

GCL/GM 界面膨润土挤出机理研究

林伟岸¹, 詹良通¹, 陈云敏¹, 邓红卫²

(1. 浙江大学软弱土与环境土工教育部重点实验室, 浙江 杭州 310058; 2. 苏州市政公用局, 江苏 苏州 215002)

摘要:土工复合膨润土垫(GCL)具有良好的防渗隔气及抗张拉等性能,在填埋场中具有较好的应用前景。GCL/GM界面由于膨润土挤出而导致其剪切强度较小,将影响GCL在填埋场边坡中的使用。因此,采用改进的固结仪进行了膨润土挤出机理的研究,重点探讨了正应力、加载速率、加载与水化的顺序、土工织物类型以及渗滤液等因素对膨润土挤出的影响,并在实验结果的基础上提出了超孔隙水压力挤出机理:快速加载时,GCL内部产生了较大的超孔隙水压力,导致膨润土颗粒在该渗透力的作用下通过土工织物中的孔隙往GCL/GM界面的间隙迁移。

关键词:土工复合膨润土垫;土工膜;膨润土挤出;超孔隙水压力

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2010)06-0832-06

作者简介:林伟岸(1981-),男,湖南邵阳人,博士,从事环境岩土及室内土工实验的研究。E-mail: linxi@zju.edu.cn。

Mechanism of bentonite extrusion of GCL/GM interface

LIN Wei-an¹, ZHAN Liang-tong¹, CHEN Yun-min¹, DENG Hong-wei²

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

Municipal Bureau of Public Utilities, Suzhou 215002, China)

Abstract: GCL possesses many advantages such as low hydraulic conductivity and good compliance with differential settlements. Consequently, GCL has been extensively used as a hydraulic barrier in landfill engineering. The bentonite from the GCL may extrude into the GCL/GM interface, resulting in a significant reduction in interfacial shear strength, and it has important effects on the application of GCL in landfill slopes. Three conventional oedometers are modified to study the mechanism of bentonite extrusion. The influence of normal stress, type of geotextile and type of hydration fluid on bentonite extrusion are investigated. The experimental results reveal that the bentonite extrusion is due to the excessive pore-water pressure during rapid normal loading. It is found that when the prehydrated GCL specimen is subjected to rapid one-dimensional loading, an excessive pore-water pressure tends to build up in the GCL, then the seepage force drives bentonite extruding through the geotextile and attaching on the GM.

Key words: GCL; geomembrane; bentonite extrusion; excessive pore-water pressure

0 引言

土工复合膨润土垫(Geosynthetic clay liners, 简称GCL)是2层土工合成材料之间夹封膨润土粉末,通过针刺、黏接或缝合而制成的一种新型复合材料^[1]。GCL在填埋场中的使用不仅给填埋场底部防渗系统及封顶系统的施工带来了革命性的改变,也提高了填埋场的容积,并节约了填埋场建设成本。面对我国越来越多的老填埋场于旧址进行竖向以及水平向扩建新填埋场的趋势,GCL极低的渗透系数($10^{-10} \sim 10^{-12}$ cm/s)和优越的抗不均匀沉降性能使其在填埋场工程中具有较好的应用前景。而土工膜下铺设一层GCL的防渗型式也是我国规范允许采用的替代型式。由于膨润土较好的吸水膨胀性能,导致GCL内部强度以及与周边材料之间的界面强度较低^[2-6]。其中GCL采用针刺等手段

较大地提高了其内部强度^[5],而GCL/GM界面仍是填埋场稳定的薄弱环节。特别在GCL水化后,GCL/GM界面的膨润土挤出对其界面强度的影响较大。现有研究表明,影响膨润土挤出的因素较多,包括:①织物类型(无纺布或有纺织物)。Triplett和Fox^[2]指出膨润土更容易从有纺织物/土工膜界面挤出;②水化条件。Vukelic等^[3]和Koerner等^[7-8]发现膨润土更易吸水后挤出;③正应力水平。Triplett和Fox^[2]和Vukelic等^[3]指出膨润土挤出量随正应力的增加而增加;④剪切。Triplett和Fox^[2]发现剪切后膨润土大量挤出(限于篇幅,本文对剪切作用的影响不作讨论)。但迄今

