

城市固体废弃物的复合指数应力 - 应变模型及其应用

陈云敏, 高 登, 朱 斌

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

摘 要: 在大三轴固结排水剪试验研究的基础上, 提出了城市固体废弃物 (MSW) 的复合指数应力 - 应变模型。该模型参数少且有明确的物理意义, 既可反映 MSW 在小应变情况下的非线性变形特性, 也可反映其在大应变情况下的明显应变硬化特性。采用有限差分程序 FLAC 内置的 Fish 语言将复合指数应力 - 应变模型耦合入 FLAC 程序, 并通过三轴压缩试验数值模拟得到了验证。最后利用该模型分析了某填埋场在竖向扩建堆体荷载作用下的应力压缩沉降、侧向变形以及新老填埋场交界面处中间衬垫系统的应变。结果表明: 复合指数模型的计算结果总体上位于莫尔 - 库仑模型和邓肯 - 张模型之间; 中间衬垫系统的拉伸应变可能导致压实黏土层发生破坏。

关键词: 固体废弃物; 应力; 应变; 模型; 垃圾填埋场

中图分类号: TU470

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2009)07 - 1020 - 10

作者简介: 陈云敏(1962 -), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事环境土工、土动力学和基础工程方面的研究。E-mail: chenyunmin@zju.edu.cn。

Composite exponential stress-strain model of municipal solid waste and its application

CHEN Yun-min, GAO Deng, ZHU Bin

(1. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Hangzhou 310027, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: A composite exponential stress-strain model of municipal solid waste (MSW) is proposed based on the large-scale consolidated drained triaxial tests. Few parameters are contained in this model and each one has specific physical meaning. It can not only reflect the non-linear characteristics of the stress-strain curves for MSW within small strains, but also the apparent strain-harden characteristics of the stress-strain curves for MSW within larger strains. This model is incorporated into the explicit finite difference program FLAC by the Fish language and verified by numerical modelling of triaxial tests. Finally, A vertical landfill expansion case is analyzed using this model, and the mechanical settlement and lateral deformation of the old landfill and the strain of the intermediate liner induced by the expanded MSW loads are evaluated. It shows that the calculated results using the composite exponential model are almost between those using the Mohr-Coulomb model and the Duncan-Chang model. The tensile strain of the intermediate liner may cause tension cracks in the compacted clay liner.

Key words: municipal solid waste; stress; strain; model; landfill

0 引 言

城市固体废弃物 (MSW) 具有组成复杂、含大量加筋纤维、有机质含量高等特性, 使其应力 - 应变关系与一般土体相比有较大区别。国内外学者利用原状样或人工配置 MSW 开展了较多的三轴试验研究^[1-7], 其结果均表明: MSW 试样在轴向应变较大时将呈现出明显的应变硬化特征。

已有研究成果常采用莫尔 - 库仑模型^[8]或邓肯 - 张模型^[3, 9-11]来描述 MSW 的应力 - 应变关系。然而, 由于 MSW 并非理想弹塑性体, 莫尔 - 库仑模型在应变较大时的误差也较大; 而邓肯 - 张模型中应力 - 应

变曲线随着轴向应变的增加趋于水平, 这与实际的 MSW 三轴压缩试验曲线有较大差异, 因此邓肯 - 张模型未能较好反映 MSW 在大应变情况下的明显应变硬化特性。朱俊高等^[1]和孙秀丽等^[2]分别采用线性模型和双线性模型来拟合其三轴试验结果, 这两种模型均能较好地考虑 MSW 的应变硬化特性, 但未能反映 MSW 在小应变情况下的非线性变形特征。Machado

基金项目: 国家自然科学基金重点项目 (50538080); 国家杰出青年基金项目 (50425825); 苏州市科技计划项目 (SS0733)

收稿日期: 2008 - 04 - 08

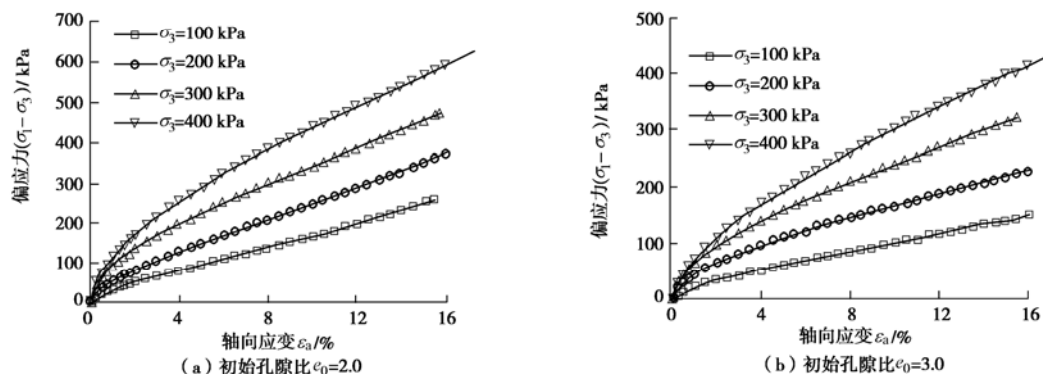


图1 大三轴固结排水剪试验得到的应力-应变曲线

Fig. 1 Stress-strain curves from large-scale consolidated drained triaxial tests

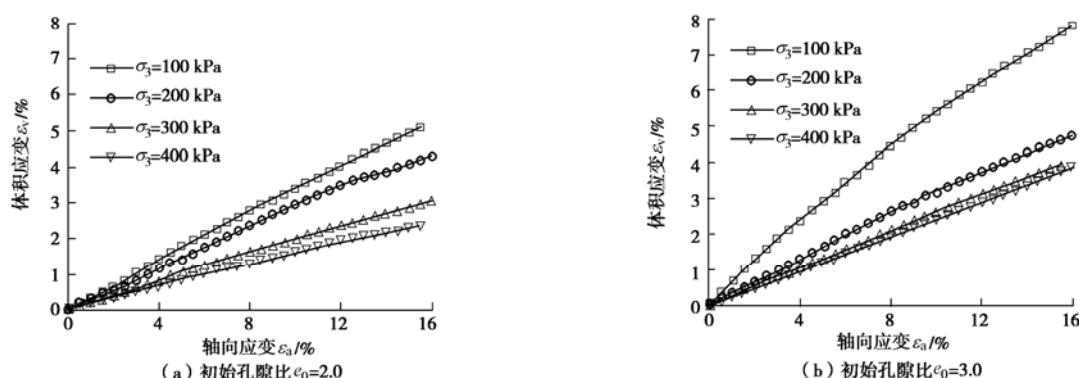


图2 大三轴固结排水剪试验得到的体变-轴向应变曲线

Fig. 2 Volumetric strain-axial strain curves from large-scale consolidated drained triaxial tests

