

干湿循环下花岗岩残积土抗剪强度及边坡稳定性分析

于佳静¹, 陈东霞^{1,2*}, 王 晖³, 张 波¹

(1. 厦门大学建筑与土木工程学院, 福建 厦门 361005; 2. 厦门市交通基础设施智能管养工程技术研究中心, 福建 厦门 361005; 3. 四川都江堰市经济开发区管委会, 四川 都江堰 611830)

摘要: 为研究干湿循环对花岗岩残积土抗剪强度特性和抗剪强度参数的影响, 分析花岗岩残积土边坡的稳定性, 改进了常规的单元试验方法, 以整个花岗岩残积土边坡为试验对象进行干湿循环模拟, 在每次循环后直接在边坡坡面上切取花岗岩残积土试样进行直剪试验. 在此基础上, 利用有限元软件 ABAQUS 对一实际边坡进行了干湿循环的数值模拟, 在每次循环模拟前对上一次模拟结果进行分析, 将等效塑性应变较大区域的土体强度进行适当折减, 分析每次循环后花岗岩残积土边坡的应力应变、稳定性以及塑性变形. 试验结果表明: 花岗岩残积土的抗剪强度随干湿循环次数、循环幅度的增加而减小, 其中黏聚力值衰减明显, 内摩擦角的变化相对较小, 在 3~5 次干湿循环后抗剪强度趋于稳定; 通过数据分析得到干湿循环的黏聚力公式, 进一步得到了干湿循环条件下花岗岩残积土的抗剪强度公式; 干湿循环作用导致边坡稳定性降低, 安全系数减小, 且第一次干湿循环后安全系数的降幅最大.

关键词: 干湿循环; 花岗岩残积土; 强度参数; 边坡稳定性; 安全系数

中图分类号: TU 443

文献标志码: A

文章编号: 0438-0479(2019)04-0614-07

花岗岩残积土是花岗岩风化后未被搬运从而堆积形成的土层, 是一种典型的非饱和特殊土, 其工程力学性质在遇水后会发生劣化现象, 对地基土的抗剪强度和边坡稳定性产生较大影响. 厦门地区位于福建东南沿海, 属于亚热带海洋性季风气候, 气温、降水的季节变化和非周期变化显著, 该地区广泛分布的花岗岩残积土长期处于干湿交替的大气环境中, 使得其工程力学性质的劣化现象更为严重. 为预防边坡失稳等灾害, 探讨花岗岩残积土在干湿循环下的抗剪强度与边坡稳定性对于工程建设具有重要的现实意义和应用前景.

近几十年来, 许多国内外学者致力于非饱和土抗剪强度理论的研究. 目前被广泛认可的非饱和土抗剪强度公式主要有以 Mohr-Coulomb 准则为基础的 Bishop 有效应力强度公式与 Fredlund 双变量公式, 但由于与基质吸力相关的参数难以测量, 限制了非饱和土抗剪强度公式的应用. 针对这个问题, 有些学者建立了新的抗剪强度理论模型, 如卢肇钧的吸附强度

理论^[1]; 也有学者研究了非饱和土抗剪强度参数随含水量的变化, 提出了含饱和度或含水量的非饱和土抗剪强度公式^[2]. 近年来, 部分学者注意到了非饱和土体在反复降雨和蒸发过程中的工程性质劣化现象, 展开了对非饱和土剪切特性的干湿循环效应研究^[3-7]. 曾召田^[8]、吕海波等^[9]通过原状膨胀土干湿循环试验发现, 抗剪强度衰减规律与循环次数、循环幅度、初始含水量有关; 随着干湿循环次数的增加, 膨胀土的黏聚力不断衰减, 且衰减程度逐渐减弱并趋于稳定, 而内摩擦角在干湿循环影响下基本保持稳定. 周健等^[10]、张雨灼等^[11]进行了膨胀土边坡模型试验研究, 在抗剪强度衰减特性方面均得到了相似的结论. 然而大多数试验研究着重于探究抗剪强度参数变化趋势, 应用于数值分析方面的研究较少. 简文彬等^[12]根据花岗岩残积土的干湿循环试验结果, 采用 S 型数学函数对衰减累积量曲线进行了拟合, 得到了黏聚力衰减累积量的拟合公式. 由于该公式没有考虑干湿循环幅度的影响, 且并不直接体现黏聚力的变化规律, 要在实

收稿日期: 2019-02-11 录用日期: 2019-03-17

基金项目: 厦门市交通基础设施智能管养工程技术研究中心开放基金 (TCIMI201804)

*通信作者: dongxiachen@xmu.edu.cn

引文格式: 于佳静, 陈东霞, 王晖, 等. 干湿循环下花岗岩残积土抗剪强度及边坡稳定性分析[J]. 厦门大学学报(自然科学版), 2019, 58(4): 614-620.

