

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2025.089



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



考虑垃圾土三相耦合和加筋硬化的高液气 填埋场动力稳定性分析

冯世进^{a,b}, 琚锦水^b, 郑奇腾^{b,c}, 赵勇^b

(同济大学 a. 土木工程防灾减灾全国重点实验室; b. 地下建筑与工程系; c. 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092)

摘要: 垃圾填埋场普遍具有高水位、高压特征, 这一复杂固液气耦合环境对地震作用下填埋场服役安全构成了严峻挑战, 但现有研究对高液气填埋场的动力稳定性认识仍有不足。针对这一问题, 考虑垃圾土高液气积聚和纤维加筋效应, 建立垃圾土三相耦合弹塑性动力本构模型, 采用考虑气压的液化软化函数和应变传递系数修正垃圾土骨架刚度, 量化填埋气积聚对其有效应力路径及剪切模量衰减的非线性影响, 然后搭建垃圾土固液气三相耦合动力分析框架和基于 VUEL 子程序的显式中心差分算法, 实现填埋场动力响应的全耦合数值模拟。结果表明, 低频地震波因能量的持续输入易引起累积永久变形, 而高频波则导致瞬时动力响应放大; 高液气压力会显著加剧填埋场动力失稳破坏风险, 塑性贯通区从坡脚衬垫界面逐步向堆体内部扩展; 低强度地震波作用下填埋场沿界面滑移破坏风险较高, 而随着地震波强度的增大, 会形成“界面滑移-内部剪切带贯通”的组合失稳模式, 表明传统单一滑裂面假设不适用于填埋场动力稳定性分析。

关键词: 填埋场; 垃圾土弹塑性本构; 高液气积聚; 动力稳定性分析

中图分类号: TU43 文献标志码: A 文章编号: 2096-6717(XXXX)XX-0001-10

Dynamic stability analysis of high liquid-gas landfills considering three-phase coupling and reinforcement hardening effect in MSW

FENG Shijin^{a,b}, JU Jinshu^b, ZHENG Qiteng^{b,c}, ZHAO Yong^b

(a. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering; b. Department of Geotechnical Engineering;

c. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University,

Shanghai 200092, P. R. China)

Abstract: Municipal solid waste (MSW) landfills in China are generally characterized by high water levels and high gas pressures, creating a complex solid-liquid-gas coupling environment that poses significant challenges to their seismic safety. However, existing research has insufficient understanding of the dynamic stability of high liquid-gas landfills under seismic loading. To address this gap, this study develops an elastoplastic dynamic constitutive model for MSW considering liquid-gas pressure accumulation and fiber reinforcement effects. By introducing a liquefaction softening function and confining pressure-dependent stiffness modification for the

收稿日期: 2025-06-13

基金项目: 国家重点研发计划项目 (No. 2024YFC3810300)

作者简介: 冯世进 (1978-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事环境岩土、能源岩土研究, E-mail: 05198@tongji.edu.cn。

Received: 2025-06-13

Foundation item: National Key Research and Development Program of China (No. 2024YFC3810300)

Author brief: FENG Shijin (1978-), professor, doctoral supervisor, main research interests: environmental and energy geotechnics, E-mail: 05198@tongji.edu.cn.

reinforced phase, the nonlinear influences of degradation-induced gas generation on effective stress paths and shear modulus attenuation are quantified. A solid-liquid-gas three-phase coupled dynamic analysis framework for MSW is further established, and an explicit central difference algorithm based on the finite element VUEL subroutine is developed to achieve fully coupled numerical simulation of landfill dynamic responses. The results indicate that low-frequency seismic waves tend to induce cumulative permanent deformation due to continuous energy input, while high-frequency waves amplify the instantaneous dynamic response. High pore gas/liquid pressure significantly exacerbates the risk of dynamic instability in landfills, with the plastic connection zone progressively expanding from the slope toe-liner interface toward the interior of the waste mass. Under low-intensity seismic loading, the landfill exhibits a higher risk of interfacial slip failure. As the seismic intensity increases, a combined failure mode develops, suggesting that the traditional assumption of a single slip surface is not applicable for dynamic stability analysis of landfills.

Keywords: landfills; elastoplastic constitutive model; high liquid-gas pressure; dynamic stability analysis

垃圾填埋场作为城市代谢系统的终端处置设施,其岩土力学特性直接影响填埋体的长期稳定性与灾害防控效能。垃圾土的可降解性、大孔隙和高压缩性,导致填埋场普遍具有高水位、高压特征,其中存在着复杂的固、液、气相互作用,对填埋场边坡稳定性及长期安全运维提出了挑战。2017年11月广州兴丰填埋场发生大规模滑坡,有学者通过现场试验发现20 m埋深的填埋气压(孔隙气压)高达180~220 kPa,远高于其渗滤液压力水平,因此,气压对填埋场稳定性的影响不可忽略^[1]。此外,已有离心机试验表明,忽略孔隙气压导致填埋场安全系数高估20%以上^[2]。地震荷载作用会进一步加剧高液气填埋场的失稳破坏风险,引发液化型滑坡,如1994年美国Kettleman Hills填埋场滑坡事故^[3],严重威胁城市安全,因此,有必要深入研究地震作用下高液气填埋场失稳灾变问题。

垃圾土本构模型是分析填埋场动力稳定性的重要基础,当前垃圾土静力本构关系已从单一固相力学特性描述向固液气耦合方向深化。在固相力学特性方面,基于修正剑桥模型和Drucker-Prager准则的改进模型^[4]被广泛用于描述垃圾土非线性压缩与剪切行为,并逐步引入塑料、纺织品中纤维的加筋硬化效应;在液相与气相耦合方面,研究已突破传统Terzaghi有效应力框架,提出了考虑生物降解产气(CH_4/CO_2)和渗滤液迁移的非饱和多孔介质模型,例如Chen等^[5]提出了垃圾土生物降解-渗流-力学全耦合模型,建立了耦合生化相变与有效应力的本构关系。然而,现阶段垃圾土动力本构的相关研究非常有限,传统模型^[6]中基于常规土确定的体积模量、剪切模量演化规律,难以反映垃圾土在高液气压力下的“软化-硬化”特征^[7],且对纤维加筋等改良措施引起的动力参数修正缺乏定量表征,导致动力本构与垃圾土实际动力行为存在明显偏差。

在此基础上,多相耦合机制的研究进一步延伸了对填埋场动力响应的认知,但现有成果仍存在一定局限性。早期研究多聚焦于静力条件下的液气迁移规律,通过建立渗流-固结理论描述液相与气相的平衡状态^[8],而对地震等动力荷载下的多相动态耦合关注不足。尽管近年部分研究^[9-10]尝试引入动力荷载项,但其要么简化了固相动力本构(如采用线性弹性模型),忽略了垃圾土塑性变形对孔隙结构的影响;要么将液气压力视为静态参数,未能揭示动力荷载下液气压力激增与固相剪切变形的耦合效应。垃圾土动力本构与多相耦合机制的脱节,使得现有模型难以精准模拟高液气环境下填埋场在地震作用下的响应机制,难以量化液气压力瞬变、界面滑移与动力稳定性规律。