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

收稿日期: 2009-03-03

为止, 对膨润土挤出机理的研究和探讨甚少。本文通过改进的固结仪器研究了正应力、加载速率、加载与水化的顺序、土工织物类型以及渗滤液等因素对膨润土挤出的影响, 在实验结果的基础上提出了超孔隙水压力挤出机理。

1 材 料

土工膜(简称 GM)是由 GSE 公司生产的 1.5 mm 双糙面 HDPE 土工膜, 通过喷着法 (Impingement method) 加糙。土工复合膨润土垫 (GCL) 是有纺土工织物 (简称 W, 单位质量 109 g/m²) 与无纺土工织物 (简称 NW, 单位质量 204 g/m²) 之间夹封天然钠基膨润土颗粒 (单位质量 4500 g/m²) 并通过针刺缝合而成的一种防渗材料, 由苏州捷高科技有限公司生产。GCL 中膨润土的塑限和液限含水率分别为 45% 和 345%。

为了更进一步地了解该 GCL 中膨润土的特性, 进行了自由膨胀容和常应力自由膨胀试验。其中, 自由膨胀容试验依照 ASTM D5890^[9] 标准进行, 过程如下: 取烘干并过 1.5 mm 筛的膨润土粉末 2 g, 10 分钟内将膨润土粉末匀速地倒入装有 90 mL 溶液的容量为 100 mL 的量筒内, 随后加入同样的溶液至 100 mL, 16 小时后读取固液分界面的刻度。结果如表 1 所示, 由表可知随离子浓度的增加, 膨胀容降低较为显著。当采用人工配制的渗滤液 (其离子浓度表 1 所示, 模拟七子山填埋场渗滤液) 时, 其自由膨胀容仅为 11 mL/2g-solid, 较小于去离子水中的 26 mL/2g-solid。可见, 渗滤液中的阳离子 (特别是高价的 Ca²⁺ 离子) 限制了膨润土颗粒双电层厚度发展, 减少了其自由膨胀容。

表 1 自由膨胀容试验结果

Table 1 Results of free swell tests on bentonite in GCL	
水化溶液	自由膨胀容/(mL·(2g-solid) ⁻¹)
去离子水	26
自来水	22.5
配制渗滤液*	11

*配制渗滤液: 0.043 mol/L K⁺, 0.09 mol/L Na⁺, 0.014 mol/L Ca²⁺, 0.017 mol/L Mg²⁺, 0.002 mol/L Fe³⁺, 0.199 mol/L Cl⁻。

常应力自由膨胀试验也是评价 GCL 膨胀特性的重要手段, 其实验过程参照 ASTM4546-03^[10]: 首先切取干燥的 GCL 试样, 将其放入固结仪中, 施加实验正应力后再从固结仪底部缓慢放入自来水, 直至 GCL 试样完全浸泡, 间隔一定时间读取竖向位移的读数。试验结果如图 1 所示。由图可知, 初始阶段 (2~3 d) GCL 膨胀速率较大, 随后显著降低。由此可见, GCL

的主膨胀在 2~3 d 内完成, 而次膨胀经过 38 d 仍在继续。另外, 正应力严重影响 GCL 试样的最终高度。当正应力为 0.1, 19 和 400 kPa 时, 其最终高度分别为 12.4, 7.8 和 4.6 mm。另外, GCL 在渗滤液中的水化受阳离子的限制, 在 0.1 kPa 下其最终高度仅为 7.9 mm, 较小于在自来水中的 12.4 mm。

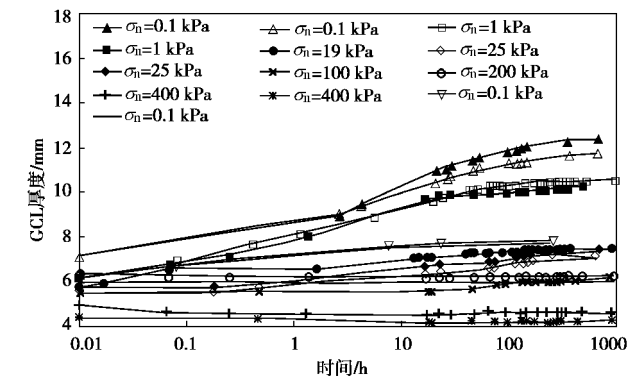


图 1 GCL 试样在不同正应力下的膨胀曲线
(*表示 GCL 浸泡于人工配制的渗滤液中)