Citation: YU J J, CHEN D X, WANG H, et al. Analysis of the shear strength of granite residual soil and slope stability under wetting-drying cycles[J]. J Xiamen Univ Nat Sci, 2019, 58(4): 614-620. (in Chinese)



<http://jxmu.xmu.edu.cn>

际工程中应用依旧有较大的局限性,因此还需要更加深入地研究.同时,许多学者也对干湿循环下非饱和土边坡响应开展试验研究与数值模拟分析^[13-16].王国利等^[17]通过离心模型试验分析了裂缝的发生和发展过程,以及水分入渗对膨胀土边坡稳定性的影响,揭示了膨胀土边坡失稳的破坏机制.高玉坤^[18]利用大型非线性有限元软件模拟离心机试验,得到边坡的安全系数随干湿循环次数的增加而减小,直观地反映了干湿循环下非饱和土边坡稳定性的降低.许旭堂等^[19]则从吸力变化引起的坡体变形入手进行试验研究,提出了降雨引起坡体变形发展的 3 个阶段,并指出失稳预警因子应着重考虑边坡关键位置处的物理量变化.这些研究对滑坡灾害的防治与减灾研究都具有非常重要的现实意义.

为进一步研究干湿循环下花岗岩残积土边坡抗剪强度特性、抗剪强度参数的变化规律,探究干湿循环效应对花岗岩残积土边坡稳定性影响的内在机制,本文中以厦门地区残积土为试验材料,结合该地区降雨情况,对残积土模型边坡进行干湿循环试验,并利用数值模拟软件分析花岗岩残积土边坡的稳定性.

1 边坡模型的试验方案

1.1 边坡模型的设计与制作

为对比不同干湿循环幅度下边坡的响应规律,本试验设计两个相同的模型箱隔间,在模型箱内夯筑模型边坡,在不同的幅度下进行多次湿润至干燥循环试验,并监测边坡土体的含水量、吸力、抗剪强度、变形及裂缝发展情况.边坡模型的尺寸见图 1 所示.

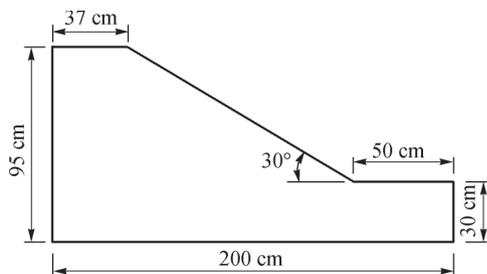


图 1 边坡模型尺寸

Fig. 1 Size of the slope model

本次边坡模型试验采用的花岗岩残积土采自万象城工程基坑,土样的基本物理性质的测定结果见表 1.筛分试验得到颗粒级配曲线如图 2 所示.