针对上述问题,构建融合生化相变、气压积聚与纤维加筋硬化的垃圾土弹塑性动力本构模型,采用考虑气压的液化软化函数和应变传递系数修正垃圾土骨架刚度,定量表征气压对垃圾土有效应力与剪切模量衰减的非线性影响及其对垃圾体加筋硬化的削弱效应;并建立考虑液气两相运移与孔隙比动态更新的固液气三相耦合动力分析方法,并通过动三轴试验数据验证循环荷载下模型参数适用性;最后,开发基于VUEL子程序的显式三相耦合求解算法,实现高液气填埋场动力响应的精细化模拟,识别复杂条件下填埋场动力响应机制及沿衬垫界面-堆体内部组合失稳破坏模式,为填埋场动力稳定性分析和抗震设计提供科学依据。

1 垃圾土三相耦合弹塑性动力本构

1.1 基本相本构方程

提出的本构模型基于“基本相-加筋相”双相耦合基本假设^[7]。如图1所示,在该体系中,加筋相以塑料类材料为主,在垃圾土中呈三维随机分散,基

本相则涵盖木材、有机物、玻璃、水分等非塑料成分,两相界面作用通过引入界面接触模型实现。鉴于基本相具备类土质材料特性,采用边界面塑性模型刻画其应力应变关系;而加筋相力学响应通常呈弹性特征,故加筋相选用弹性模型进行模拟。

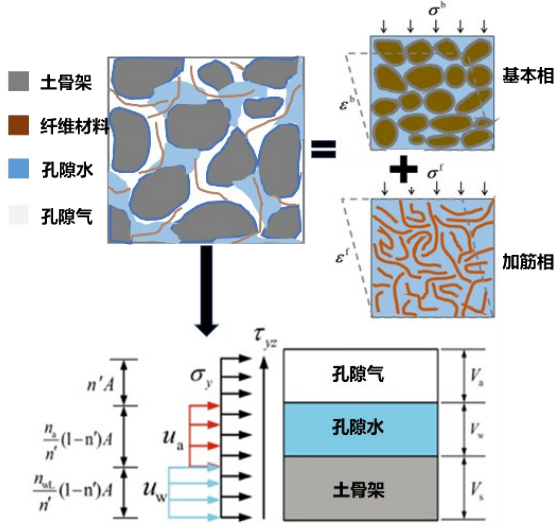


图1 垃圾土基本假设示意图

Fig.1 Schematic diagram of the basic assumptions for municipal solid waste

基本相的边界面屈服方程采用 Sheng 等^[11]提出的形式

$$F(p, q, p_c) = \frac{q^2}{M^2 p^2} + \frac{p}{p_c} - 1 = 0 \quad (1)$$

式中: p 为平均主应力; q 为偏应力; p_c 为前期固结压力; M 为临界状态线斜率, 与材料摩擦角相关。

垃圾土降解产气会导致孔隙气压 p_g 显著增大、有效应力降低, 将总应力分解为有效应力(考虑孔隙液压)和孔隙气压作用项

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \alpha p_g \delta_{ij} \quad (2)$$

式中: α 为 Biot 系数, 表征气体压力对土骨架的耦合效应。为量化孔隙气压对垃圾土刚度的非线性弱化作用, 基于含气非饱和土的三轴试验数据, 引入液化软化函数 $\Psi(p_g)^{[12]}$

$$\phi(p_g) = \frac{1}{1 + \beta \left(\frac{p_g}{p_{ref}^g} \right)^\zeta} \quad (3)$$

式中: β 为气压软化系数, 表征气压对土骨架刚度的敏感程度; p_{ref}^g 为气相参考压力(取标准大气压 101.3 kPa); ζ 为模型参数($\zeta \geq 1$), 用于描述气压影响的非线性程度。 β 和 ζ 参数通过多组不同液气压力组合的垃圾土动三轴试验标定, 施加 1~5 Hz 循环荷载并同步监测孔隙气压, 结合液化软化函数反演参数值。该函数通过修正体积模量 K 与剪切模

量 G , 将孔隙气压动态耦合至基本相本构关系中, 修正后的模量表达式为

$$K = \frac{(p - p_g)(1 + e_0)}{\kappa} \psi(p_g) \quad (4)$$

$$G = \frac{3(1 - 2\mu^b)}{2(1 + \mu^b)} K \quad (5)$$

式中: κ 为回弹指数, 表示垃圾土卸载时体积应变与有效应力对数变化的比值, 与有机质含量正相关; v 为比容, 体现垃圾土疏松程度, 直接影响其弹性变形能力; μ^b 为泊松比。

修正后的应力-应变关系为

$$d\sigma' = D_{mod}^e (d\epsilon - d\epsilon^p) \quad (6)$$

式中: D_{mod}^e 为含 K 和 G 的弹性刚度矩阵, 通过组装该矩阵和塑性修正项, 可得基本相弹塑性刚度矩阵

$$d\sigma' = (D^e - \frac{D_c \cdot n \otimes n : D_e}{A + n : D^e : n}) : d\epsilon \quad (7)$$

考虑孔隙比变化, 采用损伤因子 D 描述动力荷载作用下垃圾土刚度的累积塑性应变依赖性

$$D = 1 - \exp(-\lambda \epsilon_q^p \cdot \frac{e}{e_{ref}}) \quad (8)$$

式中: λ 为损伤速率参数; ϵ_q^p 为累积塑性偏应变; e_{ref} 为参考孔隙比。通过指数函数引入的损伤因子 D , 可以定量描述动力荷载下刚度随累积塑性偏应变的衰减规律。

1.2 加筋相本构方程

Chang 等^[7]的研究表明, 纤维与垃圾土基本相的界面摩擦效应会随围压的增大而增强, 加筋相弹性本构主要适用于剪应变不大于 1% 的应变范围, 此工况下纤维与垃圾土基本相的界面以摩擦约束为主, 纤维未发生显著拔出或断裂, 线弹性假设可合理表征其刚度贡献。加筋相(纤维材料)的应力-应变行为可近似为线弹性, 其有效应力增量与应变增量满足

$$d\sigma'_f = D_f^e : d\epsilon_f \quad (9)$$

D_f^e 为纤维相刚度矩阵, 采用有效围压 σ'_b (垃圾土颗粒骨架承受的净围压) 与孔隙液气压力(液气联合, 通过饱和度加权平均)的耦合效应进行修正

$$\sigma'_b = \sigma_b - [S_w p_w + (1 - S_w) p_g] \quad (10)$$

式中: σ_b 为总围压; S_w 为液相饱和度; p_w 、 p_g 分别为孔隙液气压力。基于此, 加筋相弹性模量修正为

$$K_r = K_{r0} \cdot \left(\frac{\sigma'_b + p_{ref}}{p_{ref}^w} \right)^\gamma \cdot \left(1 - \eta \frac{S_w p_w + (1 - S_w) p_g}{\sigma'} \right) \quad (11)$$

