

文章编号:1001-4888(2019)01-0121-10

豫西北遗址土力学特性研究^{*}

宋达¹, 岳建伟^{1,2}, 原江波¹, 杨光辉¹, 赵刚², 杨豫川², 王东涛^{1,2}

(1. 河南大学岩土与轨道交通研究所, 开封 475004; 2. 河南省文物建筑保护研究院, 郑州 450002)

摘要: 为能综合考虑遗址土的抗拉抗剪力学特性,以豫西北遗址土为研究对象,通过三轴剪切试验和单轴拉伸试验,测定出豫西北遗址土的抗剪强度和抗拉强度,并对得到的试验结果进行了分析,推导出遗址土的双曲线强度公式;鉴于土体实际的莫尔圆不能超过相应的破坏强度线,于是利用几何关系及应力关系对遗址土的强度破坏应力进行了修正,探究破坏莫尔圆与强度线相切的应力修正算法。研究表明,利用 Mohr-Coulomb 强度理论计算出的抗拉强度值明显高于拉伸试验测定值,所建立的遗址土双曲线强度公式能合理地反映出遗址土的抗拉、抗剪力特性,因此上述结果可为遗址土的工程灾害评价和加固保护提供理论依据。

关键词: 遗址土; 直接拉伸试验; 抗拉强度; 抗剪强度; 双曲线强度公式

中图分类号: TU411.7 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-17-225

0 引言

土遗址是人类历史上生产、生活等各种活动中以土作为主要建筑材料遗留下来的遗迹,是一种重要的文物资源,在空间上是遗址环境的实体景观,在文化上是历史文脉的传承和发扬。土遗址的保护对历史形态的保护和维护,以及对城市中的经济、文化、景观、空间等的布局与发展至关重要,因此非常具有研究价值。

赵海英等^[1]通过大量的现场调查和室内测试研究,总结了西北干旱地区古遗址的主要病害形式,并对这些病害形成的原因进行了分析。杨强义等^[2]通过室内干湿循环模拟试验,研究了在多次干湿循环后毛细水对土样外观及微观结构变化的影响作用和遗址体的破坏机理。文献[3—10]通过试验研究的方法分析了盐渍对土遗址物理特性的影响,探究了盐渍劣化对土遗址破坏的影响规律及微观机理。刘炜等^[11]利用扫描电镜观测不同冻融次数后加固和未加固土样的微观结构,并对遗址土冻融破坏的微观机理进行了分析。以上所述都是关于环境对土遗址破坏的影响及破坏机理的研究,但对遗址土力学特性、抵抗外荷载能力的研究很少,因此,开展遗址土的力学特性研究对于保护和加固遗址土具有十分重要的现实和理论意义。由于土的抗拉强度值较小,在工程实践中经常被忽略,而土体开裂产生的裂缝均与土的抗拉强度有关。事实上,许多土遗址高度高达几十米,以直立或陡峭的边坡形态存在上百年,这都归根于遗址土具有良好的抗拉性能使得土遗址能够保持长期稳定。刘伟平等^[12]以双曲线 Mohr 强度准则和极限平衡原理为基础,对预应力锚索的极限抗拔力进行了计算。陈昌禄等^[13]、李荣建等^[14]将建立的应力比结构性参数引入到结构性黄土的 Mohr-Coulomb 强度理论中,研究了结构性黄土的强度特性。在土的力学特性研究中,当遇到土遗址保护、加固及安全评价等问题时,通常借用 Mohr-Coulomb 等经典土力学理论来分析,如果不考虑土体的抗拉特性直接利用 Mohr-Coulomb 理论进行计

^{*} 收稿日期: 2017-10-27; 修回日期: 2018-01-20

基金项目: 国家自然科学基金青年项目(51508163); 河南省科技发展计划项目(162300410012); 河南省文物局基础研究项目

通讯作者: 岳建伟(1971—),男,博士,教授。研究方向:岩土本构理论研究及软土地基处理。Email: yjwchn@126.com

算会高估土体的抗拉强度。

因此,为了准确评价遗址土的抗拉抗剪力学特性,本文对豫西北遗址土进行了固结不排水三轴剪切试验和单轴拉伸试验,利用数学双曲线理论推导出豫西北遗址土的双曲线强度公式。鉴于实际的莫尔圆不能超过土体相应的破坏强度线,依据推导出的双曲线强度公式,利用几何关系及应力关系对在拉伸破坏区域、拉剪应力破坏区域和压剪应力破坏区域中的强度破坏应力进行了修正,探究破坏莫尔圆与强度线相切的应力修正算法。

1 遗址土的试验研究

1.1 土样的制备

三轴剪切试验和直接拉伸试验所用的遗迹土取自于豫西北野王古城,如图 1 所示,取土深度为 3.5~4m,属于 Q_3 黄土。经室内常规试验测定出 Q_3 黄土的天然含水率为 15.8%,天然密度为 $1.80\text{g}/\text{cm}^3$,干密度为 $1.68\text{g}/\text{cm}^3$ 。试验中所用的原状土试样可以通过削样器制备,重塑土试样则需要将取得的土风干、捣碎,过 2mm 筛,配置成含水率为 15.8% 的土,然后通过击实器进行击实制样^[15,16],将制备好的土样用保鲜膜包裹,放入养护箱中静置 24h,供试验使用。其中土样的直径为 3.8cm,高为 7.6cm,如图 2 所示。



