

土的空间破坏面及其抗剪强度

刘金龙¹, 刘洁群², 陈陆望³, 汪东林⁴

(1. 合肥学院建筑工程系, 安徽 合肥 230022; 2. 中国科学院安徽光学精密机械研究所, 安徽 合肥 230031;
3. 合肥工业大学资源与环境学院, 安徽 合肥 230009; 4. 安徽建筑工业学院土木工程学院, 安徽 合肥 230022)

摘 要:岩土空间破坏面位置的确定与计算所选用的破坏准则有关, 运用不同的破坏准则得到的土体的破坏面位置及相应抗剪强度也不同. 基于最大剪应力、最大剪正应力比和空间滑动面破坏准则, 通过建立 Lagrange 函数求条件极值的方法推导了不同破坏准则条件下岩土空间破坏面的位置及相应的抗剪强度, 并得到了这些抗剪强度与现有常用破坏准则间的相互关系. 进而针对已求得的不同破坏准则条件下的抗剪强度, 通过数值分析探讨了中主应力对土的抗剪强度的影响. 分析结果表明, 中主应力对土的抗剪强度有显著的影响, 一般地在平面应变条件下这种影响达到最大.

关键词:空间破坏面; 抗剪强度; 破坏准则; 中主应力

中图分类号: TU 452

文献标识码: A

文章编号: 1006-7930(2009)01-0069-07

在土木建筑、水利水电、公路交通及边坡治理等众多的工程建设中, 人们往往会遇到大量的软土地基, 通常需要考察土体可能发生破坏的潜在滑动面. 这类实际工程中的滑动面往往是三维空间问题, 但由于按空间问题处理起来相当复杂, 因此常常将其简化为平面问题来处理.

如在土工稳定性分析中被广泛应用的 Mohr-Coulomb 破坏准则, 由于没有反映中主应力的作用, 无法考察中主应力在三维应力空间中对土体破坏面位置及相应抗剪强度大小的影响, 因此其实质上是一个单剪强度理论. 由此破坏准则得到土的剪切破坏面与最大主应力作用平面之间的夹角为 $45^\circ + \phi/2$, 且认为三轴压缩和三轴拉伸条件下土的抗剪强度指标完全相同. 然而, 现有理论分析和试验研究一致性地表明^[1-6], 中主应力对土的抗剪强度的影响呈现放大效应和区间效应. 因此, 将空间问题简化为平面问题来处理可能低估了土体的强度.

张国祥等经理论推导, 得出了在平面应变条件下破坏面位置与强度准则的一般关系、破坏时平面应变状态下的统一强度准则, 为岩土滑移面的确定提供了理论依据^[7]. 但基于平面应变条件下得出的结论, 往往不能直接运用到一般应力条件下土体的破坏面位置与抗剪强度的确定中去.

事实上, 对于某些破坏准则, 运用数学手段, 按照空间问题来处理并不是不可能的. 本文基于这种思想, 利用最大剪应力、最大剪正应力比和空间滑动面(SMP)破坏准则, 通过建立 Lagrange 函数求条件极值的方法推导了不同破坏准则下岩土空间破坏面的位置及相应的抗剪强度, 并得到了这些抗剪强度与现有其他破坏准则的相互关系. 进而利用求得的不同破坏准则条件下的抗剪强度, 针对不同的中主应力, 通过数值分析探讨了中主应力对土的抗剪强度的影响, 进一步地分析了中主应力对于抗剪强度的放大效应和区间效应.

1 基于最大剪应力破坏标准的空间破坏面

一般地, 土体单元斜面上的正应力 σ_n 和剪应力 τ 可以通过三个主应力求得^[8]. 如图 1 所示, 对土体

收稿日期: 2008-01-14 修改稿日期: 2008-11-24

基金项目: 安徽省高等学校省级自然科学基金项目(KJ2008B259); 合肥学院引进人才启动基金项目(RC027)

作者简介: 刘金龙(1979-), 男, 江西宜春人, 工学博士, 讲师, 主要从事岩土工程方面的教学与研究.

