

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.2020.03.021

结构性黄土被动极限平衡状态及被动土压力推导*

郑 文¹, 李荣建², 骆 晗²

(1. 榆林学院建筑工程学院, 陕西 榆林 719000; 2. 西安理工大学岩土工程研究所, 陕西 西安 710048)

摘要: 结构性黄土的抗拉强度通常较大, 结构性黄土的土压力计算需要合理考虑其显著的抗拉强度, 在已建立的可综合考虑结构性黄土拉剪与压剪破坏的强度准则基础上, 针对不同破坏状态, 分析土压力被动极限应力平衡条件, 推导结构性黄土被动土压力计算公式, 并与基于Mohr-Coulomb强度理论的朗肯被动土压力公式进行对比分析。研究表明: 在被动土压力计算与比较中, 基于黄土联合强度理论的被动土压力比基于传统的Mohr-Coulomb理论确定的朗肯被动土压力值小。由于Mohr-Coulomb强度理论高估了黄土的抗拉强度, 导致被动土压力计算值偏大, 而基于黄土拉、压剪切破坏特性建立的联合强度计算所得被动土压力值更接近实际。

关键词: 结构性黄土; 抗拉强度; 联合强度公式; 被动土压力

中图分类号: TU432 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2020)03-0476-07

Mathematical Derivation of the Passive Earth Pressure Formula of Structured Loess based on Joint Strength Theory

ZHENG Wen¹, LI Rongjian², LUO Han²

(1. Department of Architectural Engineering, Yulin University, Yulin 719000, China;

2. Institute of Geotechnical Engineering, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China)

Abstract: The calculation of earth pressure is essentially an application of soil shear strength theory. The calculation of earth pressure around different soil strength is different. The tensile strength of structured soil need to be considered reasonably. Based on the theory of joint strength, which take consideration of tension and shear properties of loess simultaneously, the equilibrium analysis of passive limit stress state was conducted, then the new formulae of passive earth pressure were derived, and compared with Rankine's passive earth pressure. The results show that calculation and comparison of passive earth pressure, the passive earth pressure based on the joint strength theory is smaller than Rankine's passive earth pressure which is determined by traditional Mohr-Coulomb theory. Due to the overestimation of the tensile strength in Mohr-Coulomb strength theory, the value of Rankine's active earth pressure is smaller, and the value of Rankine's passive earth pressure is larger, but the theory of joint strength based on tensile strength of loess can reasonably evaluate active and passive earth pressure.

Keywords: structural loess; tensile strength; joint strength formula; passive earth pressure

* 收稿日期:2018-05-15;修回日期:2018-11-27

基金项目:国家自然科学基金项目(51868075)、陕西省自然科学基金项目(2019JQ-349)、陕西省教育厅专项(20JK1012)资助
作者简介:郑 文(1986-),女,讲师,硕士。主要从事黄土力学与工程研究。Email:zw0822@126.com

引言

土压力的计算分析关系着挡土结构的稳定,是岩土工程研究工作者比较关心的一个岩土工程问题。按挡土结构的位移方向、大小及土体所处的三种极限平衡状态,作用在挡土结构上的土压力,可分为静止土压力、主动土压力和被动土压力。静止土压力的计算主要应用了弹性理论方法和经验方法;主动土压力和被动土压力的计算则是应用了土体极限平衡理论。实质上,土压力的计算是土的抗剪强度理论的一种应用。传统的土压力计算方法均是基于 Mohr-Coulomb 强度理论,里面包括了经典的朗肯土压力理论^[1]和库伦土压力理论^[2]及以上理论为基础发展起来的其他计算方法和图解方法。围绕不同的土体强度理论土压力的计算亦是不同的。

