

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.10.008

吕梁山压实花岗岩风化土的强度特性及本构模型

牛玺荣^{1,2,3}, 姚仰平², 陈忠达³

(1. 山西大学 土木工程系, 山西 太原 030013; 2. 北京航空航天大学 交通科学与工程学院, 北京 100191;
3. 长安大学 道路结构与材料交通行业重点实验室, 陕西 西安 710064)

摘要: 吕梁山花岗岩风化土与长江以南的花岗岩风化土具有较大差异。为了全面认识花岗岩风化土的力学性状, 并为合理评价山区路基填料的工程性质提供依据, 通过常规物理力学试验和大三轴试验, 评价了吕梁山压实花岗岩风化土的基本物理特性和强度特性, 发现所研究风化土在较低围压下即表现出颗粒破碎特性。参照既有研究成果, 修正了花岗岩风化土峰值应力比 M_f 和状态应力比 M_c 的关系, 确定了吕梁山压实花岗岩风化土的弹塑性本构模型。基于等向压缩-卸载试验与初始剪切的连续性假定, 结合邓肯-张模型, 最终获得了修正强度条件下风化土本构关系的所有模型参数。通过比较计算和试验结果, 验证了峰值应力比与状态应力比的乘积为平均主应力的幂函数关系的合理性。

关键词: 路基工程; 花岗岩风化土; 大三轴试验; 强度条件; 本构模型

中图分类号: U 419

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2017) 10-2833-09

The strength and constitutive model of compacted weathered granite soils in Lüliang mountains

NIU Xi-rong^{1,2,3}, YAO Yang-ping², CHEN Zhong-da³

(1. Department of Civil Engineering, Shanxi University, Taiyuan, Shanxi 030013, China; 2. School of Transportation Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China; 3. Key Laboratory for Road Structure and Material of Ministry of Transport, Chang'an University, Xi'an, Shaanxi 710064, China)

Abstract: The weathered granite soil varies significantly from Lüliang mountains to south of the Yangtze river. To comprehensively understand the mechanical properties of weathered granite and evaluate of the engineering properties of subgrade filling in mountains, a series of laboratory tests was performed in this study, including routine soil test, X-ray diffraction test and large-scale triaxial test. The experimental results show that the increase in peak deviatoric stress q_f due to an increase in mean stress p is observed as nonlinear under lower confining pressure because of the existence of particle breakage. The relationship between peak stress ratio M_f and state stress ratio M_c is modified on the basis of previous research results. the elastic-plastic constitutive model of compacted granite soil in Lüliang mountains is proposed. Based on the continuity assumption of the isotropic compression-unloading test and the initial shear, combined with the Duncan-Chang model, all the parameters of the proposed constitutive model of weathered soil under the modified strength condition were obtained. After comparing the results of numerical calculation of proposed model with the experimental stress-strain data, it is found that the product of the state stress ratio and peak stress ratio was not constant but the power function of average main stress.

Keywords: subgrade engineering; compacted weathered granite soil; large-scale triaxial test; strength characteristics; constitutive model

1 引言

花岗岩风化土在我国分布较广, 约占国土面积

的9%, 占山区面积的15%, 达80多万平方公里。花岗岩风化土集中分布在云贵高原和燕山山脉以东的第二、三级地形阶梯上, 以海拔2 500 m以下的中低

收稿日期: 2016-11-28

基金项目: 中国博士后科学基金资助项目(No. 2016M591044); 国家重点基础研究发展计划项目(973 计划)(No. 2014CB047001); 中央高校基本科研业务费专项资金(No. 310821151111)。

This work was supported by the Project Funded by China Postdoctoral Science Foundation (2016M591044), the National Key Basic Research Program of China (2014CB047001) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (310821151111).

第一作者简介: 牛玺荣, 男, 1976 年生, 博士后, 副教授, 高级工程师, 主要从事路基路面工程和特殊地区筑路技术方面的研究工作。

E-mail: niuxirong@sxu.edu.cn

山和丘陵为主,其他山地亦有分布^[1]。

花岗岩风化土作为一种特殊土,除具有一般土的应力-应变非线性、弹塑性、剪胀性等特征外,还具有易崩解、易坍塌等独特的工程特性^[2]。因此,在建筑、铁路、公路、水利等行业的勘察、设计规范中对其应用做了专门规定。随着国家公路、铁路等基础设施的进一步实施,越来越多的路基修筑在山区,为了解决山区路基填料匮乏问题,研究压实花岗岩风化土的工程性状及适用性成为亟待解决的问题。

由于广东、香港、福建以及桂东南与湘南、赣南一带等地区花岗岩风化土分布最为集中^[3],以往学者对这些地区花岗岩风化土的工程类型划分、击实特性、承载特性、变形特性、强度特性等进行了较深入、系统的研究^[4-10],而对北方地区的花岗岩风化土研究较少。此外,日本和韩国亦分布有大量风化花岗岩^[11-12]。从已有研究成果可看出^[13],由于构造地质年代(岩石学特性)和所处环境气候(风化成因)的不同,导致了日本、韩国、我国长江以南等地的花岗岩风化土与我国长江以北地区的花岗岩风化土在颗粒组成、矿物成分等方面的不同,最终使得其工程特性具有明显的差异性^[14-15]。