等^[7]根据其三轴试验结果提出了一个复合的本构模型,认为MSW由纤维状加筋相和泥状物组成。其中纤维状加筋相采用Elastic-Plastic模型,屈服准则为广义Mises屈服准则;而泥状物则采用非相关联的剑桥模型模拟。根据两种组分所占的体积比,将两个模型耦合到一起。这种复合模型可较好地拟合试验数据,但模型复杂,不便于工程应用。

填埋场的沉降是在垃圾填埋场设计和运行时必须考虑的问题,而覆盖层系统、渗滤液导排系统及气体收集系统在设计时也都要考虑到填埋场沉降的影响。实际上,垃圾填埋场在发生竖向沉降的同时也将产生侧向变形,而传统的MSW一维应力压缩模型^[12]并没有考虑填埋场的侧向变形。在山谷型垃圾填埋场扩建工程中,老填埋场在扩建填埋场荷载作用将会产生大范围的不均匀沉降及侧向变形,新老填埋场交界面处设置的中间衬垫系统也将产生拉应变,如果其最大拉应变超过容许应变值,则中间衬垫系统可能产生破坏从而导致其防渗性能失效。因而建立能合理反映填埋场沉降及侧向变形的MSW应力-应变模型具有重要的科学意义及工程应用价值。

本文针对线性模型^[1]、双线性模型^[2]、邓肯-张模型^[3]和莫尔-库仑模型^[8]在描述MSW应力-应变

关系时所存在的缺陷,在大三轴固结排水剪试验研究的基础上提出了复合指数应力-应变模型,该模型形式简单,参数少且都有明确的物理意义。采用有限差分程序FLAC内置的Fish语言将复合指数模型耦合入FLAC程序,并利用该模型分析了老填埋场在扩建堆体荷载作用下的应力压缩沉降、侧向变形以及新老填埋场交界面处中间衬垫系统的应变,并与邓肯-张模型及莫尔-库仑模型的计算结果进行了对比,得出一些有益的结论,显示出良好的工程应用前景。

1 MSW大三轴压缩试验结果

由于MSW成份复杂,有很多大尺寸颗粒存在,以往在我国进行的MSW强度与变形特性的研究中试样尺寸都较小,代表性差,很难正确评价各个部分抵抗剪应力的作用,同时我国MSW的成分与西方发达国家也有较大差别。冯世进^[3]参考杭州天子岭填埋场的废弃物成分,人工配制MSW试样并利用大型静动三轴试验仪进行固结排水剪试验,试样直径为30 cm,高度为60 cm。考虑填埋场底部和中部两种情况,初始孔隙比 e_0 分别为2.0和3.0。

图1为大三轴固结排水剪试验得到的应力-应变曲线,可以看出,在试验应变范围内,MSW应力-

应变曲线均表现出应变硬化的特征，在初始阶段有所弯曲，随后表现近乎直线关系，试样并没有出现明显的剪切破坏迹象。与该试验的研究结果相似，Jessberger 等^[5]及 Machado 等^[7]在进行三轴试验时，轴向应变分别达到 30% 和 35% 也未出现剪切破坏。MSW 的这种特殊应力 - 应变关系和其含有大量的纤维状成分密切相关，这些纤维状成分如塑料、薄膜、纸及树枝等在剪切过程中起到“加筋”的作用，特别是在应变较大的情况下，这些纤维状成分将会产生附加的粘聚力，从而维持了其强度和变形能力。图 2 为剪切过程中体变随轴向应变的变化曲线，可以看出，在某一围压下体变与轴向应变近似成线性关系。围压越大，剪切产生的体变量越小，这与 Machado 等^[7]的试验结果一致。

2 复合指数应力 - 应变模型

2.1 表达式及参数物理意义

由图 1 可以看出，MSW 的应力 - 应变曲线在轴向应变较小时表现出非线性特征，而当轴向应变超过一定值时，近似成直线关系。针对这种曲线特征，本文提出了以下应力 - 应变表达式：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = (a\varepsilon_a + c)(1 - e^{-b\varepsilon_a}) \quad (1)$$

式中含有线性项 $(a\varepsilon_a + c)$ 和指数项 $(1 - e^{-b\varepsilon_a})$ ； σ_1 为轴向压力； σ_3 为围压； ε_a 为轴向应变； a ， b ， c 均为与围压 σ_3 相关的参数，且均为正值。

当轴向应变 $\varepsilon_a \rightarrow 0$ 时， $(1 - e^{-b\varepsilon_a}) \rightarrow b\varepsilon_a$ ，式 (1) 可简化为

$$\sigma_1 - \sigma_3 = (a\varepsilon_a + c)b\varepsilon_a = ab\varepsilon_a^2 + bc\varepsilon_a \quad (2)$$

由于 ε_a^2 为高阶无穷小，式 (2) 可进一步简化为

$$\sigma_1 - \sigma_3 = bc\varepsilon_a \quad (3)$$

则 bc 代表应力 - 应变曲线的初始斜率，如图 3 所示。

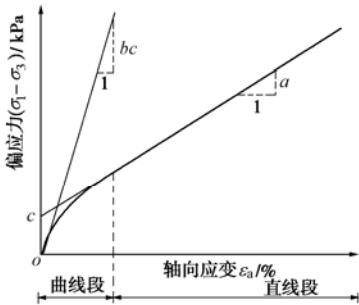


图 3 复合指数应力 - 应变模型示意图

Fig. 3 Illustration of composite exponential stress-strain model

随着轴向应变 ε_a 的增加，指数项 $(1 - e^{-b\varepsilon_a})$ 刚开始影响较为明显，使得应力 - 应变曲线呈现明显的非线性特征，如图 3 中曲线段所示。当 ε_a 超过一定值时，由于参数 b 为正， $e^{-b\varepsilon_a} \rightarrow 0$ ，则 $1 - e^{-b\varepsilon_a} \rightarrow 1$ ，式 (1)

