

DOI: 10.11779/CJGE20221160

土石混合体三轴剪切试验及三维多重剪切边界面模型

曾章波¹, 黄 华¹, 梅龙喜¹, 裴志勇¹, 邹 熠², 方火浪^{*2}

(1. 中国电建集团华东勘测设计研究院有限公司, 浙江 杭州 311122; 2. 浙江大学建筑工程学院, 浙江 杭州 310058)

摘 要: 土石混合体是介于离散和连续介质之间的特殊地质材料, 其颗粒分布特征和力学特性是控制土石混合体高填方工程稳定性的重要因素。以白鹤滩水电站库区象鼻岭移民安置点防护堤工程为依托, 利用大型三轴试验仪, 对两种土石混合体填筑料在 3 种不同围压条件下进行固结排水剪切试验, 分析了土石混合体的偏差应力和体积应变随轴向应变的变化规律以及剪缩和剪胀特性。在此基础上, 根据粒状土的临界状态和边界面弹塑性理论, 引入了适合于土石混合体的临界黏聚力和状态参数, 并基于空间随机分布微观剪切结构, 建立了土石混合体状态相关三维多重剪切边界面模型。通过模型模拟结果与三轴剪切试验结果的比较, 验证了该模型能够合理地描述土石混合体在低围压下的应变硬化和剪胀特性, 以及在高围压下的应变硬化和剪缩特性。

关键词: 土石混合体; 三轴剪切试验; 应力-应变关系; 剪胀性; 多重剪切; 边界面

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2023)03-0644-08

作者简介: 曾章波(1985—), 男, 工程师, 主要从事工程设计与施工管理方面的研究工作。E-mail: zeng_zb@hdec.com。

Triaxial shear tests on soil-rock mixture and 3D multi-shear bounding surface model

ZENG Zhangbo¹, HUANG Hua¹, MEI Longxi¹, PEI Zhiyong¹, ZOU Yi², FANG Huolang²

(1. Powerchina Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 311122, China; 2. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: The soil-rock mixture is a special geological material between discrete and continuous media. Due to the influences of genesis, component type and content, its mechanical behavior is complex and changeable, which may lead to the excessive deformation and shear failure of high fill projects of soil-rock mixture. Therefore, it is of great theoretical significance and engineering application value to study the deformation and strength characteristics of soil-rock mixture and its constitutive models. Based on the protection embankment project of Xiangbiling resettlement site in the reservoir area of Baihetan Hydropower Station, the consolidation and drainage shear tests on two kinds of fill materials of soil-rock mixture under three different confining pressures are carried out by using the large-scale triaxial test device, and the variation laws of deviatoric stress and volumetric strain with axial strain and the characteristics of shear contraction and dilation of soil-rock mixture are analyzed. On this basis, according to the critical state and bounding surface elastoplastic theories of granular soil, the critical cohesion and state parameter suitable for the soil-rock mixture are introduced, and based on the spatially randomly distributed micro-shear structures, a state-dependent three-dimensional multi-shear bounding surface model for the soil-rock mixture is established to decompose the complex macro-deformation of the soil-rock mixture into a macro-volume deformation and a series of spatially distributed and mutually independent one-dimensional micro shear deformation. The simulated results of the model are compared with the triaxial shear test ones, which verifies that the proposed model can reasonably describe the strain softening and shear dilation characteristics of the soil-rock mixture under low confining pressure and the strain hardening and shear contraction characteristics under high confining pressure.

Key words: soil-rock mixture; triaxial shear test; stress-strain relationship; dilatancy; multi-shear; bounding surface

0 引 言

随着中国经济的发展, 西部山区基础设施建设规模不断扩大, 涉及土石混合体的高填方工程越来越多。土石混合体是介于离散和连续介质之间的特殊地质材料。由于成因、组分类型和含量的影响, 土石混合体

的颗粒特征复杂多样、分布不均匀, 其力学特性复杂多变, 可能导致土石混合体高填方工程过度变形和剪

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51878605)

收稿日期: 2022-09-20

*通信作者 (E-mail: fanghuolang@zju.edu.cn)

切破坏,从而危及工程稳定。因此,研究土石混合体的变形和强度特性以及本构模型具有重要的理论意义和工程应用价值。

近年来,国内外学者对土石混合体的变形和强度特性进行了一系列原位和室内剪切试验研究。徐文杰等^[1]和 Zhang 等^[2]对土石混合体进行了大量原位剪切试验,研究了土石混合体的强度和变形模量随现场环境条件的变化规律。刘新荣等^[3]、吴帅峰等^[4]、江强强等^[5]和 Yao 等^[6]通过室内大型直剪试验,对不同含石量等条件下的土石混合体的剪切变形特性和抗剪强度产生机制进行了研究。涂义亮等^[7]采用大型直剪、颗粒标记观察和颗粒筛分试验,研究了土石混合体的颗粒破碎特征和剪切强度特性,建立了宏观剪切强度特性与细观颗粒破碎特征之间的联系,揭示了含石量和颗粒破碎对土石混合体剪切强度特性的影响机制。杨忠平等^[8]采用室内大型直剪试验和 PFC 离散元数值模拟方法,研究了块石强度影响土石混合体剪切变形特征、峰值抗剪强度、裂隙扩展过程、能量响应方式的宏观规律和微观机制。金磊等^[9]、夏加国等^[10]和景宏君等^[11]通过室内大型三轴剪切试验,研究了块石含量和形状对土石混合体强度特性的影响规律。陶庆东等^[12]采用正交试验方法对土石混合体的大型三轴剪切试验进行设计,并应用邓肯-张模型对得到的三轴剪切试验参数进行了反演。王涛等^[13]开展了土石混合体压实试验,建立了考虑土石级配影响的堆积模型,并通过室内三轴剪切试验,验证了通过骨架孔隙比预测土石混合体变形和强度特性的有效性。胡世兴等^[14]基于室内大型三轴剪切试验和 PFC3D-FLAC3D 耦合分析方法,研究了土石混合体的变形破坏特征以及剪切面、接触力链发展规律。李浩民等^[15]开展了土石混合体的大型叠环式单剪试验与大型三轴试验,探讨了两种试验条件下土石混合体的强度特性差异。