Fig. 1 Swelling curves for GCL specimens subjected to different normal stresses

2 实验方案

为了研究正应力、加载速率、加载与水化的顺序、土工织物类型以及渗滤液等因素对膨润土挤出的影响, 本文以 W/GM 界面为基准, 进行了多组对比实验。其中, 按照 GCL 水化和加载的先后顺序, 实验分为两大类型; 一种定义为预水化加载实验, 是指 GCL 试样先在 0.1 kPa 的正应力条件下完全水化膨胀后 (本实验为 90 天), 再施加实验所需正应力, 直至主固结完成 (一般为 12 h), 如 OLT1, OLT2, OLT4 和 OLT5。另一种定义为加载水化实验, 是指 GCL 试样在干燥状态下先施加荷载, 再加入实验所需的水溶液进行水化膨胀, 水化时间一般为 38 d, 如 OLT3。

如表 2 所示, 本实验主要包括 5 组实验: 第一组 (OLT1) 为不同正应力下进行的 W/GM 界面的预水化加载实验, 正应力分别为 19, 100, 200, 400, 600 kPa, 研究正应力对膨润土挤出量的影响。其中, 19 kPa 对应着覆盖系统的正应力, 其他代表着填埋场底部的正应力水平。采用快速加载方式, 每级施加 19 kPa, 维持 2 分钟然后继续加载, 直至最终所需要的正应力。

第二组实验 (OLT2) 采用两种不同的加载速率, 一为阶梯加载, 二为慢速加载, 如图 2 所示。阶梯加载是指分 4 个阶段加载, 4 阶段需施加的正应力分别为 25, 25, 50, 100 kPa, 各级压力维持 12 h 以保障 GCL 内部膨润土中在该级压力下产生的超孔隙水压

力完全消散。慢速加载是指以每级荷载为 4 kPa 并维持 12 h 后继续加载,直至 200 kPa。该加载速率能最大限度地减少 GCL 内部超孔隙水压力的产生。以上两种情况均采用两组相同的 W/GM 界面进行平行实验。

表 2 实验安排

Table 2 Summary of tests					
组别、水化及加载的顺序	正应力/kPa	加载速率	界面	水化溶液	
OLT1	预水化 加载	19, 100, 200, 400, 600	快速加载	W/GM	自来水
OLT2	预水化 加载	200	阶梯加载	W/GM	自来水
	预水化 加载	200	慢速加载	W/GM	自来水
OLT3	加载水化	19, 100, 200, 400	快速加载	W/GM	自来水
OLT4	预水化 加载	19~400	快速加载	NW/GM	自来水
OLT5	预水化 加载	200	快速加载	W/GM	配制渗滤液

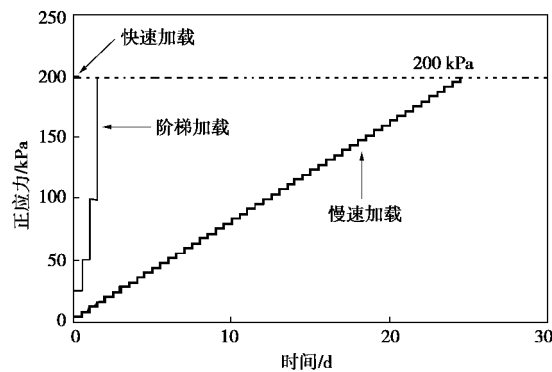


图 2 三种不同的加载速率

Fig. 2 Three kinds of loading rates

以上 2 组实验均在 GCL 试样经过预水化后进行的,实际模拟了 GCL 在填埋场中经历的最危险情况。但在填埋场施工过程中,由于上覆压力的不断变化导致 GCL 水化过程较为复杂。根据自由膨胀实验表明,水化时正应力的大小严重影响着 GCL 的膨胀,因此,第三组实验 (OLT3) 进行了不同正应力条件下 W/GM 界面的加载水化实验,正应力分别为 19, 100, 200, 400 kPa。

由于无纺土工织物与有纺土工织物的纤维组成以及加工方式区别较大,使得 NW/GM 界面与 W/GM 界面之间的膨润土挤出量会有较大的差别。第四组实验 (OLT5) 分别在 19, 100, 200, 400 kPa 等正应力下对 NW/GM 界面进行了预水化加载实验。

根据自由膨胀容和常应力自由膨胀试验的结果,渗滤液严重影响着 GCL 内膨润土的水化特性,也有可能对膨润土挤出产生影响。第五组实验 (OLT5) 在 GCL 试样的预水化过程中以人工配制的渗滤液替代