20世纪90年代俞茂宏等^[3-4]提出了统一强度理论。基于此进行的土压力计算问题主要是将土压力问题归结为平面应变问题^[5-6]和空间问题^[7-10]进行分析,推导出相应的主动及被动土压力计算公式。结合非饱和土双应力状态变量抗剪强度理论公式,赵均海等^[11]建立了非饱和土库仑主动土压力统一解,张常光等^[12]合理考虑中间主应力效应,建立了非饱和土双应力状态变量抗剪强度统一解。

结构性黄土抗剪强度研究方面,研究结构性参数与抗剪强度指标的关系,将结构性参数引入 Mohr-Coulomb 强度准则^[13-14],是目前考虑结构性影响的主要途径。基于此,马林等^[15]基于可考虑结构性的 Mohr-Coulomb 强度理论,实现了在坑壁挡土结构土压力计算中考虑结构性这一影响因素。

结构性土的抗拉强度通常较大,针对结构性土的强度研究不能忽略其抗拉强度的影响,R. J. Li 等^[16]结合抗拉强度和三轴剪切试验各种应力路径下的试验成果初步提出了可综合考虑结构性黄土拉、压剪特性的强度计算公式;随后为了方便工程应用,李荣建等^[17]提出了简化的双线性联合强度公式,并完善了相应的破坏应力修正计算;文献[18]在联合强度理论分析基础上,分析了挡土结构主动土压力极限应力平衡状态,推导了该强度理论下的主动土压力计算公式,经过对比验证,说明了其考虑结构性黄土抗拉强度方面的合理性和必要性。

工程实际中遇到挡土建筑物向填土方向位移

的情形较少,且被动土压力一般对建筑物有利,如基坑支护时,悬臂式支护结构的墙前土压力被认为是被动土压力,因此,有必要对结构性黄土被动土压力极限平衡状态进行分析,研究该理论下被动土压力计算。

1 结构性黄土极限应力平衡状态

1.1 结构性黄土强度特性

针对结构性黄土抗剪强度当前的研究已经有不少成果,通过研究结构性参数与强度分量之间的关系,将结构性参数引入 Mohr-Coulomb 强度准则是将结构性引入工程实践的有效路径,诸多试验结果显示土的强度分量中黏聚力随结构性参数呈双曲线变化,而摩擦角基本不变。由于建立结构性参数的过程已经考虑了湿度、围压以及剪切变形的作用,因此这种表达方式可以较为合理地反映结构性土的强度特性。

此外,结构性黄土的抗拉强度较大需合理考虑,基于抗拉强度和三轴剪切试验各种应力路径下的试验成果分析显示,对于抗拉强度较大的土应力点不在 Mohr-Coulomb 包线的延长线上,而是处于原点和延长线交点的中间,如图1所示。在这种情况下如果用延长段来描述土体的抗拉特性明显夸大了实际土的抗拉强度,而如果完全不考虑抗拉强度又过于保守。

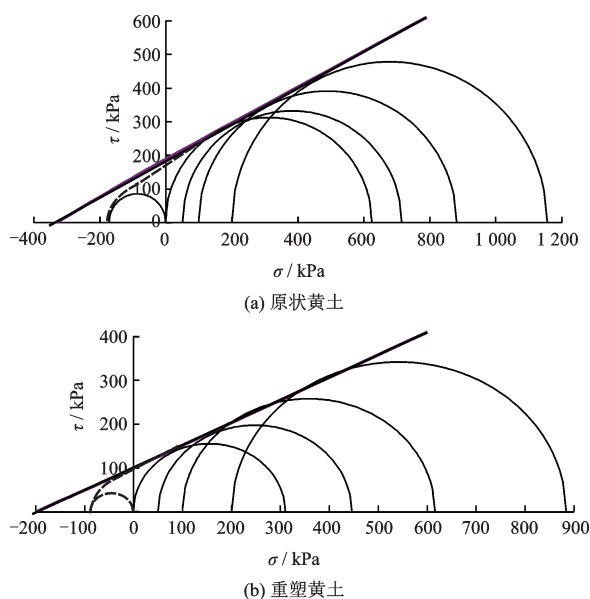


图1 结构性黄土强度破坏

Fig.1 Strength failure of the test structured loess

因此,为得到一种既能判断拉剪破坏,又能判断压剪破坏的强度理论表达式,可以将相应 Mohr-Coulomb 强度的强度破坏主应力线在拉剪区的直线变为光滑的曲线,该曲线必过水平轴抗拉强度应力点 σ_t ,以 Mohr-Coulomb 强度线为渐近线,推导出双曲线形式描述联合强度的计算公式:

$$\tau^2 = (c + \sigma \tan \varphi)^2 - (c + \sigma_t \tan \varphi)^2 \quad (1)$$

为方便进行结构性黄土极限应力平衡状态分析,将联合强度线分成三段,如图 2 所示,其中段 I 为曲线部分,该段水平向应力为拉力,破坏属于拉剪破坏;段 II 亦为曲线部分,但该段的水平向应力为压力,破坏属于压剪破坏;段 III 为联合强度线直线部分,破坏性质与段 II 相同,属于压剪破坏。其中,段 II 和段 III 两种不同线型的分段依据为实测单轴抗压强度破坏应力状态点。

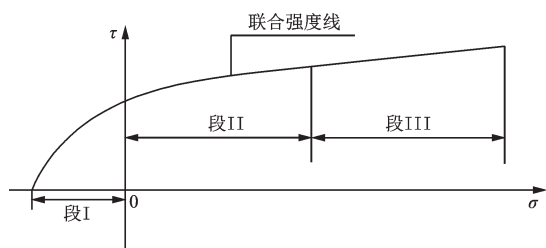


图 2 联合强度线分段

Fig.2 Segmental zone in joint strength

1.2 结构性黄土被动极限应力平衡状态

根据水平向应力所处的不同状态,结合图 2 中所述的强度线分段情况,结构性黄土的被动极限应力平衡状态有两种情况,分别对应于水平向应力增大到应力莫尔圆与段 II 和段 III 相切,如图 3 所示,在

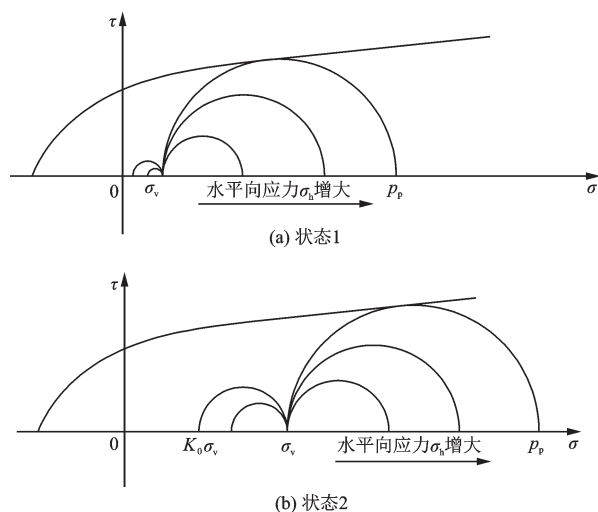


图 3 结构性黄土被动极限应力平衡状态发展

Fig.3 Development of passive limit stress equilibrium state of the structured loess

此用状态 1 和状态 2 描述。

2 结构性黄土被动土压力计算分析

2.1 分析方法与假定

经典的朗肯土压力假定挡土墙背铅直、光滑,其后土体表面水平并无限延伸。视土体为半无限空间内的弹性体,根据假定,此时土体内任意水平面和墙的背面均为主平面,应用极限平衡条件,可以推导出土压力的计算公式。