为了对长江以北花岗岩风化土的力学特性有较全面认识,本文以吕梁山脉大量分布的花岗岩风化土为研究对象,通过大三轴试验着重探讨了压实花岗岩风化土的强度特性,并借鉴既有成果^[16],通过重新构建峰值应力比与状态应力比的关系,将考虑颗粒破碎的土体强度条件做了修正,并将其数值计算与试验结果进行了对比分析,验证了强度条件修正的合理性。研究结论可为深刻认识压实花岗岩风化土的力学性状提供理论依据,并为全面评价风化岩特殊土的工程性质提供参考。

2 物理力学特性试验

2.1 基本物理特性试验

本文所研究的花岗岩风化土试样来自山西吕梁山脉东麓云中山,主要用于山西忻(州)保(德)高速公路路基填筑。由于风化程度以及开挖深度的不同,山体由表及里,风化土填料呈红褐色、灰褐色和灰白色 3 种颜色分布,如图 1 所示。现场所用填料大部分为山体表面 10 m 左右深度开挖所得,路基填筑以红褐色风化土为主,本文主要针对红褐色试样开展研究。

采用比重瓶法^[17]对 3 种土样进行了相对密度试验,红褐色、黄褐色和灰白色试样的相对密度分别

为 2.602、2.636、2.609。3 种风化土筛分后的颗粒组成如图 2 所示。由筛分结果可知本文的风化土为砂砾质土,属粗粒土范畴,与长江以南分布的花岗岩残积土差别较大^[5]。由于气候环境的差异性,我国长江以南、香港以及韩国、日本的花岗岩风化过程中化学风化较我国长江以北地区更占主导,风化比较彻底,大部分风化为以细粒土和粉砂为主的花岗岩残积土,属于细粒土范畴^[14]。

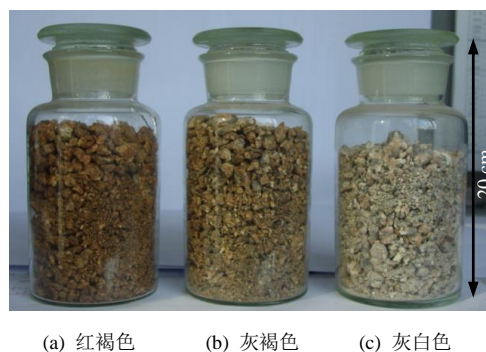


图 1 花岗岩风化土样

Fig.1 Photograph of weathered granite samples

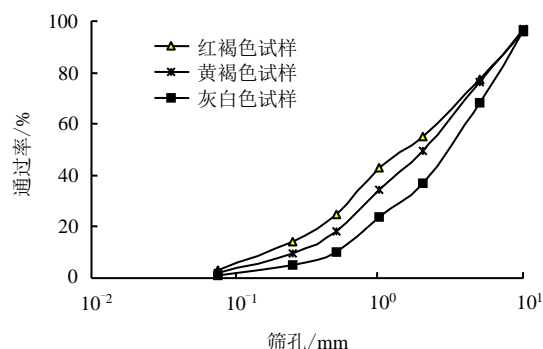


图 2 风化土筛分曲线

Fig.2 Particle-size distribution of samples

根据现行规范^[17]对 3 种试样的不均匀系数和曲率系数进行计算,红褐色、黄褐色和灰白色试样的不均匀系数分别为 15.33、13.18 和 8.00,曲率系数分别为 1.04、1.03 和 0.72。由此可知,红褐色风化土样级配较优,而灰白色风化土样级配较差;红褐色岩样较细,灰白色岩样较粗。

采用 PSD-34 型 X 射线衍射仪对试样的矿物成分进行了分析,试验结果如图 3 所示。所研究风化花岗岩主要矿物成分为石英和长石(占 90%),次要矿物为云母、赤铁矿和角闪石(占 4%),与长江以南花岗岩风化土有较大差异。长江以南花岗岩风化土矿物成分以石英和高岭土为主,长石、伊利石和赤铁矿为其次要矿物^[14]。

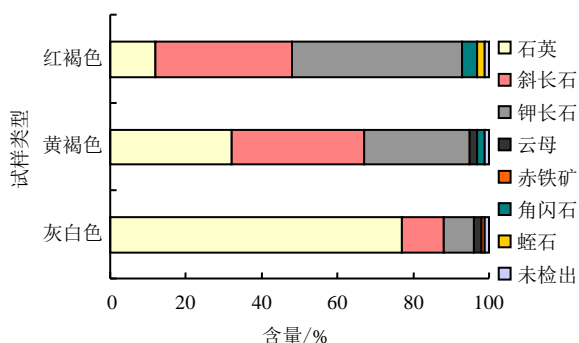


图 3 试样矿物成分组成

Fig.3 Mineral composition of weathered granite samples

按照《公路行业试验规程》^[17]中重型击实方法, 得到红褐色、黄褐色和灰白色 3 种试样的最大干密度分别为 2.13、2.25、2.18 g/cm³, 最佳含水率分别为 6.1%、6.2%、5.9%。红褐色花岗岩风化土大三轴试验的试样在最大干密度和最佳含水率状态下成型。