式中: K_{r0} 为初始刚度; λ 为围压敏感系数; η 为孔隙压力耦合系数; p_{ref}^w 为液相参考压力(取 1 kPa)。在渗滤液饱和区域($S_w = 1$), 以孔隙液压力为主; 在非

饱和区域($S_w < 1$),则气相渗透率显著高于液相,气压传递占优,更贴近实际填埋场的非均匀渗流状态。

1.3 固液气三相耦合方程

垃圾土力学行为由基本相(基质)与加筋相(纤维材料)共同主导,由于土骨架主要由基本相构成,假定基本相应变与整体应变相等,加筋相分布于颗粒间,体积占比小,因此仅考虑其对剪应变的贡献。加筋相与整体的剪应变增量关系可表示为

$$d\epsilon_f^s = f_m \cdot d\epsilon^s \quad (12)$$

其中,应变传递系数 f_m 由当前应力状态决定

$$f_m = \exp\left(-\frac{p_w}{q_w}\right) \quad (13)$$

式中: p_w 为垃圾土球应力; q_w 为偏应力。

垃圾土有效应力由两相共同承担,总应力增量 $d\sigma$ 为基本相与加筋相应应力增量($d\sigma_b'$ 和 $d\sigma_f'$)的体积加权平均,则考虑降解产气的总有效应力表示为

$$d\sigma' = V_b d\sigma_b' + V_f d\sigma_f' - \alpha p_g I \quad (14)$$

式中: α 是Biot系数,表征气压对土骨架的耦合效应; I 为单位张量; V_f 为加筋相体积分,定义为加筋相体积与垃圾体总体积的比值。

考虑气相体积模量的垃圾土等效体积模量的表达式为

$$K_{eq} = \left(\frac{1}{K_s} + \frac{\phi}{K_w} + \frac{1-\phi}{K_g} \right)^{-1} \quad (15)$$

式中: K_s 、 K_w 、 K_g 分别为固相颗粒、液相与气相体积模量。

气压会降低有效围压 σ_b' 进而导致式(13)中应变传递系数 f_m 增大,削弱加筋相剪应变传递效率,修正后的 f_m 可重新定义为

$$f_m = \sqrt{\frac{q}{\sigma_b - [S_w p_w + (1 - S_w) p_g]}} \quad (16)$$

修正后的应变传递系数量化了液气压力对垃圾土应变分配和加筋效应的影响,即:高液气压通过降低有效围压,削弱应变传递效率,弱化加筋相的强度贡献。

本构模型参数基于静力三轴试验与含气非饱和土动三轴试验等联合标定。静力三轴试验采用应变控制模式(加载速率0.1%/min),记录偏应力-轴向应变曲线,其中临界状态应力比 M_{max} 取峰值强度对应的 q/p' 比值,泊松比 μ_b 通过弹性阶段的轴向与径向应变关系计算,回弹指数 κ 则基于卸载-再加载阶段的体积回弹数据确定。气压软化系数 β 和非线性系数 ζ 需通过含气非饱和土动三轴试验标定,试验中施加1~5 Hz循环荷载并同步监测孔隙气压,结合液化软化函数反演参数值。损伤速率参数

λ 的标定需通过动三轴试验确定:在1~5 Hz频率范围内施加循环荷载,依据累积塑性应变-循环次数曲线,利用损伤因子表达式进行非线性拟合。参考孔隙比 e_{ref} 通过静态固结试验测定初始孔隙比 e_0 。

气压软化系数(β)作为量化孔隙气压对土骨架刚度弱化效应的核心参数,其取值直接影响有效应力路径的演化规律,进而决定垃圾土在地震荷载下的变形特性与失稳模式。尽管纤维加筋可通过界面摩擦效应提升垃圾土强度,但其强化作用会被孔隙气压显著削弱。结合控制气压的固结不排水(CU)条件下的应力-应变模拟结果,分析了当纤维加筋含量 $w_f=4\%$ 时,不同软化系数($\beta=0, 0.3, 0.6, 0.9$)对垃圾土有效应力路径的影响。

如图2所示,当纤维含量为4%时,气压软化系数显著影响含气垃圾土有效应力路径。 $\beta=0$ 时,有效应力路径接近排水状态,偏应力显著增长,纤维增强效应充分体现;随 β 增大,路径下移,偏应力增幅收窄,加筋硬化作用被抵消, $\beta=0.9$ 时路径显著偏低,加筋效应大幅削弱。这表明气压软化系数是关键影响因子,其增大会加剧孔隙气压对土骨架的软化,需考虑气压对垃圾土强度的影响。

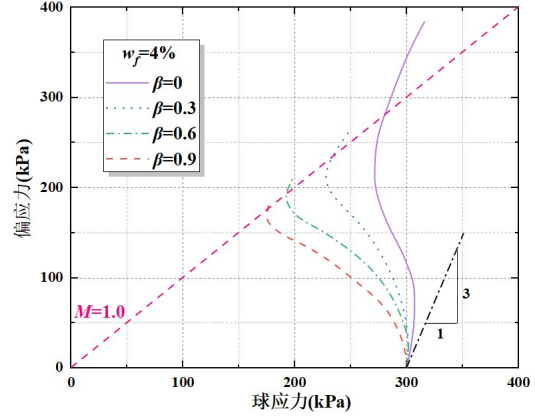


图2 气压软化系数对有效应力路径的影响

Fig.2 Effect of pore gas pressure softening coefficient on effective stress path of MSW

1.4 垃圾土弹塑性动力本构的试验验证

为验证提出的本构模型,采用Rawat等^[13]的应变控制式加筋垃圾土动三轴试验(DCT,剪应变幅值为0.6%、剪切频率为1 Hz),模型验证采用的本构参数如表1所示。图3展示了不同垃圾土纤维含量对其偏应力的影响,采用第2个循环应力-应变滞回曲线进行对比验证,可以发现随着纤维含量(FC)的增大,滞回曲线面积减小,试样的偏应力和滞回曲线斜率也随着变小,峰值偏应力从 $w_f=4\%$ 时的30 kPa降至 $w_f=10\%$ 时的14 kPa。在卸载阶段,模拟结果的曲线斜率偏高,这是因为模型假设垃圾土

