

DOI: 10.16285/j.rsm.2020.0564

花岗岩风化料弃土快速堆填过程中 不排水抗剪强度评估

詹良通^{1,2}, 孙倩倩^{1,2}, 郭晓刚^{1,2}, 陈 锐³, 陈云敏^{1,2}

(1. 浙江大学 岩土工程研究所, 浙江 杭州 310058; 2. 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;
3. 哈尔滨工业大学 深圳研究生院 深圳市城市与土木工程防灾减灾重点实验室, 广东 深圳 518055)

摘 要: 沿海沿江城市地下开挖产生的工程渣土含泥量大、含水率高且较松散, 主要运往渣土场进行堆填处置。由于产量巨大而处置场地有限, 许多渣土场在运营过程中存在堆填速度快、缺乏排水设施、超高超库容堆填等问题, 容易引发堆填体失稳事故。目前对于非饱和工程渣土堆体在快速堆填过程中的失稳机制认识尚不清晰, 尤其是对这一过程中的高饱和度工程渣土强度增长规律缺乏足够的认识。以深圳红坳渣土场填料——花岗岩风化料 (CDG) 填土为研究对象, 对不同初始饱和度土样进行三轴不排水不排气等向压缩和剪切试验, 结果表明: 非饱和 CDG 填土不排水抗剪强度随围压增大呈非线性增长, 增长速率与试样初始饱和度密切相关; 当土样压缩后的饱和度超过 0.7, 不排水强度随围压的增长速率显著降低。基于有效固结应力法的原理, 结合 Hilf 孔压公式和修正剑桥模型, 提出了一种工程渣土不排水抗剪强度估算方法, 并通过与试验结果对比验证了该方法对初始饱和度高于 0.6 的 CDG 填土的适用性。利用该方法确定的不排水强度 c_u 与正应力 σ_n 的关系可应用于高饱和度工程渣土快速堆填中的稳定性分析。

关 键 词: 工程渣土; 渣土场; 不排水抗剪强度; 孔压分析; 强度估算方法

中图分类号: TU 452

文献标识码: A

文章编号: 1000—7598 (2021) 01—0050—09

Estimation of undrained shear strength of completely decomposed granite waste during rapid landfilling

ZHAN Liang-tong^{1,2}, SUN Qian-qian^{1,2}, GUO Xiao-gang^{1,2}, CHEN Rui³, CHEN Yun-min^{1,2}

(1. Geotechnical Research Institute, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China; 2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou, Zhejiang 310058, China; 3. Shenzhen Key Laboratory of Urban and Civil Engineering for Disaster Prevention and Mitigation, Shenzhen Graduate School, Harbin Institute of Technology, Shenzhen, Guangdong 518055, China)

Abstract: The construction waste generated by underground excavation in coastal cities has the characteristics of high fine content, high water content and looseness. Landfilling is the most common method for disposal of such construction waste. As the waste production exceeds the capacity of disposal, many of the construction waste dumps have the problems of fast filling, lack of drainage facilities, overload of landfill capacity and over height, which are likely to cause safety accidents such as landslide. These irregular operations reflect the poor understanding of the strength growth law of the high saturation degree waste during rapid landfilling. In this paper, completely decomposed granite (CDG) waste is taken from the site of Shenzhen Hong'ao landslide, and a series of triaxial tests with the drain and exhaust valves closed is performed on the samples with different initial saturations. The experimental results reveal that the undrained shear strength of CDG nonlinearly increases with the increase of confining pressure, and the growth rate is closely related to the initial saturation of the sample. The growth rate of the undrained shear strength significantly decreases as the saturation exceeds 0.7. Inspired by the principle of undrained strength analysis, an estimation method for undrained shear strength is proposed, in which Hilf's equation and the modified Cam-clay model are employed. The proposed method is verified to be capable for predicting the undrained shear strength for CDG with an initial saturation exceeding 0.6 by comparing the estimation results with the measured values in the triaxial tests. The undrained shear strength c_u and normal stress σ_n determined by the estimation method can be used in the stability analysis of waste dump with high filling rate.

Keywords: construction waste; waste dump; undrained shear strength; pore pressure analysis; estimation method of shear strength

收稿日期: 2020-05-06

修回日期: 2020-09-29

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目 (No. 51809230); 浙江省重点研发计划项目 (No. 2019C03107)。

This work was supported by the Youth Fund Project of National Natural Science Foundation of China (51809230) and the Zhejiang Province Key Research and Development Project (2019C03107).

第一作者简介: 詹良通, 男, 1972 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事非饱和土力学与环境岩土工程的教学和科研工作。E-mail: zhanlt@zju.edu.cn

通讯作者: 郭晓刚, 男, 1986 年生, 博士, 助理研究员, 主要从事边坡稳定相关研究工作。E-mail: xiaogang_guo@zju.edu.cn

1 引言

随着我国城镇化进程不断推进,各城市地下空间开发建设规模不断扩大,各类建筑物、构筑物、管网等地基开挖过程中产生了大量的弃土,被称为工程渣土。沿海沿江地区由于地下水位埋深较浅,地层土质较细,地下开挖产生的工程渣土往往具有含泥量大、含水率高的特点,难以被直接利用。运往渣土场堆填是目前处置工程渣土的主要方式。由于渣土产量巨大而处置场地有限,很多渣土场未经专业设计,且运营过程中普遍存在堆填速度快、超高、超容量堆填等问题,极易造成滑坡事故的发生。2015 年 12 月 20 日,深圳红坳渣土场工程渣土堆体发生滑坡事故,造成 77 人死亡,直接经济损失为 8.81 亿元。调查结果表明,该渣土场填料主要为非饱和和花岗岩风化土(CDG)。堆填过程大致为:首先在一个三面环山的废弃采石场缺口处堆填含水率相对较低的工程渣土,而后在低含水率渣土与山体围成的坑中倾倒大量的高含水率低渗透性工程渣土,其平均饱和度超过 0.6;在缺乏完善排水设施的情况下,后续又在高含水率渣土上部堆载了约 40 m 厚的低含水率工程渣土。整个堆填过程的平均堆填速度约为 5~7 m/月,且未采取有效压实措施。红坳渣土场的规划库容为 $4.00 \times 10^6 \text{ m}^3$,而实际堆填量达到了 $5.83 \times 10^6 \text{ m}^3$,最大标高为 155 m,严重超库容、超高堆填^[1-5]。这一事故的发生,反映了我们对于非饱和渣土堆体在快速堆填情况下的失稳机制缺乏足够的认识。更确切地说,是对高饱和度工程渣土在快速堆填过程中的抗剪强度增长规律认识不清,且缺乏合适的评估方法,导致难以对渣土场堆体稳定性进行合理的评估。