长期以来,砂土或粘土等均质颗粒材料的本构模型一直是岩土工程的研究热点,而由复杂颗粒组成的土石混合体本构模型研究较少。由于土石混合体同时含有细粒土和块石,且它们的比例和分布具有很大的随机性,因此较难建立一个能够描述不同土石含量及其分布的土石混合体本构模型。陈志波等^[16]建立了一个适用于砾质土心墙料的改进椭圆-抛物双屈服面本构模型,并采用室内三轴剪切试验结果对其进行了验证。Brito 等^[17]提出了可以考虑在屈服面内部发生塑性应变的下负荷土石混合体弹塑性模型。Shi 等^[18]利用结构参数与状态相关剪胀函数的关系,建立了土石混合体弹塑性模型。蔡正银等^[19]全面论述了堰塞土石混合体状态相关剪胀理论与坝体溃决演化规律研究构想,指出了建立能适应复杂应力路径的广义弹塑性本

构模型的重要性和紧迫性。

本文以白鹤滩水电站库区象鼻岭移民安置点防护堤工程为依托,首先通过室内大型三轴剪切试验,探讨土石混合体填筑料的剪切变形和抗剪强度特性。其次,以基于微观力学的砂土和堆石料三维多重剪切界面模型^[20-21]为基础,引入适合于土石混合体的临界黏聚力和状态参数,建立土石混合体三维多重剪切界面模型。最后,将土石混合体的模型模拟结果和三轴剪切试验结果进行对比分析。

1 大型三轴剪切试验

1.1 试验材料、设备与方案

白鹤滩水电站库区象鼻岭移民安置点防护堤工程位于金沙江与小江间的象鼻岭台地上,工程竣工后的鸟瞰图如图 1 所示。水库蓄水后,防护堤将形成东、西、北三面临水的高填方人工半岛。原台地的地面高程为 790.0~852.0 m,蓄水位高程 825.0 m 以下进行防护垫高造地,防护堤堤线大致沿 800.0~827.5 m 高程布置,堤线总长约 1.4 km,内侧分层碾压垫高至 826.0~827.6 m 高程,最大填筑高度约 70.0 m,总围地面积约 140 亩,安置人口约 1600 人,主要为居民用地、公共设施用地、道路广场用地、绿化用地等。



图 1 象鼻岭移民安置点防护堤工程鸟瞰图

Fig. 1 Aerial view of protection embankment project of Xiangbiling resettlement site

防护堤的土石混合体填筑料取自金沙江与小江交汇处南侧的格勒坪子#1 和#2 料场,主要为冲洪积混合土卵石(见图 2),其中原石粒径为 20~50 cm,少量为 0.3~1.0 m,含量为 10%~20%,卵石粒径为 6~20 cm,含量为 40%~50%,填隙物为砾石及砂,原石、卵石和砾石均呈棱角状,成份为变质砾岩、玄武岩、灰岩等,呈松散至中密状。根据该防护堤工程的特点,按斜坡区和内部区对填筑料进行分类。斜坡区采用#1 料场土石混合体,内部区采用#2 料场土石混合体。从两个料场选用试验材料,分别命名为#1 土石混合体和#2 土石混合体。级配曲线见图 3,最大粒径为 80 mm。

#1 土石混合体的 d_{10} , d_{30} , d_{60} 分别为 0.38, 5.56, 18.41 mm, C_u 和 C_c 分别为 0.38, 5.56, 18.41 mm, 48.3 和 4.4, #2 土石混合体的 d_{10} , d_{30} , d_{60} 分别为 0.26, 3.14, 10.16 mm, C_u 和 C_c 分别为 0.26, 3.14, 10.16 mm, 38.9 和 3.7。从图 3 可以看出, #1 土石混合体的粗粒含量大于#2 土石混合体的粗粒含量。



图 2 #1 料场土石混合体

Fig. 2 Soil-rock mixture in quarry No. 1

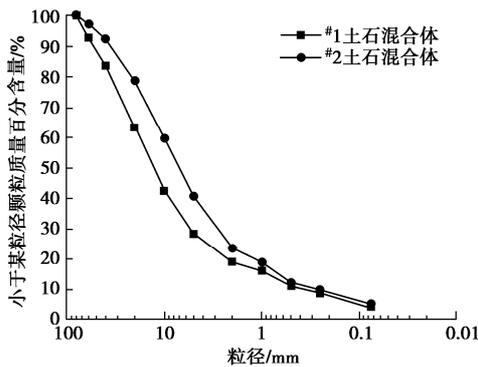


图 3 土石混合体级配曲线

Fig. 3 Grain-size distribution curves of soil-rock mixture

使用大型三轴试验仪(试样直径为 300 mm, 高度为 600 mm), 对上述两种类型的土石混合体进行围压为 0.2, 0.4 和 0.8 MPa 的固结排水剪切试验。试验过程中, 根据设计的干密度与级配, 计算并称取所需质量的土石混合体, 搅拌均匀, 分 5 层装料击实。制样完毕后, 结合水头法和抽气法进行试样饱和。饱和完成后, 对试样进行等向围压作用下的排水固结。固结完成后, 在排水条件下以 0.8 mm/min 的轴向变形速率进行剪切, 直至轴向应变达到约 15%。#1 和#2 土石混合体的相对质量密度分别为 2.79, 2.81, 制样干密度分别为 2.28, 2.29 g/cm³, 初始孔隙比分别为 0.224, 0.227。