自来水,再进行 200 kPa 下 W/GM 界面的预水化加载实验,研究渗滤液对膨润土挤出量的影响,同样进行了 2 组平行实验。

3 实验仪器

本实验采用改进的固结仪。沿固结容器水槽的四周涂抹一层厚 3 mm 的环氧树脂,形成直径为 10 cm 的水槽,如图 3 所示。从容器的底部到顶部依次为:底板、透水石、GM、GCL、透水石、加载板。其中底板和加载板沿半径为 4 cm 的位置均匀布置 8 个排水孔。

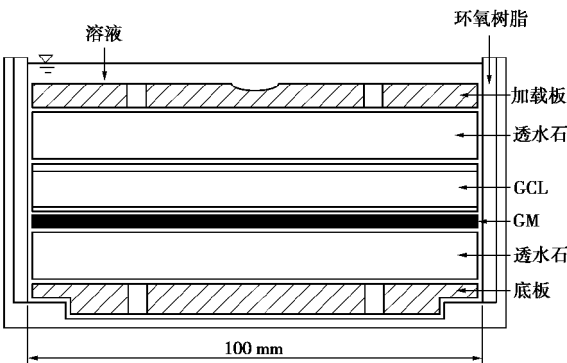


图 3 改进的固结仪示意图

Fig. 3 Modified oedometer for testing GCL/GM specimens

4 实验方法

GCL 试样的切取是一道难题,一般的切取方法易造成 GCL 预水化试样周边膨润土变形;而对于干燥的 GCL 试样,又难以避免试样边界处膨润土颗粒的损失。因此本实验采用热熔法^[11]。首先利用模具标记 GCL 上下表面的土工织物,再采用烧热的小刀沿模具边缘逐步切割 GCL 表面的土工织物,直至完全切好。然后,翻转 GCL 试样,同样采用热熔法切取另一表面的土工织物。此时,如果切取的是干燥 GCL 试样,翻转前可利用注射器往切割好的缝隙中注入少量自来水避免膨润土颗粒的遗失,等缝隙处膨润土充分湿润后再翻转切割另一面的土工织物。

试样切好之后,首先称量其质量,并在 1 kPa 的压力下测得其原始高度。然后依次将底板、透水石、土工膜、GCL (实验面朝下)、透水石以及加载板装入改进固结仪。安装完毕后,各组实验选择相应的加载方式进行加载,随后选择实验所需的溶液进行水化。

实验结束后,取出 GCL 和 GM 试样,先拍摄土工膜表面情况,之后再洗刷黏附于两者表面上的膨润土,烘干并称量,得到膨润土的单位面积挤出量。最后将 GCL 称重,计算其最终含水率。

5 实验结果及讨论

5.1 正应力的影响

图 4 表示第一组实验结束后土工膜表面的情况。由图可知, 在低应力 19 kPa 未发现膨润土挤出, 其余较高应力下, 均发现有膨润土挤出现象。膨润土平均挤出量的结果如图 5 所示, 在 200 kPa 达到最大值 21.9 g/m², 之后随正应力增加反而减少, 当正应力为 600 kPa 时, 挤出量仅为 16 g/m²。可见, 膨润土平均挤出量并未随正应力增加而增加, 这可能与 400 kPa 以及 600 kPa 时 GCL 试样的初始含水率 (如表 3 所示) 较小于 200 kPa 时有关, 更可能与 GCL/GM 界面之间的空隙随正应力增加而减少有关, 其空隙的减少较大限制了膨润土的挤出。