可简化为

$$\sigma_1 - \sigma_3 = (a\varepsilon_a + c) \quad (4)$$

此时应力 - 应变曲线近似线性，如图 3 中直线段所示。因此，参数 a 代表应力 - 应变曲线中直线段的斜率，参数 c 代表应力 - 应变曲线中直线段在纵轴上的截距。由于式 (1) 为连续函数，复合指数模型中曲线段和直线段之间过渡光滑，并不存在明显的转折点，而在双线性模型^[2]中，两条线段之间的转折点需人为设定。因此，该模型既能够反映 MSW 在小应变情况下的非线性变形特性，也能够反映其在应变较大情况下的明显应变硬化特征。

在常规三轴压缩试验中，由于 $d\sigma_2 = d\sigma_3 = 0$ ，则切线模量为

$$E_t = \frac{d(\sigma_1 - \sigma_3)}{d\varepsilon_a} = a + [ab\varepsilon_a + bc - a]e^{-b\varepsilon_a} \quad (5)$$

在试验的起始点， $\varepsilon_a = 0$ ，则初始切线模量 E_i 和参数 b 为

$$E_i = bc \quad (6)$$

$$b = \frac{E_i}{c} \quad (7)$$

式中，参数 b 代表初始切线模量与直线段在纵轴上的截距之比。当 ε_a 超过一定值时， $e^{-b\varepsilon_a} \rightarrow 0$ ，则切线模量 E_t 趋于稳定值 E_s ，则有

$$E_s = a \quad (8)$$

2.2 参数率定

由 2.1 节可知，复合指数模型中的参数 a 、参数 c 及 bc 均有明确的物理意义，这 3 个值可直接从试验曲线获得，参数 b 也可通过式 (7) 计算得到。本文采用非线性拟合工具对复合指数模型的各个参数进行了率定，如表 1，2 所示。

表 1 非线性拟合得到的参数值($e_0=2.0$)

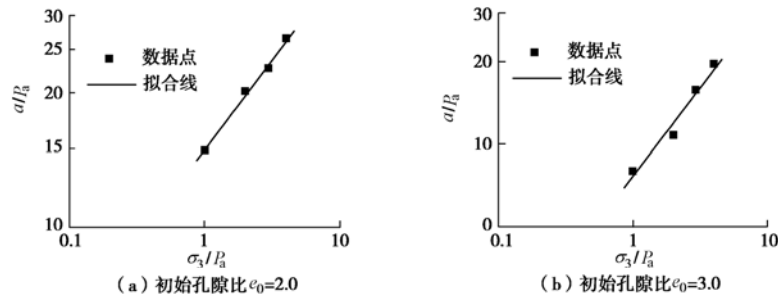
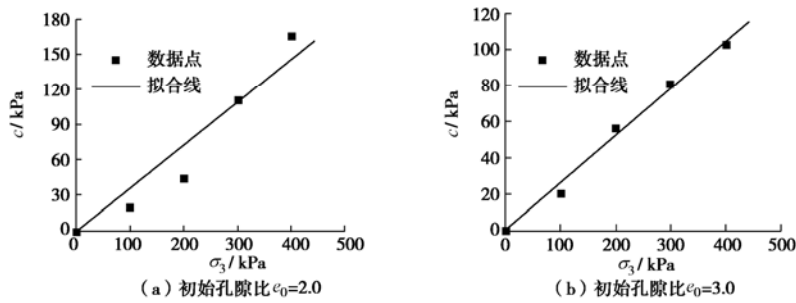
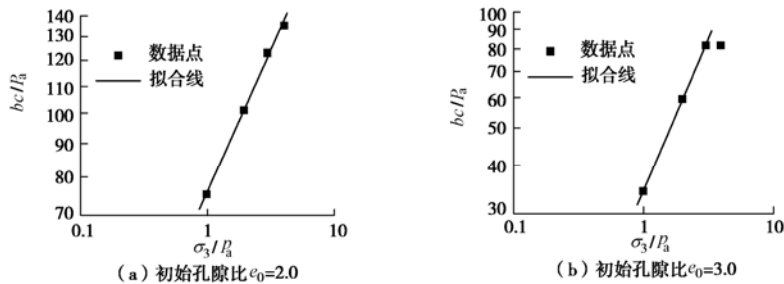
Table 1 Parameters for the model obtained by non-linear curve-fitting technique ($e_0=2.0$)

围压	参数 a	参数 b	参数 c	bc
100 kPa	1507.10	378.02	20.25	7654.91
200 kPa	2045.66	230.65	44.50	10263.93
300 kPa	2300.91	112.40	111.13	12491.01
400 kPa	2677.11	82.78	165.57	13705.88

表 2 非线性拟合得到的参数值($e_0=3.0$)

Table 2 Parameters for the model obtained by non-linear curve-fitting technique ($e_0=3.0$)

围压	参数 a	参数 b	参数 c	bc
100 kPa	808.48	173.10	20.09	3477.58
200 kPa	1088.44	107.10	56.41	6041.51
300 kPa	1577.57	103.10	80.23	8271.71
400 kPa	1968.63	80.62	102.90	8295.80

图4 a/p_a 与 σ_3/p_a 的关系Fig. 4 Relationship between a/p_a and σ_3/p_a 图5 c 与 σ_3 的关系Fig. 5 Relationship between c and σ_3 图6 bc/p_a 与 σ_3/p_a 的关系Fig. 6 Relationship between bc/p_a and σ_3/p_a

如果绘出 $\lg\left(\frac{a}{p_a}\right)$ 和 $\lg\left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)$ 之间的关系, 如图 4 所示, 二者近似直线关系, 得

$$a = k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)^{n_1} \quad (9)$$

式中 k_1 和 n_1 为试验常数, 分别代表 $\lg\left(\frac{a}{p_a}\right)$ 与 $\lg\left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)$ 直线的截距和斜率; p_a 为大气压 ($p_a = 101.3$ kPa), 量纲与 σ_3 相同。当 $e_0 = 2.0$ 时, $k_1 = 15.022$, $n_1 = 0.404$; 当 $e_0 = 3.0$ 时, $k_1 = 7.656$, $n_1 = 0.645$ 。