2.2 大三轴试验

按文献[15]所获得红褐色花岗岩应力-应变关系曲线和体应变与轴应变关系曲线见图 4、5。图中: σ_1 为轴向应力; σ_3 为围压; ε_1 为轴向应变; ε_v 为体积应变。

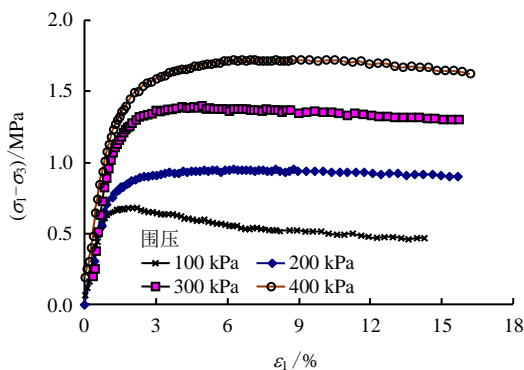
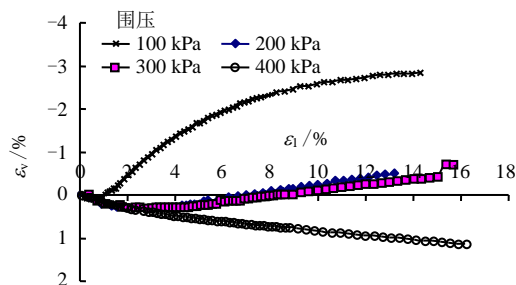


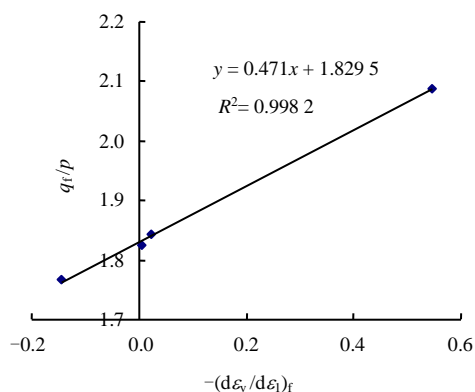
图 4 风化土 CD 试验应力-应变关系曲线

Fig.4 Stress-strain curve

图 5 风化土 ε_v - ε_1 关系曲线Fig.5 Curves of ε_v versus ε_1

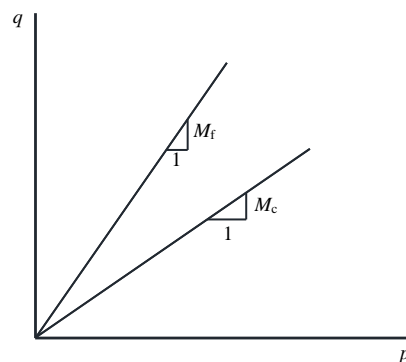
整理大三轴试验数据后得到如图 6 所示不同围压下峰值应力比 q_f/p 与峰值应变增量比 $-(d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)_f$

之间的关系曲线。图中: q 为偏应力, $q = \sigma_1 - \sigma_3$; p 为平均主应力, $p = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$; q_f 为峰值偏应力; $d\varepsilon_v$ 和 $d\varepsilon_1$ 分别为体积应变增量和轴向应变增量。由图发现, q_f/p 与 $-(d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)_f$ 之间存在良好的线性关系。在忽略花岗岩风化土弹性变形, 即 $d\varepsilon_v/d\varepsilon_s = d\varepsilon_v^p/d\varepsilon_s^p$ 时 ($d\varepsilon_s$ 为剪应变增量, $d\varepsilon_v^p$ 和 $d\varepsilon_s^p$ 分别为塑性体应变增量和塑性剪应变增量), 亦 $-(d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)_f = 0$, 由剑桥模型中的剪胀方程, 可得 $M = q_f/p = 1.83$ 。

图 6 不同围压下 q_f/p 与 $-(d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)_f$ 剪胀关系曲线Fig.6 Curve of q_f/p versus $-(d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)_f$

3 强度条件修正

与风化花岗岩相比较^[18], 在较低围压下, 由于一般砂土发生颗粒破碎的几率较小, 峰值应力比 M_f 与状态应力比 M_c (塑性体应变增量由正变负时的应力比) 均为常数, 如图 7 所示。

图 7 不考虑颗粒破碎时 M_f 和 M_c 在 p - q 空间中的形状Fig.7 Shape of M_f and M_c on p - q plane not considering particle breakage

在较高围压下, 一般砂土和较低围压下风化花岗岩^[18]均会发生颗粒破碎, 依据姚仰平等^[19]提出的广义非线性强度理论, M_f 与 M_c 分别表示为^[20-21]

$$M_f = M \left(\frac{p}{p_c} \right)^{-n} \quad (1)$$

$$M_c = M \left(\frac{p}{p_c} \right)^n \quad (2)$$

式中: M 为临界状态应力比; p_c 为参考破碎应力; n 为材料参数。

将 $M_f = q_f/p$ 和 $M_c = q_c/p$ 分别代入式 (1)、(2) 可得

$$q_f = Mp_c^n p^{1-n} \quad (3)$$

$$q_c = Mp_c^{-n} p^{1+n} \quad (4)$$

则 M_f 和 M_c 在 p - q 空间中将为图 8 所示的指数曲线。

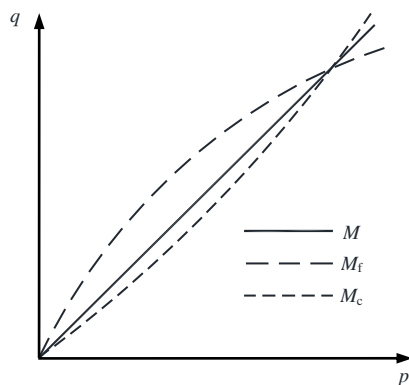


图 8 考虑颗粒破碎时 M_f 和 M_c 在 p - q 空间中的形状
Fig.8 Shape of M_f and M_c on p - q plane considering particle breakage