挡墙处于静止状态时, $\sigma_h = K_0 \sigma_v$, 其中 σ_h 为水平向应力, σ_v 为竖直向应力, K_0 为静止土压力系数。当挡墙在外荷载的作用下向土体方向位移时,土体中任意微小单元体所受竖向应力仍然为自重应力,而水平向应力 σ_h 逐渐增大,直至达到极限平衡状态,这时水平向应力 σ_h 即为被动土压力强度 p_p ,对于微小单元土体而言,最大主应力 σ_1 为被动土压力强度 p_p ,最小主应力为竖向应力 σ_v 。

2.2 被动土压力推导

第一种情况,当水平向应力增大至应力莫尔圆与压剪曲线段 II 相切,如图 4 所示,圆心为 M 点, N 为切点。作线段 NQ 垂直于 σ 轴。

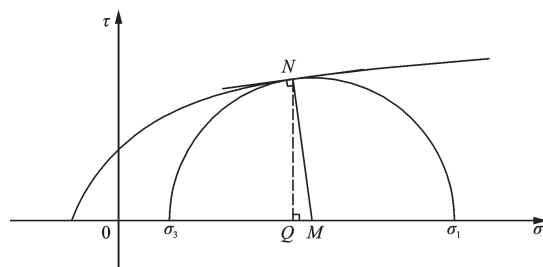


图 4 状态 1 分析示意

Fig.4 Diagram of state 1

根据公式 (1) 可得,切点 N 坐标为 $N(\sigma_N, \sqrt{(c + \sigma_N \tan \varphi)^2 - (c + \sigma_t \tan \varphi)^2})$, 该点处的切线斜率 k_t 可以通过对强度线在该点求导得出:

$$k_t = \frac{d\tau}{d\sigma} = \frac{(c + \sigma_N \tan \varphi) \tan \varphi}{\sqrt{(c + \sigma_N \tan \varphi)^2 - (c + \sigma_t \tan \varphi)^2}} \quad (2)$$

则点 N 处的法线方程为:

$$\tau - \tau_N = -\frac{1}{k_t} (\sigma - \sigma_N) \quad (3)$$

该法线方程与横坐标轴 ($\tau=0$) 的交点即为应力

莫尔圆的圆心 M 点, 由此可得圆心 M 点的横坐标为:

$$\sigma_M = \frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi \quad (4)$$

即圆心 $M(\frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi, 0)$ 。在 ΔNQM 中, $|NQ| = \tau_N, |QM| = k_i \tau_N$, 因此应力莫尔圆的半径为:

$$|MN| = \sqrt{(k_i \tau_N)^2 + \tau_N^2} \quad (5)$$

综上, 相应的应力莫尔圆的方程为:

$$\left[\sigma - \left(\frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi \right) \right]^2 + \tau^2 = \tau_N^2 (1 + k_i^2) \quad (6)$$

令 $\tau=0$, 求解方程(6)可得大主应力 σ_1 和小主应力 σ_3 分别为:

根据式(9)反解得:

$$\sigma_N = -\sqrt{\sin^2 \varphi \sigma_1^2 + 2c \sin \varphi \cdot \cos \varphi \cdot \sigma_1 - \cos^2 \varphi (\sigma_1^2 \tan^2 \varphi + 2c \cdot \sigma_1 \tan \varphi)} + \sigma_1 \quad (11)$$

令:

$$\begin{cases} A = -\cos^2 \varphi (\sigma_1^2 \tan^2 \varphi + 2c \cdot \sigma_1 \tan \varphi) \\ B = 2c \sin \varphi \cdot \cos \varphi \\ D = \sin^2 \varphi \end{cases} \quad (12)$$

则式(11)可简化表示为:

$$\sigma_N = \sqrt{D \cdot \sigma_1^2 + B \cdot \sigma_1 + A} + \sigma_1 \quad (13)$$

将式(15)进行变换求得 σ_1 为:

$$\sigma_1 = \frac{\sqrt{-4\cos^2 \varphi (2\sigma_3 \sqrt{D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + A} + D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + \sigma_3^2) + (2\gamma z + B + 2\sqrt{D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + A})^2}}{2\cos^2 \varphi} + \frac{\sigma_3 + B + 2\sqrt{D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + A}}{2\cos^2 \varphi} \quad (16)$$