1.2 试验结果与分析

图 4 为两种土石混合体的三轴剪切试验结果。从偏差应力-轴向应变关系曲线可以看出, 偏差应力和轴向应变在加载初始阶段近似成线性关系, 在加载后期呈非线性。当围压为 0.2 和 0.4 MPa 时, 应力-应变关

系在加载后期出现微弱应变软化。当围压为 0.8 MPa 时, 应力-应变关系表现为应变硬化, 偏差应力持续增加, 但后期增加速率减小。与 0.2 和 0.4 MPa 的围压相比, 0.8 MPa 围压下的土石混合体应变硬化特性显著增加, 表明土石混合体的应变硬化特性随着围压的增加而逐渐增加。从体积应变-轴向应变关系曲线可以看出, 随着围压的增加, 土石混合体从剪胀缓慢变为剪缩。当围压为 0.2 和 0.4 MPa 时(围压为 0.4 MPa 的#2 土石混合体试样除外), 土石混合体在加载初期首先发生剪缩, 并随着轴向应变的增加而变为剪胀, 体积变化曲线有明显的相变点。当围压为 0.8 MPa 时, 土石混合体总是表现出剪缩, 并且没有相变点出现。以上结果表明, 围压是影响土石混合体强度和变形特性的重要因素。比较两种土石混合体的试验结果, 可以看出它们之间存在较大差异, 这表明颗粒级配对土石混合体的变形特性有较大影响。此外, 围压为 0.4 MPa 的#2 土石混合体试样的体积应变远小于其它试样的体积应变, 这是由试验中的测试问题造成的。

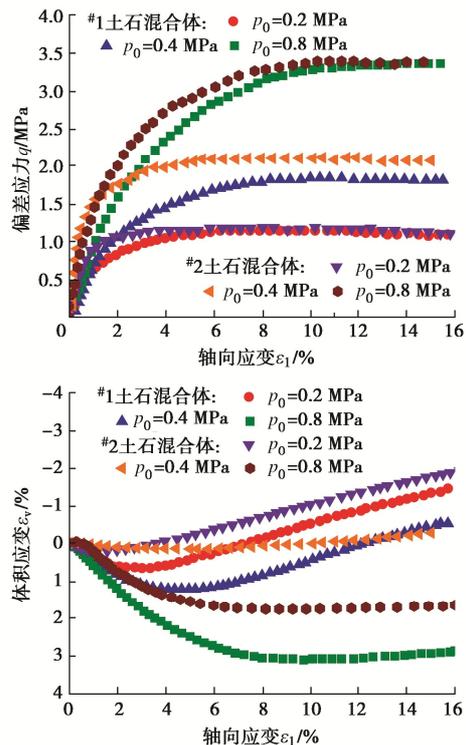


图 4 土石混合体三轴剪切试验结果

Fig. 4 Triaxial shear test results of soil-rock mixture

土石混合体的剪胀角 α 表示体积应变率和剪切应变率的比值, 一般定义为

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{d\varepsilon_v / d\varepsilon_1}{2 - d\varepsilon_v / d\varepsilon_1}\right) \quad (1)$$

式中: ε_v 和 ε_1 分别为体积应变和主应变。利用三轴试验获得的体积应变-轴向应变关系曲线和式(1)计算土石混合体的剪胀角, 结果如图 5 所示。其中, 负值

表示剪缩, 正值表示剪胀。可以看出, 随着轴向应变的增大, 剪胀角从较大的负值向较小的正值变化, 当围压为 0.2, 0.4 MPa 时, 剪胀角出现较大的正值区域, 表明在低围压下土石混合体的剪胀特征显著。从两种土石混合体的剪胀角随轴向应变的变化过程可以看出, 当轴向应变小于约 7% 时, 剪胀角变化较大; 当轴向应变大于约 7% 时, 剪胀角变化很小。两种土石混合体的最大剪胀角约为 5°。

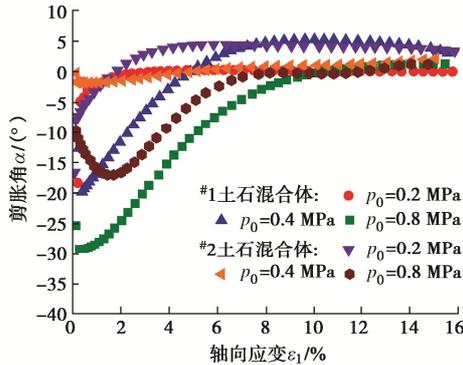


图5 土石混合体剪胀角-轴向应变关系

Fig. 5 Relationship between dilatancy angle and axial strain of soil-rock mixture

2 三维多重剪切界面模型

2.1 多重剪切模型框架

土石混合体是由具有一定尺寸石块、土体和孔隙组成的集合体。如图 6 所示, 用单位球体表示土石混合体单元, 在球面上设置一系列空间随机分布且相互独立的虚拟微观剪切结构^[20-21], 并假定土石混合体的复杂宏观变形可分解为宏观体积变形和微观剪切结构上的剪切变形。每个微观剪切结构包含二个切向 (s 和 t) 一维剪切变形分量和一个法向 (n) 一维剪切变形分量, 微观剪切结构中的剪应变和剪应力分别定义为 $\gamma^{(j)}(n)$ 和 $\tau^{(j)}(n)$, 其中上标 i 为微观剪切结构序号, 上标 $j=1, 2, 3$ 分别对应于 s, t, n 方向。利用投影关系, 微观剪应变可表示为

$$\gamma^{(j)} = M_{kl}^{(j)} \varepsilon_{kl} \quad (2)$$

式中: ε_{kl} 为宏观应变张量; $M_{kl}^{(1)} = (s_k^{(i)} n_l^{(i)} + s_l^{(i)} n_k^{(i)})/2$, $M_{kl}^{(2)} = (t_k^{(i)} n_l^{(i)} + t_l^{(i)} n_k^{(i)})/2$, $M_{kl}^{(3)} = n_k^{(i)} n_l^{(i)} - \delta_{kl}/3$; δ_{kl} 为 Kronecker 符号; s_k, t_k, n_k 分别为 s, t, n 的分量。