图 1 豫西北野王古城遗址土

Fig. 1 The site soil of the Ye Wang ancient city in the Northwest Henan Province

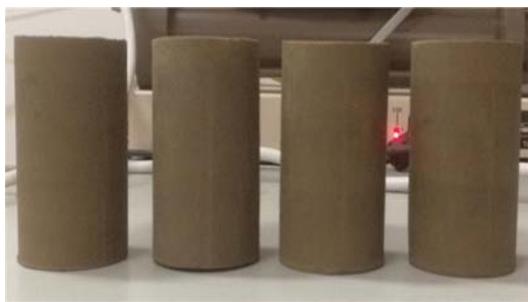


图 2 击实后的土样

Fig. 2 The compacted soil samples



图 3 GDS 三轴仪试验系统

Fig. 3 The testing system of GDS triaxial apparatus

1.2 剪切试验和剪切试验结果分析

三轴剪切试验是在英国 GDS 公司生产的型号为 DYN TTS 的高级电机控制三轴试验系统上进行的, GDS 三轴仪试验系统由控制器(液压控制的围压控制器、反压控制器、轴压控制器)、压力室和数据采集系统 3 大部分构成,如图 3 所示。本次三轴固结不排水剪切试验选取的 5 个原状土试样和 5 个重塑土试样分别在 50kPa、100kPa、200kPa、300kPa、400kPa 的有效围压下进行,对试样施加预定的围压后,先固结排水 24h 以上至固结完成,再进行固结不排水剪切试验^[17],剪切速率控制为 $0.4\text{mm}/\text{min}$,即轴向应变约 $0.5\%/ \text{min}$ 。经过固结排水后,逐渐增加轴向压力,直至试样破坏为止。在剪切过程中,偏应力、轴向应变等数据均由电脑采集处理。

为了探究遗址土的力学性能,通过对试验结果进行处理,得到遗址土的剪切应力—应变曲线,如图 4 所示。从图中可以看出,原状土体的应力—应变曲线具有明显的拐点,且拐点位置均出现在 $1.0\% \sim 2.5\%$ 的应变范围内。在不同的围压条件下,重塑土体的应力随着应变的增加呈上升趋势,应力—应

变表现为明显的应变硬化性。

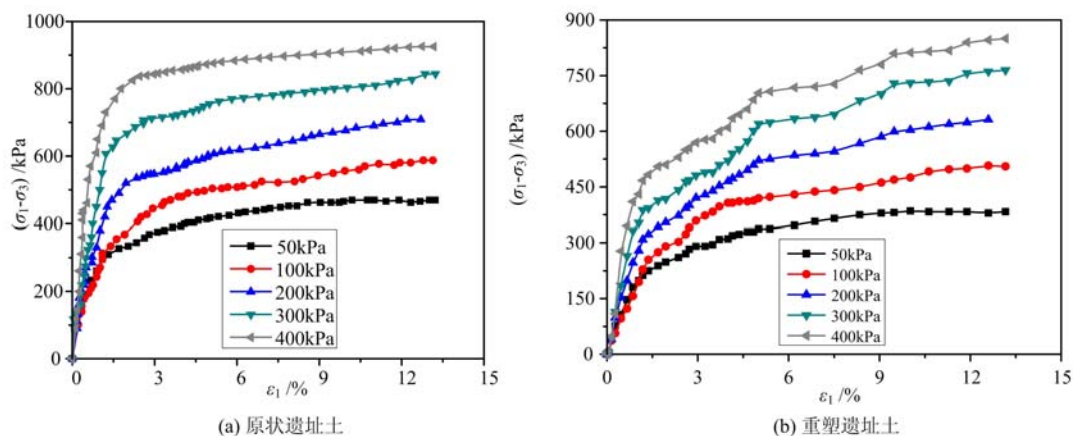


图4 遗址土三轴试验应力—应变曲线

Fig.4 The stress-strain curves of site soil in triaxial shear tests

1.3 拉伸试验和拉伸试验结果分析

结合遗址土的受拉特性和土工试验特点,根据拉伸试验原理自制了土体单轴拉伸试验仪装置,如图5所示。该拉伸试验仪由控制台、量测系统及采集系统组成,其中量测系统和采集系统由力传感器、位移传感器、数显仪和计算机组成。利用云石胶将试样固定于底座中心,试样顶端与试样帽之间用云石胶粘结,这样可以使整个表面受力均匀。另外试样帽顶部、刚性传力杆两端及传感器两端都刻有螺纹,三者相互之间依次分别拧紧,这样可以防止出现滑脱现象。其次力传感器另一端固定到横梁上,位移传感器固定在底座上(底座发生的位移变化即是位移传感器变化的值)。该拉伸试验仪可以保证试样位移的准确性,同时所得到的试验数据能够满足允许误差的要求。

该试验仪器通过控制位移进行试验,可以同时测定出土体的抗拉强度和位移,拉伸速率设定为0.2mm/min。本次拉伸试验选用5个原状土样和5个重塑土样来完成,5个土样编号分别为L-1、L-2、L-3、L-4、L-5,扳动下降按钮使底座匀速下降,使试样受拉至拉裂破坏,测得土体的抗拉强度和位移。在试验过程中,数显仪显示不同时刻力和位移的大小,整个过程中所显示的数据都通过计算机进行采集处理。

通过自制的拉伸试验装置进行拉伸试验之后,对土样所能承受的抗拉强度值进行计算。试样断裂时计算机记录的最大值为试样所能承受的拉力,通过换算成断口面上的拉应力值,即为土体的抗拉强度。经过对通过拉伸试验得到的抗拉强度取平均值,最终测得原状土样和重塑土样的平均抗拉强度分别为141.25kPa和83.01kPa,结果如表2所示。