表 1 试验用土的基本物理性质

Tab. 1 Basic physical properties of test soil

饱和含水量/ %	干密度/ ($g \cdot cm^{-3}$)	塑限/ %	液限/ %	塑性 指数
23.9	1.78	20	47	27

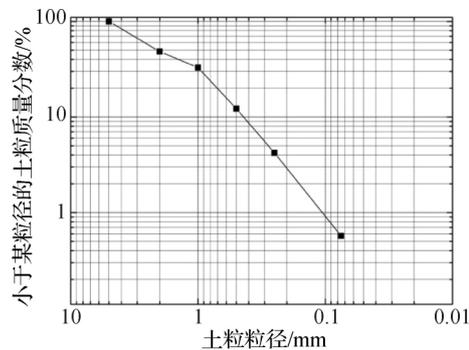


图 2 试验用土的颗粒级配曲线

Fig. 2 The gradation curve of test soils

制作边坡模型前,为使试验主体边坡底部接触形式及相互作用更接近实际工程情况,在模型箱底部预先夯筑 12 cm 红黏土垫层作为过渡层.先将土风干,并用铁锤将土敲碎并碾细,过 5 mm 筛后装袋保存,然后采用分层击实法在模型箱内形成 100 cm 厚的平整土层(击实时共分 10 层,每层厚度 10 cm),夯筑时土的含水量为 20%,密度为 $2.09 g/cm^3$,夯筑至 30 cm 高度后,用砖块围成新的夯筑面以形成一个台阶状的边坡,达到最终高度后经过粗削、精削得到最终模型边坡.为监测干湿循环过程中残积土边坡含水量及吸力,在模型内部埋设水分传感器和张计,每个模型边坡安装 5 个水分传感器和 5 根张计,其中 4 个水分传感器和 4 根张计从坡顶分布到坡脚安装在 8 cm 深度,1 个水分传感器和 1 根张计安装在 14 cm 深度(KM4, KM9, T4, T8).测点位置及编号如图 3 所示.

1.2 干湿循环系统模拟设计

本试验通过控制加水量与温度来控制不同的循环幅度.湿润过程时降水强度为 16 mm/h,降水时长 2 h,根据标准该降水强度相当于大雨;干燥过程时使边坡表面温度维持在 $40\text{ }^\circ\text{C}$ 左右,该温度为厦门地区炎热天气时的地表温度.试验采用水泵泵送自来水并通过喷头均匀喷水来模拟湿润过程,用间断加水方式,每喷水 1 min 便停止加水 3 min,反复循环直至测得的土体含水量达到设计值,即完成一次湿润循环;采用 6 个大功率灯泡和 4 个花篮式取暖器来模拟干燥过程,干燥时大功率灯泡距离边坡 25 cm,

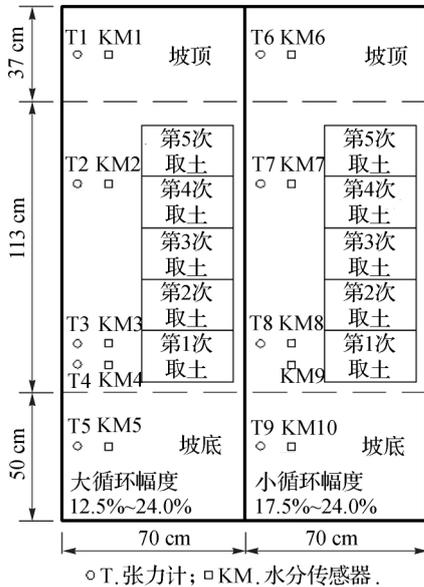


图3 测点位置及编号示意图

Fig. 3 Location and numbering of measure points

取暖器距离边坡 30 cm,当水分传感器测得的土体含水量达到设计值,即完成一次干燥循环.此次模型试验共进行 5 次干湿循环试验;两个模型箱进行不同循环幅度的试验.左侧模型试验箱含水量循环幅度为 12.5%~24.0%(后文称大循环幅度),右侧模型试验箱含水量循环幅度为 17.5%~24.0%(后文称小循环幅度).

2 试验结果分析

2.1 抗剪强度特性研究

为研究边坡土体在干湿循环中的抗剪强度变化情况,每次加湿过程结束后在边坡表面下 2 和 8 cm 深度处各取 6 个环刀试样进行直剪试验,得到试样在不同垂直荷载下(50,100,200,300 和 400 kPa)不同深度处的抗剪强度.取其中数据最典型的垂直荷载(100 kPa)时不同深度和循环幅度的土体抗剪强度随干湿循环次数的变化如图 4 所示.

可以看出:边坡土的抗剪强度随干湿循环次数的

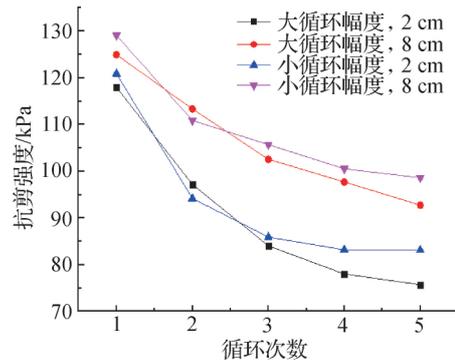


图 4 抗剪强度与干湿循环次数的关系(100 kPa 荷载下)
Fig. 4 Relationship of the shear strength vs the cycle index of wetting-drying (under 100 kPa load)