由已有研究成果可看出^[20], M_f 与 M_c 的乘积为常数, 如式 (5) 所示。

$$M_f M_c = M^2 \quad (5)$$

对吕梁山花岗岩风化土不同围压下大三轴试验的峰值应力比 M_f 和状态应力比 M_c 进行计算, 图 9 为花岗岩风化土 M_f 和 M_c 在 p - q 空间中的形状 (M 为由 Mohr-Coulomb 强度准则确定的强度线, M_f 为实际的峰值强度线)。由图发现, 压实花岗岩风化土的 Mohr-Coulomb 强度值在较低围压下小于实际强度, 而在较高围压大于实际强度, 即 Mohr-Coulomb 强度准则在较低围压时低估了其强度, 而在较高围压时高估了其强度。Miura 等^[18]在对日本宇部(Ube)花岗岩风化土进行 10~300 kPa 围压三轴试验时即发现了颗粒破碎现象, 可以认为造成吕梁山花岗岩风化土 Mohr-Coulomb 强度准则的不适用性亦由颗粒破碎所致。

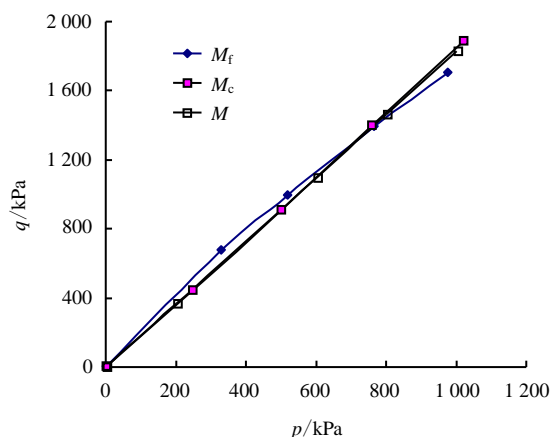


图 9 试样 M_f 和 M_c 在 p - q 空间中的形状
Fig.9 Shape of M_f and M_c on p - q plane for samples

通过拟合图 9 中的吕梁山花岗岩风化土的临界状态应力比, 发现其关系用式 (6)、(7) 表示较式 (1)、(2) 准确。

$$M_f = M \left(\frac{p}{p_c} \right)^{-4n} \quad (6)$$

$$M_c = M \left(\frac{p}{p_c} \right)^n \quad (7)$$

即

$$M_f M_c = M^2 \left(\frac{p}{p_c} \right)^{-3n} \quad (8)$$

从式 (8) 可知, M_f 与 M_c 的乘积并非常数, 而为 p 的幂函数, 其适用性在下文通过理论计算进行验证。

4 应力-应变关系

4.1 本构模型

4.1.1 屈服函数

Nakai^[22]在对 Toyoura 砂土进行等向固结试验后, 建立了描述砂的更一般的体应变与平均主应力之间的关系式为

$$\varepsilon_v^e = C_e \left[\left(\frac{p}{p_a} \right)^m - \left(\frac{p_0}{p_a} \right)^m \right] \quad (9)$$

$$\varepsilon_v^p = (C_t - C_e) \left[\left(\frac{p}{p_a} \right)^m - \left(\frac{p_0}{p_a} \right)^m \right] \quad (10)$$

式中: ε_v^e 为弹性体应变; ε_v^p 为塑性体应变; p_a 为大气压力, $p_a = 101.3$ kPa; p_0 为初始平均主应力; m 为材料参数; C_t 为压缩指数; C_e 为回弹指数。本文以式 (9)、(10) 为基础构建花岗岩风化土的屈服

函数。

Yao 等^[23]在考虑土体颗粒破碎时, 将修正剑桥模型的剪胀方程改为

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M_c^2 - \eta^2}{2\eta} \quad (11)$$

式中: ε_s^p 为塑性剪应变; $\eta = q/p$ 。

由正交流动法则有

$$-\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{dq}{dp} \quad (12)$$

将式 (11)、(12) 联立, 通过求解偏微分方程可求出屈服函数为

$$f = (2n+1) \frac{p_c^{2n}}{M^2} \frac{q^2}{p} + p^{2n+1} - p_x^{2n+1} = 0 \quad (13)$$

根据 Nakai^[22]的研究成果, p_x 如图 10 所示。

由图可求得

$$p_x = \left(\frac{p_a^m}{C_t - C_e} \varepsilon_v^p + p_0^m \right)^{\frac{1}{m}} \quad (14)$$