根据虚功原理, 宏观和微观应力之间的关系可表示为

$$d\sigma_{kl} = dp\delta_{kl} + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 2w^{(i)} f^{(i)} M_{kl}^{(j)} d\tau^{(j)} \quad (3)$$

式中: σ_{kl} 为宏观有效应力张量; p 为宏观平均有效应力; N 为微观剪切结构总数 (球面积分点总数^[22], 本文取 21); $w^{(i)}$ 为球面积分加权系数; $f^{(i)}$ 为微观剪切

结构的空问随机分布密度函数, 反映土石混合体的初始各向异性, $f^{(i)}=1$ 表示初始各向同性。

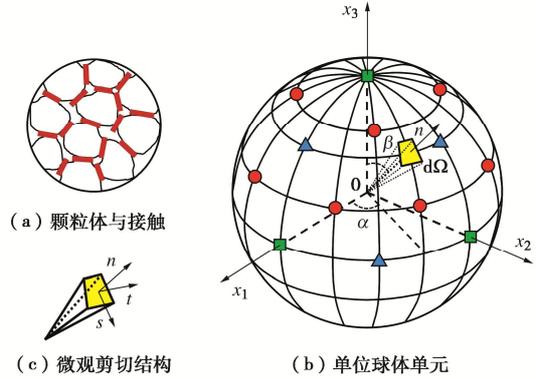


图6 多重剪切模型示意图

Fig. 6 Schematic diagram of multi-shear model

2.2 宏观和微观应力-应变关系

为了考虑黏聚力对土石混合体本构关系的影响, 引入广义宏观有效应力张量 $\hat{\sigma}_{ij}$ 和广义平均有效应力 \hat{p} , 分别定义为 $\hat{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + p_t \delta_{ij}$ 和 $\hat{p} = p + p_t$, 其中 p_t 为由临界黏聚力产生的等效平均有效应力, 定义为

$$p_t = c_c / M_c \quad (4)$$

式中: c_c 为临界黏聚力, 定义为临界状态下 $q-p$ 平面上的黏聚力; M_c 为三轴剪切条件下的临界应力比。

弹性体积应变 ε_v^e 和广义平均有效应力 \hat{p} 的增量关系为

$$d\varepsilon_v^e = d\hat{p} / K_e \quad (5)$$

式中: K_e 为弹性体积模量, 一般取

$$K_e = \frac{1+e}{\kappa} p_a \left(\frac{\hat{p}}{p_a} \right)^n \quad (6)$$

式中: κ 为等向膨胀特性参数; e 为孔隙比; p_a 为标准大气压; n 为材料参数。

塑性体积应变增量 $d\varepsilon_v^p$ 表示为

$$d\varepsilon_v^p = h(\hat{p} - \hat{p}_m) \langle d\hat{p} \rangle / K_p \quad (7)$$

式中: \hat{p}_m 为历史最大广义平均有效应力; $h(x)$ 为 Heavyside 阶梯函数; $\langle \rangle$ 为 Macauley 符号。式 (7) 中 K_p 为塑性体积模量, 定义为

$$K_p = \frac{1+e}{\lambda - \kappa} p_a \left(\frac{\hat{p}}{p_a} \right)^m \left(\frac{M_c g(\hat{\theta})}{M_c g(\hat{\theta}) - \hat{R}} \right) \quad (8)$$

式中: λ 为等向压缩特性参数; $\hat{R} = \sqrt{3\hat{r}_{ij}\hat{r}_{ij}}/2$ 为广义宏观应力比; $\hat{r}_{ij} = \hat{\sigma}_{ij} / \hat{p}$ 为广义偏应力比张量;

$\hat{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \hat{p}\delta_{ij}$ 为广义偏应力张量; $g(\hat{\theta})$ 表示广义偏应力比空间中的屈服轨迹函数; $\hat{\theta}$ 为广义应力洛德角。

采用 SMP 准则, $g(\hat{\theta})$ ^[23] 可表示为

$$g(\hat{\theta}) = \frac{1}{6} \hat{R} \sqrt{3(\hat{I}_1 \hat{I}_2 - \hat{I}_3) / (\hat{I}_1 \hat{I}_2 - 9\hat{I}_3) - 1} \quad (9)$$

式中: \hat{I}_1 , \hat{I}_2 和 \hat{I}_3 分别为第一、第二和第三广义应力不变量。

微观剪胀体积应变增量 $d\varepsilon_{vd}^{(ij)}$ 定义为

$$d\varepsilon_{vd}^{(ij)} = d_1(\pm r_d^{(ij)} - r^{(ij)})d\gamma_p^{(ij)} \quad (10)$$

式中: d_1 为微观剪胀参数; $r^{(ij)} = \tau^{(ij)} / \hat{p}$ 为微观应力比; $\gamma_p^{(ij)}$ 为微观塑性剪应变; $r_d^{(ij)}$ 为微观剪胀应力比。当 $d\gamma_p^{(ij)} > 0$ 时, $r_d^{(ij)}$ 前取正号; 当 $d\gamma_p^{(ij)} < 0$ 时, $r_d^{(ij)}$ 前取负号。