基本相的卸载过程为弹性,但总体上提出的本构可 以较好地模拟滞回圈形状和应力衰退变化。

表 1 试验验证中垃圾土本构参数取值
Table 1 Validation parameters of constitutive models

基本相参数							加筋相参数				土颗粒压缩性					
$M_{\max}$	μ_b	$\lambda/\%$	κ	ζ	β	E_t/MPa	μ_f	λ_f	η	$w_f/\%$	α	$\eta_d/(\text{m}^3/\text{kg})$	K_g/kPa	C_s/kPa^{-1}	ϕ	
1.2	0.3	0.05	0.05	2	0.05	50	0.4	0.01	0.4	10	0.9	0.03	150	0.05	0.6	

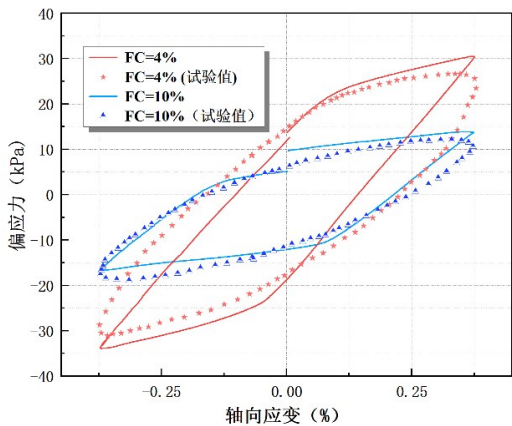


图 3 不同纤维含量垃圾土的动三轴验证(第 2 滞回圈)
Fig.3 Dynamic triaxial test verification of waste with different fiber contents (for second hysteresis loop)

图 4 对比了垃圾土动力剪切过程中超孔隙水压力比 r_u 与归一化循环数比(N/N_L)的关系曲线,由图 4 可见,模型预测的 r_u - N/N_L 变化规律与试验结果吻合良好。

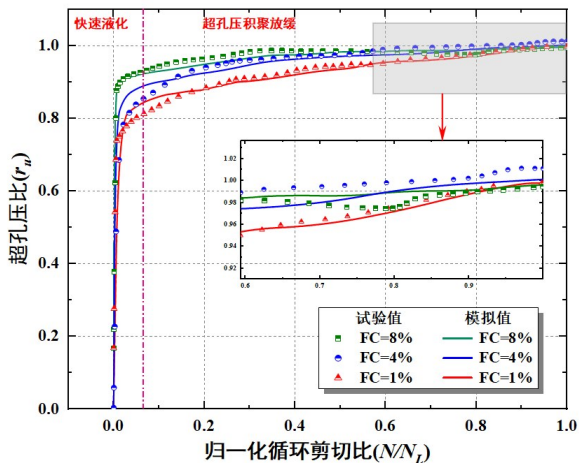


图 4 超孔隙压力验证
Fig.4 Excess pore pressure ratio verification

由于缺乏高液气赋存条件下垃圾土相关三轴试验,采用 Unno 等^[14]开展的人工配置类垃圾土材料不排水不排气循环三轴试验进行已有的固液两相本构和本文的固液气耦合三相本构对比验证。从图 5 的超孔隙压力变化曲线可以看出,本文提出的

垃圾土三相本构模型相较于固液双相模型^[7]在模拟动三轴试验时展现出显著的优势,模拟的动荷载下超孔隙压力峰值和波动幅值更接近试验数据,表明其对瞬态荷载的响应描述更合理。上述开展的系列动三轴试验分别在 0.1、0.5 和 1 Hz 的频率下加载,不同频率的模拟结果均与试验结果吻合良好,表明模型对加载频率不敏感的特性与垃圾土弱频率依赖性的试验规律相匹配。

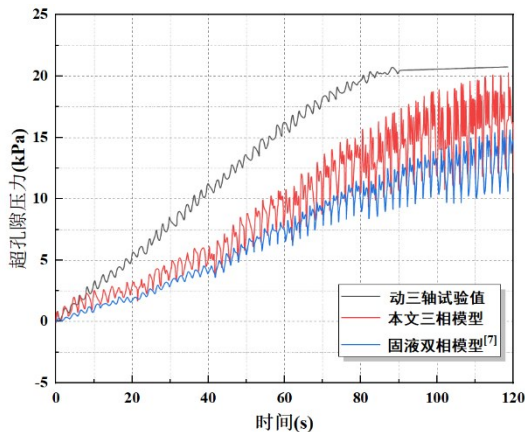


图 5 三相本构与固液耦合本构动三轴试验对比验证
Fig.5 Comparative validation between the proposed model and solid-fluid constitutive by the dynamic triaxial test

2 高液气填埋场动力有限元分析方法

2.1 垃圾土三相质量守恒方程

高液气填埋场动力有限元分析的核心控制方程由垃圾土固液气三相质量守恒、动量守恒及广义达西定律^[15]组成。垃圾土的总密度由固相、液相和气相共同决定,具体为

$$\rho=(1-n)\rho_s+nS_r\rho_w+n(1-S_r)\rho_g \quad (17)$$

基于基本质量守恒方程(质量变化率=流入质量-流出质量+源项),考虑土骨架变形、流体可压缩性及相变耦合效应,通过展开时间导数项、引入毛细压力与固相压缩及散度项,推导了垃圾土中液相和气相的质量守恒方程为

$$\left[\frac{nS_w}{K_w} + (\alpha - n) \frac{S_w}{K_s} \left(S_w + p_c \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right) - n \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right] \frac{\partial p_w}{\partial t} + \left[\frac{S_w}{K_s} (\alpha - n) \left(S_g + p_c \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right) + n \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right] \frac{\partial p_g}{\partial t} + \alpha S_w \nabla \mathbf{v}_s + \frac{1}{\rho_w} \nabla \left[\rho_w \frac{\mathbf{k}k_{rw}}{\eta_w} \left(-\nabla p_w + \rho_w (g - \ddot{u}_s) \right) \right] = 0 \quad (18)$$

$$\left[\frac{nS_g}{K_g} + (\alpha - n) \frac{S_g}{K_s} \left(S_g + p_c \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right) - n \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right] \frac{\partial p_g}{\partial t} + \left[\frac{S_g}{K_s} (\alpha - n) \left(S_w + p_c \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right) + n \frac{\partial S_w}{\partial p_c} \right] \frac{\partial p_w}{\partial t} + \alpha S_g \nabla \mathbf{v}_s + \frac{1}{\rho} \nabla \left[\rho \frac{\mathbf{k}k_{rg}}{n} \left(-\nabla p_g + \rho (g - \ddot{u}_s) \right) \right] = 0 \quad (19)$$

式中: S_w, S_g 分别为液气相饱和度; K_s, K_w, K_g 分别为固液气三相体积模量; p_c 毛细压力; α 为 Biot 系数; k 为垃圾体固有渗透率; k_{rw} 为液气相对渗透率; η_w 为液相动力黏度; $\mathbf{v}_s$ 为固相速度矢量。