图 5 给出了参数 c 和围压 σ_3 之间的相互关系, 同样可近似用一条直线拟合,

$$c = k_c \sigma_3 \quad (10)$$

式中, k_c 为试验常数。当 $e_0 = 2.0$ 时, $k_c = 0.369$; 当 $e_0 = 3.0$ 时, $k_c = 0.262$ 。

图 6 给出了 $\lg\left(\frac{bc}{p_a}\right)$ 和围压 $\lg\left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)$ 之间的相互关系, 在双对数坐标中同样近似一条直线, 得到初始切线模量 bc 为

$$bc = k_2 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)^{n_2} \quad (11)$$

式中 k_2 和 n_2 同样为试验常数, 分别代表 $\lg\left(\frac{bc}{p_a}\right)$ 与 $\lg\left(\frac{\sigma_3}{p_a}\right)$ 直线的截距和斜率; 当 $e_0 = 2.0$ 时, $k_2 = 76.033$, $n_2 = 0.428$; 当 $e_0 = 3.0$ 时, $k_2 = 34.754$, $n_2 = 0.790$ 。

注意到图 6 中初始孔隙比 $e_0 = 3.0$ 及 $\frac{\sigma_3}{p_a} = 3.95$ (即 $\sigma_3 = 400$ kPa) 所对应的数据点偏差较大, 本文线性拟合时剔除该数据点, 因此有必要考查剔除该数据点对

计算结果的影响。联立式 (10)、(11) 得到

$$b = \frac{bc}{c} = \frac{k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2-1} \quad (12)$$

由式 (12) 计算得到 $b=99.53$ ，而非线性拟合结果为 $b=80.62$ 。图 7 给出了参数 b 值对应力 - 应变曲线的影响。可以看出，即使 b 从 60 变化到 120，不同 b 值对曲线的影响并不大，说明拟合时剔除 $\sigma_3/p_a=3.95$ 对应的数据点是合理的。

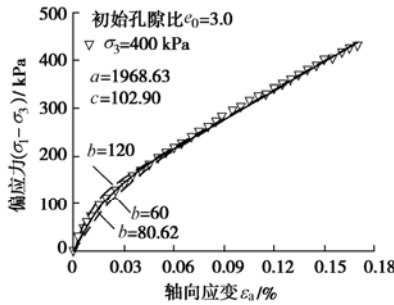


图 7 参数 b 对拟合曲线的影响

Fig. 7 Effect of parameter b on stress-strain curves

联立式 (1)、(9)、(10) 和 (12)，得到复合指数模型为

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \left[k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1} \varepsilon_a + k_c \sigma_3 \right] \left\{ 1 - e^{-\left[\frac{k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2-1} \right] \varepsilon_a} \right\} \quad (13)$$

表 3 给出了复合指数模型所有参数的汇总，可以发现 $e_0 = 2.0$ 对应的模量参数 k_1 和 k_2 均大于 $e_0 = 3.0$ 的情况。这是因为初始孔隙比越小，MSW 越密实，纤维状加筋相的抗拉能力得到增强，切线模量相对就越大。

表 3 复合指数应力 - 应变模型参数汇总

Table 3 Parameters for the composite exponential model

初始孔隙比	a		c	bc	
	k_1	n_1		k_2	n_2
$e_0=2.0$	15.022	0.404	0.368	76.033	0.428
$e_0=3.0$	7.656	0.645	0.262	34.754	0.790

图 8 给出了复合指数模型计算结果和试验数据点的对比，采用表 3 中的参数，取轴向应变最大值为 30%。可以看出，复合指数模型在试验应变范围内（约 16%）均能够较好地拟合试验结果，而且能反映 MSW 在大应变情况下（如 16%~30%）的明显应变硬化趋势。因此，复合指数模型克服了线性模型、双线性模型和邓肯 - 张模型在描述 MSW 应力 - 应变关系时所存在的缺陷，具有良好的适用性。

2.3 切线弹性模量

联立式 (5)、(9)、(10) 和式 (12)，得到切线弹性模量为

$$E_t = k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1} + \left[\frac{k_1 k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1+n_2-1} \varepsilon_a + k_2 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2} - k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1} \right] e^{-\left[\frac{k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2-1} \right] \varepsilon_a} \quad (14)$$

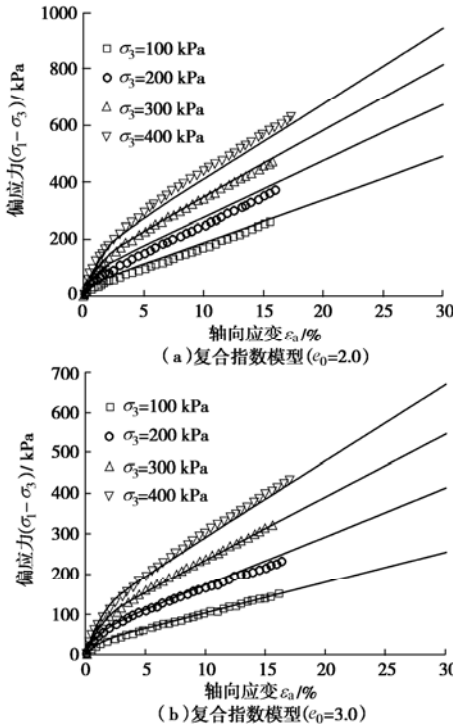


图 8 复合指数应力 - 应变模型与试验结果的比较

Fig. 8 Comparison between composite exponential model and original data

图 9 给出了 $e_0 = 2.0$ 时切线模量随围压 σ_3 及轴向应变 ε_a 的变化趋势。可以看出，初始切线模量 E_i 随轴向应变增加刚开始衰减很快，随后逐渐趋于稳定值 E_s ，即参数 a 。这可理解为应变增加时 MSW 中的纤维成分开始发挥加筋作用，从而维持了其变形能力。与轴向应变相比，围压 σ_3 对切线模量的影响相对较小， E_i 和 E_s 均随围压增加而增大。而在邓肯 - 张模型中，随着轴向应变的增加，应力 - 应变曲线趋向于水平渐进线，切线模量也逐渐减小，最终趋向于 0。

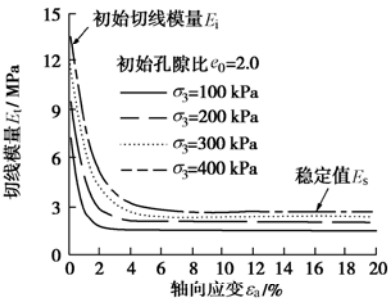


图 9 围压和轴向应变对切线模量的影响

Fig. 9 Effect of confining pressure and axial strain on tangent modulus

2.4 泊松比

对于常规三轴试验, 体积应变 ε_v 、轴向应变 ε_a 和侧向应变 ε_r 存在如下关系

$$\varepsilon_v = \varepsilon_a + 2\varepsilon_r, \quad (15)$$

由式 (15) 得到

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon_v - \varepsilon_a}{2}, \quad (16)$$