挡墙后土体处于被动极限平衡状态时, 最大主应力为被动土压力强度, 即 $\sigma_1 = p_p$, 最小主应力为竖

$p_p =$

$$\frac{\sqrt{-4\cos^2 \varphi (2\gamma z \sqrt{D \cdot (\gamma z)^2 + B \cdot \gamma z + A} + D \cdot (\gamma z)^2 + B \cdot \gamma z + (\gamma z)^2) + (2\gamma z + B + 2\sqrt{D \cdot (\gamma z)^2 + B \cdot \gamma z + A})^2}}{2\cos^2 \varphi} + \frac{2\gamma z + B + 2\sqrt{D \cdot (\gamma z)^2 + B \cdot \gamma z + A}}{2\cos^2 \varphi} \quad (17)$$

可见, 当 $c=0, \sigma_i=0$ 时, 填土即为无黏性土, 此时被动土压力为:

$$p_p = \frac{\sqrt{-4\cos^2 \varphi (2\gamma z \sqrt{D \cdot (\gamma z)^2} + D \cdot (\gamma z)^2 + (\gamma z)^2) + (2\gamma z + 2\sqrt{D \cdot (\gamma z)^2})^2}}{2\cos^2 \varphi} + \frac{2\gamma z + 2\sqrt{D \cdot (\gamma z)^2}}{2\cos^2 \varphi} \quad (18)$$

经过公式简化, 最终可以得到挡墙后填土为无黏性土时, 挡土墙的被动土压力为:

$$p_p = \gamma z \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) \quad (19)$$

$$\sigma_1 = \frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi + \sqrt{\tau_N^2 + \tau_N^2 k_i^2} \quad (7)$$

$$\sigma_3 = \frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi - \sqrt{\tau_N^2 + \tau_N^2 k_i^2} \quad (8)$$

将式(2)及切点 N 的纵坐标 τ 代入式(7)和式(8)中得:

$$\sigma_1 = \frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi + \sqrt{(c + \sigma_N \tan \varphi)^2 \cdot \frac{1}{\cos^2 \varphi} - (c + \sigma_1 \tan \varphi)^2} \quad (9)$$

$$\sigma_3 = \frac{1}{\cos^2 \varphi} \sigma_N + c \tan \varphi - \sqrt{(c + \sigma_N \tan \varphi)^2 \cdot \frac{1}{\cos^2 \varphi} - (c + \sigma_1 \tan \varphi)^2} \quad (10)$$

同理, 将式(10)反解并经过整理得:

$$\sigma_N = \sqrt{D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + A} + \sigma_3 \quad (14)$$

由于式(13)和式(14)均表示切点 N 的横坐标, 则两式相等, 即:

$$\sqrt{D \cdot \sigma_1^2 + B \cdot \sigma_1 + A} + \sigma_1 = \sqrt{D \cdot \sigma_3^2 + B \cdot \sigma_3 + A} + \sigma_3 \quad (15)$$

向应力, 即 $\sigma_3 = \sigma_v = \gamma z$, 则由式(16)得:

可以看出,挡土结构填土为无黏性土时,联合强度理论下的被动土压力公式与朗肯被动土压力公式具有相同的表达形式。

第二种情况,当水平向应力增大到应力莫尔圆与段Ⅲ,其实质上就是与Mohr-Coulomb强度线相切,据此推导可得被动土压力为:

$$p_p = \gamma z \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) + 2c \tan \left(45^\circ + \frac{\varphi}{2} \right) \quad (20)$$