增加呈下降趋势,且下降的幅度逐渐减小至趋于稳定.在第 1 次干湿循环后,抗剪强度的衰减幅度最大,第 2、3 次干湿循环后,抗剪强度继续下降,但幅度明显减小,而后抗剪强度趋于稳定.抗剪强度趋于稳定所需要循环次数则与干湿循环的幅度有关,在同样的初始条件下,干湿循环的幅度越大,强度稳定所需循环次数就越多.在本次试验中,土体在经过 3~5 次干湿循环后,其抗剪强度及强度参数均趋于稳定.

在同一循环幅度下,2 cm 处土抗剪强度的衰减比 8 cm 处土抗剪强度的衰减更大,说明干湿循环效应主要作用在浅层土体.主要原因是土体表面处直接受到降水渗入与蒸发收缩的反复作用,其含水量变化幅度更大,易产生裂缝,使得土粒之间受到更大的相互作用力,因此边坡表面处受干湿循环的影响更大.

在同一深度处,大循环幅度下土抗剪强度的衰减比小循环幅度下土抗剪强度的衰减更明显.这也是由于在大循环幅度中,反复收缩和软化过程更加深入且持久,导致土体的微观结构受到累积性的破坏,造成抗剪强度的衰减.

2.2 抗剪强度参数分析

根据所得抗剪强度数据,拟合土体抗剪强度曲线,可得不同幅度不同深度处抗剪强度参数值,抗剪强度参数随干湿循环次数的变化如图 5 所示.由图可见,干湿循环对土体抗剪强度的影响主要体现在黏聚力下降,而内摩擦角只是随干湿循环次数的增加小幅波动,受其影响并不明显.为进一步探究干湿循环对抗剪强度参数的影响,对不同干湿循环次数、循环幅度下的黏聚力进行数据分析.通过直剪试验获得试样在经历不同次数干湿循环作用后的黏聚力大小,如表 2 所示.

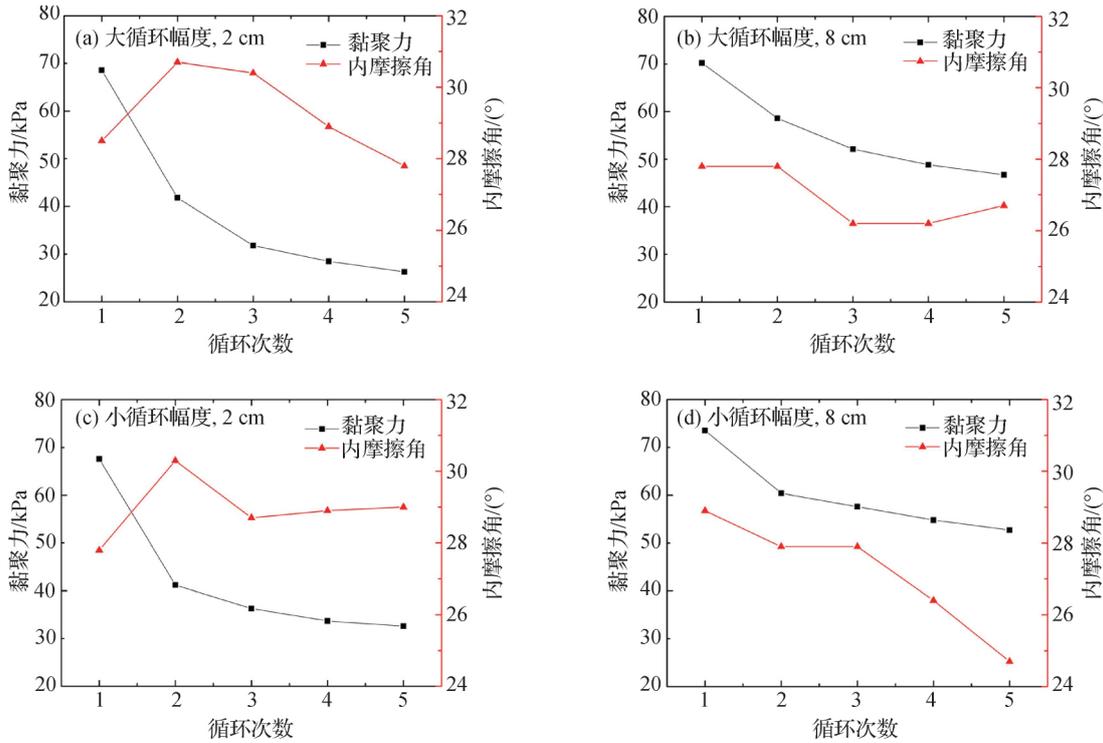


图 5 抗剪强度参数与干湿循环次数的关系(100 kPa)