则泊松比可为

$$\nu = -\frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_a} = \frac{\varepsilon_a - \varepsilon_v}{2\varepsilon_a}. \quad (17)$$

根据体积应变和轴向应变之间的关系 (图 2), 本文采用式 (17) 计算得到三轴排水剪过程中泊松比 ν 随 ε_a 的变化趋势, 如图 10 所示。可以看出, 当 ε_a 较小时 (小于 4%), 泊松比有小幅度的变化, 随着轴向应变的增加, 泊松比基本保持不变, 可近似认为泊松比 ν 在某一围压下为定值。对于 $e_0 = 2.0$ 的试样, 当 σ_3 从 100 kPa 增加到 400 kPa 时, 拟合得到泊松比 ν 分别为 0.33, 0.36, 0.40 和 0.42; 对于 $e_0 = 3.0$ 的试样, 拟合得到泊松比分别为 0.21, 0.34, 0.36 和 0.38。注意到围压 $\sigma_3 = 100$ kPa 时 $e_0 = 3.0$ 对应试样的泊松比和其他值相比有明显的偏差, Jessberger 等^[5]的三轴试验结果也观察到类似的现象, 并指出这可能是由于制样问题所造成, 下文线性拟合时予以剔除。

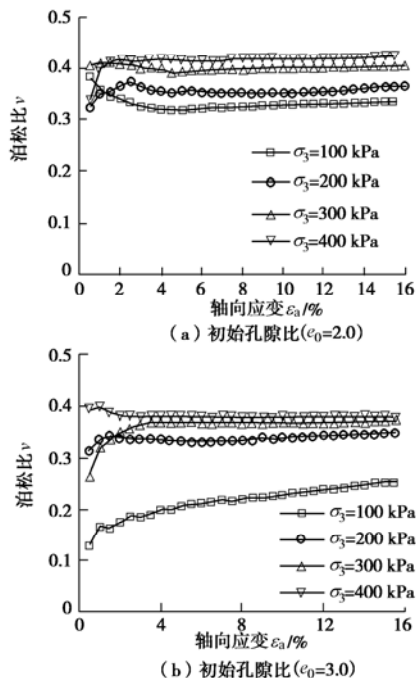


图 10 泊松比与轴向应变之间的关系

Fig. 10 Relationship between Poisson's ratio and axial strain

图 11 给出了泊松比 ν 和 $\frac{\sigma_3}{p_a}$ 的相互关系, 当 $e_0 = 2.0$ 时, 线性拟合得到

$$\nu = 0.3 + 0.0314 \frac{\sigma_3}{p_a}; \quad (18)$$

当 $e_0 = 3.0$ 时, 线性拟合得到

$$\nu = 0.3 + 0.0203 \frac{\sigma_3}{p_a}. \quad (19)$$

可以看出, MSW 的泊松比随围压的增加而增加, 说明在实际填埋场中 MSW 的泊松比沿深度可能有增加的趋势。Matasovic 等^[13]采用动力法对美国 OII 填埋场 MSW 的泊松比进行了现场测试, 泊松比沿深度同样呈现增加的趋势, 分布在 0.06~0.45, 典型值约为 0.38, 接近于本文的计算结果。

由于泊松比最大值不能超过 0.5 (即液体状态), 本文结合 Matasovic 等^[13]的现场试验结果, 取 MSW 泊松比的上限值为 0.45, 如图 11 所示,

$$\nu = \min[0.3 + k_\nu \frac{\sigma_3}{p_a}, 0.45], \quad (20)$$

式中, k_ν 为试验常数。

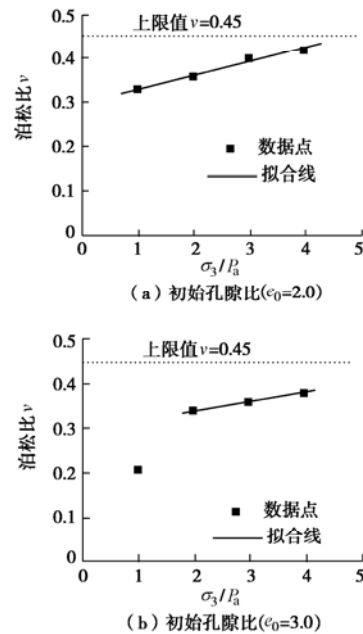


图 11 泊松比与围压之间的关系

Fig 11 Relationship between Poisson's ratio and confining pressure

3 复合指数应力 - 应变模型的程序实现

3.1 程序实现方法简介

本节采用显式有限差分程序 FLAC^[14]内嵌的 Fish 语言将复合指数模型耦合入 FLAC 程序, 通过编写 Fish 函数改变材料的弹性特性 (如体积模量和剪切模量), 该函数将扫描所有单元并且每隔特定的时步被调用, 使得体积模量和剪切模量随围压及主应变按一定

规律不断更新,下面简要阐述其实现方法。

FLAC 采用体积模量 K 和剪切模量 G 描述材料的弹性性质,与弹性模量 E 及泊松比 ν 存在如下关系:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)}, \quad (21)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}. \quad (22)$$

其中弹性模量 E 和泊松比 ν 可通过式 (14)、(20) 计算得到。对于平面应变压缩问题,如填埋场的沉降问题,把式 (14) 中的轴向应变 ε_a 用大主应变 ε_1 代替,得到更为普遍的弹性模量表达式:

$$E = k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1} + \left[\frac{k_1 k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1+n_2-1} \varepsilon_1 + k_2 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2} - k_1 p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_1} \right] e^{-\left[\frac{k_2}{k_c} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^{n_2-1} \right] \varepsilon_1}. \quad (23)$$

若规定压缩应力及压缩应变为正号,对于三轴压缩试验,有 $\varepsilon_1 = \varepsilon_y$, 围压 $\sigma_3 = \sigma_x = \sigma_z$ 。对于平面应变压缩问题,大主应变 ε_1 和围压 σ_3 可分别为

$$\varepsilon_1 = \frac{(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2} + \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2} \right)^2 + \left(\frac{\gamma_{xy}}{2} \right)^2}, \quad (24)$$

$$\sigma_3 = \min \left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2}, \sigma_z \right). \quad (25)$$