1.4 双曲线强度公式

通过对抗拉试验和三轴剪切试验结果进行整理,得出含水率为15.8%时基于抗拉和抗剪特性的原状遗址土和重塑遗址土的破坏应力圆及强度破坏线如图6所示,图中最左侧的小圆为单轴拉伸破坏的应力圆。通过三轴试验得到的剪切破坏应力圆,能够确定Mohr-Coulomb强度线。通过反向延长Mohr-Coulomb强度线与水平轴相交,交点对应的原状遗址土和重塑遗址土的抗拉强度值分别为317.5kPa和148.9kPa,而根据试验所测得的原状遗址土和重塑遗址土的抗拉强度值分别为181.25kPa和83.01kPa;由结果对比可知,根据Mohr-Coulomb得到的抗拉强度值明显高于试验测定的遗址土抗

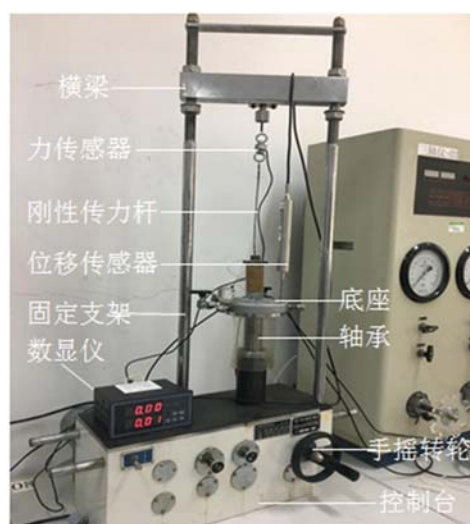


图5 单轴拉伸试验仪

Fig.5 The instrument of uniaxial tension test

拉强度值,这说明直接采用 Mohr-Coulomb 强度理论计算会高估土体抗拉强度的影响,使得计算结果偏大,而忽略遗址土的抗拉强度时又会使计算结果过于保守,使得土遗址的安全性能评价不够准确,也会对土遗址保护造成不利的结果。

表 2 单轴拉伸试验结果
Tab. 2 The results of uniaxial tension test

土的类型	试样编号	轴向应变/%	抗拉强度/kPa	抗拉强度平均值/kPa
原状土	L-1	0.292	180.23	181.25
	L-2	0.288	180.87	
	L-3	0.298	182.34	
	L-4	0.293	181.21	
	L-5	0.289	181.60	
重塑土	L-1	0.373	82.91	83.01
	L-2	0.367	81.18	
	L-3	0.379	85.05	
	L-4	0.382	83.24	
	L-5	0.376	82.67	

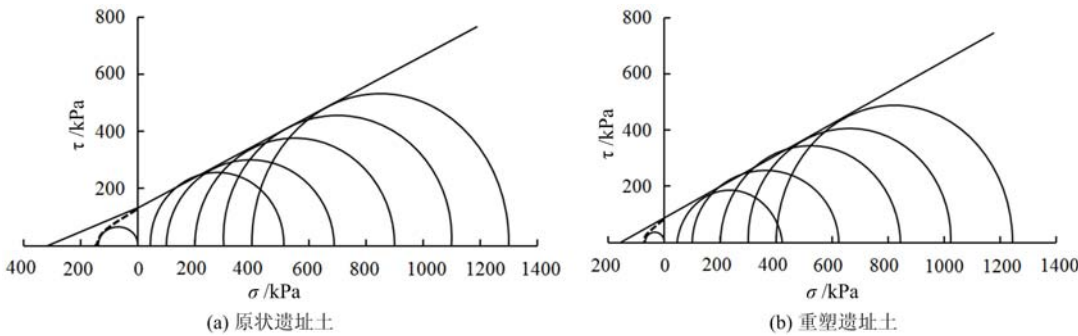


图 6 原状遗址土和重塑遗址土的破坏强度曲线
Fig. 6 The failure strength curves of original site soil and remolded site soil

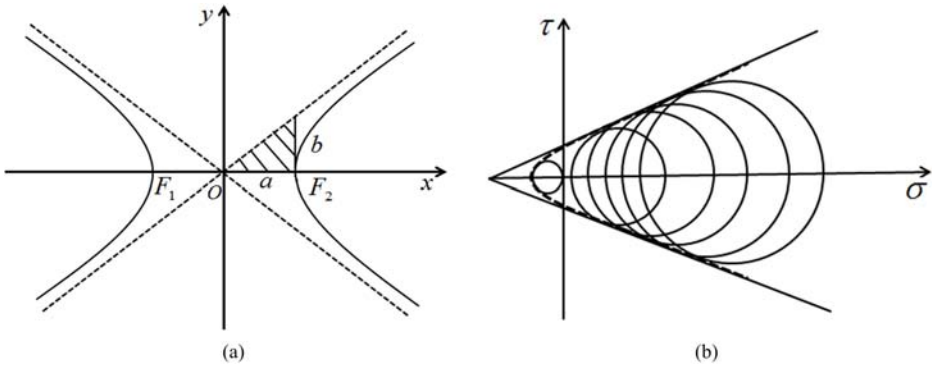


图 7 重塑遗址土双曲线拟合强度线和破坏曲线
Fig. 7 The failure curve and fitting curve of remolded site soil

另外根据土体的 Mohr-Coulomb 强度包络线,在距离坐标原点右侧一定的距离内,还是非常准确的,但坐标原点附近的结果偏差较大(如图 7(b)所示)。如果将 Mohr-Coulomb 强度线在坐标点附近的拉剪应力区中采用曲线进行光滑处理,则可在拉剪应力区和压剪应力区通过双曲线拟合而得到一条强度线,见图 7(b),该强度线既可以反映拉剪应力破坏也可以反映压剪应力破坏。则双曲线拟合强度线公式推导过程如下:

双曲线方程:

$$\frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (1)$$

其中一条渐近线方程为:

$$y = \frac{b}{a}x \quad (2)$$

如果 $c=0$, 则莫尔圆的强度包络线方程为

$$\tau = \sigma \tan \varphi \quad (3)$$

在 $\sigma-\tau$ 平面内, 如果用一条双曲线拟合, 设它与横轴的截距为 σ_t , 摩尔库伦直线作为渐近线。为方便推导, 在坐标系 $\sigma-\tau$ 内由 Mohr-Coulomb 强度线的延长线与 σ 轴的交点取为新坐标系 $\sigma_0-\tau_0$ 的原点 (见图 8)。

根据双曲线图 7(a) 和图 8, 可得

$$\frac{b}{a} = \tan \varphi, \quad a = \sigma_t \quad (4)$$

把方程(4)代入双曲线方程并整理可得

$$y^2 = x^2 \tan^2 \varphi - \sigma_t^2 \tan^2 \varphi \quad (5)$$

由式(5), 将莫尔圆曲线向左移动 $c/\tan \varphi$, 即将纵坐标轴向右移动 $c/\tan \varphi$ (由 τ_0 移动到 τ 的位置), 如图 8 所示, 即可得到

$$y^2 = \left(x + \frac{c}{\tan \varphi}\right)^2 \tan^2 \varphi - \left(\sigma_t + \frac{c}{\tan \varphi}\right)^2 \tan^2 \varphi \quad (6)$$

如图 7(b) 所示, 利用双曲线对 Mohr-Coulomb 强度线进行光滑处理, 拟合出一条贯穿拉剪应力区和压剪应力区的强度线。因此在 $\sigma-\tau$ 平面内, 利用一条双曲线对拉伸部分的试验数据进行拟合, 并假设拟合出的双曲线与水平轴的截距为 σ_t , 见图 7(a) 和 (b) 中虚线部分。然后引用图 7(a) 中的双曲线, 以 Mohr-Coulomb 强度线为渐近线, 通过坐标平移等一系列数学运算, 最终推导得出双曲线强度公式为

$$\tau^2 = (c + \sigma \tan \varphi)^2 - (\sigma_t \tan \varphi + c)^2 \quad (7)$$

其中, φ 为渐近线与 σ 轴的夹角; σ_t 为土的抗拉强度, 取负值 (本文中压应力为正)。

通过推导分析可知, 拉剪复合应力破坏和压剪复合应力破坏的强度包络线与土的抗拉强度、粘聚力和内摩擦角有关, 由此可对三个参数进行确定。

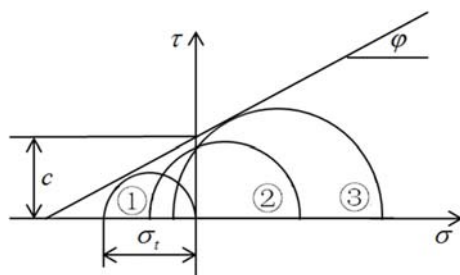


图 9 遗址土拉伸与剪切破坏示意图

Fig. 9 The diagram of tensile and shear failure of site soil

2 遗址土破坏应力状态修正

土的抗剪强度通常符合 Mohr-coulomb 强度理论, 但在受拉状态下, 其包络线不再是直线, 可能会出现以下几种破坏形式 (见图 9), 其中圆①的应力状态为拉伸破坏, 条件是 $\sigma_3 = -\sigma_t$; 圆②既未发生拉伸破坏, 也未发生剪切破坏, 而是处于静力平衡稳定状态; 圆③为 Mohr-coulomb 剪切破坏。因此, 通过考虑遗址土实际破坏状态, 能较全面地研究遗址土的抗拉抗剪力学特性, 对遗址土强度破坏线进行全面分析。利用土的双曲线强度

准则, 以双曲线强度理论公式为基础, 在实际莫尔圆不能超过土体破坏强度线的限制条件下, 对遗址土的拉伸、拉剪、压剪应力破坏状态进行修正, 以期能够更加准确地反映遗址土的力学特性。

2.1 拉伸破坏应力修正

拉伸破坏区土的最小主应力 σ_3 为负值, 且最小主应力 σ_3 小于抗拉强度 σ_t , 如图 10 中所示的虚线莫尔圆。实际而言, 土体拉裂后不再承受拉应力, 即应把最小主应力 σ_3 调整为 0, 且土体其他方向上的应力也应进行调整, 如图 10 中的实线莫尔圆。对于固定的研究单元体, 忽略开裂对土体竖向应力 σ_z 的影响, 假定 σ_z 保持不变, 修正后莫尔圆直径与修正前莫尔圆直径保持平行, 具体土体拉伸破坏状态修正过

程如下。

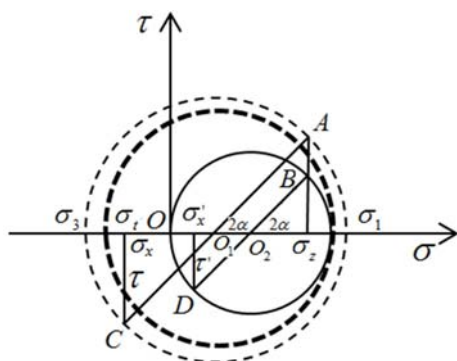


图 10 拉伸破坏应力修正

Fig. 10 Stress modification in tension failure

设 R 表示细虚线莫尔圆的半径, r 表示实线莫尔圆的半径, 定义 $\eta_l = r/R$ 。为方便公式推导, 选取土体任意截面进行研究, 设该截面与主应力 σ_1 的夹角为 α , 设修正前莫尔圆在截面 2α 上的剪应力为 τ , 设修正后莫尔圆在截面 2α 上的剪应力为 τ' , 见图 10。根据三角关系可得:

修正前的剪应力:

$$\tau = \sin 2\alpha (\sigma_1 - \sigma_3) / 2 \quad (8)$$

修正后的剪应力:

$$\tau' = \sin 2\alpha' \sigma'_1 / 2 \quad (9)$$

根据 $\eta_l = r/R$, 可得修正前、后剪应力关系为

$$\tau' = \eta_l \tau \quad (10)$$

通过图 10 中的几何关系推导可得 η_l 的表达式为

$$\eta_l = \frac{r}{R} = \frac{r(1 + \cos 2\alpha)}{R(1 + \cos 2\alpha)} = \frac{\sigma_z}{\sigma_z - \sigma_3} \quad (11)$$

$$\frac{\sigma_z - \sigma'_x}{\sigma_z - \sigma_x} = \frac{\sigma_z}{\sigma_z - \sigma_3} \quad (12)$$

$$\sigma_1 - \sigma_z = \sigma_x - \sigma_3 \quad (13)$$

结合式(12)和式(13)可推导出

$$\sigma'_x = \sigma_z \left(1 - \frac{2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_z - \sigma_3} \right) \quad (14)$$

联立式(10)和式(11)可得

$$\tau' = \tau \sigma_z / (\sigma_z - \sigma_3) \quad (15)$$

又根据图 10 中几何关系可得

$$\sigma'_1 = \sigma'_x + \sigma_z = \sigma_z \left(2 - \frac{2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_z - \sigma_3} \right) \quad (16)$$

由式(14)(15)(16)可以知道修正后莫尔圆上的应力分量, 故可以确定土体修正后的莫尔圆。

2.2 拉剪破坏应力修正

土体应力处于既受拉又受剪的应力分布区中, 根据试验结果发现莫尔圆将超过遗址土的双曲线强度破坏线, 需要对莫尔圆进行修正使之刚好达到拉剪破坏极限状态。为此通过计算找到极限应力圆与双曲线强度线相切的切点, 将莫尔圆修正为与双曲线强度破坏线相切的极限应力圆。确定修正莫尔圆的关键在于确定修正莫尔圆的圆心和半径, 以下是关于确定修正莫尔圆圆心和半径的推导过程。

设 O_1 为理论莫尔圆的圆心, O_2 为实际莫尔圆的圆心, F 点为实际莫尔圆与破坏强度线的切点, 假设切点 F 的坐标为 (σ_0, τ_0) , 根据双曲线强度公式 $\tau^2 = (c + \sigma \tan \varphi)^2 - (\sigma \tan \varphi + c)^2$, 可得

$$\tau_0 = \sqrt{(c + \sigma_0 \tan \varphi)^2 - (c + \sigma_0 \tan \varphi)^2} \quad (\tau_0 > 0) \quad (17)$$

对双曲线拟合强度公式(7)求导, 可得双曲线拟合强度方程在切点 F 处的斜率为

$$k_t = (c + \sigma_0 \tan \varphi) \tan \varphi / \tau_0 \quad (18)$$

根据式(18), 可得切点 F 处的法线方程为

$$\tau - \tau_0 = -(\sigma - \sigma_0) / k_t \quad (19)$$

将 $\tau=0$ 代入式(19), 可得 $\sigma = \tau_0 k_t + \sigma_0$, 由此可得修正莫尔圆圆心 O_2 为 $(\sigma_0 + k_t \tau_0, 0)$ 。

由修正莫尔圆圆心 $O_2(\sigma_0 + k_t \tau_0, 0)$ 可得出修正莫尔圆方程的表达式:

$$[\sigma - (\sigma_0 + k_t \tau_0)]^2 + \tau^2 = r^2 \quad (20)$$

同样, 与拉伸破坏应力修正条件相似, 选取土体任意截面进行研究, 该截面与主应力 σ_1 的夹角为 α , 设理论状态莫尔圆在截面 2α 上的剪应力为 τ , 该截面为 AC ; 设极限拉剪状态土体受力状态实际莫尔圆

在截面 2α 上的剪应力为 τ' , 该截面为 BD, 如图 11 所示。

根据方程 $(\sigma - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2})^2 + \tau^2 = (\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2})^2$, 可推得

$$\tau_A = \sqrt{[(\sigma_1 - \sigma_3)/2]^2 - [\sigma_z - (\sigma_1 + \sigma_3)/2]^2} \quad (21)$$

所以, 根据 $A(\sigma_z, \tau_A)$ 和 $O_1((\sigma_1 + \sigma_3)/2, 0)$ 两点坐标可求得对应截面 2α 处莫尔圆的斜率为

$$k_{BD} = k_{AC} = \sqrt{\left[\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3}\right]^2 - 1} \quad (22)$$

由 $O_2(\sigma_0 + k_t \tau_0, 0)$ 和 k_{BD} 可得到图 11 中 B 点的纵坐标为

$$\tau_B = k_{BD}[\sigma_z - (\sigma_0 + k_t \tau_0)] \quad (23)$$

由图 11 可知, 点 $F(\sigma_0, \tau_0)$ 和点 $B(\sigma_z, k_{BD}[\sigma_z - (\sigma_0 + k_t \tau_0)])$ 均在修正莫尔圆上, 由两点坐标和式 (17) 以及修正莫尔圆方程 (20) 可以得出:

所确定的 F 点的横坐标:

$$\sigma_0 = \left[\sqrt{\frac{r^2 + (c + \sigma_t \tan \varphi)^2}{1 + \tan^2 \varphi}} - c \right] / \tan \varphi \quad (24)$$

所确定的 B 点的横坐标:

$$\sigma_z = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)r - (\sigma_1 - \sigma_3)c \tan \varphi}{(\sigma_1 - \sigma_3) \tan^2 \varphi + 2r} \quad (25)$$

联立式 (24) 和式 (25) 可求得

$$r = \frac{\sqrt{z^2 \cos^2 \varphi + (\lambda^2 \sin \varphi - 1)t^2} - z \lambda \sin \varphi \cos \varphi}{1 - \lambda^2 \sin^2 \varphi} \quad (26)$$

其中 $z = c + \sigma_z \tan \varphi$, $t = c + \sigma_t \tan \varphi$, $\lambda = (2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$ 。

将式 (26) 代入式 (24) 或式 (25) 确定 σ_0 , 然后将确定的 σ_0 代入式 (17) 确定 τ_0 , 最终可以确定出修正莫尔圆。

根据推导出的双曲线强度拟合公式 (7) 中的曲线段, 假定 σ_z 不变, 通过修正莫尔圆与理论莫尔圆之间的几何关系, 可以推导出修正莫尔圆中调整后的应力分量值。依据图 11 中两个莫尔圆之间的关系, 参考式 $\tau' = \eta_1 \tau$, 根据三角形几何关系推导分析可知 $\tau' = \eta_2 \tau$, 其中 $\eta_2 = r/R$, 代入式 (26) 可知:

$$\eta_2 = \frac{\sqrt{z^2 \cos^2 \varphi + (\lambda^2 \sin^2 \varphi - 1)t^2} - z \lambda \sin \varphi \cos \varphi}{(1 - \lambda^2 \sin^2 \varphi) R} \quad (27)$$

其中 $z = c + \sigma_z \tan \varphi$, $t = c + \sigma_t \tan \varphi$, $\lambda = (2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$ 。

利用式 (27) 及式 (11)~(14), 仍然在 σ_z 不变的条件下, 可以推导出图 11 中双曲线强度曲线段上经过破坏应力修正后的莫尔圆上其他应力分量的调整计算式

$$\begin{aligned} \sigma'_x &= \sigma_z - (2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) \eta_2 \\ \tau' &= \eta_2 \tau \end{aligned} \quad (28)$$

2.3 压剪破坏应力修正

土体应力处于既受压又受剪的应力分布区中, 如果计算的莫尔圆超过遗址土的强度线时, 则需要将莫尔圆修正为与双曲线强度破坏线相切的极限应力圆。与 2.2 节方法类似, 关于确定修正莫尔圆圆心和半径的推导过程如下。

选取土体任意截面进行研究, 该截面与主应力 σ_1 的夹角为 α , 设理论状态莫尔圆在截面 2α 上的剪应力为 τ , 该截面为 AC; 设极限压剪状态莫尔圆在截面 2α 上的剪应力为 τ' , 该截面为 BD, 如图 12 所示。同样设 O_1 为理论莫尔圆的圆心, O_2 为实际莫尔圆的圆心, F 点为实际莫尔圆与破坏强度线的切

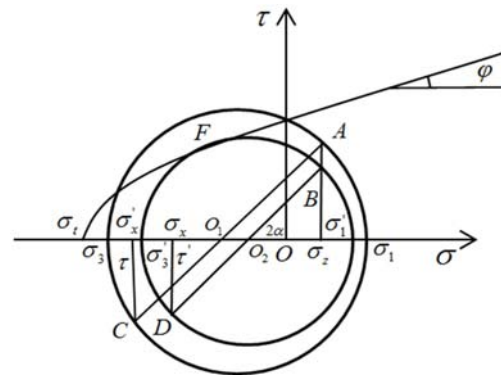


图 11 拉剪破坏应力修正
Fig. 11 Stress modification in tension and shear failure

点,假设切点 F 的坐标为 (σ_0, τ_0) 。

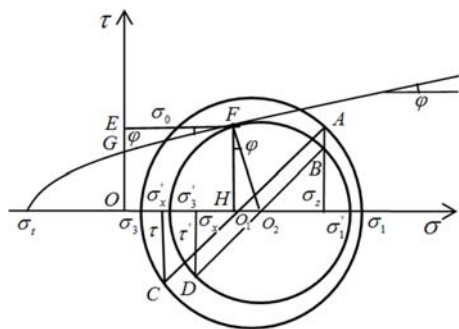


图 12 压剪破坏应力修正

Fig. 12 Stress modification in compression and shear failure

与 2.2 节中的拉剪应力破坏状态修正过程类似,利用式(18)和图 12 中的几何关系 $EG = \sigma_0 \tan \varphi$, $HO_2 = \tau_0 \tan \varphi = r \sin \varphi$,可推导出

$$\tau_0 = \sigma_0 \tan \varphi + c \quad (29)$$

将式(29)代入式(18),经化简分析可得 $k_t = \tan \varphi$,另外将式 $\tau_0 = \sigma_0 \tan \varphi + c$ 和 B 点坐标 $(\sigma_z, k_{BD}[\sigma_z - (\sigma_0 + k_t \tau_0)])$ 代入(20)式,可得

$$(1 + k_{BD}^2)(\sigma_z - \sigma_0 - \sigma_0 \tan^2 \varphi - c \tan \varphi)^2 = r^2 \quad (30)$$