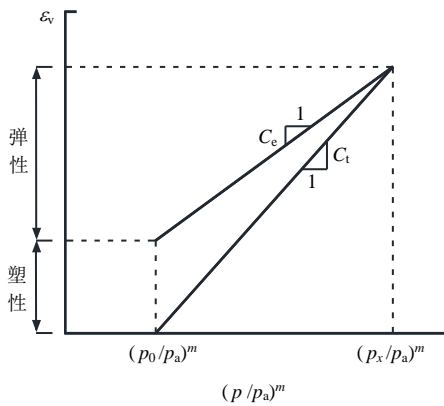


图 10 各向同性压缩下弹塑性体变示意图
Fig.10 Diagram of ε_v under isotropic compression

将式 (14) 代入式 (13) 得

$$f = \frac{C_t - C_e}{p_a^m} \left\{ \left[\frac{(2n+1)p_c^{2n}}{M^2} \frac{q^2}{p} + p^{2n+1} \right]^{\frac{m}{2n+1}} - p_0^m \right\} - \varepsilon_v^p = 0 \quad (15)$$

上式即为花岗岩风化土的屈服函数。在函数中, ε_v^p 为独立变量, 可作为花岗岩风化土本构模型的硬化参数 H 。

(2) 硬化参数

姚仰平等^[24]在已有研究成果基础上, 提出了考

虑颗粒破碎的硬化参数为

$$H = \int \frac{M_c^4 (M_f^4 - \eta^4)}{M_f^4 (M_c^4 - \eta^4)} d\varepsilon_v^p \quad (16)$$

对式 (16) 微分变换有

$$d\varepsilon_v^p = \frac{M_f^4 (M_c^4 - \eta^4)}{M_c^4 (M_f^4 - \eta^4)} dH \quad (17)$$

本文将此作为构建花岗岩风化土本构模型的硬化参数。

(3) 本构关系

利用塑性位移势理论及相关联流行法则, 采用剑桥模型中的基本假定, 将考虑颗粒破碎的硬化参数 H (如式 (16)) 代替屈服函数 (如式 (15)) 中的 $d\varepsilon_v^p$, 可得到

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{C_t - C_e}{p_a^m} m \left[\frac{(2n+1)p_c^{2n}}{M^2} \frac{q^2}{p} + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(p^{2n} - \frac{p_c^{2n}}{M^2} \frac{q^2}{p^2} \right) \quad (18)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \frac{C_t - C_e}{p_a^m} m \left[\frac{(2n+1)p_c^{2n}}{M^2} \frac{q^2}{p} + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(\frac{2p_c^{2n}}{M^2} \frac{q}{p} \right) \quad (19)$$

$$\frac{\partial f}{\partial H} = -1 \quad (20)$$

根据广义偏应力定义, 对式 (18) ~ (20) 进行一系列变换后可得塑性体应变表达式为

$$d\varepsilon_v^p = \frac{m(C_t - C_e)}{p_a^m} \frac{M_f^4 (M_c^4 - \eta^4)}{M_c^4 (M_f^4 - \eta^4)} \left(dp + \frac{2\eta}{M_c^2 - \eta^2} dq \right) \cdot \left[\frac{(2n+1)p^{2n+1}}{M_c^2} \eta^2 + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(p^{2n} - \frac{p^{2n}}{M_c^2} \eta^2 \right) \quad (21)$$

由剪胀方程式 (11) 及式 (21) 有

$$d\varepsilon_s^p = \frac{m(C_t - C_e)}{p_a^m} \frac{M_f^4 (M_c^2 + \eta^2) 2\eta}{M_c^4 (M_f^4 - \eta^4)} \left(dp + \frac{2\eta}{M_c^2 - \eta^2} dq \right) \cdot \left[\frac{(2n+1)p^{2n+1}}{M_c^2} \eta^2 + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(p^{2n} - \frac{p^{2n}}{M_c^2} \eta^2 \right) \quad (22)$$

式 (21)、(22) 为考虑颗粒破碎下花岗岩风化土塑性应变表达式。

在三维轴对称中, 由广义虎克定律有

$$d\varepsilon_v^e = \frac{3(1-2\nu)}{E} dp \quad (23)$$

$$d\varepsilon_s^e = \frac{2(1+\nu)}{3E} dp \quad (24)$$

式中: E 和 ν 为弹性模量和泊松比。

对式 (9) 中 p 求导得到弹性体应变为

$$d\varepsilon_v^e = \frac{mC_e p^{m-1}}{p_a^m} dp \quad (25)$$

将式 (23) ~ (25) 联立得到弹性剪应变为

$$d\varepsilon_s^e = \frac{2(1+\nu)mC_e p^{m-1}}{9(1-2\nu)p_a^m} dp \quad (26)$$

由弹塑性力学可知总体应变 $d\varepsilon_v$ 和总剪应变 $d\varepsilon_s$ 分别表示为

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p =$$

$$\begin{aligned} & \frac{m(C_t - C_e)}{p_a^m} \frac{M_f^4}{M_c^4} \frac{(M_c^4 - \eta^4)}{(M_f^4 - \eta^4)} \left(dp + \frac{2\eta}{M_c^2 - \eta^2} dq \right) \cdot \\ & \left[\frac{(2n+1)p^{2n+1}}{M_c^2} \eta^2 + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(p^{2n} - \frac{p^{2n}}{M_c^2} \eta^2 \right) + \\ & \frac{mC_e p^{m-1}}{p_a^m} dp \end{aligned} \quad (27)$$