根据余功原理, 宏观剪胀体积应变增量 $d\varepsilon_{vd}$ 可表示为

$$d\varepsilon_{vd} = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 2w^{(i)} f^{(i)} d_1(\pm r_d^{(ij)} - r^{(ij)})d\gamma_p^{(ij)} \quad (11)$$

利用式 (5), (7), 弹塑性体积模量 K 可表示为

$$K = \left(\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_p} h(\hat{p} - \hat{p}_m) \frac{\langle d\hat{p} \rangle}{|d\hat{p}|} \right)^{-1} \quad (12)$$

微观弹性剪应变增量 $d\gamma_e^{(ij)}$ 为

$$d\gamma_e^{(ij)} = d\tau^{(ij)} / G_e^{(ij)} \quad (13)$$

式中: $G_e^{(ij)}$ 为微观弹性剪切模量。

根据边界弹塑性理论^[24], 微观塑性剪应变增量 $d\gamma_p^{(ij)}$ 可表示为

$$d\gamma_p^{(ij)} = \frac{1}{G_p^{(ij)}} \hat{p} dr^{(ij)} + \frac{1}{H_p^{(ij)}} h(\hat{p} - \hat{p}_m) \frac{\langle d\hat{p} \rangle}{|d\hat{p}|} r^{(ij)} d\hat{p} \quad (14)$$

式 (14) 中, $G_p^{(ij)}$ 和 $H_p^{(ij)}$ 为微观塑性剪切模量, 定义为

$$G_p^{(ij)} = h_1 G_e^{(ij)} \left(\frac{r_b^{(ij)} \bar{\rho}_1^{(ij)}}{r_m^{(ij)} \rho_1^{(ij)}} - 1 \right) \quad (15)$$

$$H_p^{(ij)} = h_2 G_e^{(ij)} \frac{r_c^{(ij)} \bar{\rho}_2}{r^{(ij)} \rho_2} \quad (16)$$

式中: h_1 为模型参数; $r_b^{(ij)}$ 和 $r_m^{(ij)}$ 分别为微观边界应力比和最大微观应力比; $\bar{\rho}_1^{(ij)}$ 和 $\rho_1^{(ij)}$ 为状态变量; $\bar{\rho}_1^{(ij)} = |\pm r_m^{(ij)} - r_r^{(ij)}|$; $r_r^{(ij)}$ 为最近微观应力比转折点; 当 $dr^{(ij)} > 0$ 时, $r_m^{(ij)}$ 前取正号; 当 $dr^{(ij)} < 0$ 时, $r_m^{(ij)}$ 前取负号; $\rho_1^{(ij)} = |r^{(ij)} - r_r^{(ij)}|$; h_2 为模型参数; $r_c^{(ij)}$ 为微观临界应力比; $\bar{\rho}_2$ 和 ρ_2 为状态变量, $\bar{\rho}_2 = |\hat{p}_m - \hat{p}_r|$ 和 $\rho_2 = |\hat{p} - \hat{p}_r|$; \hat{p}_r 为最近广义平均有效应力转折点。

微观和宏观材料参数之间的关系可表示为

$$r_b^{(ij)} = M_b g(\hat{\theta}) / \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 3w^{(i)} f^{(i)} |M_{11}^{(ij)}| \quad (17)$$

$$r_c^{(ij)} = M_c g(\hat{\theta}) / \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 3w^{(i)} f^{(i)} |M_{11}^{(ij)}| \quad (18)$$

$$r_d^{(ij)} = M_d g(\hat{\theta}) / \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 3w^{(i)} f^{(i)} |M_{11}^{(ij)}| \quad (19)$$

$$G_e^{(ij)} = 2G_c g(\hat{\theta}) / \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 3w^{(i)} f^{(i)} |M_{11}^{(ij)}| \quad (20)$$

式中: $M_b = M_c \exp(-n_b \psi)$ 和 $M_d = M_c \exp(n_d \psi)$ ^[25] 分

别为三轴压缩条件下的边界应力比和剪胀应力比, 其中, n_b 和 n_d 为模型参数, ψ 为状态参数, 定义为 $\psi = e - e_c$, e_c 为临界孔隙比; G_c 为弹性剪切模量。

临界孔隙比和弹性剪切模量可表示为

$$e_c = e_{c0} - \lambda_c \ln(p / p_a) \quad (21)$$

$$G_c = G_0 \frac{(2.97 - e)^2}{1 + e} p_a \left(\frac{\hat{p}}{p_a} \right)^n \quad (22)$$

式中: e_{c0} 和 λ_c 为临界状态线参数; G_0 为弹性剪切模量参数。

2.3 宏观应力-应变关系

根据以上关系式, 宏观应力-应变增量关系为

$$d\sigma_{kl} = D_{klmn} d\varepsilon_{mn} - dp_t \delta_{kl} \quad (23)$$

式中: D_{klmn} 为弹塑性刚度矩阵, 表示为

$$D_{klmn} = K_1 Q_{kl} \delta_{mn} + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 2w^{(i)} f^{(i)} (-Q^{(ij)} Q_{kl} + G^{(ij)} M_{kl}^{(ij)}) M_{mn}^{(ij)} \quad (24)$$