Fig. 5 Relationship of the shear strength parameters vs the cycle index of wetting-drying(100 kPa)

表 2 不同循环幅度和深度处的黏聚力

Tab. 2 Cohesion at different depths under different cycle amplitude kPa

循环次数	2 cm 深度处		8 cm 深度处	
	大循环幅度	小循环幅度	大循环幅度	小循环幅度
1	68.6	67.6	70.2	73.5
2	41.8	41.2	58.6	60.4
3	31.8	36.3	52.1	57.6
4	28.5	33.7	48.8	54.8
5	26.3	32.6	46.7	52.7

表 3 干湿循环下黏聚力拟合公式

Tab. 3 Cohesion fitting formula under wetting-drying cycles

深度/cm	循环幅度	黏聚力拟合公式
2	大幅度	$c=68.6(1-0.16 \ln(12.13N-11.13))$
	小幅度	$c=67.6(1-0.09 \ln(80.26N-79.26))$
8	大幅度	$c=70.2(1-0.16 \ln(1.88N-0.88))$
	小幅度	$c=73.5(1-0.09 \ln(5.44N-4.44))$

考虑初始黏聚力 c_0 , 对黏聚力数据进行拟合, 可以得到黏聚力与干湿循环次数 N 、循环幅度变化参数 Δw 之间的函数关系:

$$c = c_0 \times (1 - p \times \Delta w \times \ln(q \times N - q + 1)). \quad (1)$$

其中: p 、 q 为拟合参数; p 在拟合中趋于定值, 取 $1/72$. 当循环幅度为 $12.5\% \sim 24.0\%$ 时, Δw 取 11.5 ; 在循环幅度为 $17.5\% \sim 24.0\%$ 时, Δw 取 6.5 . c_0 为初始黏聚力, 当 $N=1$ 时, $c=c_0$, 满足初始条件. 由此可得在不同深度和不同干湿循环幅度下黏聚力随干湿循环次数的关系式如表 3 所示, 并可绘制拟合曲线如图 6 所示.

拟合曲线相关系数 R^2 均大于 0.9 , 由此可见, 对

于本研究的花岗岩残积土, 认定其 c 与 N 、 Δw 、 c_0 的关系满足上式的函数关系是合理的.

摩尔-库伦强度准则中将黏聚力和内摩擦角假定为材料常数, 根据试验分析, 它不适用于经历干湿循环作用的非饱和残积土. 针对本研究的残积土, 其在干湿循环作用下的摩尔-库伦强度准则表达式可修正为:

$$\tau = \sigma \tan \varphi_0 + c_0(1 - p \times \Delta w \ln(qN - q + 1)). \quad (2)$$

其中: c_0 、 φ_0 分别表示只进行一次干湿循环时土的黏聚力和内摩擦角, τ 为抗剪强度. 式(2)中描述了花岗岩残积土的抗剪强度随干湿循环次数的变化规律, 且考虑了初始强度参数, 利用该式可对经历了不同干湿循环次数的花岗岩残积土抗剪强度进行预测.