$$d\varepsilon_s = d\varepsilon_s^e + d\varepsilon_s^p =$$

$$\begin{aligned} & \frac{m(C_t - C_e)}{p_a^m} \frac{M_f^4}{M_c^4} \frac{(M_c^2 + \eta^2)2\eta}{(M_f^4 - \eta^4)} \left(dp + \frac{2\eta}{M_c^2 - \eta^2} dq \right) \cdot \\ & \left[\frac{(2n+1)p^{2n+1}}{M_c^2} \eta^2 + p^{2n+1} \right]^{\frac{m-2n-1}{2n+1}} \left(p^{2n} - \frac{p^{2n}}{M_c^2} \eta^2 \right) + \\ & \frac{2(1+\nu)}{9(1-2\nu)} \frac{mC_e p^{m-1}}{p_a^m} dq \end{aligned} \quad (28)$$

式 (27)、(28) 即为考虑颗粒破碎吕梁山花岗岩风化土的本构关系。

4.2 参数确定

推求的花岗岩风化土本构模型中包括 C_e 、 C_t 、 m 、 M 、 p_c 、 n 和 ν 共 7 个参数, 除泊松比 ν 外 (此处取 $\nu=0.3$), 其他 6 个参数可通过三轴试验求得, 其中 C_e 、 C_t 和 m 可通过等向压缩、卸载试验求得, M 、 p_c 和 n 可通过排水三轴试验求得。

本文未开展等向压缩、卸载试验。在缺乏等向压缩、卸载试验资料时, 在等向压缩-卸载试验与初始剪切的连续性假定的基础上, 可通过邓肯-张模型参数换算求得 C_e 、 C_t 和 m [25], 其表达式为

$$C_t = \frac{3}{(1-n)k} \quad (29)$$

$$C_e = \frac{3}{(1-n)k_{ur}} \quad (30)$$

$$m = 1 - n \quad (31)$$

式中: k 、 k_{ur} 、 n 均为邓肯-张模型参数。对于密砂和硬黏土, $k_{ur}=1.2k$ [26]。通过整理三轴排水试验数据 [15], 可得邓肯-张模型参数 $k=1433$ 、 $n=0.429$ 。

p_c 和 n 可通过对式 (6) 进行数学变换求得, 对其两边取自然对数得

$$\ln M_f = -4n \ln p + 4n \ln p_c + \ln M \quad (32)$$

将花岗岩风化土不同围压下 $\ln M_f$ 与 $\ln p$ 点绘在图 11 中, 可看出线性相关性较好。

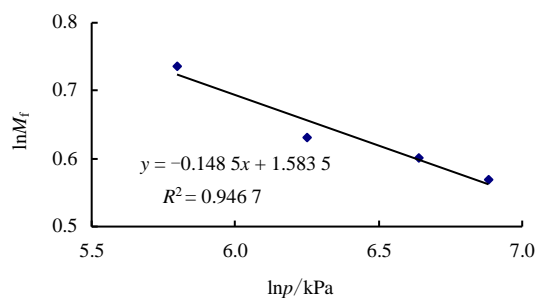


图 11 $\ln M_f$ - $\ln p$ 关系曲线

Fig.11 Curve of M_f - $\ln p$

在忽略风化花岗岩弹性变形, 即 $d\varepsilon_v / d\varepsilon_s = d\varepsilon_v^p / d\varepsilon_s^p$ 时, M 值可通过图 6 求得。即当 $(d\varepsilon_v / d\varepsilon_s)_f = 0$ 时, $M=q_f/p=1.830$ 。再根据图 11 可求得 $n=0.0361$ 、 $p_c=712.8$ kPa。

7 个参数见表 1。

表 1 吕梁山压实花岗岩风化土本构模型参数
Table 1 Parameters of proposed model for weathered granite soil in Luliang Mountains

C_e	C_t	m	p_c / kPa	M	n	ν
0.004 45	0.003 71	0.571	712.8	1.830	0.036 1	0.3

4.3 计算与验证

Yao 等 [16] 提出的考虑颗粒破碎 Toyoura 砂本构模型总体具有较好的适用性, 特别是中国围压下适用性较好, 但在低围压和高围压时适用性较差。对于文献 [16] 提出的 Toyoura 砂的本构模型, 在低围压下, 从初始状态到峰值应力阶段, 其预测的应力-应变关系曲线较试验值偏低; 在高围压下, 从初始

状态到峰值应力阶段,其预测的应力-应变关系曲线较试验值偏高;在低围压时,模型低估了土体的体胀,而在高围压时,模型低估了土体的体缩。

通过前文对花岗岩风化土强度条件的修正,本文将修正后的强度条件利用在考虑颗粒破碎的风化土的本构关系中。图 12、13 中实线为用 Yao 的模型对 Toyoura 砂的计算结果,虚线为用本文模型对 Toyoura 砂的计算结果。由图 12 可看出,低围压下,在初始状态到峰值应力阶段,与文献[16]研究结果比较后发现,本文计算曲线较 Yao 计算结果更接近于实测值,高围压下则仍有较大误差。但由图 13 可看出,在高围压下,本文反映的剪缩较 Yao 计算的结果更接近于实测值。