单元体进行受力平衡分析可得

$$\sigma_n = \sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2 \quad (1)$$

$$\tau = \sqrt{\sigma_1^2 l^2 + \sigma_2^2 m^2 + \sigma_3^2 n^2 - \sigma_n^2}$$

$$\bullet = \sqrt{\sigma_1^2 l^2 + \sigma_2^2 m^2 + \sigma_3^2 n^2 - (\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2)^2} \quad (2)$$

式中: σ_n 、 τ 分别为空间破坏面 ABC 上的正应力与剪应力; l 、 m 、 n 为破坏面法线 \vec{n} 的方向余弦, 满足下列关系

$$l^2 + m^2 + n^2 = 1 \quad (3)$$

下面来考察以最大剪应力为破坏标准的土体的空间破坏面的位置. 要求剪应力 τ 的极值, 即要求式(2)在式(3)的约束条件下的极值, 可以用 Lagrange 乘数法, 建立下列 Lagrange 函数

$$f(l, m, n, \lambda) = \sqrt{\sigma_1^2 l^2 + \sigma_2^2 m^2 + \sigma_3^2 n^2 - (\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2)^2} + \lambda(l^2 + m^2 + n^2 - 1) \quad (4)$$

式中 λ 为 Lagrange 乘数. Lagrange 函数的极值条件为

$$\begin{cases} \frac{\partial f(l, m, n; \lambda)}{\partial l} = 0 \\ \frac{\partial f(l, m, n; \lambda)}{\partial m} = 0 \\ \frac{\partial f(l, m, n; \lambda)}{\partial n} = 0 \\ \frac{\partial f(l, m, n; \lambda)}{\partial \lambda} = 0 \end{cases} \quad (5)$$

把式(4)代入式(5), 可求得剪应力 τ 的三个极值及相应作用平面的法线向量:

$$\tau_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}, (l_1, m_1, n_1) = \left(\frac{\sqrt{2}}{2}, 0, \frac{\sqrt{2}}{2}\right) \quad (6a)$$

$$\tau_2 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}, (l_2, m_2, n_2) = \left(0, \frac{\sqrt{2}}{2}, \frac{\sqrt{2}}{2}\right) \quad (6b)$$

$$\tau_3 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}, (l_3, m_3, n_3) = \left(\frac{\sqrt{2}}{2}, \frac{\sqrt{2}}{2}, 0\right) \quad (6c)$$

利用关系式 $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ 对比分析上述三式可知, 最大剪应力为 $\tau_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$, 相对应的破坏面位置为 $(l_1, m_1, n_1) = \left(\frac{\sqrt{2}}{2}, 0, \frac{\sqrt{2}}{2}\right)$, 此即为 Tresca 破坏准则, 剪应力的大小及相应的作用面位置可用图 2 中 A 点表示.

当区分 τ_2 与 τ_3 的大小, 以最大和次大剪应力之和达到某一值时视土体处于临界破坏状态, 则得到俞茂宏的双剪应力强度理论^[9]; 若以三个剪应力极值的组合达到某一值时视土体处于临界破坏状态, 又可得 Mises 破坏准则. 这说明基于 Lagrange 函数求条件极值的方法推导不同破坏准则下岩土空间破坏面的位置及相应的抗剪强度是可行的.