通过联立固液气三相的本构方程与平衡方程, 可推导出以垃圾土骨架位移 u_i 、孔隙液压力 p_w 和孔隙气压 p_g 为变量的耦合动力控制方程

$$\mu \nabla^2 \mathbf{u} + (\lambda + \mu) \nabla e - \alpha \chi \nabla p_w - \alpha (1 - \chi) \nabla p_g = \rho \ddot{\mathbf{u}} + \rho_w \ddot{\mathbf{W}} + \rho_g \ddot{\mathbf{V}} \quad (20)$$

该方程有位移边界 (Γ_u) 和应力边界 (Γ_σ)、孔压边界 (Γ_p) 和流速边界 (Γ_w), 具体为

$$\begin{cases} \mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} (\text{on } \Gamma_u) \\ p_w = \bar{p}_w (\text{on } \Gamma_w) \\ p_a = \bar{p}_a (\text{on } \Gamma_a) \end{cases} \quad (21)$$

$$\begin{cases} t \equiv \sigma n = \bar{t} (\text{on } \Gamma_\sigma) \\ q_w \equiv -\rho_w \mathbf{v}^w \cdot \mathbf{n} = \bar{q}_w (\text{on } \Gamma_w^q) \\ q_a \equiv -\rho_a \mathbf{v}^a \cdot \mathbf{n} = \bar{q}_a (\text{on } \Gamma_a^q) \end{cases} \quad (22)$$

式中: u_0, p_{w0} 和 p_{g0} 分别为初始位移、初始水压、初始气压; Γ_u 和 Γ_σ 分别为已知位移和应力边界; Γ_w, Γ_w^q 分别为已知水压和液相流量边界; Γ_a, Γ_a^q 分别为已知气压和气相流量边界。

为实现多场耦合控制方程的离散化与降维, 引入位移形函数矩阵 N_u 、水压和气压的形函数向量 N_p , 将偏微分方程转化为节点变量的代数方程组

$$\begin{cases} u(t) = N_u \hat{u}(t) \\ p_w(t) = N_p \hat{p}_w(t) \\ p_a(t) = N_p \hat{p}_a(t) \end{cases} \quad (23)$$

将质量守恒、动量守恒方程进行 Galerkin 法^[16]变换, 可得垃圾土固液气三相耦合问题的有限元方程组。非饱和土的固液气三相耦合模型中阻尼矩阵 C 通常设为零, 这是因为许多情况下主要关注稳态或准静态问题, 忽略了各相的加速度影响。然而, 对于垃圾土动力耦合分析问题, 需考虑非线性、时间依赖性等因素, 土层的阻尼矩阵不能简单设为零。采用时域法进行垃圾土层的确定性地震反应分析, 采用集中质量的有限元方法对原结构进行离

散化处理, 得到动力控制方程为

$$[M] \{\ddot{u}(t)\} + [C] \{\dot{u}(t)\} + [K] \{u(t)\} = -[M] \{I\} \ddot{u}(t) = \{p_{\text{eff}}(t)\} \quad (24)$$

式中: $\{u(t)\}$ 为土层各节点与下卧基岩面的相对位移向量; $\{\ddot{u}(t)\}$ 为土层下卧基岩面的输入地震波加速度; $\{p_{\text{eff}}(t)\}$ 为等效地震荷载向量。假定土层的阻尼矩阵是由质量矩阵和刚度矩阵线性组合, 采用 Rayleigh 比例阻尼矩阵模型^[17]

$$[C] = a_0 [M] + a_1 [K] \quad (25)$$

式中: a_0 和 a_1 为比例常数, 据土层振型正向性可得

$$\begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{Bmatrix} = \frac{2\omega_m \omega_n}{\omega_n^2 - \omega_m^2} \begin{bmatrix} \omega_n & -\omega_m \\ -1/\omega_n & 1/\omega_m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \xi_m \\ \xi_n \end{Bmatrix} \quad (26)$$

式中: ω_m, ω_n 和 ξ_m, ξ_n 分别为填埋堆体第 m 和 n 阶振型的自振频率及对应的阻尼比, 且假设各阶阻尼比相同。通常情况下, 低阶振型在结构地震动力响应中起主导作用, 因此取 $\omega_m = \omega_1, \omega_n = \omega_2$ 。

2.2 垃圾土固液气耦合动力求解程序

对于垃圾土固液气三相耦合的特殊求解问题, 标准单元和材料模型无法完全满足, 为此采用 ABAQUS 用户子程序接口 (VUEL), 编写自定义代码来扩展程序功能。编制 VUEL 子程序, 通过 Abaqus 显式求解器实现垃圾体 u - p - p 方程求解, 高效处理填埋场固液气耦合稳定分析的问题。VUEL 求解程序结构如图 6 所示。

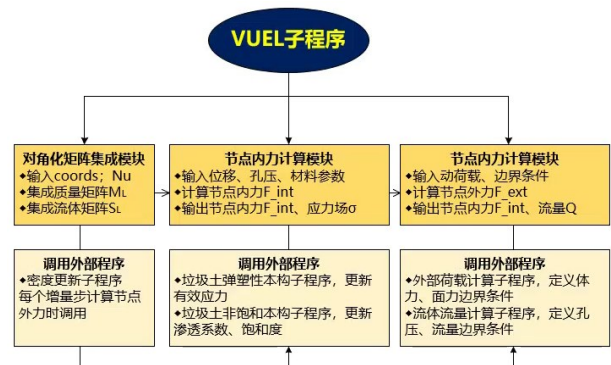


图 6 垃圾土固液气耦合 VUEL 求解程序结构示意图

Fig.6 Structural diagram of VUEL solver for solid-liquid-gas coupling in municipal solid waste

3 高液气填埋场动力稳定性分析

3.1 填埋场高饱和和域内液气压力分布规律

由于饱和填埋垃圾仍会发生降解产气,填埋场中渗滤液水位以下高饱和域的液气运移过程与土体中的渗流过程存在显著差异,此时气体以气泡形式积聚,直至气压突破介质阻力。因此,填埋场底部高液气压力的形成包括气泡生成和积聚两个阶段,产气过程中气泡的增长引起液相压力的变化,导致填埋场孔隙压力发生重分布,有学者^[18]建立了高饱和域内气泡积聚模型来描述这一过程。

图7所示为水位比为0.5(渗滤液水位高度与填埋场高度之比,填埋高度=40 m)时填埋场内气泡积聚和渗滤液抬升过程。由于表面张力相对于液压较小,孔隙气压的分布及变化过程与渗滤液的趋势相似。同时,随着填埋场内降解产气和气泡积聚,液相压力同步增大,引起渗滤液水位抬升。随着气泡浮力的增大至临界值,气泡开始上浮并导致液气相对流动,直至降解稳定后形成高液气填埋场。产气稳定期 $t=160$ d时的液气压力分布基于修正一阶降解动力学模型计算^[18],产气速率参数为 0.002 d^{-1} ,模拟结果与现场实测气压,确保初始液气压力分布的合理性。采用空间插值方法和节点力等效法将 $t=160$ d时的填埋场内孔隙液气压力数据映射至有限元计算网格,作为动力稳定性分析的初始条件,确保液气压力平衡方程与固体骨架动力方程同步满足。