由于废弃工程渣土含泥量大、含水率高,在快速堆填过程中孔隙水难以排出,易形成超静孔隙水压力,而孔隙气体在上部堆载作用下产生压缩,渣土发生部分固结使抗剪强度提高且饱和度增大。对于这一堆填过程中工程渣土抗剪强度的确定,从严格意义上属于非饱和土力学范畴,可采用基于双应力状态变量的非饱和土抗剪强度理论来研究^[6],该理论认为非饱和土的抗剪强度主要受基质吸力($u_a - u_w$)和净正应力($\sigma - u_a$)控制(其中, u_w 为孔隙水压力, u_a 为孔隙气压力, σ 为总正应力),通过引入参数 ϕ_b (ϕ_b 为表征基质吸力对抗剪强度贡献的角)来表达抗剪强度随基质吸力变化的速率,该参数可通过测量或控制吸力的剪切试验确定^[7-10]。但试验过程中往往需要很长时间才能达到吸力平

衡,大大增加了强度测试的时间,同时对于试验技术要求较高。在工程渣土堆填过程中,孔隙压力 u_a 及吸力($u_a - u_w$)的大小受填料物理力学特性、加载速率和场地排水条件等因素的影响,难以被准确确定,从而限制了该方法的工程应用。因此,有些研究者尝试以总应力为控制变量建立非饱和土抗剪强度的评估方法。Oka 等^[7]认为不排水不排气三轴剪切试验可以模拟非饱和土在快速加载情况下的强度特性。陈祖煜^[11]认为对于透水性小的非饱和黏性土在快速加载时,可以认为其含水率是不变的,由此提出土坝施工期稳定性分析的总应力法:制备与现场相同含水率、干密度的试样,进行不固结不排水三轴试验,依据摩尔-库仑破坏准则,确定总应力强度指标 c_{uu} 、 ϕ_{uu} (c_{uu} 、 ϕ_{uu} 分别为不固结不排水三轴试验得到的黏聚力和摩擦角),并将该强度指标用于稳定性分析。还有学者^[12-13]利用改造的三轴仪进行非饱和土不排水剪切试验,拟合得到了特定土类的总应力强度指标 c_{total} 和 ϕ_{total} (c_{total} 、 ϕ_{total} 分别为等效黏聚力和等效内摩擦角)与含水率(或饱和度)经验关系。但其中的总应力强度指标往往基于各自不同土样的试验结果建立,即使针对同一类土,改变粒径组成后其强度也会随之改变,造成经验公式不再适用,而且其中拟合参数的物理意义有待明确。按上述方法确定的总应力强度对应于总应力圆与破坏包线切点位置,并非真实破坏面(与大主应力作用平面夹角为 $45^\circ + \phi'/2$, ϕ' 为有效内摩擦角)上的抗剪强度,因此被略微高估^[11]。

针对饱和黏土在分阶段加载工况下的稳定性分析,Ladd^[14]提出了不排水强度分析(undrained strength analysis,简称 USA)方法,该方法与国内学者提出的有效固结应力法^[15-16]是类似的。该方法认为固结不排水(简称 CU)试验能较好地模拟分阶段加载过程土体抗剪强度的增长,土体在前一阶段荷载作用下发生固结,而后续堆载导致的剪切破坏过程中超孔压来不及消散。因此,不排水强度被定义为

$$c_u = \frac{1}{2} q_f \cos \phi' = \sigma'_{vc} S(\text{OCR})^m \quad (1)$$

式中: $\frac{1}{2} q_f$ 为剪切破坏时的摩尔圆半径; σ'_{vc} 为有效竖向固结应力;OCR为超固结比; S 为正常固结状态下 c_u / σ'_{vc} 值; m 为强度增长指数。显然,该公式确定的不排水强度是与大主应力作用平面夹角为 $(45^\circ + \phi'/2)$ 的破坏面上的强度相等。据此可获得不排水强度 c_u 与前一加载阶段的竖向有效固结应

力 σ'_{vc} 一一对应关系, 并应用于饱和黏土在分阶段加载过程中稳定性分析。高饱和度工程渣土快速堆填问题与上述饱和黏土的分阶段加载问题具有相似的应力路径。非饱和工程渣土在快速堆载前期由于孔隙气体被压缩而产生体积压缩, 这一压密过程可类比于饱和黏土分阶段加载的固结过程。高含水率工程渣土由于体积压缩使饱和度进一步上升, 后续堆载导致渣土发生不排水剪切破坏。因此, 本文将有效固结应力法(或 USA)的原理引入高饱和度工程渣土的不排水强度评估中, 绕过吸力的直接量测或控制, 试图提出一种实用的强度估算方法, 避免对于不同饱和度土体进行大量强度测试。

本文以深圳光明新区特大型滑坡事故中的 CDG 填土作为研究对象, 通过不排水不排气等向压缩试验和剪切试验对不同初始含水率非饱和填土的不排水强度特性进行测试分析; 基于有效固结应力法的原理, 结合 Hilf 孔压公式和修正剑桥模型, 提出了一种工程渣土不排水抗剪强度估算方法, 并通过与试验结果对比验证了该方法对高饱和度工程渣土的适用性。

2 工程渣土不排水不排气三轴试验

2.1 试验材料

试验所用工程渣土取自深圳光明新区红坳渣土场, 主要为 CDG 填土。从渣土场堆填体不同高程处取得土样的颗粒级配曲线如图 1 所示。可见, 其粒径范围分布较广, 属于级配良好的土, 其基本物理性质见表 1。根据《土的分类标准》(ASTM D2487—2011)^[17], 该花岗岩风化料的分类为黏质砂土。试验用土料取自高程为 105 m 处, 制样时剔除粒径为 5 mm 以上粗粒土, 试样土料的颗粒级配如图 1 中方框图例所示。