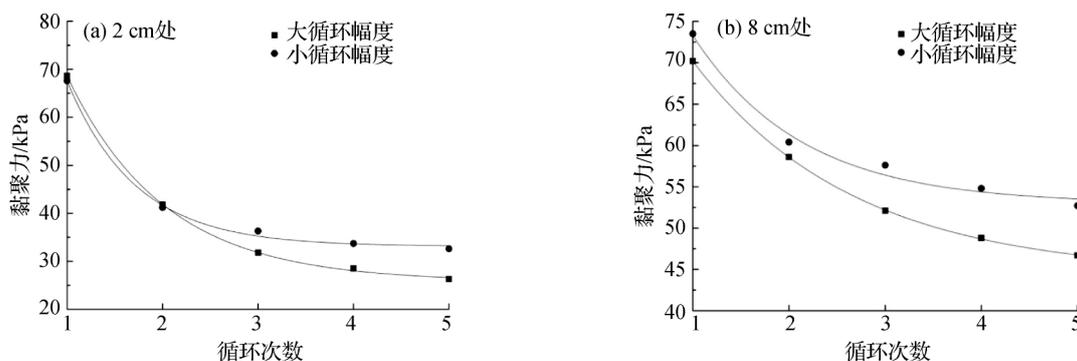


图 6 黏聚力拟合曲线

Fig. 6 Fitting curve of cohesion

2.3 边坡稳定性分析

本文中运用有限元软件 ABAQUS 进行数值模拟,通过强度折减法获得每次干湿循环后的安全系数和塑性区的动态发展过程,以分析边坡的稳定性。

本文中取实际边坡进行数值模拟,该边坡位于某软件园内,坡度 $33^{\circ} \sim 35^{\circ}$,边坡土体计算模型及分层情况见图 7,各层土体计算参数见表 4。

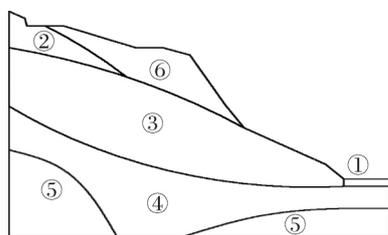


图 7 边坡分层情况

Fig. 7 Stratification of the slope

表 4 各层土体计算参数

Tab. 4 Calculating parameters of each layer of soil

序号	岩土层	抗剪强度参数		渗透系数 $k/$ ($10^{-4} \text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$)
		c/kPa	$\varphi/(\text{^\circ})$	
①	杂填土	15	15	0.5
②	全风化岩	25	22	2.0
③	散体状强风化岩	30	25	2.5
④	碎裂状强风化岩	50	30	30.0
⑤	中风化岩	300	40	0.3
⑥	残积砾质黏性土	38.5	24.3	0.5

根据大循环幅度的黏聚力拟合公式得到每次循环后各层土体的强度参数,通过强度参数的变化对干湿循环过程进行模拟,并在每次循环过程后,根据塑性区的分布对等效塑性应变较大的土体再次进行强度折减,以此得到更加接近实际的模拟情况。

取一个分析过程中的塑性区发展过程进行分析。如图 8 显示,边坡的初始塑性应变较小,主要出现在由于分层和几何形状所导致的坡面薄弱位置处。随后屈服点不断向上发展延伸,直到产生了贯通土体的剪切破坏带。

为进一步分析土体的稳定性情况,以位移发生突变作为失稳依据,绘制场变量和边坡节点水平位移 (U_1) 的关系曲线,取曲线拐点处的强度折减法中场变量 F_r 值得到每次干湿循环后的安全系数,循环次数 1~5 对应的安全系数分别为 1.239, 1.028, 0.984, 0.770, 0.757。

结果显示,边坡的安全系数随干湿循环次数的增加而降低。在第 3 次干湿循环后,安全系数接近 1,边坡处于极限平衡状态,此后边坡发生失稳破坏,位移等值云图如图 9 所示。根据数值模拟结果,建议在该边坡坡面中段薄弱位置处设置抗滑支挡结构,以提高其稳定性,预防失稳破坏。

3 结 论

1) 花岗岩残积土的抗剪强度随干湿循环次数的增加而衰减,衰减的幅度也随干湿循环次数的增加而减小。强度衰减主要体现为黏聚力的减小,而内摩擦角的变化没有显著的规律。土体深度越浅、干湿循环幅度变化越大,土体抗剪强度的减小越明显。

2) 得到了干湿循环下花岗岩残积土边坡土体的黏聚力与初始黏聚力 c_0 、干湿循环次数 N 、循环幅度变化参数 $\Delta\omega$ 之间的函数关系,修正了干湿循环下花岗岩残积土的摩尔-库伦强度准则,以供实际参考。

3) 本文中试验改进了干湿循环下非饱和土强度的单元试验方案,从整体边坡模型上取样进行试验分析,减小了尺寸效应对土体性质的影响,使土样的状态更加接近实际情况。数值模拟过程中,在每次循环