3 结构性黄土被动土压力分析验证

为了对比验证联合强度理论下被动土压力计算公式的合理性,选取高度为25 m的挡墙,利用不同的被动土压力公式进行计算分析,所选计算工况见表1,计算结果如图5所示。

表1 计算工况

Table 1 Calculates conditions

计算 工况	重度/ (kN·m ⁻³)	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 φ/(°)	抗拉强度 σ _t /kPa
1	16.8	20	20	-12
2	17.8	40	20	-25
3	19.2	60	20	-37

对比分析图5所示工况中2种被动土压力的分布曲线,可以看出:

(1)联合强度理论下的黄土被动土压力分布曲线整体上呈现出线性分布的规律,同一填土高度下计算得被动土压力值较Mohr-Coulomb理论下朗肯被动土压力的值小。

(2)随着挡土墙后填土高度的不断增加,基于联合强度理论的黄土被动土压力值逐渐接近基于Mohr-Coulomb理论的朗肯被动土压力值。

(3)当土体抗拉强度值较小时,基于两种强度理论所得被动土压力值接近相同,但当土体抗拉强度较大时,二者的差异显著,这在整个公式推导过程中已经体现出来了。

(4)从相对差值分析来看,同一填土深度下,两种强度理论计算相对差值随抗拉强度增大而增大,相对差值随着填土深度的增加二者差异越来越小。

结果表明,Mohr-Coulomb强度理论评价结构性黄土抗拉强度会高估其影响而使得计算所得朗肯被动土压力值偏大,偏于保守。而联合强度理论

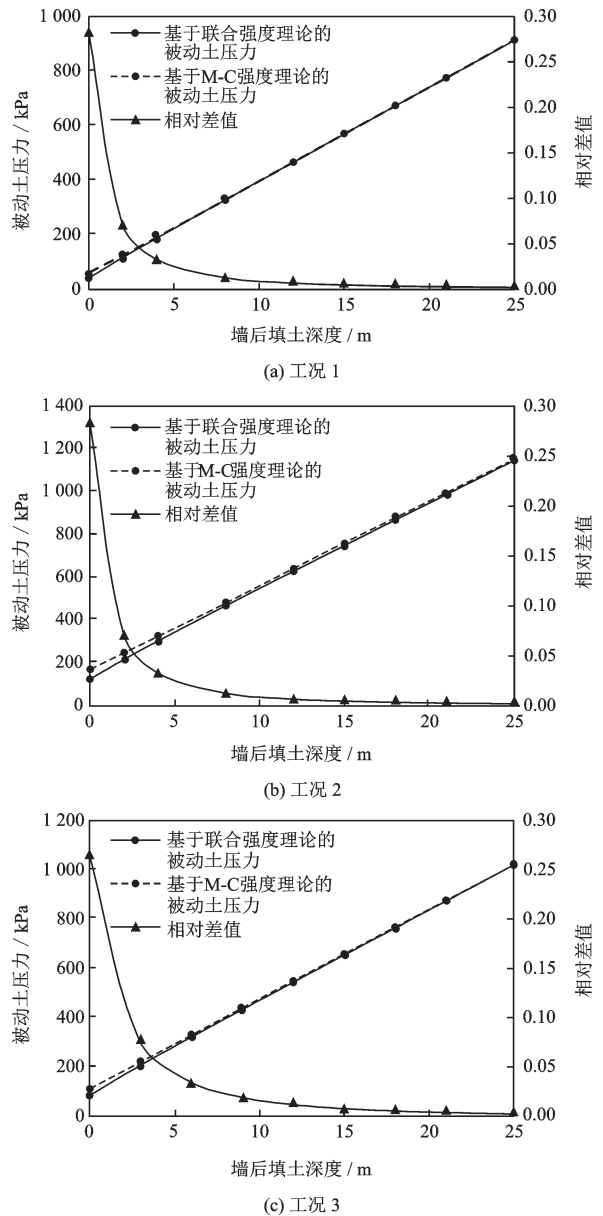


图5 被动土压力分布曲线

Fig.5 Distribution curves of the passive earth pressure

因为可以较为合理地考虑黄土的抗拉强度,计算所得被动土压力值更接近实际。

4 结论

(1)在已建立的可综合考虑黄土抗拉和抗剪特性的联合强度理论基础,针对挡墙被动土压力极限平衡状态开展分析,推导了新的被动土压力计算公式,完善了基于联合强度理论的土压力计算方法。