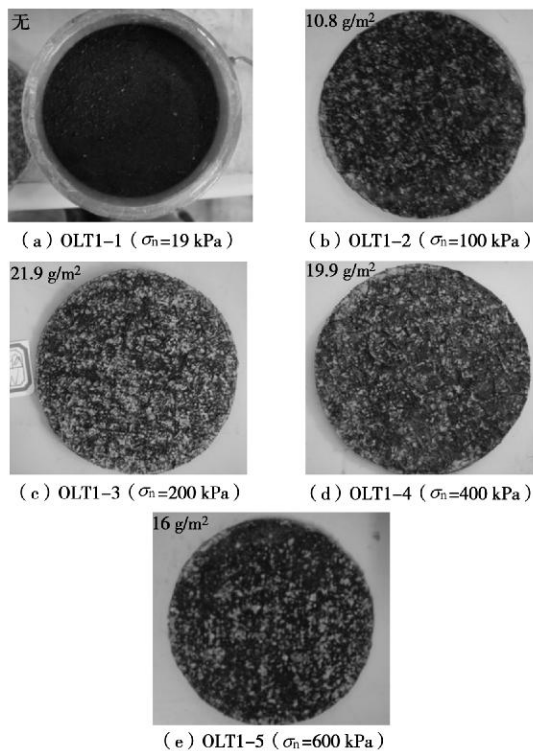


图 4 不同正应力下土工膜表面膨润土挤出情况

Fig. 4 Images of GM surface under different normal stresses

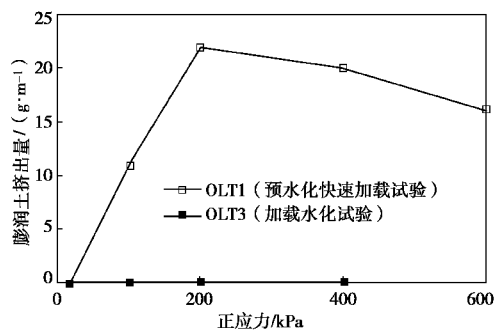


图 5 膨润土挤出量随正应力的变化规律

Fig. 5 Variation of bentonite extrusion on GCL/GM interfaces with normal stress

5.2 加载速率的影响

图 6 (a), (b) 分别表示阶梯加载和匀速加载后土工膜表面的情况。由图可知, 阶梯加载后膨润土挤出较小, 而在匀速加载后并未发现膨润土挤出。通过与快速加载实验结果的对比, 无论采用阶梯加载或慢速加载, 膨润土挤出量均较小于前者。

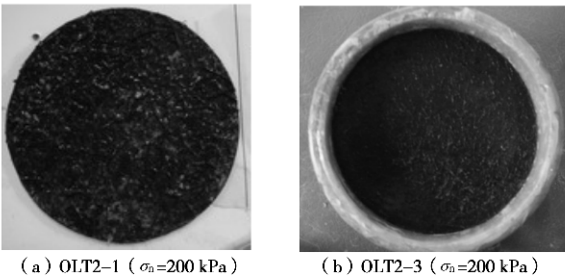


图 6 不同加载速率下土工膜表面情况

Fig. 6 Images of GM surface obtained from OLT2

表 3 实验信息及结果总结

Table 3 Summary of the specimen information and test results

No.	水化正应力/kPa, 水化时间/d, 固结时间/d,	正应力 /kPa	初始含 水率/%	最终含 水率/%	膨润土 挤出量 /(g·m ⁻²)
OLT1-1	0.1, 90, 0.5	19	294	270	无
OLT1-2	0.1, 90, 0.5	100	292.2	223.1	10.8
OLT1-3	0.1, 90, 0.5	200	313.5	218.3	21.9
OLT1-4	0.1, 90, 0.5	400	259.7	143.6	19.9
OLT1-5	0.1, 90, 0.5	600	242.8	108.1	16.0
OLT2-1	0.1, 90, 0.5	200	248.9	157.5	少量
OLT2-2	0.1, 90, 0.5	200	252.2	171.7	少量
OLT2-3	0.1, 90, 0.5	200	280.2	181.3	无
OLT2-4	0.1, 90, 0.5	200	282.5	182.1	无
OLT3-1	19, 38, 0	19	17.5	193.8	无
OLT3-2	100, 38, 0	100	18.1	101.1	无
OLT3-3	200, 38, 0	200	16.9	93.9	无
OLT3-4	400, 38, 0	400	18.5	91.4	无
OLT4-1	0.1, 90, 0.5	19	293.0	264	无
OLT4-2	0.1, 90, 0.5	100	265.1	217.3	非常少
OLT4-3	0.1, 90, 0.5	200	256.0	163.7	非常少
OLT4-4	0.1, 90, 0.5	400	295.5	156.1	非常少
OLT5-1	0.1, 90, 0.5	200	203.0	143.1	无
OLT5-2	0.1, 90, 0.5	200	199.5	133.4	无

以上 3 组不同速率下的实验结果表明: 加载速率是影响膨润土挤出的关键外因, 速率越快, 膨润土挤出越多。由此可以得到膨润土挤出机理之一——超孔隙水压力挤出机理。当经过预水化的 GCL 试样进行快速加载时, 膨润土极低的渗透系数造成 GCL 内部产生了较大的超孔隙水压力, 导致膨润土颗粒在该渗透力