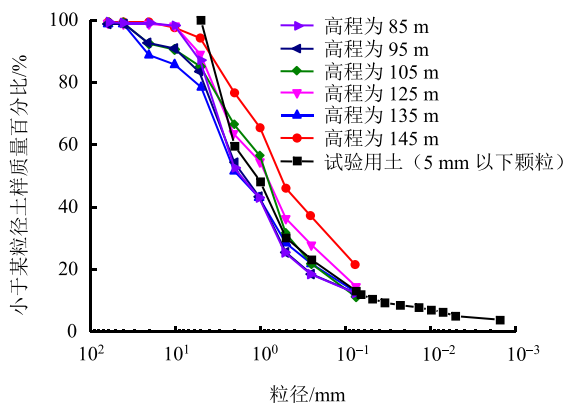


图 1 不同高程土样与试验土样颗粒分曲线
Fig.1 Grain size distribution curves for test samples and soil samples taken from different elevations

表 1 深圳 CDG 填土基本物理性质

Table 1 Basic physical properties of Shenzhen CDG fill

ρ_d /(g · cm ⁻³)	G_s	液限 /%	塑限 /%	ρ_{dmax} /(g · cm ⁻³)	ω_{op} /%	K /(m · s ⁻¹)
1.2~1.8	2.68	39.7	20.5	1.89	12	10 ⁻⁸ ~10 ⁻⁶

注: ρ_d 为干密度; G_s 为土体相对密度; ρ_{dmax} 为最大干密度; ω_{op} 为最优含水率; K 为渗透系数。

2.2 试验仪器和方案

试验仪器采用全自动应变控制式三轴仪, 试样直径为 61.8 mm, 相应高度为 125 mm。设定渣土初始干密度为 1.3 g/cm³, 对应初始孔隙比为 1.06, 采用分层压实制成特定初始干密度的重塑土样。

试验方案设定如表 2 所示。现场调查及室内试验分析显示, 深圳光明新区渣土场填料成分主要为 CDG, 且根据不同的初始含水率进行了分区堆填, 大致划分为 3 个区域^[5], 平均初始含水率分别为 19%、23%和 26%, 对应初始饱和度 S_{r0} 为 0.48、0.58 和 0.66。为模拟渣土场的快速堆填和失稳过程, 试验主要分为两个阶段: ①不同围压下的不排水不排气等向压缩阶段和②不排水不排气剪切阶段。等向压缩阶段设定多级围压 σ_3 分别为 50、100、200、400、800 kPa。

表 2 三轴试验方案

Table 2 Triaxial test programs

试验编号	干密度 ρ_d /(g · cm ⁻³)	含水率 ω_0 /%	围压/kPa
1	1.3	19	50, 100, 200, 400, 800
2	1.3	23	50, 100, 200, 400, 800
3	1.3	26	50, 100, 200, 400, 800

在不排水不排气等向压缩阶段, 关闭排水阀与排气阀, 以 50 kPa 为一梯度进行分级加载。为了模拟渣土快速堆填, 同时避免加载时间过长导致孔隙气溶于孔隙水, 每级加载间隔选定为 2 min, 逐级施加围压至表 2 中的设计压力并间隔 2 min 后, 即对试样进行不排水不排气剪切试验, 剪切速率取 0.625 mm/min, 直至轴向应变达到 25%后停止试验。

2.3 试验结果分析

2.3.1 等向压缩试验结果分析

图 2 是 3 种不同初始饱和度 (S_{r0} 分别为 0.48、0.58、0.66) 土样在不排水等向压缩阶段的孔隙比变化曲线。不同于饱和土在不排水条件下维持体积恒定, 非饱和土样即使在不排水不排气的条件下, 由于孔隙气的压缩仍会产生明显的体积变化。当围压达到 200 kPa 时, 3 种土样均产生了明显的体积压缩; 此时, 试样因体积压缩饱和度增长, 孔隙气体积减小且越来越难被压缩。如初始饱和度为 0.66 的

土样在围压 σ_3 从 400 kPa 上升至 800 kPa 的过程中孔隙比变化比较小, 压缩曲线趋于平缓。对比 3 种饱和度试样的压缩曲线, 可以看出, 初始饱和度越高的渣土在不排水条件下压实程度越低。

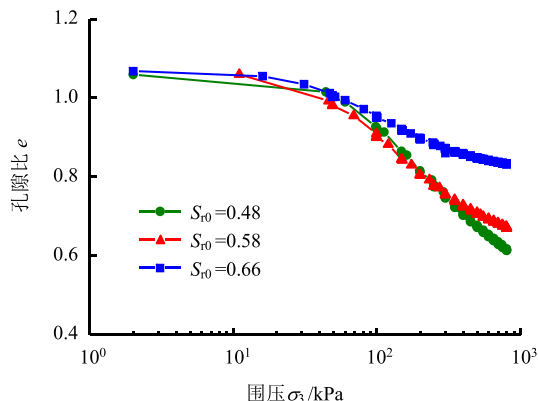


图 2 3 种初始饱和度土样压缩阶段孔隙比变化
Fig.2 Variations of void ratio of soil samples with three saturations in isotropic compression stage

图 3 为等向压缩过程中试样孔压 u 随围压 σ_3 加载的变化曲线。在不排水不排气的条件下, 除孔隙气被压缩外, 孔隙水也将承担部分荷载, 从而导致孔压上升。根据图 3 所示孔压测量结果, 可计算得到孔压系数 B 。表 3 给出了 3 种饱和度土样在等向压缩阶段的 B 值变化范围。加载初期孔压增长较慢, 随着体积被压缩, 土样饱和度增长, B 值逐渐增大。如初始饱和度为 0.66 的土样, 当围压达到 600 kPa 后取对应孔压和围压增量, 计算孔压系数 $B=0.90$ 。此时围压增量几乎全部转化为孔压增量, 有效应力增量很小, 体积难以被进一步压缩。在同一围压作用下, 土样初始饱和度越高, 所施加的压力将更多地由孔隙水来承担, 产生的超孔压也更高, 有效应力则更低。