将式(22)中的 k_{BD} 代入式(30),经推导可得

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3}[(\sigma_z - c \tan \varphi) - (1 + \tan^2 \varphi)\sigma_0] = r \quad (31)$$

又根据几何关系式 $\tau_0 = r \cos \varphi$ 和式(29)可推出

$$r = (\sigma_0 \tan \varphi + c) / \cos \varphi \quad (32)$$

将式(32)代入式(31)可推导出

$$\sigma_0 = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)(\sigma_z - c \tan \varphi) \cos \varphi - c(2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3)}{(2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) \tan \varphi + (\sigma_1 - \sigma_3)(1 + \tan^2 \varphi) \cos \varphi} \quad (33)$$

则圆心 O_2 的坐标为 $(\tau_0 \tan \varphi + \sigma_0, 0)$ 。

假定 σ_z 不变,由图 12 中实际莫尔圆与理论莫尔圆之间的关系,同样可推导得出与式(28)相同的关系表达式。只是与其中的 η_t 的计算表达式不同,此处的直径比 η_t 的表达式推导如下:

将式(33)代入式(32)可得

$$r = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)(\sigma_z - c \tan \varphi) \sin \varphi + c \cos \varphi (\sigma_1 - \sigma_3)(1 + \sin^2 \varphi)}{(2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) \sin \varphi + (\sigma_1 - \sigma_3)} \quad (34)$$

又由 $\eta_p = r/R$, $R = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$ 可推导出

$$\eta_p = \frac{2\sigma_z \sin \varphi + 2c \cos \varphi}{(2\sigma_z - \sigma_1 - \sigma_3) \sin \varphi + (\sigma_1 - \sigma_3)} \quad (35)$$

通过对莫尔圆进行修正,就可以对土体各截面应力状态做出评价。

3 结论

通过对遗址土拉伸试验和三轴剪切试验结果整理分析,发现 Mohr-Coulomb 强度理论计算出的遗址土抗拉强度值被明显夸大的问题,为此本文提出了能综合分析遗址土抗拉和抗剪强度的双曲线强度公式,并基于双曲线强度曲线通过调整纵坐标轴的位置对不同破坏区遗址土的抗拉强度值进行修正,得出如下结论:

(1) 通过遗址土拉伸试验和三轴剪切试验,经分析整理试验结果可知,由 Mohr-Coulomb 强度理论计算出的遗址土抗拉强度值明显高于试验测定的抗拉强度值,由此可见, Mohr-Coulomb 强度理论明显高估了遗址土的抗拉强度值。

(2) 结合遗址土拉伸试验和三轴剪切试验结果,利用数学理论知识推导出了可综合考虑抗拉和抗剪特性的遗址土双曲线强度公式。

(3) 应用推导出的双曲线强度公式,对遗址土拉伸破坏、拉剪区破坏和压剪区破坏的破坏应力进行了修正,使破坏莫尔圆满足与强度线相切的状态,有效地克服了 Mohr-Coulomb 强度高估了土体实际抗拉强度的问题,为遗址土的工程灾害评价问题提供了更加切合实际的强度公式。

参考文献:

[1] 赵海英,李最雄,韩文峰,等.西北干旱区土遗址的主要病害及成因[J].岩石力学与工程学报,2003,22(Z2):