的作用下通过土工织物中的孔隙往 GCL/GM 界面的间隙迁移, 其示意图如图 7 所示。

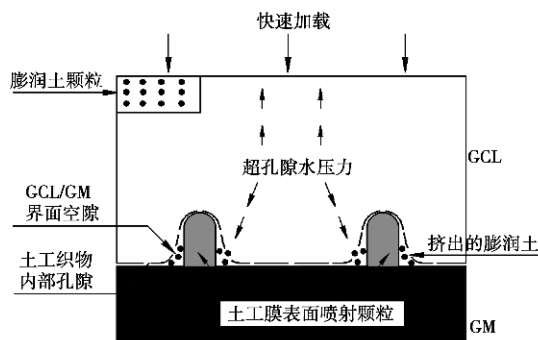


图 7 超孔隙水压力挤出机理

Fig. 7 Mechanism of bentonite extrusion due to excessive pore-water pressure during rapid loading

5.3 水化和加载顺序的影响

第三组加载水化实验的结果均与图 4 (a) 相似, 在 19~400 kPa 不同正应力下均未发现膨润土挤出。这与第一组进行的预水化加载实验结果相差较大, 该实验发现正应力大于 100 kPa 时, 膨润土大量挤出。可见, 水化与加载的先后顺序严重影响着膨润土挤出。当 GCL 试样进行加载水化实验时, 常应力自由膨胀试验显示正应力严重限制了 GCL 的膨胀; 此外, 水化过程中水从 GCL/GM 界面流向 GCL 内部, 其渗流方向与预水化加载实验中超孔隙水压力消散的方向 (OLT1) 相反。因此加载水化实验中并未存在外力驱使膨润土挤出, 也就是 GM 表面没发现膨润土的根本原因。该实验结果表明, GCL 施工后应尽快在其上覆堆载限制水化, 以减少膨润土挤出的风险。

5.4 无纺土工织物的影响

NW/GM 界面在不同正应力下的预水化加载实验结果如图 8 所示。可见, 当正应力为 19 kPa 时未发现

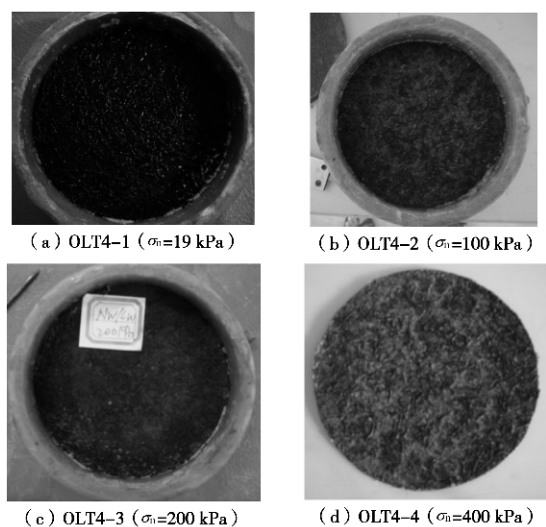


图 8 采用无纺土工织物后土工膜表面情况

Fig. 8 Images of GM surface with nonwoven geotextile

膨润土挤出, 而正应力为 100、200 以及 400 kPa 下时也只有少量的膨润土挤出。实验结果表明膨润土较难通过无纺土工织物挤出, 这主要归结于无纺土工织物随机无序的织物构造以及其较厚的厚度。可见, 如果改用无纺土工织物可以较大地降低膨润土的挤出量。但无纺土工织物面与土工膜接触是否能满足填埋场的防渗要求, 仍需进一步验证。

5.5 渗滤液的影响

W/GM 界面经过渗滤液预水化后再施加快速荷载后的实验结果如图 9 所示。可见, 土工膜表面也只有极少量的膨润土挤出。根据自由膨胀容试验以及常应力膨胀试验, 渗滤液中较高的高电解质浓度严重抑制了膨润土的水化性能。经过渗滤液预水化的 GCL 试样含水率较低于经过自来水水化的含水率, 导致其膨润土挤出较小。可见, 填埋场中渗滤液对 GCL 的浸泡作用可降低膨润土挤出量。