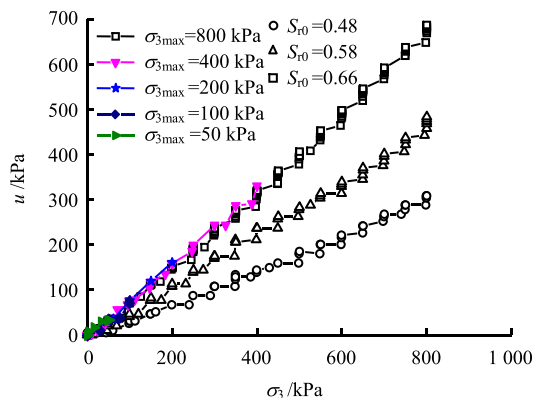


图 3 等向压缩阶段孔压 u 和围压关系曲线
Fig.3 Relationships between pore pressure u and confining pressure in isotropic compression stage

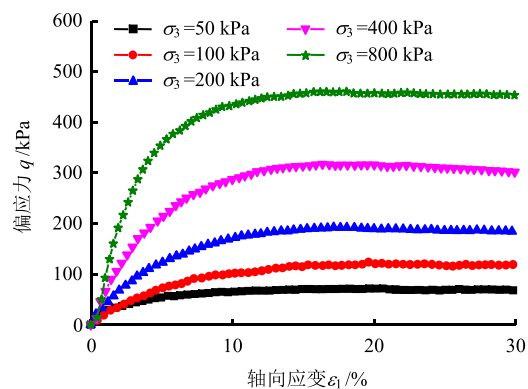
表 3 试验过程中孔压系数的变化范围
Table 3 The ranges of pore pressure coefficients during tests

初始饱和度	孔压系数	
	B	A
0.48	0.11~0.42	0.30~1.54
0.58	0.15~0.63	0.37~1.88
0.66	0.25~0.90	0.36~1.34

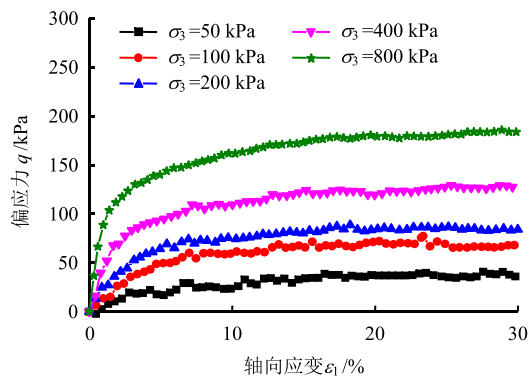
注: 孔压系数 B 为等向压缩阶段孔隙水压力与总应力的比值; 孔压系数 A 为剪切阶段偏应力增量引起的孔隙压力与偏应力增量的比值。

2.3.2 剪切阶段结果分析

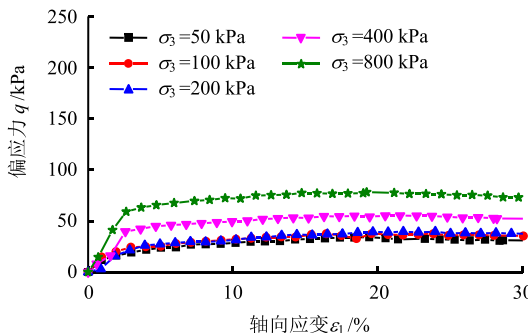
图 4 是 3 种饱和度土样在剪切过程中偏应力-应变关系曲线, 偏应力 q 随轴向应变 ε_1 增大而迅速增长, 随后达到峰值保持稳定或略有降低。在围压为 800 kPa 时, 初始饱和度为 0.48、0.58 和 0.66 的



(a) $S_{r0}=0.48$



(b) $S_{r0}=0.58$



(c) $S_{r0}=0.66$

图 4 剪切阶段应力-应变曲线
Fig.4 Stress-strain curves in shearing stage

试样偏应力峰值分别为 453、183、73 kPa。在同一围压下, 初始饱和度越高, 破坏时的偏应力越小, 即不排水强度越低。对于同一初始饱和度土样, 依据偏应力峰值绘制不同围压对应的破坏摩尔圆, 根据摩尔-库仑破坏准则, 所得的破坏包线在 50~800 kPa 围压范围内呈双线性特征如图 5 所示, 图中标注了不同土样的双线性强度指标。如前文所述, 这些强度指标可直接用于总应力法稳定性分析, 但所确定的不排水强度略高于真实破坏面上的强度。依据强度指标的变化可知, 不排水抗剪强度随围压增加呈现非线性增长, 并在高围压下趋于恒定 (φ_{un} 接近 0)。初始饱和度 S_{r0} 为 0.66 的土样在围压由 50 kPa 增长到 800 kPa 时的强度增量远小于低饱和度土样, 说明高饱和度工程渣土在快速堆填过程中的强度增长受限更为明显。依据同一土样在不同围压下等向压缩的体积变化量可推算出剪切试验前的饱和度, 如图 5 所示。对比发现, 当饱和度超过 0.70, 土体不排水不排气强度随围压增长速率相对于低饱和度阶段显著降低。依据前文孔压系数 B 值分析可知, 高初始饱和度土样在高围压下 B 值已十分接近 1, 外荷载主要由孔隙流体承担, 土体难以被压实, 导致强度无法增加。