- 2875—2880 (ZHAO Haiying, LI Zuixiong, HAN Wenfeng, et al. Main diseases and their causes of earthen ruins in arid region of Northwestern China[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(Z2): 2875—2880(in Chinese))
- [2] 杨强义, 李承蔚. 毛细水干湿循环对土遗址风化影响的试验研究[J]. 地下空间与工程学报, 2012, 8(3):517—525 (YANG Qiangyi, LI Chengwei. Research on the impact of drying and wetting cycle of capillary water on weathering of soil sites[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2012, 8(3):517—525(in Chinese))
- [3] 谌文武, 吕海敏, 吴国鹏, 等. 盐分对遗址土体渗透性及孔径的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2016, 47(8):2747—2751 (CHEN Wenwu, LV Haimin, WU Guopeng, et al. Influence of salt in site soils on permeability and pore diameter[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2016, 47(8):2747—2751 (in Chinese))
- [4] 崔凯, 谌文武, 王旭东, 等. 干旱区土遗址盐渍带风蚀损耗效应微观机制研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(4):1167—1172 (CUI Kai, CHEN Wenwu, WANG Xudong, et al. Study of microscopic mechanism of effect of aeolian erosion on salinization belt on earthen ruins in arid region[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(4):1167—1172(in Chinese))
- [5] 沈云霞. 干湿循环作用下含盐类遗址土盐渍劣化试验研究[D]. 兰州大学, 2011 (SHEN Yunxia. Experiment study on salinized deterioration of the Saline ancient relics soil under dry-wet cycles[D]. Lanzhou University, 2011 (in Chinese))
- [6] 匡静, 谌文武, 沈云霞, 等. 含氯盐遗址土盐渍风蚀效应试验研究[J]. 西北地震学报, 2011, 33(Z):209—213 (KUANG Jing, CHEN Wenwu, SHEN Yunxia, et al. Experimental study on saline wind erosion effect of chlorine-contained site soil[J]. Northwestern Seismological Journal, 2011, 33(Z):209—213(in Chinese))
- [7] 韩琳, 谌文武, 崔凯, 等. 盐分质量分数、含盐类别对山丹遗址土弹性波声速影响的实验[J]. 兰州大学学报(自然科学版), 2010, 46(6):18—22 (HAN Lin, CHEN Wenwu, CUI Kai, et al. Influence of salt content and salt category on the elastic wave velocity of soil samples from ancient ruins in Shandan county[J]. Journal of Lanzhou University (Natural Sciences), 2010, 46(6):18—22(in Chinese))
- [8] 秦虎, 张峰, 于伟, 等. 盐溶液在夯土遗址中的毛细水上升规律分析[J]. 世界科技研究与发展, 2016, 38(2):326—329 (QIN Hu, ZHANG Feng, YU Wei, et al. Analysis on rising rules of capillary water of salt solution in earthen sites[J]. World Sci-Tech R&D, 2016, 38(2):326—329(in Chinese))
- [9] 谌文武, 吕海敏, 崔凯, 等. 氯盐和硫酸盐对遗址土体颗粒级配和界限含水率影响的对比[J]. 兰州大学学报(自然科学版), 2015, 51(3):334—338 (CHEN Wenwu, LV Haimin, CUI Kai, et al. Comparative study of the influence of chlorine and sulfate salt on grain size distribution and limit moisture content in site soils[J]. Journal of Lanzhou University (Natural Sciences), 2015, 51(3):334—338(in Chinese))
- [10] 沈云霞, 谌文武, 杜伟飞, 等. 干湿循环下含盐量变化对遗址土剪切强度影响的试验研究[J]. 西北地震学报, 2011, 33(Z):227—230 (SHEN Yunxia, CHEN Wenwu, DU Weifei, et al. Testing study on influence of salt contents on shear strength of ancient relics soil at dry-wet cycle[J]. Northwestern Seismological Journal, 2011, 33(Z):227—230(in Chinese))
- [11] 刘伟, 王力丹, 孙满利. 冻融破坏对汉长安城遗址土的结构影响研究[J]. 敦煌研究, 2011(2):85—90 (LIU Wei, WANG Lidan, SUN Manli. A study on the impact of freeze-thaw action on the soil structure of Chang'an City in the Han Dynasty[J]. Dunhuang Research, 2011(2):85—90(in Chinese))
- [12] 刘伟平, 扶名福, 罗小艳, 等. 基于双曲线型 Mohr 强度准则下锚索极限抗拔力研究[J]. 煤炭工程, 2010(3):92—93 (LIU Weiping, FU Mingfu, LUO Xiaoyan, et al. Study on ultimate pulling force of anchor base on hyperbolic Mohr strength criterion [J]. Coal Engineering, 2010(3):92—93 (in Chinese))
- [13] 陈昌禄, 邵生俊, 邓国华. 土的结构性参数与强度的关系及其在边坡稳定分析中的应用[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2010, 41(1):328—333 (CHEN Changlu, SHAO Shengjun, DENG Guohua. Relationship between soil structural parameters and strength and its application in slope stability analysis[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2010, 41(1):328—333(in Chinese))
- [14] 李荣建, 郑文, 刘军定, 等. 考虑初始结构性参数的结构性黄土边坡稳定性评价[J]. 岩土力学, 2014, 35(1):143—150 (LI Rongjian, ZHENG Wen, LIU Junding, et al. Evaluation of stability of structural loess slope

- considering initial structural parameters[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(1):143—150 (in Chinese))
- [15] 王来贵, 张红记, 张春会, 等. 含水率和围压对安家岭泥岩峰后力学特性影响的试验研究[J]. 实验力学, 2016, 31(5):683—693 (WANG Laigui, ZHANG Hongji, ZHANG Chunhui, et al. Experimental investigation on the effects of confining pressure and moisture content on post-peak mechanical behavior of anjialing mudstone[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2016, 31(5):683—693(in Chinese))
- [16] GB/T 50123—1999, 中华人民共和国建设部土工试验方法标准[S]. 北京:中国计划出版社, 1999 (GB/T 50123—1999, Standard for Soil Test Method of Ministry of Construction of the PRC[S]. Beijing: China Planning Press, 1999 (in Chinese))
- [17] 高盼, 陈波, 胡云世, 等. 制样含水量对软黏土力学特性影响的试验研究[J]. 实验力学, 2017, 32(3):423—430 (GAO Pan, CHEN Bo, HU Yunshi, et al. Experimental study of the impact of water content in slurry sample on mechanical behavior of remolded soft clay[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2017, 32(3):423—430 (in Chinese))

Study of soil mechanical characteristics of ruins in northwest Henan Province

SONG Da¹, YUE Jian-wei^{1,2}, YUAN Jiang-bo¹, YANG Guang-hui¹,
ZHAO Gang², YANG Yu-chuan², WANG Dong-tao^{1,2}

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Henan University, Kaifeng 475004, China;

2. Institute of Cultural Relic Building Protection in Henan Province, Zhengzhou 450002, China)

Abstract: In order to comprehensively consider the tensile and shear mechanical properties of the site soil, shear strength and tensile strength of site soil in northwest Henan Province were investigated through triaxial shear experiment and uniaxial tensile experiment. The test results of both strengths were analyzed and the hyperbolic strength formula of site soil was deduced. In view of the fact that the actual Mohr circle can not exceed the corresponding failure strength line of the soil, the strength and failure stress of the site soil was corrected by geometric relations and stress relations, and the stress correction algorithm to destroy the tangent between the Mohr circle and the strength line was explored. Results show that the tensile strength is calculated by using the Mohr-Coulomb strength theory was significantly higher than the tensile test value of soil, and the established hyperbolic strength formula of site soil can reasonably reflect the tensile and shear mechanical properties of site soil, and provide a theoretical basis for the engineering disaster evaluation and reinforcement protection of site soil.

Keywords: site soil; uniaxial tension test; tensile strength; shear strength; hyperbolic strength formula