式中 ε_x 和 ε_y 分别为 x 和 y 方向的应变; γ_{xy} 为 xy 平面上的剪应变; σ_x , σ_y 和 σ_z 分别为 x , y 和 z 方向的应力; τ_{xy} 为 xy 平面上的剪应力。当 $\sigma_3=0$ 时,弹性模量 $E=0$, FLAC 计算时将出现无法收敛的情况,因此本文在编写 Fish 函数时赋予最小围压值为 10 kPa。

首先由平衡方程得到各单元的应变分量 ε_x , ε_y , ε_z 和 γ_{xy} , 通过式 (24) 即可得到单元的大主应变 ε_1 。由线弹性本构模型结合边界条件计算得到单元的应力分量 σ_x , σ_y 和 σ_z , 通过式 (25) 即可得到围压 σ_3 。再由式 (20)、(23) 计算得到单元的切线弹性模量 E 和泊松比 ν , 则体积模量 K_{i+1} 和剪切模量 G_{i+1} 即可通过式 (21)、(22) 得到更新,从而完成一个时步的计算直到系统达到平衡状态。

3.2 三轴压缩试验模拟及对比

本节利用耦合入 FLAC 程序的复合指数模型对三轴压缩试验进行数值模拟。计算模型的几何特征、单元划分及边界条件如图 12 所示。对于轴对称问题可取一半结构进行分析,其中 x 方向代表径向, y 方向代表轴向, z 方向代表环向。试样的半径和高度分别为 5 cm 和 20 cm,共划分为 10×20 个单元,试样上下端面沿 y 方向被约束,只允许发生 x 方向的位移,这对应于压力板和试样之间界面摩擦力较小的情况。左边界为对称轴,故只施加 x 方向的约束。由于压力板的

刚度远大于试样的刚度,可把压力板视为位移边界条件,在上端面施加边界速度 $v_0 = 6 \times 10^{-7}$,采用较小的边界速度可以减少惯性对系统的冲击。同时在试样右边界施加应力边界 p 代表围压 σ_3 。

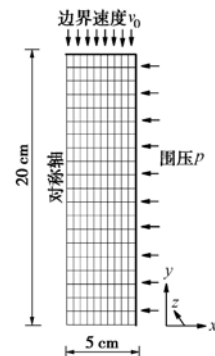


图 12 模型的网格划分及边界条件

Fig. 12 Mesh layout and boundary condition of numerical model

偏应力 $\sigma_1 - \sigma_3$ 表示为

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sum_{i=1}^n f_i / W - p. \quad (26)$$

式中 f_i 为上端面网格点的反力; n 为上端面网格点的总数,对于本文算例, $n=11$; W 为上端面的宽度,即为 5 cm; p 为右边界施加的压力,计算时分别施加 100, 200, 300 和 400 kPa。

轴向应变 ε_a 定义为

$$\varepsilon_a = \frac{v_0 t}{L}. \quad (27)$$

式中 L 为试样的高度; v_0 为模型上端面的加载速度 (m/时步); t 为时步; ε_a 为正表示试样在压缩过程中轴向的缩短。本文总共运行 10^5 步,最大轴向应变为

$$\varepsilon_{amax} = \frac{6 \times 10^{-7} \times 10^5}{0.2} \times 100\% = 30\%. \quad (28)$$

图 13 给出了 FLAC 数值模拟结果与试验结果的比较,可以看出两者比较接近,说明 FLAC 程序可较好地实现复合指数应力-应变模型。另外,计算结束时模型单元的径向应变 ε_x 和环向应变 ε_z 均为 12.7%,轴向应变 ε_y 为 30%,则泊松比 $\nu = 12.7\% / 30\% \approx 0.423$,与式 (18) 的计算结果相同。

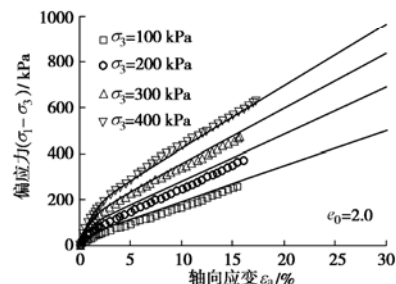


图 13 FLAC 数值模拟结果和理论计算结果的比较

Fig. 13 Comparison between numerical results by FLAC and theoretical results

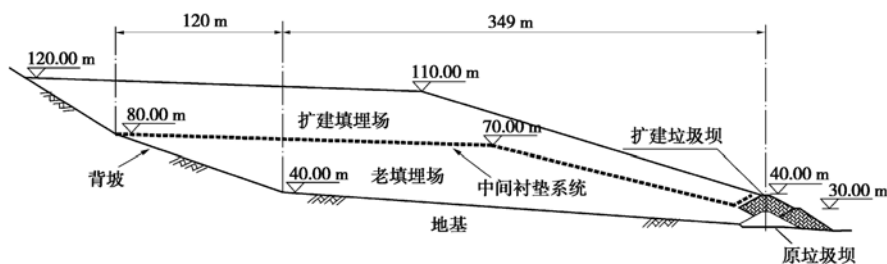


图 14 某竖向扩建填埋场断面图

Fig. 14 Cross section of a vertical expansion landfill

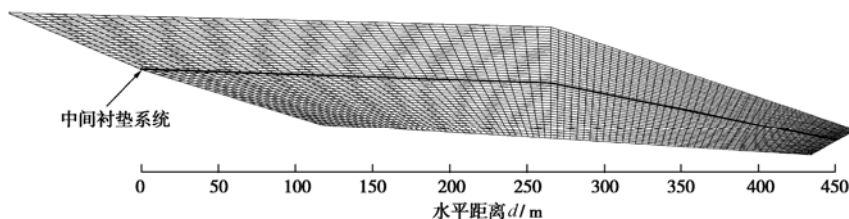


图 15 竖向扩建填埋场网格划分

Fig. 15 Mesh layout of vertical expansion landfill

4 垃圾填埋场竖向扩建工程算例分析

我国某山谷型垃圾填埋场建成于1993年,设计填埋标高为80m,填埋场总库容约 $470 \times 10^4 \text{ m}^3$,按照现阶段填埋规模将于2008年使用完毕。二期扩建工程预可行性方案断面如图14所示:在原垃圾坝处将坝体加高至40m标高,继续填埋至120m标高,使其有效库容达到 $603 \times 10^4 \text{ m}^3$,设计服务年限约为10a。二期扩建库区结合一期工程封场系统增设中间衬垫系统,由保护层、渗滤液收集层、线性低密度聚乙烯土工膜(LLDPE)主防渗层、土工复合膨润土垫(GCL)次防渗层、土工格栅加强层、压实粘土保护层(CCL)、土工格栅加强层、导气层和隔离层组成。