上式中:

$$G^{(ij)} = (1/G_e^{(ij)} + 1/G_p^{(ij)})^{-1} \quad (25)$$

$$H^{(ij)} = \left(\frac{1}{G_e^{(ij)}} + \frac{1}{H_p^{(ij)}} h(\hat{p} - \hat{p}_m) \frac{\langle d\hat{p} \rangle}{|d\hat{p}|} \right)^{-1} \quad (26)$$

$$Q_{kl} = \delta_{kl} + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 2w^{(i)} f^{(i)} r^{(ij)} (1 - G^{(ij)} / H^{(ij)}) M_{kl}^{(ij)} \quad (27)$$

$$K_1 = \frac{K}{1 - K \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^3 2w^{(i)} f^{(i)} a^{(ij)} (1 - G^{(ij)} / H^{(ij)}) / G_e^{(ij)}} \quad (28)$$

$$a^{(ij)} = d_1(\pm r_d^{(ij)} - r^{(ij)}) r^{(ij)} \quad (29)$$

$$Q^{(ij)} = K_1 d_1(\pm r_d^{(ij)} - r^{(ij)}) (1 - G^{(ij)} / G_e^{(ij)}) \quad (30)$$

3 模型参数和模型验证

3.1 模型参数

本模型共有 13 个参数, 包括模量参数: G_0 , κ , n , λ , h_1 , h_2 ; 临界状态参数: M_c , c_c , e_{c0} , λ_c ; 剪胀参数: d_1 , n_d ; 边界应力参数: n_b 。各参数的确定步骤如下: G_0 , κ , n , λ 为常见的土力学参数, 其取值和试验材料性质有关, 由常规试验可以得到; $n_b = \ln(M_c / M_b) / \psi_b$, ψ_b 代表边界应力比时的 ψ 值; $n_d = \ln(M_d / M_c) / \psi_d$, ψ_d 代表剪胀应力比时的 ψ 值; 临界状态参数 M_c , c_c , e_{c0} 和 λ_c 可通过拟合临界状态下的试验数据获得; 剪胀参数 d_1 和塑性模量参数 h_1 , h_2 可通过试验结果的模拟计算确定。

3.2 模型验证

根据三轴剪切试验结果, 可以近似得到两种土石混合体的临界状态参数。图 7 为两种土石混合体在 q - p 平面中的临界状态线, 可以看出两者呈线性关系, 符合莫尔-库仑抗剪强度理论。图 8 为两种土石混合体在

$e-\ln(p/p_a)$ 平面上的临界状态线, 表明两者基本上呈线性关系, 可用式(21)进行线性拟合。本文不考虑土石混合体的初始各向异性, 即取 $f^{(i)}=1$ 。根据上一节中的模型参数设置方法, 确定两种土石混合体的模型参数, 如表1所示。

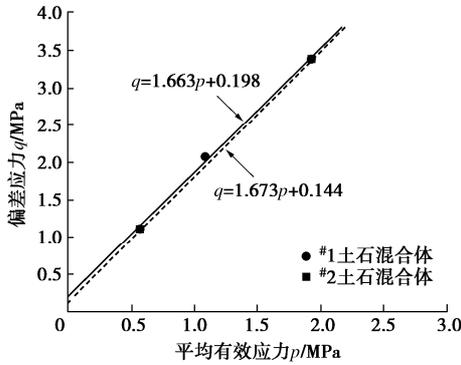


图7 $q-p$ 平面中的临界状态线

Fig. 7 Critical state lines in $q-p$ plane

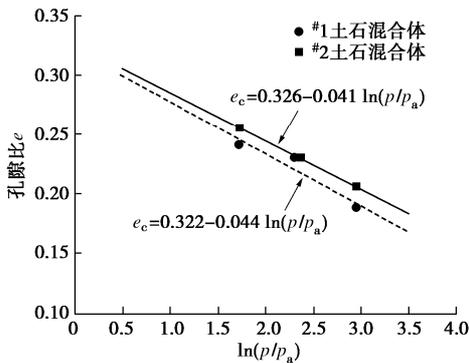


图8 $e-\ln(p/p_a)$ 平面中的临界状态线

Fig. 8 Critical state lines in $e-\ln(p/p_a)$ plane

表1 模型参数

Table 1 Model parameters

参数	取值	
	#1 土石混合体	#2 土石混合体
弹性模量	G_0	70
	κ	0.0013
	n	0.1
塑性模量	λ	0.0026
	h_1	2.5
	h_2	0.5
临界状态	M_c	1.673
	c_c	0.144 MPa
	e_{c0}	0.322
	λ_c	0.044
剪胀	d_1	1.5
	n_d	2.5
边界应力	n_b	0.5

图9, 10分别为#1和#2土石混合体的模型模拟结果和试验结果比较。从图9, 10的偏差应力-轴向应变关系曲线可以看出, 模拟结果与试验数据吻合良好。从图9的体积应变-轴向应变关系可以看出, 围压为

0.2和0.8 MPa的体积应变-轴向应变关系曲线模拟良好, 而围压为0.4 MPa的体积应变-轴向应变关系曲线的初始段模拟良好, 但当轴向应变较大时, 模拟结果与试验数据之间的偏差较大。从图10的体积应变-轴向应变关系可以看出, #2土石混合体体积应变-轴向应变关系曲线的初始段模拟较差, 但当轴向应变较大时, 模拟结果与试验数据吻合良好。并且, 从图9和图10可以看出, 本文模型可以较好地反映围压对土石混合体应力-应变行为的影响。在相同的初始孔隙比条件下, 随着围压从0.2 MPa增加到0.8 MPa, 预测的偏差应力-轴向应变曲线从微弱的应变软化变为应变硬化, 围压越大, 偏应力越大; 土石混合体由体积膨胀变为体积收缩, 模型较好地反映了土石混合体在低围压下剪胀、高围压下剪缩的特性。