(2)联合强度理论下的黄土被动土压力曲线大致呈线性分布,且由此计算所得被动土压力值较基

于Mohr-Coulomb理论的朗肯被动土压力值小。随着填土深度增大,二者差异逐渐减小。

(3)对于抗拉强度较大的结构性黄土,应用两种强度理论所计算的被动土压力值差距较大,这是因为Mohr-Coulomb强度理论高估了黄土的抗拉强度,使得朗肯被动土压力偏大,对于实际问题来说较为保守。而联合强度理论可以较为合理的评价结构性黄土的抗拉强度,所得被动土压力计算结果更符合实际。

参考文献:

- [1] Rankine W J M. On the stability of loose earth[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 1857, 147(1): 9-27.
- [2] Coulomb C A. Essais sur une application des regles des maximis et minimis a quelques problems de statique relatifs a l'architecture[M]. Paris: Memoires de Mathematique de L'Academie Royale de Science 7, 1776.
- [3] 俞茂宏,咎月稳,范文. 20世纪岩石强度理论的发展[J]. 岩石力学与工程学报, 2000, 19(5): 545-550.
Yu M H, Zan Y W, Fan W. Advances in strength theory of rock in the 20th century[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2000, 19(5): 545-550. (in Chinese)
- [4] Yu M H. Advances in strength theory of material under complex stress in the 20th century[J]. Applied Mechanics Reviews, 2002, 55(3): 169-218.
- [5] 谢群丹,何杰,刘杰,等. 双剪统一强度理论在土压力计算中的应用[J]. 岩土工程学报, 2003, 25(3): 343-345.
Xie Q D, He J, Liu J, et al. Unified twin shear strength theory for calculation of earth pressure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2003, 25(3): 343-345. (in Chinese)
- [6] 袁俊利. 基于统一强度理论朗肯土压力参数的正交试验[J]. 煤田地质与勘探, 2011, 39(1): 46-51.
Yuan J L. Sensitivity analysis of parameters of Rankine earth pressure based on unified strength theory[J]. Coal Geology & Exploration, 2011, 39(1): 46-51. (in Chinese)
- [7] 高江平,刘元烈,俞茂宏. 统一强度理论在挡土墙土压力计算中的应用[J]. 西安交通大学学报, 2006, 40(3): 357-364.
Gao J P, Liu Y L, Yu M H. Unified strength theory with applications to earth pressure[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2006, 40(3): 357-364. (in Chinese)
- [8] 高江平,俞茂宏. 双剪统一强度理论在空间主动土压力计算中的应用[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2006, 38(1): 93-99.
Gao J P, Yu M H. Application of the twin-shear unified theory in the space earth pressure computation[J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology (Natural Science Edition), 2006, 38(1): 93-99. (in Chinese)
- [9] 张健,胡瑞林,刘海斌,等. 基于统一强度理论朗肯土压力的计算研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增2): 3 169-3 176.
Zhang J, Hu R L, Liu H B, et al. Calculation study of Ranking earth pressure based on unified strength theory[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(Sup 2): 3 169-3 176. (in Chinese)
- [10] 高江平,底国民,蒋持平. 克列恩空间土压力计算理论的双剪统一解[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2007, 39(6): 752-755.
Gao J P, Di G M, Jiang Ch P. Twin-shear unified solution of Г. К. Клейн Space Earth pressure computing theory[J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology (Natural Science Edition), 2007, 39(6): 752-755. (in Chinese)
- [11] 赵均海,梁文彪,张常光,等. 非饱和土库仑主动土压力统一解[J]. 岩土力学, 2013, 34(3): 609-614.
Zhao J H, Liang W B, Zhang Ch G, et al. Unified solution of Coulomb's active earth pressure for unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(3): 609-614. (in Chinese)
- [12] 张常光,张庆贺,赵均海. 非饱和土抗剪强度及土压力统一解[J]. 岩土力学, 2010, 31(6): 1 871-1 876.
Zhang Ch G, Zhang Q H, Zhao J H. Unified solutions of shear strength and earth pressure for unsaturated soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(6): 1 871-1 876. (in Chinese)
- [13] 邵生俊,周飞飞,龙吉勇. 原状黄土结构性及其定量化参数研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(4): 531-536.
Shao Sh J, Zhou F F, Long J Y. Structural properties of loess and its quantitative parameter[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(4): 531-536. (in Chinese)
- [14] 张宁宁,骆亚生. 非饱和黄土的结构性与强度特性的关系[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015, 46(5): 1 838-1 844.
Zhang N N, Luo Y Sh. Relationship between structure and strength property of unsaturated loess[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2015, 46(5): 1 838-1 844. (in Chinese)