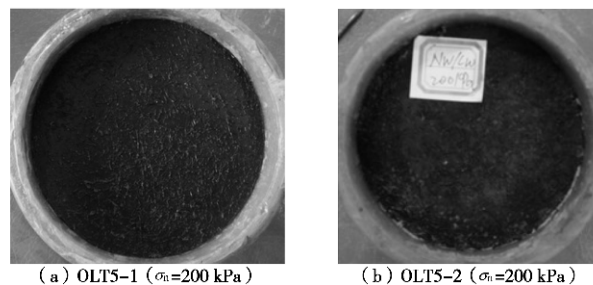


图 9 GCL 经渗滤液浸泡后土工膜表面情况

Fig. 9 Images of GM surface after GCL prehydrated in leachate

6 结 论

本文通过改进的固结仪器研究了正应力、加载速率、加载与水化的顺序、土工织物类型以及渗滤液等因素对 GM/GCL 界面膨润土挤出的影响。根据各组实验结果的对比, 可得到如下结论:

(1) 加载速率是影响 GCL 内部膨润土挤出的关键因素。当经过预水化的 GCL 试样进行快速加载时, 膨润土极低的渗透系数造成 GCL 内部产生了较大的超孔隙水压力, 导致膨润土颗粒在该渗透力的作用下通过土工织物中的孔隙往 GCL/GM 界面的间隙迁移, 即膨润土挤出的超孔隙水压力挤出机理。

(2) 正应力也是影响膨润土挤出的重要因素。初始, 膨润土挤出量随正应力的增大而增加, 至 200 kPa 时达到最大值 21.9 g/m^2 , 之后随正应力增加反而减少。这是由于随正应力的继续增加, GCL/GM 界面之间的空隙反而减少引起的。

(3) 水化与加载的先后顺序也严重影响膨润土挤出。GCL/GM 界面先加载后水化, 不会引起膨润土

挤出;反之,膨润土较易从 GCL 内部挤出。

(4) 采用 GCL 的无纺土工织物面与土工膜直接接触时,由于无纺土工织物随机无序的织物构造以及其较厚的厚度,能有效降低膨润土挤出量。

(5) GCL 试样经过渗滤液预水化后,其含水率较小于经过自来水预水化的试样,也限制了膨润土挤出。

参考文献:

- [1] KOERNER R M. Designing with geosynthetics[M]. 4th ed. USA: Prentice Hall, 1997.
- [2] TRIPLETT E J, FOX P J. Shear strength of HDPE geomembrane/geosynthetic clay liner interfaces[J]. J Geotech Geoenviron Eng, ASCE, 2001, **127**(6): 543 - 552.
- [3] VUKELIC A, SZAVITS-NOSSANB A, KVASNICKA P. The influence of bentonite extrusion on shear strength of GCL/geomembrane interface[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2008, **26**(1): 82 - 90.
- [4] FOX P J, STARK T D. State-of-the-art report: GCL shear strength and its measurement[J]. Geosynthetics Int, 2004, **11**(3): 141 - 175.
- [5] FOX P J, ROWLAND M G, SCHEITHE J R. Internal shear strength of three geosynthetic clay liners[J]. J Geotech Geoenviron Eng, ASCE, 1998, **124**(10): 933 - 944.
- [6] GILBERT R B, SCRANTON H B, DANIEL D E. Shear strength testing for geosynthetic clay liners[M]// WELLS L W, editor. Testing and Acceptance Criteria for Geosynthetic Clay Liners. ASTM, West Conshohocken, Pa, 1997: 121 - 135.
- [7] KOERNER R M, CARSON D A, DANIEL D E, BONAPARTE R. Update of the Cincinnati GCL test plots[C]// Proceedings of Geo-Bento 1998, Insatec Publications, 1998: 291 - 315.
- [8] KOERNER R M, SOONG T Y, GONTAR A. Selected Aspects of GCL shear strength testing[C]// Proceedings of Geo-Bento, Insatec Publications, 1998: 97 - 110.
- [9] ASTM D5890. Standard test method for swell index of clay mineral component of geosynthetic clay liners[S]. Pa: West Conshohocken, 2006.
- [10] ASTM D4546. Standard test method for one-dimensional swell or settlement potential of cohesive soils[S]. Pa: West Conshohocken, 2003.
- [11] FOX P J, DE BATTISTA D J, MAST D G. Hydraulic performance of geosynthetic clay liners under gravel cover soils[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2000, **18**(2/3/4): 179 - 201.