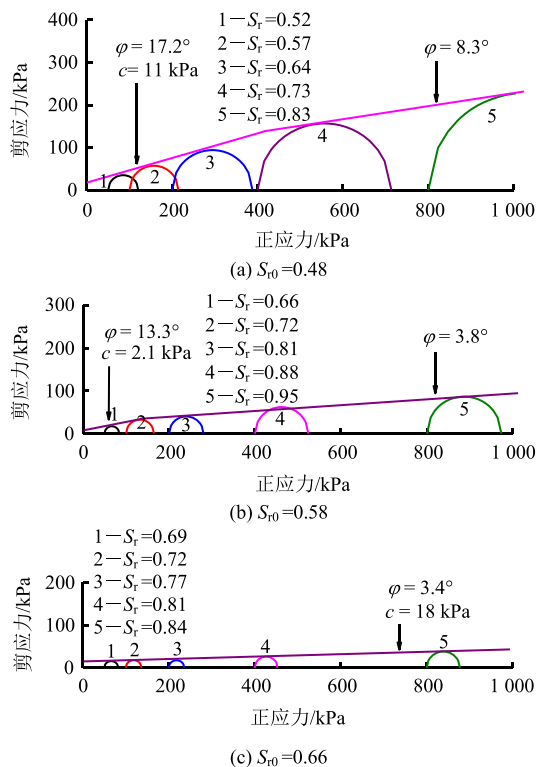


图 5 双线性强度包线

Fig.5 Bilinear strength envelopes

图 6 为不排水剪切过程中孔压随轴向应变的变化曲线, 该阶段孔压初始值为等向压缩阶段的孔压

累积量, 该曲线同样呈现为随轴向应变先快速增长后趋于稳定的变化规律。对比看出, 高饱和土样的孔压增量很小, 孔压在稳定阶段接近围压值, 说明外荷载几乎全部转化为孔压, 与图 4 中强度稳定阶段相对应。根据剪切阶段孔压增量与偏应力的关系 ($\Delta u = AB(\sigma_1 - \sigma_3)$, σ_1 为破坏面上的最大主应力), 得出剪切过程中孔压系数 A 的变化范围, 如表 3 所示。 A 值达到 0.75 甚至大于 1, 这也说明该土样灵敏度高, 在外力作用下土样结构极易破坏, 造成强度丧失。同时试验结果表明, 同一初始饱和度土样, 随着围压的增加, 饱和度增长, 孔压系数 A 越大。

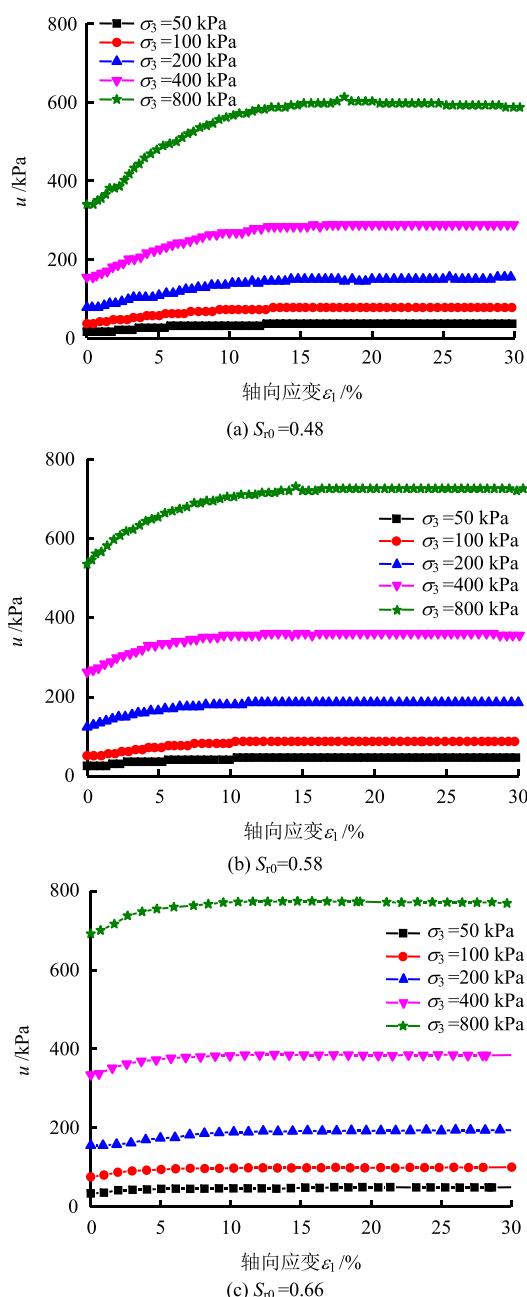


图 6 剪切阶段的孔压变化

Fig.6 Changes of pore pressure in shearing stage

3 高饱和度工程渣土不排水强度估算方法及验证

3.1 不排水不排气条件下非饱和土强度估算方法

由试验结果分析可知，在渣土场快速堆填过程中，非饱和渣土不排水强度会随上覆堆载呈非线性增长。基于有效固结应力法的原理，工程渣土的不排水强度与有效固结应力一一对应。本文基于 Hilf 公式^[18]，对等向压缩条件下的孔压进行计算以确定有效固结应力，并假设剪切阶段无体积变形，基于修正剑桥模型，确定不同围压下的不排水强度 c_u 与破坏面上正应力 σ_n 的一一对应关系。该强度曲线可以作为材料参数被直接输入到边坡稳定性分析软件 Slope/W 中进行总应力法极限平衡分析，程序自动确定潜在滑动面上各点的正应力 σ_n ，再通过强度曲线确定各点的不排水强度。

在实际堆填过程中，填土的固结应力状态可认为是 K_0 固结状态，但考虑到室内试验中各向等压固结不排水试验（CIU）更为常用，且剑桥模型参数是基于该试验确定的，可将 K_0 固结近似等效为相同平均主应力下的等向固结，即取围压为

$$\sigma_3 = \sigma_v (1 + 2K_0) / 3 \quad (2)$$

式中： σ_v 为竖向总应力； K_0 为静止土压力系数。

通过分析表明，对于高饱和度的正常固结黏土，这种等效处理会使估算强度略为偏高，可在一定程度上抵消因假设剪切阶段体积不压缩而造成的强度低估。该估算方法具体可分为以下两个步骤：

(1) 第1步：利用 Hilf 公式估算等向压缩过程中孔隙压力的大小。

Skempton^[19]定义孔压系数 B 为

$$B = \frac{\Delta u_a}{\Delta \sigma_3} = \frac{1}{1 + n_0 \frac{C_{aw}}{C_s}} \quad (3)$$

式中： Δu_a 为孔压增量； $\Delta \sigma_3$ 为围压增量； C_{aw} 为水气混合物的压缩系数； C_s 为土骨架的体积压缩系数； n_0 为土的初始孔隙率。