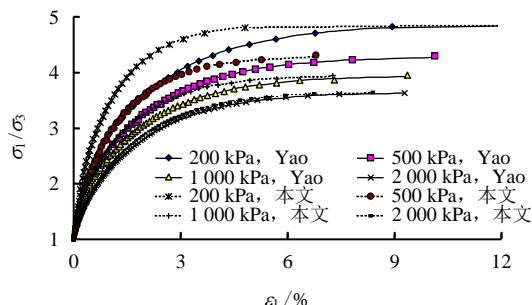


图 12 Toyoura 砂 σ_1/σ_3 - ϵ_1 关系计算曲线

Fig.12 Calculated σ_1/σ_3 - ϵ_1 curves of Toyoura sand

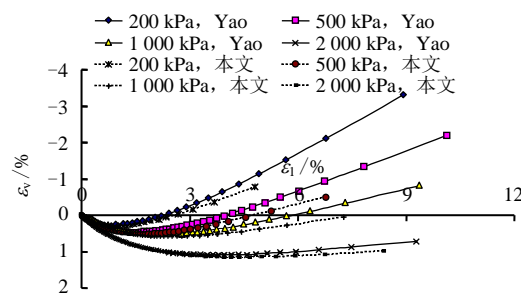


图 13 Toyoura 砂 ϵ_1 - ϵ_v 关系计算曲线

Fig.13 Calculated ϵ_1 - ϵ_v curves of Toyoura sand

在对考虑颗粒破碎土体本构关系进行强度条件修正的基础上,对本文所研究的吕梁山花岗岩风化土本构关系进行了计算验证。图 14、15 为计算与试验结果的比较。由图 14 可看出,在试样达到峰值强度之前,不同围压下本文计算结果均较 Yao 计算结果接近于实测值,但两种计算结果均不能很好反映低围压下试样的应变软化特性。由图 15 可看出,低围压下计算的剪胀线在实测线下方,偏差较大,随围压的增加,计算值与实测值偏差逐渐减小,但总体上而言,本文计算结果均较 Yao 的计算结果更接近于试验值。

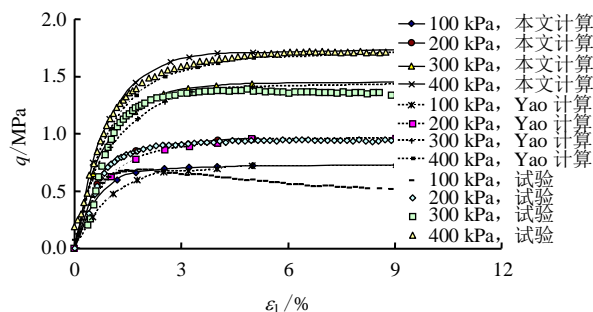


图 14 花岗岩风化土 q - ϵ_1 试验值与计算值比较

Fig.14 Test results and predicted q - ϵ_1 curves by proposed model for wreathed granite soil

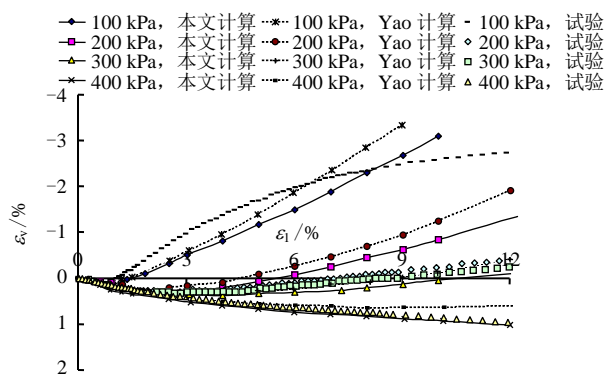


图 15 花岗岩风化土 ϵ_1 - ϵ_v 试验值与计算值比较

Fig.15 Test results and predicted ϵ_1 - ϵ_v curves by proposed model for wreathed granite soil

5 结 论

(1) 风化机制的不同使得吕梁山脉东麓分布的花岗岩风化土颗粒组成与长江以南的花岗岩风化土具有较大差异,前者为砂砾质土,属于粗粒土范畴。

(2) 吕梁山压实花岗岩风化土在较低围压下即表现出颗粒破碎特性。因压实花岗岩风化土颗粒破碎特性的存在,采用 Mohr-Coulomb 准则评估其强度会产生较大误差。在较低围压下,压实花岗岩风化土的 Mohr-Coulomb 强度值小于其实际强度,而在较高围压下大于其实际强度。

(3) 通过拟合吕梁山花岗岩风化土的临界状态应力比、峰值应力比 M_f 和状态应力比 M_c 与 M 的 p - q 空间中关系,发现 M_f 和 M_c 的乘积并非常数,而为平均主应力 p 的幂函数。

(4) 基于结论 (3),在建立修正强度条件下土体弹塑性本构模型的基础上,计算和验证了吕梁山压实花岗岩风化土的应力-应变关系。采用本文模型所计算不同围压下应力-应变关系均较以往模型更接近试验值,但低围压下计算值与试验值的偏差较高围压下的偏差要大,其合理性有待进一步改进。