根据现场5个钻孔试样的测试结果,老填埋场MSW的平均重度 γ 约为 11.14 kN/m^3 ,初始孔隙比 e_0 沿深度增加而减小,最优拟合线约分布在 $1.0 \sim 3.0$ ^[15],本文分析时取平均初始孔隙比 $e_0 = 2.0$,即表1对应的模型参数。

竖向扩建填埋场的网格剖分如图15所示,共含有800个单元,在新老填埋场交界面处设置杆单元来模拟中间衬垫系统,不考虑上下界面之间的相对滑动。由于中间衬垫系统的刚度远小于填埋场的整体刚度,其取值对计算结果影响并不大。另外,填埋场底部、背坡和垃圾坝处边界均固定 x 和 y 方向的位移。

本文在计算老填埋场在扩建填埋场荷载作用下的应力压缩沉降和侧向变形时,分为两个阶段:首先确定老填埋场的初始应力场,取侧压力系数 $K_0 = 0.4$ ^[10],重度 $\gamma = 11.14 \text{ kN/m}^3$,这一阶段采用小应变模式,即

老填埋场网格点的位移没有发生变化。老填埋场达到初始平衡后,利用“恢复单元”的方法一次性施加扩建填埋场荷载,其容重与老填埋场相同,此时老填埋场单元为复合指数应力-应变模型,采用大应变模式计算,直到系统达到新的平衡状态。值得提及的是,实际工程中扩建填埋场的垃圾是逐级并且是分为单元来填埋的,荷载也是逐级加上去的。若工程关心的是老填埋场的最终应力沉降和侧向变形,则一次性施加扩建填埋场荷载即代表填埋场最终的应力状态,因此是合理的,也可大大简化分析过程。扩建填埋体的本构模型在计算老填埋场的沉降及变形时就显得相对次要,本文采用线弹性模型分析,取弹性模量 $E = 2 \text{ MPa}$,泊松比 $\nu = 0.36$,参数分析表明,扩建填埋体弹性参数的变化对计算结果影响并不大。

本文还采用邓肯-张模型及莫尔-库仑模型进行对比,如图16所示。其中邓肯-张模型采用冯世进^[3]的参数,可以看出在应变较大时模型曲线趋向于水平,与MSW的应变硬化曲线有一定偏差。另外,邓肯-张模型采用体变模量代替泊松比,在同一围压下体变模量为一常数,而在复合指数模型中,体变模量将随最大主应变 ε_1 发生变化。对于莫尔-库仑模型,定义破坏应变为10%,其强度指标参数: $c = 44.55 \text{ kPa}$, $\varphi = 15.81^\circ$,弹性模量与围压的关系可表示为 $E = 1.185 + 0.754(\sigma_3/P_a)$,泊松比采用式(20)计算。

图17,18为扩建堆高40m时老填埋场表面各点沉降 w 及水平位移 u 的分布图。可以看出,老填埋场的最大应力压缩沉降约为4.55m,占其初始厚度的11.37%,老填埋场前坡发生明显的侧向变形,最大值

约为 2.44 m, 这是传统的 MSW 一维沉降计算模型所无法考虑的。采用复合指数模型计算时, 老填埋场的表面沉降和侧向变形总体上位于莫尔-库仑模型和邓肯-张模型之间。邓肯-张模型计算得到的沉降和侧向变形最大, 这意味着邓肯-张模型可能高估老填埋场的实际变形。然而, 由于实际工程的复杂性及缺少工程实测数据, 不同本构模型分析结果的可靠性还有待进一步的验证。

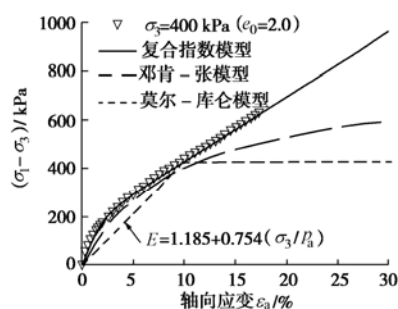


图 16 不同应力-应变模型对比图

Fig. 16 Comparison among different models

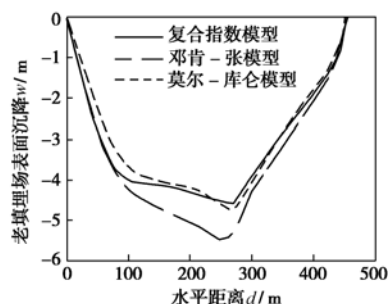


图 17 老填埋场表面各点的沉降分布

Fig. 17 Settlements of old landfill surface

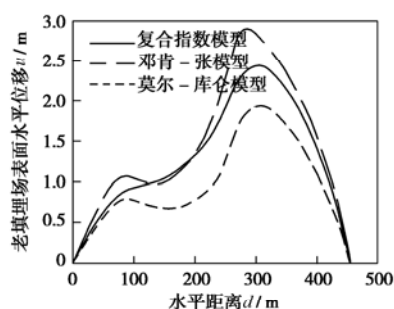


图 18 老填埋场表面各点的水平位移分布

Fig. 18 Lateral deformations of old landfill surface

图 19 为新老填埋场交界面处中间衬垫系统的应变分布图。可以看出, 最大拉应变发生在老填埋场背坡锚固沟处, 达到 2.06%。老填埋场前坡处中间衬垫系统由于老填埋场侧向变形的影响产生了压应变, 最大值达到 -5.31%, 意味着可能发生褶皱。工程设计时需要控制中间衬垫系统的最大拉应变在容许应变范围之内, 否则可能引起防渗材料的开裂。通常压实粘