Skempton 等^[20]认为在高饱和土中孔隙气以闭合气泡形式存在于孔隙水中，并将孔隙中的水和气看作一种混合流体，假定孔隙水压和孔隙气压相等（ $u_a = u_w = u_{aw}$ ， u_{aw} 为孔隙混合流体压力）。孔隙气体压缩和溶解分别服从 Boyle 定律和 Henry 定律，其余假设与太沙基固结理论一致，Schuurman^[21]推导孔隙混合流体压缩系数为

$$C_{aw} = -\frac{1}{V_{a0} + V_w} \frac{dV_a}{du_w} = (1 - S_r + HS_r) (u_{a0}/u_a^2) \quad (4)$$

式中： V_{a0} 为初始孔隙气体体积； dV_a 为孔隙气体体积变化量； V_w 为孔隙水体积； H 为气体在水中的溶解系数，随孔隙气压变化，经分析确定在本文所取应力范围内 H 的变化对孔压预测结果的影响小于 2%，为简化计算可取 20 °C 对应的定值， $H=0.02$ ； u_{a0} 为初始孔隙气压， u_a 则是压缩后的孔隙气压，二者均为绝对压力值。

在等向压缩中土骨架压缩系数 C_s 表示为

$$C_s = -\frac{1}{V} \frac{dV_v}{d\sigma'} = -\frac{1}{(1 + e_0)} \frac{\Delta e}{(\Delta \sigma_3 - \Delta u)} \quad (5)$$

式中： V 为土样总体积； dV_v 为孔隙体积变化量； $d\sigma'$ 为有效应力增量； e_0 为初始孔隙比； Δe 为孔隙比变化量。

因此，土在不排水条件下等向压缩产生的孔压可表示为

$$\Delta u_a = \frac{\Delta \sigma_3}{1 + n_0 (1 - S_r + HS_r) (u_{a0}/u_a^2) C_s^{-1}} \quad (6)$$

堆载增加后孔隙比 e_i 、饱和度 S_{ri} 即可表示为

$$e_i = e_0 - (1 - B) \Delta \sigma_3 \cdot C_s (1 + e_0) \quad (7)$$

$$S_{ri} e_i = S_{r0} e_0 \quad (8)$$

(2) 第2步：基于修正剑桥模型估算不排水抗剪强度

高饱和度土样在经过上覆填土压缩后饱和度进一步提高，甚至接近饱和。因此，当进行不排水剪切时，假设高饱和土样在剪切过程的体变为 0，并认为土体不会发生明显的软化和静态液化。D'orazio 等^[22]针对经过压实后的填土，对修正剑桥模型进行扩展，认为强度包线不过原点，与 p 轴相交于 p'_r （其中 $p'_r = c / \tan \phi'$ ， p'_r 为强度包线与 p 轴交点的绝对值）。根据扩展的修正剑桥模型中体应变增量为 0（ $d\varepsilon_v = 0$ ），且土样剪切达到临界状态时，有

$$q = M(p' + p'_r) \quad (9)$$

式中： p' 为平均有效应力， $p' = (2\Delta \sigma'_3 + \Delta \sigma'_1) / 3$ ； q 为偏应力， $q = \Delta \sigma'_1 - \Delta \sigma'_3$ ； M 为临界状态线的斜率。

推导出破坏时偏应力 q_f 为

$$q_f = (\sigma_1 - \sigma_3)_f = 2^{\frac{\kappa - \lambda}{\lambda}} \cdot \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} \left(\sigma'_3 + \frac{c'}{\tan \phi'} \right) \quad (10)$$

式中: λ 为 $e-\ln p'$ 坐标系下等向压缩曲线的斜率; κ 为回弹曲线的斜率; c' 、 φ' 为有效抗剪强度指标。

根据 Ladd^[14] 对不排水强度 c_u 的定义, 估算的不排水强度可表示为

$$c_u = 2 \frac{\kappa - \lambda}{\lambda} \cdot \frac{3 \sin \varphi' \cos \varphi'}{3 - \sin \varphi'} \left(\sigma'_3 + \frac{c'}{\tan \varphi'} \right) \quad (11)$$

与之对应的破坏面上正应力为

$$\sigma_n = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)_f}{2} - \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{2} \cos \varphi' \quad (12)$$

由此即可建立 c_u 与 σ_n 的对应关系, 直接应用于基于总应力法的极限平衡分析。该方法所需土样参数包括 C_s 、 c' 、 φ' 、 κ 、 λ , 均可通过常见土工试验测定。

3.2 强度估算方法的验证

本节利用提出的强度估算方法对深圳 CDG 渣土的不排水抗剪强度进行估算, 并通过与试验结果对比验证该估算方法的合理性以及适用性。

3.2.1 估算等向压缩阶段孔压

孔压估算阶段所需参数中, ω_0 、 ρ 、 G_s 已在表 1 列出, 土样固结排水试验得出的 $e-\lg \sigma_3$ 曲线如图 7 所示。在计算过程中通过假定初始孔压为 0, 根据 $e-p'$ 曲线确定土骨架压缩系数 C_s 初始值, 代入到式 (3)~(6) 中计算出新的孔压值, 由此根据新的 p' 值对应新的 C_s 并代入计算, 如此重复上述过程, 以前后两次孔压计算结果的差值不大于 0.1 作为收敛条件, 最后可求得等向压缩阶段孔压。将图 7 固结试验得到的 $e-\lg \sigma_3$ 曲线转化到 $e-\ln p'$ 坐标系下, 确定加荷曲线斜率 $\lambda = 0.147$, 由于试验没有回弹过程, 一般回弹指数为压缩指数的 $1/10 \sim 1/5$ ^[23], 本文取 $\kappa = 0.021$ 。