应对风化土的力学特性开展更深入的研究,通过对强度条件做进一步修正,以使所建立的本构关

系能在较低和较高围压下均具有较好的适用性。

参考文献

- [1] 崔之久, 杨建强, 陈艺鑫. 中国花岗岩地貌的类型特征与演化[J]. 地理学报, 2007, 62(7): 675—690.
CUI Zhi-jiu, YANG Jian-qiang, CHEN Yi-xin. The type and evolution of the granite landforms in China[J]. **Acta Geographica Sinica**, 2007, 62(7): 675—690.
- [2] 颜波, 汤连生, 胡辉, 等. 花岗岩风化土崩岗破坏机理分析[J]. 水文地质工程地质, 2009, (6): 68—71.
YAN Bo, TANG Lian-sheng, HU Hui, et al. The mechanism of disintegration damage of granite weathered soil[J]. **Hydrogeology & Engineering Geology**, 2009, (6): 68—71.
- [3] 吴能森, 赵尘, 侯伟生. 花岗岩残积土的成因、分布及工程特性研究[J]. 平顶山工学院学报, 2004, 13(4): 1—4.
WU Neng-sen, ZHAO Chen, HOU Wei-sheng. Research on the cause of formation, distribution and engineering characteristics of the granite residual soil[J]. **Journal of Pingdingshan Institute of Technology**, 2004, 13(4), 1—4.
- [4] 吴能森. 花岗岩残积土的分类研究[J]. 岩土力学, 2006, 27(12): 2229—2304.
WU Neng-sen. Study on classification of granite residual soils[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(12): 2229—2304.
- [5] 张永波, 张云, 陈戈, 等. 花岗岩残积土工程类型划分体系研究[J]. 地球学报, 1997, 18(2): 200—204.
ZHANG Yong-bo, ZHANG Yun, CHEN Ge, et al. The system of engineering category dividing of granite residual soil[J]. **Acta Geoscientia Sinica**, 1997, 18(2): 200—204.
- [6] 邓天天, 吴斌, 屈畅姿, 等. 花岗岩全风化物及其改良土的击实试验分析[J]. 铁道建筑, 2009, (4): 122—125.
DENG Tian-tian, WU Bin, QU Chang-zi, et al. The analysis about compaction test of weathered granite soil and its improved[J]. **Railway Engineering**, 2009, (4): 122—125.
- [7] 赵建军, 王思敬, 尚彦军, 等. 香港全风化花岗岩的固结特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2005, 33(1): 85—88.
ZHAO Jian-jun, WANG Si-jing, SHANG Yan-jun, et al. Consolidation characteristics of completely decomposed granite in Hong Kong[J]. **Journal of Hohai University (Natural Sciences)**, 2005, 33(1): 85—88.
- [8] 周小文, 刘攀, 胡黎明, 等. 结构性花岗岩残积土的剪切屈服特性试验研究[J]. 岩土力学, 2015, 36(增刊 2): 157—163.
- [9] 王景芝, 李安洪, 肖红兵, 等. 饱和全风化花岗岩地基土压缩特性的研究[J]. 铁道建筑, 2009, (6): 73—76.
WANG Jing-zhi, LI An-hong, XIAO Hong-bing, et al. Research on compression characteristics of saturated weathered granite foundation soil[J]. **Railway Engineering**, 2009, (6): 73—76.
- [10] 刘汉龙, 孙逸飞, 杨贵, 等. 粗粒料颗粒破碎特性研究述评[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2012, 40(4): 361—369.
LIU Han-long, SUN Yi-fei, YANG Gui, et al. A review of particle breakage characteristics of coarse aggregates[J]. **Journal of Hohai University (Natural Sciences)**, 2012, 40(4): 361—369.
- [11] HAM T G, NAKATA Y, ORENSE R P, et al. Influence of gravel on the compression characteristics of decomposed granite soil[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, 2010, 136(11): 1574—1577.
- [12] LEE I K, COOP M R. The intrinsic behavior of a decomposed granite soil[J]. **Géotechnique**, 1995, 45(1): 117—130.
- [13] 耿元生, 杨崇辉, 宋彪, 等. 吕梁地区 18 亿年的后造山花岗岩: 同位素年代和地球化学制约[J]. 高校地质学报, 2004, 10(4): 477—487.
GENG Yuan-sheng, YANG Chong-hui, SONG Biao, et al. Post-orogenic granites with an age of 1800 Ma in Lüliang area, north china craton: Constraints from isotopic geochronology and geochemistry[J]. **Geological Journal of China Universities**, 2004, 10(4): 477—487.
- [14] 戴继, 高广运, 王铁宏. 花岗岩残积土的地区差异及其工程特性的研究[J]. 港工技术, 2009, 46(1): 56—59.
DAI Ji, GAO Guang-yun, WANG Tie-hong. Regional differences of granitic residual soil and research on its engineering characteristics[J]. **Port Engineering Technology**, 2009, 46(1): 56—59.
- [15] 牛玺荣, 高江平, 张恩韶. 压实花岗岩风化土物理力学性状试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(3): 701—710.
NIU Xi-rong, GAO Jiang-ping, ZHANG En-shao. An experimental study of the physical and mechanical properties of compacted weathered granite soil[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(3): 701—710.