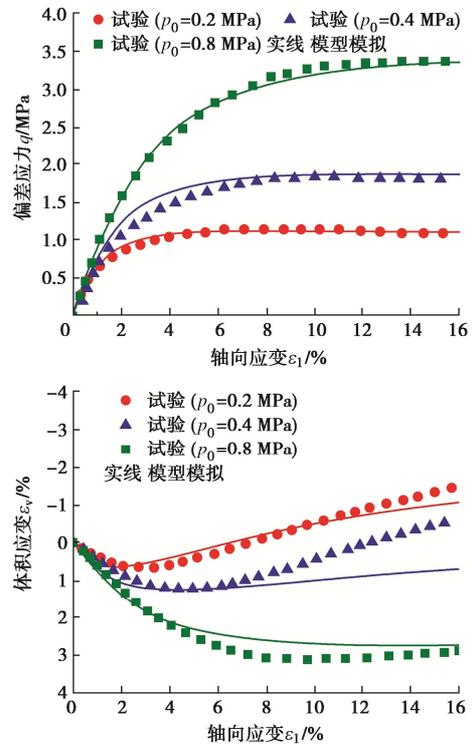
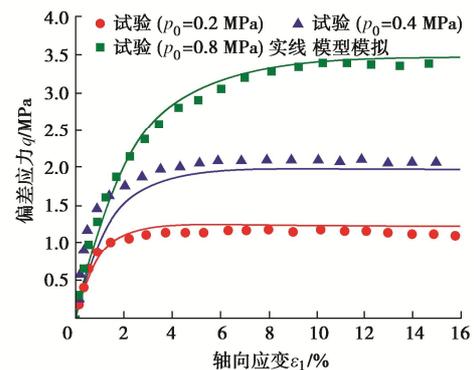


图9 #1土石混合体的模型模拟和试验结果比较

Fig. 9 Comparison between model simulations and test results of soil-rock mixture No. 1



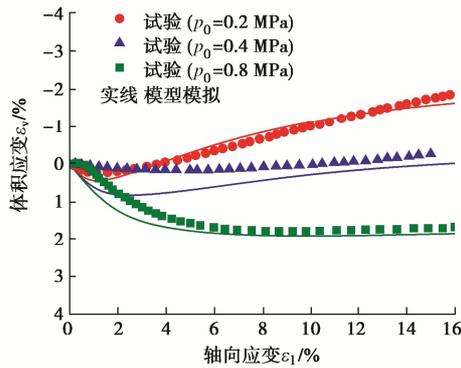


图 10 #2 土石混合体的模型模拟和试验结果比较

Fig. 10 Comparison between model simulations and test results of soil-rock mixture No. 2

4 结 论

(1) 土石混合体的应力-应变曲线具有明显的非线性特征。应力-应变曲线在低围压下表现为弱应变软化, 在高围压下表现为应变硬化。

(2) 围压对土石混合体的体积变形特性有很大影响。土石混合体在低围压下表现为剪胀, 在高围压下表现为剪缩。

(3) 引入微观剪切结构, 将土石混合体的复杂宏观变形分解为宏观体积变形和一系列空间随机分布且相互独立的一维微观剪切变形, 简化了建模方法, 提高了模型模拟复杂应力路径的能力。

(4) 模型模拟结果与试验结果吻合较好, 表明该模型能够较好地反映不同围压条件下土石混合体的应变软化和硬化以及剪胀和剪缩特性。

(5) 针对含石量为40%~50%的土石混合体填筑料进行了研究, 对于不同土石含量比的土石混合体, 模型参数与土石含量比之间的关系有待进一步研究。

参考文献:

- [1] 徐文杰, 胡瑞林, 曾如意. 水下土石混合体的原位大型水平推剪试验[J]. 岩土工程学报, 2006, **36**(8): 2031-2039. (XU Wenjie, HU Ruilin, ZENG Ruyi. Research on horizontal push-shear in-situ test of subwater soil-rock mixture[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, **36**(8): 2031-2039. (in Chinese))
- [2] ZHANG Z L, XU W J, XIA W, et al. Large-scale in-situ test for mechanical characterization of soil-rock mixture used in an embankment dam[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2016, **86**: 317-322.
- [3] 刘新荣, 涂义亮, 王林枫, 等. 土石混合体的剪切面分形特征及强度产生机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, **36**(9): 2260-2274. (LIU Xin-rong, TU Yi-liang, WANG Lin-feng, FENG Hao, ZHONG Zu-liang, LEI Xiao-dan, WANG Lei. Fractal characteristics of shear failure surface and mechanism of strength generation of soil-rock aggregate[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, **36**(9): 2260-2274. (in Chinese))
- [4] 吴帅峰, 蔡红, 魏迎奇, 等. 土石混合料剪切机理及抗剪强度分量特性研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **41**(增刊 2): 230-234. (WU Shuaifeng, CAI Hong, WEI Yingqi, et al. Shear mechanism and shear strength component characteristics of soil-stone mixtures[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, **41**(S2): 230-234. (in Chinese))
- [5] 江强强, 徐杨青, 王浩. 不同含石量条件下土石混合体剪切变形特征的试验研究[J]. 工程地质学报, 2020, **28**(5): 951-958. (JIANG Qiangqiang, XU Yangqing, WANG Hao. Research on shear deformation characteristic of soil-rock mixtures under different stone contents[J]. Journal of Engineering Geology, 2020, **28**(5): 951-958. (in Chinese))
- [6] YAO Y, LI J, NI J, LIANG C, et al. Effects of gravel content and shape on shear behaviour of soil-rock mixture: Experiment and DEM modelling[J]. Computers and Geotechnics, 2022, **141**: 1044762021.
- [7] 涂义亮, 刘新荣, 任青阳, 等. 含石量和颗粒破碎对土石混合料强度的影响研究[J]. 岩土力学, 2020, **41**(12): 3919-3928. (TU Yiliang, LIU Xinrong, REN Qingyang, et al. Effects of rock contents and particle breakage on strength characteristics of soil-rock aggregate[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(12): 3919-3928. (in Chinese))
- [8] 杨忠平, 赵亚龙, 胡元鑫, 等. 块石强度对土石混合料剪切特性的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(4): 814-827. (YANG Zhongping, ZHAO Yalong, HU Yuanxin, et al. Effect of the strength of rock blocks on the shear characteristics of soil-rock mixtures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(4): 814-827. (in Chinese))
- [9] 金磊, 曾亚武, 张森. 块石含量及形状对胶结土石混合体力学性能影响的大型三轴试验[J]. 岩土力学, 2017, **38**(1): 141-149. (JIN Lei, ZENG Ya-wu, ZHANG Sen. Large scale triaxial tests on effects of rock block proportion and shape on mechanical properties of cemented soil-rock mixture[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, **38**(1): 141-149. (in Chinese))
- [10] 夏加国, 胡瑞林, 祁生文, 等. 含超径颗粒土石混合体的大型三轴剪切试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, **36**(8): 2031-2039. (XIA Jia-guo, HU Rui-lin, QI Sheng-wen, et al. Large scale triaxial shear testing of soil rock mixtures