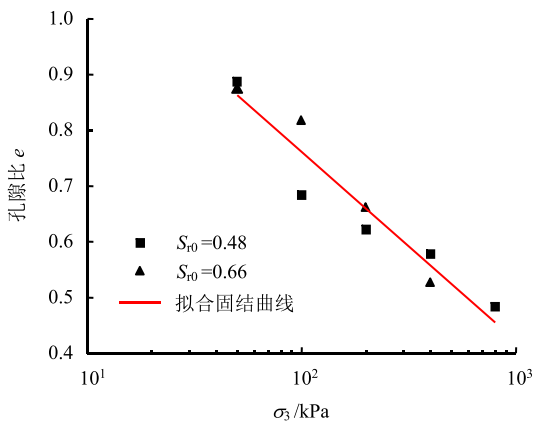


图 7 排水固结试验结果拟合

Fig.7 Data fitting of consolidation test results

将 ω_0 、 ρ 、 G_s 、 C_s 代入式 (6)~(8), 迭代计算得到 3 种不同初始饱和度土样不排水不排气等向压缩产生的孔压值, 如图 8 所示, 高饱和度土样的孔压估算值更加接近试验测试结果。而对于 $S_{r0} = 0.48$ 和 $S_{r0} = 0.58$ 的土体, 等向压缩孔压估算值要高于试验结果, 这是因为估算方法的推导过程中直接将孔隙水和气看作一种混合流体, 忽略了气液交界面上表面张力的作用。这一假设在高饱和度情况下气体以气泡形式被孔隙水包围时较为合理, 而在低饱和度土体中则会造成较大误差。低饱和度土样中, 这一假设会造成式 (3) 中 C_{aw} 估算值偏小, B 值偏高, 从而导致高估超孔压的增长。

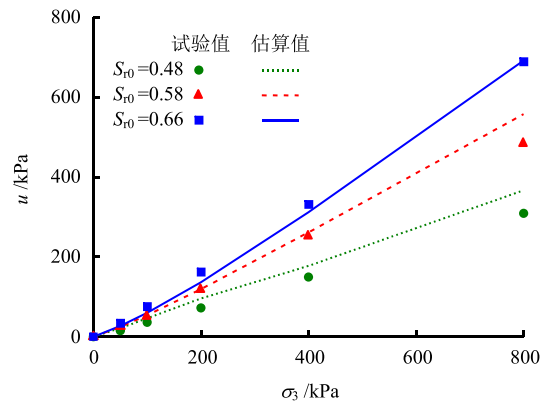


图 8 等向压缩阶段实测与估算孔压对比图

Fig.8 Comparison between measured and estimated pore pressures in isotropic compression stage

3.2.2 估算不排水抗剪强度

根据不排水剪切试验记录的孔压, 得出试验过程中的有效应力, 确定土样的有效应力强度指标 $c' = 17$ kPa, $\varphi' = 28^\circ$ 。结合固结曲线得到的 κ 、 λ 代入式 (11) 中可估算出土体的不排水抗剪强度。图 9 为估算值与试验值的对比结果。试验值为破坏时的摩尔圆上与大主应力作用平面夹角为 $(45^\circ + \varphi'/2)$ 的点对应的强度与正应力。对于高饱和度土体 $S_{r0} = 0.66$, 估算结果与试验值较为吻合; 而对于低饱和度 $S_{r0} = 0.48$ 和 $S_{r0} = 0.58$ 的土体, 估算强度要低于试验结果, 这主要归结于两个原因: 一方面在等向压缩阶段对孔压的高估会降低剪切强度的估算结果; 另一方面, 估算方法中剪切阶段体变为 0 的假定显然对于高饱和土更为符合, 低饱和度土体在剪切中仍会有较明显的体积压缩, 从而使土体强度显著增长。因此, 本文所提出的不排水强度估算方法对初始饱和度较高的土体更为适用。对低饱和度土体, 强度预测值偏低, 利用该预测强度进行稳定性分析

的结果将偏于保守,可预留更多的安全余量。

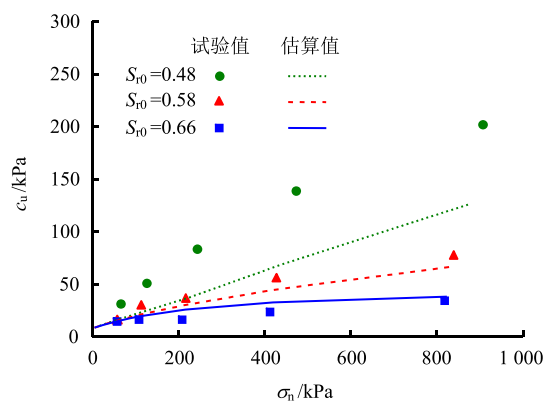


图9 剪切阶段实测与估算强度对比图

Fig.9 Comparison between measured and estimated strengths in shear stage

4 结 论

(1) 对不同初始饱和度土样进行三轴不排水不排气剪切试验结果表明:非饱和 CDG 填土的不排水强度随围压增大呈非线性增长,增长速率与试样初始饱和度密切相关;在等向压缩阶段,初始饱和度和越高的渣土在不排水条件下压缩产生更高的超孔压,压密程度越低,不排水抗剪强度越小。土体随围压增加被压缩而饱和度提高,当土样压缩后饱和度超过 0.7,土体不排水不排气强度随围压增长速率显著降低,高饱和度工程渣土在快速堆填过程中的强度增长受限更为明显。

(2) 基于有效固结应力法的原理,结合 Hilf 孔压公式和修正剑桥模型,提出了一种非饱和工程渣土不排水抗剪强度的估算方法。该方法能较好地反映渣土抗剪强度随上覆堆载的非线性增长规律,且对于初始饱和度高于 0.6 的 CDG 具有较高的预测精度。通过该方法确定的不排水强度 c_u 与破坏面正应力 σ_n 的关系可直接应用于总应力法极限平衡分析。

(3) 本文的强度预测方法对于初始饱和度较低的渣土存在预测结果偏低的情况。这是由于该方法的推导过程中直接将孔隙水和气看作一种混合流体,忽略了吸力(或表面张力)的作用。非饱和土中吸力是影响强度的一个重要因素,在该估算方法中吸力对土体强度的具体影响有待进一步研究。

参 考 文 献

[1] YIN Y, LI B, WANG W, et al. Mechanism of the December 2015 catastrophic landslide at the Shenzhen landfill and controlling geotechnical risks of

urbanization[J]. **Engineering**, 2016, 2(2): 230-249.

