6 月 30 日提交修改后论文;2017 年 11 月 3 日会议召开。

(大会组委会 供稿)