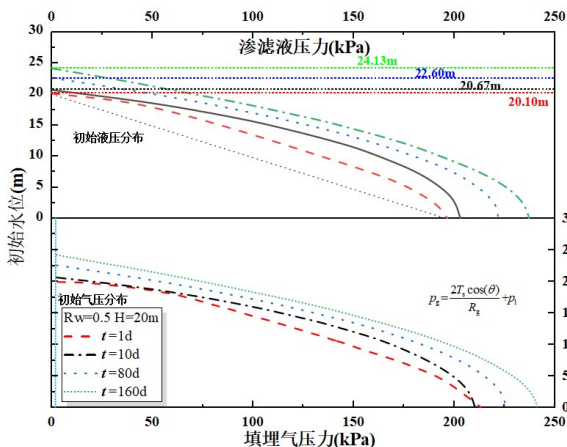


图7 高饱和域内液气积聚及水位高度变化过程

Fig.7 Gas-liquid accumulation and leachate level variation in highly saturated zones

3.2 高液气压填埋场动力稳定分析模型

基于上述考虑固液气耦合的垃圾体模拟方法,建立高液气平原型填埋场动力稳定分析模型,如图8所示。填埋场坡比1:1.5,填埋高度40 m,填埋场底部宽度240 m,基岩深120 m,长720 m。为防止

地震波在边界处反射,在模型底部和侧面均设置动力吸收边界。

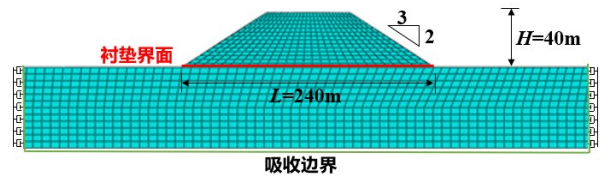


图8 平原型填埋场有限元分析模型

Fig.8 Finite element model of coastal landfill

在填埋场动力稳定性分析中,地震荷载的频谱特性至关重要,为聚焦于堆体内孔隙压力演化、剪切带发展及整体失稳过程,选取 Taft 波(1952年美国加州地震记录)和天津波(中国唐山地震天津台站记录)作为输入荷载(如图9所示)。Taft 波(卓越周期0.3~0.5 s,中频)和天津波(卓越周期1.0~1.5 s,低频),分别代表中硬场地与软土地地典型地震动,其频谱特性差异可覆盖填埋场动力响应中“瞬时应力集中”与“累积变形”的关键机制。

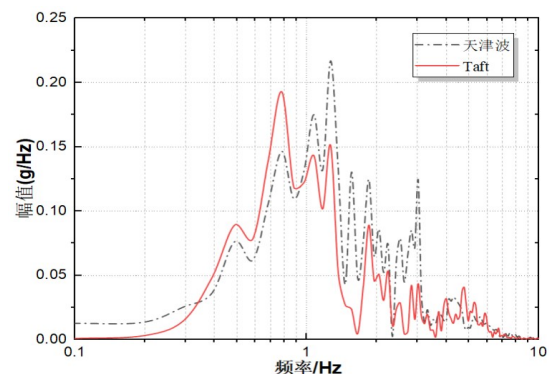


图9 加载地震波荷载响应谱

Fig.9 Response spectrum of seismic wave loading

3.3 填埋场动力响应与永久变形规律

采用初始水位比为0.3和0.5表征低液气和高液气填埋场工况,图10所示为填埋场顶部中心点动力响应谱。结果表明,随着液气压力的提升,填埋场内部的峰值加速度均显著增大,而达到峰值加速度的时刻随着水位比的增加均有所滞后,体现了液气运移对填埋场动力响应的阻滞作用。

图11分析了水位比0.5工况下填埋场加速度放大系数($a_{\max}/a_{\text{bedrock}}$)的分布规律,沿填埋场左侧坡脚(高程0点A1)至坡顶方向按20 m间距布设7个监测点(A1~A7)。结果显示,地震波经过填埋场底部衬垫和填埋垃圾后,坡顶的填埋场动力响应被显著放大,且加速度放大系数的增速随填埋高度的增加呈先增后缓而后激增的规律,这种非线性响应可归因于多重机制的耦合作用:1)深部垃圾土的高密实度使其形成刚性响应区,通过低衰减波传播大幅

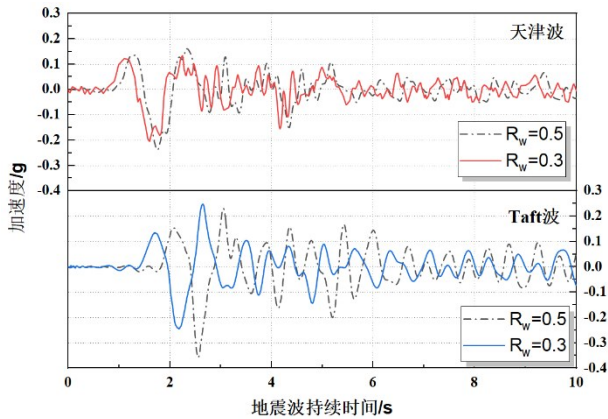


图 10 不同水位比填埋场顶部动力响应

Fig.10 Dynamic response at landfill crown under different leachate level ratios

放大近坡脚位置动力响应;2)中段非饱和区气液两相阻尼增强且垃圾土压实度降低,导致动力传递效率下降;3)浅层松散区由边坡地形的放大效应主导,坡顶地震波反射/折射作用引发动力响应激增。

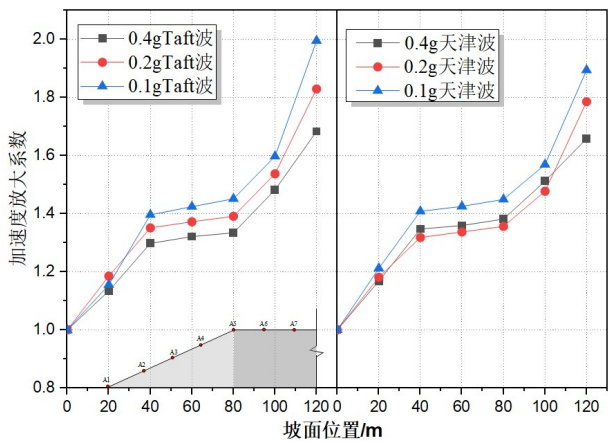


图 11 不同地震波作用填埋场沿水平坡面位置动力响应

Fig.11 Dynamic response distribution along slope surface under different seismic waves