- [15] 马林,邵生俊,陈昌禄.黄土结构性对挡土墙土压力的影响分析[J].地下空间与工程学报,2013,9(3):596-602.
Ma L, Shao Sh J, Chen Ch L. Impact of loess structural properties on earth pressure of retaining wall[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2013,9(3):596-602. (in Chinese)
- [16] Li R J, Liu J D, Yan R, et al. Characteristic of structural loess strength and its preliminary framework of joint strength formula[J]. Water Science and Engineering, 2014,7(3):319-330.
- [17] 李荣建,刘军定,郑文,等.基于结构性黄土抗拉和抗剪特性的双线性强度及其应用[J].岩土工程学报,2013,35(增2):247-252.
Li R J, Liu J D, Zheng W, et al. A bilinear strength formula for structured loess based on tensile strength and shear strength and its application[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35 (Sup 2) : 247-252. (in Chinese)
- [18] 骆晗,李荣建,刘军定,等.基于联合强度的黄土主动土压力公式与计算比较[J].岩土力学,2017,38(7):1-8.
Luo H, Li R J, Liu J D, et al. Comparison of active earth pressure formulations of loess based on joint strength[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(7) : 1-8. (in Chinese)

(本文责编:池营营)



“重大灾害的机理、监控和风险研究”专栏征稿函

2017年,中共中央、国务院出台了“关于推进防灾减灾救灾体制机制改革的意见”,提出要“加强基础理论研究和关键技术研发,着力揭示重大自然灾害及灾害链的孕育、发生、发展、演变规律,分析致灾成因机理,提高重大自然灾害防范的科学决策水平和应急能力”。其中,对于我国经济建设和社会发展有重大影响的自然灾害(诸如地震灾害、地质灾害、海洋灾害、气象灾害、生态环境灾害等)及其诱发的工程灾害,其形成机理与防灾减灾对策所涉及的重大科学问题,亟需开展跨学科交叉合作和多灾种协同评估研究。

《防灾减灾工程学报》现针对以上重大灾害的核心科学问题,设立长期专栏——“重大灾害的机理、监控和风险研究”,欢迎从事相关科研工作的专家、学者踊跃投稿。主要征稿方向如下:

1. 大型滑坡、泥石流等地震、地质灾害的成灾机理
2. 极端气象、海洋环境下的重大工程安全及致灾机理
3. 重大工程灾害的监控预警与风险评估
4. 重大工程的多灾种耦合致灾机理、风险演变与协同评估
5. “一带一路”沿线重大自然灾害的风险评估与防治

本专栏投稿邮箱: fzjzgcxb@vip.163.com, 投稿时请注明“重大灾害的机理、监控和风险研究”专栏;编辑部联系电话: 025-84285560, 84285517。

《防灾减灾工程学报》编辑部