- containing oversized particles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, **36**(8): 2031-2039. (in Chinese))
- [11] 景宏君, 张延青, 顾行文, 等. 土石混合填料大型三轴剪切试验研究[J]. 西安科技大学学报, 2019, **39**(2): 270-275. (JING Hongjun, ZHANG Yanqing, GU Xingwen, et al. Large-scale triaxial shear test of soil rock mixture[J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2019, **39**(2): 270-275. (in Chinese))
- [12] 陶庆东, 何兆益, 贾颖. 基于大三轴试验的土石混合体强度特性与影响因素[J]. 科学技术与工程, 2019, **19**(26): 310-318. (TAO Qing-dong, HE Zhao-yi, JIA Ying. Strength characteristics and influencing factors of soil-rock mixture based on large triaxial test[J]. Science Technology and Engineering, 2019, **19**(26): 310-318. (in Chinese))
- [13] 王涛, 刘斯宏, 宋迎俊, 孔维民. 基于骨架孔隙比的土石混合料强度变形特性[J]. 岩土力学, 2020, **41**(9): 2973-2983. (WANG Tao, LIU Si-hong, SONG Ying-jun, KONG Wei-min. Strength and deformation characteristics of soil-rock mixtures using skeleton void ratio[J]. Rock and Soil Mechanics, 2020, **41**(9): 2973-2983. (in Chinese))
- [14] 胡世兴, 靳晓光, 孙国栋, 等. 土石混合体材料大型三轴试验及PFC-FLAC耦合仿真研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(增刊2): 3344-3356. (HU Shixing, JIN Xiaoguang, SUN Guodong, et al. Triaxial test and PFC-FLAC coupling simulation study on material parameters and deformation characteristics of soil-rock mixture[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(S2): 3344-3356. (in Chinese))
- [15] 李浩民, 饶锡保, 江泊洵, 等. 单剪与常规三轴条件下土石混合体强度特性差异探讨[OL]. 长江科学院院报, 2022, <https://kns.cnki.net/kcms/detail/42.1171.TV.20220401.1746.014.html>. (LI Haomin, RAO Xibao, JIANG Jiwei, et al. Discussion on the differences of strength properties of soil-rock mixture under simple shear and triaxial compression[OL]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2022, <https://kns.cnki.net/kcms/detail/42.1171.TV.20220401.1746.014.html>. (in Chinese))
- [16] 陈志波, 朱俊高. 一个基于砾质土的改进椭圆-抛物双屈服面模型[J]. 福州大学学报(自然科学版), 2016, **44**(6): 874-880. (CHEN Zhibo, ZHU Jungao. A modified ellipse-parabola double yield surfaces model on gravelly soil[J]. Journal of Fuzhou University (Natural Science Edition), 2016, **44**(6): 874-880. (in Chinese))
- [17] BRITO A, MARANHA J R, CALDEIRA L M M S. A constitutive model for soil-rockfill mixtures[J]. Computers and Geotechnics, 2018, **95**: 46-56.
- [18] SHI X S, ZHAO J, GAO Y. A homogenization-based state-dependent model for gap-graded granular materials with fine-dominated structure[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2021, **45**(8): 1007-1028.
- [19] 蔡正银, 钟启明, 何宁, 等. 堰塞体状态相关剪胀理论与坝体溃决演化规律研究构想[J]. 工程科学与技术, 2021, **53**(6): 21-32. (CAI Zhengyin, ZHONG Qiming, HE Ning, et al. Research framework of the state-dependent dilatancy theory and breach evolution law of landslide dam[J]. Advanced Engineering Sciences, 2021, **53**(6): 21-32. (in Chinese))
- [20] FANG H L, ZHENG H, ZHENG J. Micromechanics-based multimechanism bounding surface model for sands[J]. International Journal of Plasticity, 2017, **90**: 242-266.
- [21] 方火浪, 蔡云惠, 王文杰. 堆石料状态相关三维多重机制界面模型[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(12): 2164-2171. (FANG Huolang, CAI Yunhui, WANG Wenjie. State-dependent 3D multi-mechanism bounding surface model for rockfills[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(12): 2164-2171. (in Chinese))
- [22] BAZANT Z P, OH B H. Microplane model for progressive fracture of concrete and rock[J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1985, **111**(4): 559-582.
- [23] MATSUOKA H, YAO Y P, SUN D A. The Cam-clay models revised by the SMP criterion[J]. Soils and Foundations, 1999, **39**(1): 81-95.
- [24] WANG Z L, DAFALIAS Y F, SHEN C K. Bounding surface hypoplasticity model for sand[J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1990, **116**(5): 983-1001.
- [25] LI X S. A sand model with state-dependent dilatancy[J]. Géotechnique, 2002, **52**(3): 173-86.