土层 (CCL) 的容许应变约为 0.1%~1%^[12], 高密度聚乙烯土工膜 (HDPE) 的容许应变约为 4%~8%^[16], 超低密度聚乙烯土工膜 (LLDPE) 的容许应变为 8%~12%^[16]。由本文的计算结果可知, 中间衬垫系统中的压实粘土层可能产生拉裂破坏。因此, 老填埋场侧向变形将对中间衬垫系统的应变有较大影响, 这点值得工程界重视。

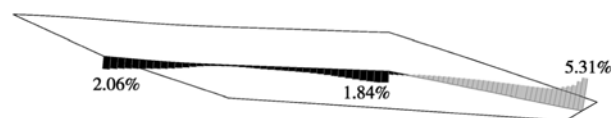


图 19 中间衬垫系统的应变分布

Fig. 19 Strain distribution of the intermediate liner

5 结 论

本文提出了 MSW 的复合指数应力-应变模型, 该模型既能反映 MSW 在小应变情况下的非线性变形特性, 也能反映其在大应变情况下的硬化特性, 从而克服了邓肯-张模型和双线性模型的缺陷。采用有限差分程序 FLAC 内置的 Fish 语言将复合指数模型耦合入 FLAC 程序, 并通过三轴压缩试验的数值模拟得到了验证。最后利用该模型分析了老填埋场在扩建填埋体荷载作用下的应力压缩沉降、侧向变形以及新老填埋场交界面处中间衬垫系统的应变, 得到以下结论和建议:

(1) 对于山谷型填埋场竖向扩建工程, 老填埋场在扩建填埋体荷载作用下前坡发生明显的侧向变形, 而传统的 MSW 一维沉降计算模型无法考虑这一点。

(2) 采用复合指数模型计算时, 老填埋场的表面沉降和侧向变形总体上位于莫尔-库仑模型和邓肯-张模型之间。而邓肯-张模型的计算结果最大。

(3) 中间衬垫系统的最大拉应变发生在老填埋场背坡锚固沟处, 而老填埋场前坡处中间衬垫系统由于压应变的影响可能发生褶皱。工程上宜尽量采用容许拉伸应变较高的防渗材料, 如 LLDPE 土工膜。

由于 MSW 含有的大量有机质随时间不断发生降解, 合理的本构模型不仅要能考虑其非线性刚度以及加筋纤维的影响, 也要反映其长期蠕变和降解性状, 同时建立相应的破坏准则。本文模型虽然能较好地拟合 MSW 三轴试验结果, 然而蠕变及有机质降解对 MSW 应力-应变特性的影响还有待进一步的研究。

参考文献:

- [1] 朱俊高, 施建勇, 严 蕴. 垃圾填埋场固体废弃物的强度特性试验研究[C]// 第一届全国环境岩土工程与土工合成材料技术研讨会论文集. 杭州: 浙江大学出版社, 2002:

- 192 - 196. (ZHU Jun-gao, SHI Jian-yong, YAN Yun. Experimental study on strength characteristics of municipal solid waste in landfill[C]// Proceedings of the 1st Chinese Symposium on Geo-environmental Engineering and Geosynthetics. Hangzhou: Zhejiang University Press, 2002: 192 - 196. (in Chinese))
- [2] 孙秀丽, 孔宪京, 邹德高, 等. 城市固体废弃物应力-应变模型研究[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(5): 726 - 731. (SUN Xiu-li, KONG Xian-jing, ZOU De-gao, et al. Stress-strain for municipal solid waste[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(5): 726 - 731. (in Chinese))
- [3] 冯世进. 城市固体废弃物静动力特性及填埋场的稳定性分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2005: 12 - 30. (FENG Shi-jin. Static and dynamic strength properties of municipal solid waste and stability analysis of landfill[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2005: 12 - 30. (in Chinese))
- [4] ZHAN Tony L T, CHEN Y M, LIN W A. Shear strength characterization of municipal solid waste at the Suzhou landfill, China[J]. Engineering Geology, 2008, **97**(4): 97 - 111.
- [5] JESSBERGER H L, KOCKEL R. Determination and assessment of the mechanical properties of waste materials[C]// Proc Sardinia 93 4th Int Landfill Symp, San Margherita di Pula, CISA, Italy: Cagliari, 1993: 1383 - 1392.
- [6] NAPOLEONI Grisolia M. The use of triaxial tests for the mechanical characterization of MSW[C]// Proc Sardinia 93 5th Int Landfill Symp, San Margherita di Pula, CISA, Italy: Cagliari, 1995: 761 - 768.
- [7] MACHADO S L, CARVALHO F M, VILAR O M. Constitutive model for municipal solid waste[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2002, **128**(11): 940 - 951.
- [8] JONES D R V, DIXON N. Landfill lining stability and integrity: the role of waste settlement[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2005, **23**: 27 - 53.
- [9] REDDY K R, KOSGI S, MOTAN E S. Interface shear behaviour of landfill composite liner systems: a finite element analysis[J]. Geosynthetics International, 1996, **3**(2): 247 - 275.
- [10] FILZ G M, ESTERHUIZEN J B, DUNCAN J M. Progressive failure of lined waste impoundments[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2001, **127**(10): 841 - 848.
- [11] ZORNBERG J, KAVAZANJIAN E. Prediction of the performance of a geogrid-reinforced slope founded on solid waste[J]. Soils and Foundations, 2001, **41**(66): 1 - 16.
- [12] QIAN X D, KOERNER R M, GRAY D H. Geotechnical aspects of landfill design and construction[M]. New Jersey: Prentice-Hall Inc, 2002.
- [13] MATASOVIC N, KAVAZANJIAN E J. Cyclic characterization of OII landfill solid waste[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1998, **124**(3): 197 - 210.
- [14] 刘波, 韩彦辉. FLAC 原理、实例与应用指南[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005. (LIU Bo, HAN Yan-hui. Guideline for principle, example and application of FLAC[M]. Beijing: China Communications Press, 2005. (in Chinese))
- [15] 詹良通, 魏海云, 陈云敏, 等. 垃圾原状样的力学压缩性及其与填埋龄期的关系[J]. 浙江大学学报(工学版), 2008, **42**(2): 353 - 358. (ZHAN Liang-tong, WEI Hai-yun, CHEN Yun-min, et al. Mechanical compressibility of in-site municipal solid wastes and its relationship to fill ages[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2008, **42**(2): 353 - 358. (in Chinese))
- [16] LUPO J F, MORRISON K F. Geosynthetic design and construction approaches in the mining industry[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2007, **25**: 96 - 108.