- [2] GAO Y, YIN Y, LI B, et al. Investigation and dynamic analysis of the long runout catastrophic landslide at the Shenzhen landfill on December 20, 2015, in Guangdong, China[J]. **Environmental Earth Sciences**, 2017, 76(1): 13.
- [3] LIANG H, HE S, LEI X, et al. Dynamic process simulation of construction solid waste (CSW) landfill landslide based on SPH considering dilatancy effects[J]. **Bulletin of Engineering Geology & the Environment**, 2017(2): 1-15.
- [4] OUYANG C, ZHOU K, XU Q, et al. Dynamic analysis and numerical modeling of the 2015 catastrophic landslide of the construction waste landfill at Guangming, Shenzhen, China[J]. **Landslides**, 2017, 14(2): 705-718.
- [5] ZHAN L T, ZHANG Z, CHEN Y M, et al. The 2015 Shenzhen catastrophic landslide in a construction waste dump: reconstitution of dump structure and failure mechanisms via geotechnical investigations[J]. **Engineering Geology**, 2018, 238: 15-26.
- [6] 弗雷德隆德 D G. 非饱和土土力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997.
- FREDLUND D G. Unsaturated soil mechanics[M]. Beijing: China Building Industry Press, 1997.
- [7] OKA F, KODAKA T, SUZUKI H, et al. Experimental study on the behavior of unsaturated compacted silt under triaxial compression[J]. **Soils and Foundations**, 2010, 50(1): 27-44.
- [8] SUN W J, SUN D A, ZHANG J Y. Undrained behavior of unsaturated bentonite-sand mixture[J]. **Advanced Materials Research**, 2012, 446-449:1454-1457.
- [9] 詹良通, 吴宏伟. 非饱和膨胀土变形和强度特性的三轴试验研究[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(2): 196-201.
- ZHAN Liang-tong, WU Hong-wei. Experimental study on mechanical behavior of recompacted unsaturated expansive clay[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(2): 196-201.
- [10] 刘文化, 杨庆, 唐小微, 等. 不排水条件下非饱和土水力-力学耦合特性数值模拟[J]. 岩土工程学报, 2015, 39(3): 486-494.
- LIU Wen-hua, YANG Qing, TANG Xiao-wei, et al. Numerical simulation of hydro-mechanical behaviors of unsaturated soils under fully undrained conditions[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2015, 39(3): 486-494.

- [11] 陈祖煜. 土质边坡稳定分析原理·方法·程序[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2003.
- CHEN Zu-yu. Principles, methods and procedures of soil slope stability analysis[M]. Beijing: China Water Resources and Hydropower Press, 2003.
- [12] 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.
- MIAO Lin-chang, ZHONG Xiao-chen, YIN Zong-ze. The relationship between strength and water content of expansive soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 1999, 20(2): 71-75.
- [13] MA S, HUANG M, FAN Q, et al. Model for prediction of shear strength with respect to degree of saturation[M]// Experimental and Applied Modeling of Unsaturated Soils. Shanghai: Geotechnical Special Publication. 2010: 10-6.
- [14] LADD C C. Stability Evaluation during staged construction[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1991, 117(4): 540-615.
- [15] 沈珠江. 饱和黏土抗剪强度的变化规律及其在土工建筑稳定分析中的应用[J]. 土木工程学报, 1963(2): 31-38.
- SHEN Zhu-jiang. Variation of shear strength of saturated adhesives and its application to stability analysis of geotechnical buildings[J]. **China Civil Engineering Journal**, 1963(2): 31-38.
- [16] 沈珠江. 软土工程特性和软土地基设计[J]. 岩土工程学报, 1998, 20(1): 100-111.
- SHEN Zhu-jiang. Soft soil engineering characteristics and soft soil foundation design[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1998, 20(1): 100-111.
- [17] ASTM D2487. Standard practice for classification of soils for engineering purposes (unified soil classification System)[S]. West Conshohocken: PA ASTM International, 2011.
- [18] HILF J. W. Estimating construction pore pressures in rolled earth dams[C]//Proceedings of 2nd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. [S. l.]: [s. n.], 1948.
- [19] SKEMPTON A W. The pore-pressure coefficients A and B [J]. **Géotechnique**, 1954, 4(4): 143-147.
- [20] SKEMPTON A W, BISHOP A W. Building materials, their elasticity and plasticity[M]//Soils. Amsterdam: North Holland Publish Co., 1954.
- [21] SCHUURMAN I E. The compressibility of an air/water mixture and a theoretical relation between the air and water pressure[J]. **Géotechnique**, 1966, 16(4): 269-281.
- [22] D'ORAZIO T B, SUNAMI S, DUNCAN J M. CON2D: a finite element computer program for analysis of consolidation[R]. Berkeley: University of California, 1981.
- [23] 王常明. 土力学[M]. 北京: 地质出版社, 2015.
- WANG Chang-ming. Soil mechanics[M]. Beijing: Geological Press, 2015.

上接第 49 页

- [30] ZHU J B, ZHOU T, LIAO Z Y, et al. Replication of internal defects and investigation of mechanical and fracture behaviour of rock using 3D printing and 3D numerical methods in combination with X-ray computerized tomography[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, 2018, 106(6): 198-212.
- [31] SUN W, WU S C, ZHOU Y, et al. Comparison of crack processes in single-flawed rock-like material using two bonded-particle models under compression[J]. **Arabian Journal of Geosciences**, 2019, 12(5).
- [32] 彭瑞东, 鞠杨, 谢和平. 灰岩拉伸过程中细观结构演化的分形特征[J]. 岩土力学, 2007, 28(12): 2579-2582, 2588.
- PENG Rui-dong, JU Yang, XIE He-ping. Fractal characterization of meso-structural evolution during tension of limestone[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(12): 2579-2582, 2588.
- [33] 姚哨峰, 张振南, 葛修润, 等. 大理岩断裂能与细观结构几何特征相关性[J]. 岩土力学, 2016, 37(8): 2341-2346.
- YAO Shao-feng, ZHANG Zhen-nan, GE Xiu-run, et al. Correlation between fracture energy and geometrical characteristic of mesostructure of marble[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(8): 2341-2346.