如图 12 所示,尽管 Taft 波导致的动力响应更为显著,然而天津波在永久变形上更为突出。这主要是由于它们频谱特性的不一致,Taft 高频波能量集中在较短的时间内,主要引起结构的振动而导致较小的永久位移,而天津低频波能量分布时间段较长,更易引起堆体结构永久变形。

3.4 地震作用下填埋场沿界面-内部组合失稳破坏机制

保存地震作用下每一时刻填埋场动力响应参数(每隔 0.01 s),采用强度折减法求解各时间点安全系数,进行填埋场的动力安全系数时程分析。

图 13 对比了 0.2g 和 0.4g Taft 波作用下不同水位比填埋场的安全系数和衬垫界面滑移位移时程曲线。随着 0.2g Taft 波动力荷载的持续作用,填埋

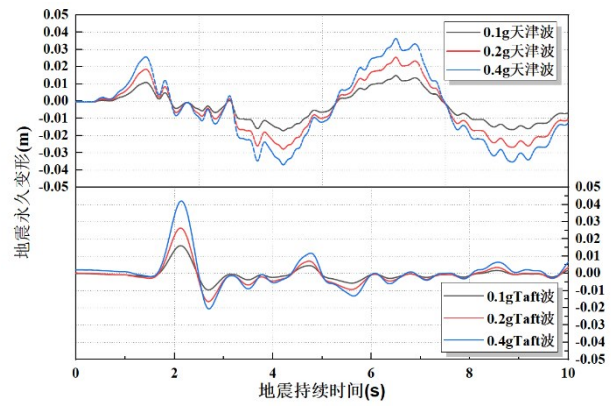
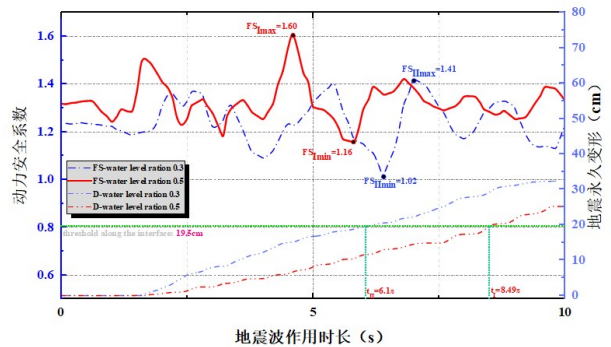


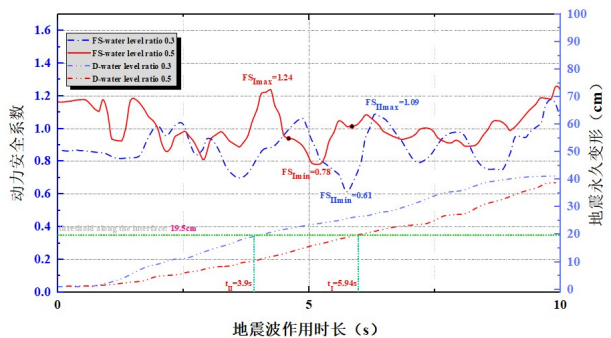
图 12 不同地震波作用填埋场永久变形时程曲线

Fig.12 Time-history curves of permanent deformation under different seismic excitations

场安全系数呈现与 Taft 波加速度时程曲线相似的波动规律。当水位比为 0.3 时,安全系数在 1.16~1.6 之间波动,当水位比增大至 0.5 时,最低安全系数下降幅度达 12%,表明液气压力的提升会削弱填埋场内部动力稳定性。同时,渗滤液水位的提升也会导致填埋场沿底部衬垫界面的滑移位移快速增大,最终达到约 32.5 cm,加剧了填埋场沿界面滑移失稳破坏风险。在 0.4g Taft 波作用下,填埋场安全系数的波动范围增大且波动更剧烈,当水位比升高至 0.5 时,最小安全系数较低位工况下降约 22%,



(a) 0.2g Taft 波



(b) 0.4g Taft 波

图 13 填埋场动力安全系数和界面滑移变形时程曲线

Fig.13 Time-history curves of dynamic safety factor and interface slip deformation

同时,不同水位比工况下沿底部衬垫界面的累积永久滑移变形均达到 40.0 cm 左右,表明此时液气压力的抬升对界面永久变形的放大作用不明显,这是由于地震作用下孔隙水压力无法迅速消散,主要是影响垃圾土瞬时应力状态。

由此可见,在较低强度地震波作用下,填埋场安全系数整体保持在较高的水平,沿底部衬垫界面的永久滑移变形将随动力荷载的持续而逐步发展至容许形变值,沿界面滑移破坏风险较高;在高强度地震波作用下,填埋场安全系数在前期便迅速下降至 1.0 以下,而界面累积永久变形则同步达到位移阈值^[19],此时填埋场呈现沿堆体内部和界面滑移组合失稳模式。地震作用下填埋场动力失稳过程可以通过塑性贯通区的形成和扩展来解释,图 14 详细展示了 0.4g Taft 波持续时间内不同时间节点处的塑性贯通区发展。由图 14 可以发现,在地震荷载初始阶段($t=2.5$ s),填埋场右侧坡脚处首先出现塑性贯通区,地震波的传播导致该区域应力集中,超过底部衬垫界面抗剪强度,形成局部塑性变形区,坡脚衬垫界面处首先出现损伤。随着地震荷载的持续作用($t=5$ s),塑性贯通区逐渐向内部延伸,这一过程填埋场内孔隙液气压力可能进一步应力集中,导致塑性贯通区的扩展速度加快,直至地震荷

载作用的最后阶段($t=10$ s),坡顶中点附近形成塑性区域贯通,表明填埋场的整体稳定性已破坏,可能发生整体滑移或失稳。同时,各时刻塑性区扩展同步伴随孔隙气压和水压的累积,有效应力最终降幅达 25%,表明液气压力软化效应与应力集中共同驱动剪切带扩展。

因此,填埋场内液气压力对填埋场动力稳定性分析有显著影响,尤其是对高液气填埋场进行抗震设计与稳定性评估时,应充分考虑液气压力对堆体稳定性的折减效应,确保其不同水位条件与地震荷载特性下的安全性。

4 结论

针对传统动力本构模型难以准确表征垃圾土液气压力积聚和加筋硬化耦合效应的局限,采用考虑气压的液化软化函数和应变传递系数修正垃圾土骨架刚度,量化了降解产气对有效应力与剪切模量的动态影响,建立了垃圾土固液气耦合三相弹塑性动力本构模型;基于 VUEL 子程序开发了显式中心差分算法,提出了非饱和垃圾土三相耦合动力分析框架,实现了填埋场动力响应的全耦合数值模拟;通过高液气填埋场动力响应与永久变形规律分析,揭示了地震作用下高液气填埋场组合失稳灾变机理,为填埋场抗震设计提供了新的理论依据。主要结论如下:

1) 提出的弹塑性动力本构模型与试验结果验证良好,能准确模拟循环荷载下垃圾土滞回曲线形态、超孔隙压力增长及刚度退化特性,为高液气环境下垃圾土动力特性分析提供了有效工具。

2) 高液气压力会显著降低填埋场动力安全系数,0.4g Taft 波作用下,渗滤液水位比从 0.3 升至 0.5 时,安全系数最大降幅达 22%;0.2g Taft 波作用下,界面滑移位移增幅超过 30%,表明液气压力积聚是触发填埋场动力失稳的关键诱因之一。

3) 低频地震波(如天津波)因能量分布时间长、频谱特性接近填埋场固有频率,易引发塑性应变累积与永久变形;高频波(如 Taft 波)则通过瞬时应力集中导致加速度响应放大,表明地震动频谱特性是决定破坏模式的关键因素。

4) 地震荷载作用下填埋场塑性贯通区从坡脚衬垫界面逐步向堆体内部扩展,低强度下沿底部衬垫界面滑移破坏风险高,而高强度下会形成“界面滑移-内部剪切带贯通”的组合失稳模式,表明传统单一滑裂面假设并不适用于填埋场动力稳定性分析。

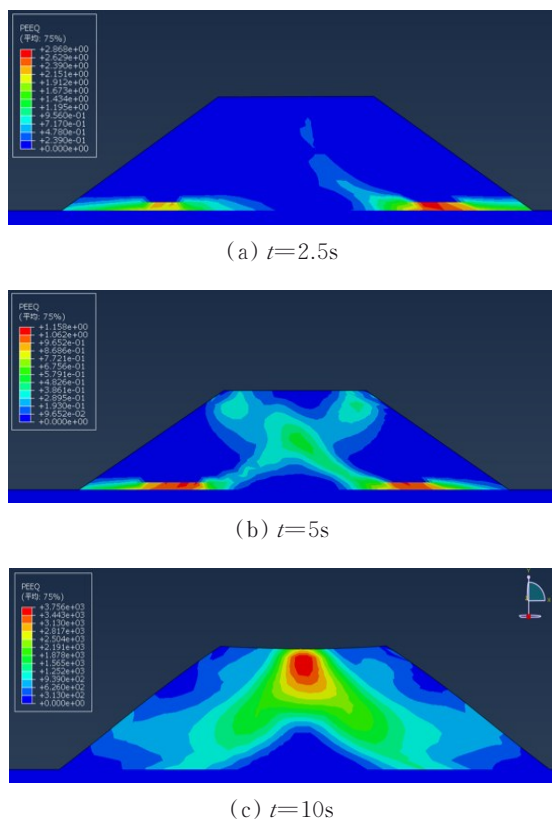


图 14 不同时刻填埋场内部塑性贯通区发展

Fig.14 Development of plastic penetration zones in landfill at different time stages

参考文献

- [1] MA P C, KE H, LAN J W, et al. Field measurement of pore pressures and liquid-gas distribution using drilling and ERT in a high food waste content MSW landfill in Guangzhou, China [J]. *Engineering Geology*, 2019, 250: 21-33.
- [2] HU J, CHEN Y M, LI J H, et al. Centrifuge modeling of slope failure induced by elevated gas pressure in wet municipal solid waste landfill [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2024, 61(6): 1094-1108.
- [3] SEED R B, MITCHELL J K, SEED H B. Kettleman hills waste landfill slope failure. II: Stability analyses [J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1990, 116(4): 669-690.
- [4] LI Z H, JIANG Y J, LV Q, et al. Consistent modeling of a catastrophic flowslide at the Shenzhen landfill using a hydro-elasto-plastic model with solid - fluid transition [J]. *Acta Geotechnica*, 2018, 13(6): 1451-1466.
- [5] 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.
- [6] KE H, CHEN Y M, DONG D, et al. Non-linear elastic model for MSW considering dilatancy effect [J]. *Environmental Geotechnics*, 2019, 6(3): 125-136.
- [7] CHANG J Y, FENG S J. A constitutive model for municipal solid waste incorporating bounding surface plasticity and reinforcing effect [J]. *Computers and Geotechnics*, 2020, 123: 103592.
- [8] FENG S J, CAO B Y, BAI Z B, et al. Constitutive model for municipal solid waste considering the effect of biodegradation [J]. *Géotechnique Letters*, 2016, 6(4): 244-249.
- [9] GALLIPOLI D, GENS A, SHARMA R, et al. An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour [J]. *Géotechnique*, 2003, 53(1): 123-136.
- [10] FENG S J, FU W D, ZHOU A N, et al. A coupled hydro-mechanical-biodegradation model for municipal solid waste in leachate recirculation [J]. *Waste Management*, 2019, 98: 81-91.
- [11] SHENG D, SLOAN S W, YU H S. Aspects of finite element implementation of critical state models [J]. *Computational Mechanics*, 2000, 26(2): 185-196.
- [12] HONG Y, WANG L Z, NG C W W, et al. Effect of initial pore pressure on undrained shear behaviour of fine-grained gassy soil [J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, 54(11): 1592-1600.
- [13] RAWAT P, MOHANTY S. Static and dynamic loading effects on the strength characteristic of municipal solid waste (MSW) fines reinforced with geosynthetics [J]. *Sādhanā*, 2023, 49(1): 7.
- [14] UNNO T, MIDORIKAWA Y. Cyclic shear behavior of unsaturated soil with varying pore water and pore air condition [J]. *Journal of Japan Association for Earthquake Engineering*, 2019, 19(5): 5_170-5_183.
- [15] BISHOP A W. The principle of effective stress [J]. *Teknisk Ukeblad*, 1959, 39: 859-863.
- [16] LEWIS R W, SCHREFLER B A. The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media [M]. 2nd Edition. John Wiley & Sons, 1999.
- [17] 楼梦麟, 邵新刚. 深覆盖土层 Rayleigh 阻尼矩阵建模问题的讨论[J]. *岩土工程学报*, 2013, 35(7): 1272-1279.
- [18] LOU M L, SHAO X G. Discussion on modeling issues of Rayleigh damping matrix in soil layers with deep deposit [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, 35(7): 1272-1279. (in Chinese)
- [19] ZHENG Q T, JU J S, FU W D, et al. Study of LFG bubble accumulation and discontinuous flow in the highly saturated region of landfill below the leachate level [J]. *Waste Management*, 2024, 189: 334-347.
- [20] FENG S J, JU J S, ZHENG Q T, et al. Modified approach for predicting seismic-induced deformation of landfills considering strength parameters of GMB-GCL interface within the liner system [J]. *Geotextiles and Geomembranes*, 2025, 53(1): 247-259.

(编辑 XXX)