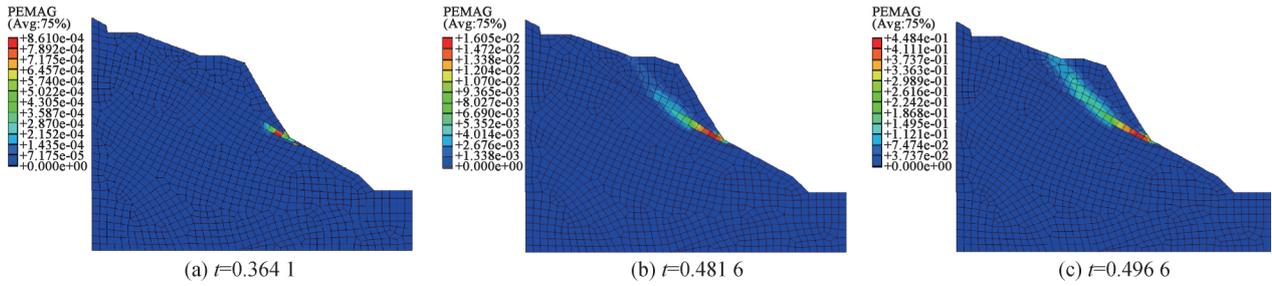


图 8 等效塑性应变云图

Fig. 8 Cloud map of equivalent plastic strain

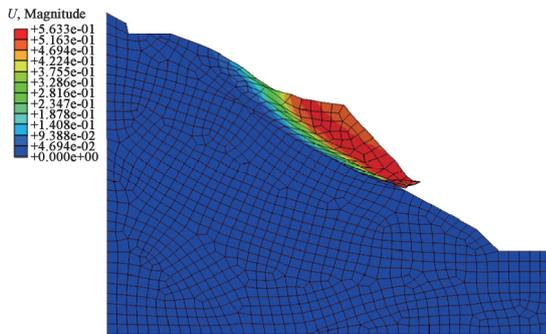


图 9 位移等值云图

Fig. 9 Cloud map of equivalent displacement

前对上一次模拟结果进行分析,将等效塑性应变较大区域的土体强度进行适当折减,使得模拟过程中土体的性质与实际状态基本保持同步。

4) 边坡的安全系数随干湿循环次数的增加而降低。塑性应变首先出现在由于分层和几何形状所导致的坡面薄弱位置处,随后屈服点不断向上发展延伸,直到产生贯通土体的剪切破坏带。建议在该边坡坡面中段薄弱位置处设置抗滑支挡结构,以提高其稳定性。

参考文献:

[1] 卢肇钧,吴肖茗,孙玉珍,等. 膨胀力在非饱和土强度理论中的作用[J]. 岩土工程学报,1997,19(5):22-29.

[2] 缪林昌,仲晓晨,殷宗泽. 膨胀土的强度与含水量的关系[J]. 岩土力学,1999,20(2):71-75.

[3] GUAN G S, RAHARDJO H, CHOON L E. Shear strength equations for unsaturated soil under drying and wetting [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering,2010,136(4):594-606.

[4] GALLAGE C, UCHIMURA T. Direct shear testing on unsaturated silty soils to investigate the effects of drying and wetting on shear strength parameters at low suction [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering,2016,142(3):04015081.

[5] 邓署冬,祝方才,李大建. 非饱和和花岗岩残积土强度试验研究[J]. 土工基础,2016,30(2):269-273.

[6] KHAN M A, HOSSAIN M S, KHAN M S, et al. Impact of wet-dry cycles on the shear strength of high plastic clay based on direct shear testing [C] // ASCE Geotechnical Frontiers. Reston: ASCE, 2017: 615-622.

[7] 徐丹,唐朝生,冷挺,等. 干湿循环对非饱和和膨胀土抗剪强度影响的实验研究[J]. 地质前沿,2018,25(1):286-296.

[8] 曾召田. 膨胀土干湿循环效应与微观机制研究[D]. 南宁: 广西大学,2007:1-137.

[9] 吕海波,曾召田,赵艳林,等. 膨胀土强度干湿循环试验研究[J]. 岩土力学,2009,30(12):3797-3802.

[10] 周健,徐洪钟,胡文杰. 干湿循环效应对膨胀土边坡稳定性影响研究[J]. 岩土工程学报,2013,35(2):152-156.

[11] 张雨灼,王柳江,刘斯宏,等. 干湿循环下膨胀土边坡响应的模型试验[J]. 郑州大学学报(工学版),2015,36(6):114-118.

[12] 简文彬,胡海瑞,罗阳华,等. 干湿循环下花岗岩残积土强度衰减试验研究[J]. 工程地质学报,2017,25(3):592-597.

[13] 邓喜,何忠明,付宏渊,等. 降雨入渗对花岗岩残积土高路堤边坡稳定性的影响[J]. 矿冶工程,2016,36(4):11-15.

[14] 张淑宝. 降雨入渗非饱和和花岗岩残积土边坡稳定性分析[J]. 福建建筑,2017(12):74-78.

[15] 刘旸,陈开圣,吕梦飞,等. 干湿循环下红黏土边坡响应的模型试验[J]. 水利水电技术,2018,49(8):193-203.

[16] 湛文涛,肖杰,陈冠一,等. 膨胀土边坡渗流数值模拟及稳定性分析[J]. 工业建筑,2018,48(9):133-139.

[17] 王国利,陈生水,徐光明. 干湿循环下膨胀土边坡稳定性的离心模型试验[J]. 水利水运工程学报,2005(4):6-10.

[18] 高玉坤. 干湿循环下非饱和土边坡响应的数值模拟分析[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2011:1-73.

[19] 许旭堂,简文彬,吴能森,等. 降雨诱发残积土坡失稳的模型试验[J]. 中国公路学报,2018,31(2):270-279.

Analysis of the shear strength of granite residual soil and slope stability under wetting-drying cycles

YU Jiaping¹, CHEN Dongxia^{1,2*}, WANG Hui³, ZHANG Bo¹

(1. School of Architecture and Civil Engineering, Xiamen University, Xiamen 361005, China; 2. Xiamen Engineering Technology Center for Intelligent Maintenance of Infrastructure, Xiamen 361005, China; 3. Administrative Committee of Dujiangyan Economic Development Zone, Dujiangyan 611830, China)

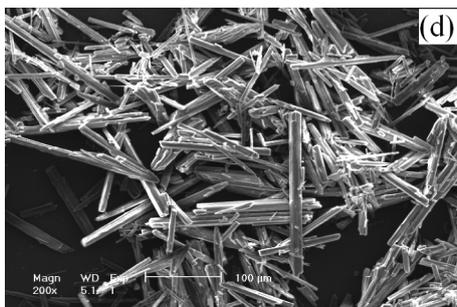
Abstract: In order to study the shear strength parameters and characteristics of granite residual soil and stability of slope under wetting-drying cycles, wetting-drying cycles were simulated on the whole granite residual soil slope, instead of the conventional unit test method. After each cycle, direct shear tests on the soil samples fetched from the slope surface were performed. On this basis, wetting-drying cycles were simulated on an actual slope by the finite element software ABAQUS to analyze the stress, strain, stability and plastic deformation of granite residual soil slope under wetting-drying cycles. The last simulation results were analyzed before each cycle simulation and the strength of soils which had large plastic strain was reduced properly. The results showed that the shear strength of granite residual soil decreases with the increase of the number and amplitude of wetting-drying cycles, in which the cohesion decreases obviously and the friction angle changes relatively little. The shear strength is about to stable after third to fifth times of cycles. The cohesion formula and shear strength formula of granite residual soil under wetting-drying cycles are obtained based on the data analysis. Wetting-drying cycles lead to the decrease of slope stability and safety factor, and the decline is the largest after the first cycle.

Keywords: wetting-drying cycles; granite residual soil; strength parameters; slope stability; safety factor

更正

发表于《厦门大学学报(自然科学版)》2019 年第 3 期 333~337 页的“ $Mg_6 Al_2(OH)_{13} CO_3 Br_{1.6} Cl_{1.4} \cdot 5.5 H_2 O$ 晶须的合成及其结构分析”(doi:10.6043/j.issn.0438-0479.201805040)一文中,作者发现误将其他样品的 SEM 图作为该文中的图 1(d)提供给本刊,特此更正。

正确的图 1(d)应为:



本刊编辑部