2 基于最大剪正应力比破坏标准的空间破坏面

事实上, 当土体某一平面上受到的剪应力相同而正应力不同时, 土体的滑动势也不相同, 正应力越大土体越不容易破坏. 因此可用剪应力与正应力之比来考察破坏的容易程度. 根据式(1)在式(2)得剪正应力比表达式

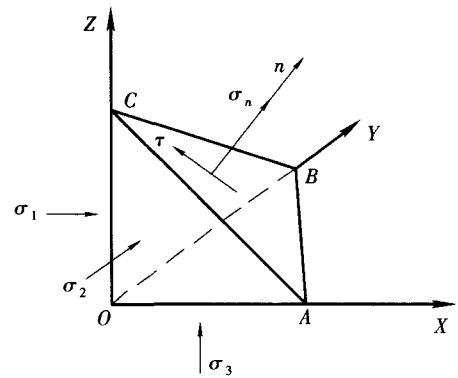


图 1 主应力空间内土体单元的受力情况
Fig. 1 State of soil element in principle stress

$$\frac{\tau}{\sigma_n} = \frac{\sqrt{\sigma_1^2 l^2 + \sigma_2^2 m^2 + \sigma_3^2 n^2 - (\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2)^2}}{\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2} \quad (7)$$

要求剪正应力比的极值,同样可建立下列 Lagrange 函数

$$f(l, m, n, \lambda) = \frac{\sqrt{\sigma_1^2 l^2 + \sigma_2^2 m^2 + \sigma_3^2 n^2 - (\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2)^2}}{\sigma_1 l^2 + \sigma_2 m^2 + \sigma_3 n^2} + \lambda(l^2 + m^2 + n^2 - 1) \quad (8)$$

把式(8)代入式(5)可求得剪正应力比 $\frac{\tau}{\sigma_n}$ 的三个极值为:

$$\left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sqrt{\sigma_1\sigma_3}} \quad (9a)$$

$$\left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_2 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2\sqrt{\sigma_1\sigma_2}} \quad (9b)$$

$$\left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_3 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2\sqrt{\sigma_2\sigma_3}} \quad (9c)$$

相应地剪应力取得极值时作用平面的法向参数为

$$(l_1, m_1, n_1) = \left(\sqrt{\frac{\sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3}}, 0, \sqrt{\frac{\sigma_1}{\sigma_1 + \sigma_3}}\right) \quad (10a)$$

$$(l_2, m_2, n_2) = \left(\sqrt{\frac{\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2}}, \sqrt{\frac{\sigma_1}{\sigma_1 + \sigma_2}}, 0\right) \quad (10b)$$

$$(l_3, m_3, n_3) = \left(0, \sqrt{\frac{\sigma_3}{\sigma_2 + \sigma_3}}, \sqrt{\frac{\sigma_2}{\sigma_2 + \sigma_3}}\right) \quad (10c)$$

利用关系式 $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ 对比分析式(9)可知,最大剪正应力比为 $\left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sqrt{\sigma_1\sigma_3}}$,相应的土体破

坏面的法线为 $(l, m_1, n_1) = \left(\sqrt{\frac{\sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3}}, 0, \sqrt{\frac{\sigma_1}{\sigma_1 + \sigma_3}}\right)$. 设破坏面与最大主应力作用平面的夹角为 θ ,根据

图 1 知

$$\tan\theta = \frac{n_1}{l_1} = \frac{\sqrt{\sigma_1}}{\sqrt{\sigma_3}} \quad (11)$$

又设内摩擦角为 ϕ ,由内摩擦角定义得

$$\tan\phi = \left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sqrt{\sigma_1\sigma_3}} \quad (12)$$

根据式(11)和式(12)可得破坏面与最大主应力作用平面的夹角和内摩擦角的关系

$$\theta = 45^\circ + \frac{\phi}{2} \quad (13)$$

由此可知,岩土空间中按最大剪正应力比确定的破坏面就是 Mohr-Coulomb 破坏准则确定的破坏面,破坏面位置如图 2 中 C 点所示. 这与文献[7]在平面应变条件下推导得到的结论是一致的.

若根据式(9)中的三个极值进行不同的组合,又可得到双剪切角理论和三剪切角理论^[10].

3 基于 SMP 破坏准则的空间破坏面

1974 年松岡元与中井照夫针对无粘性土基于空间滑动

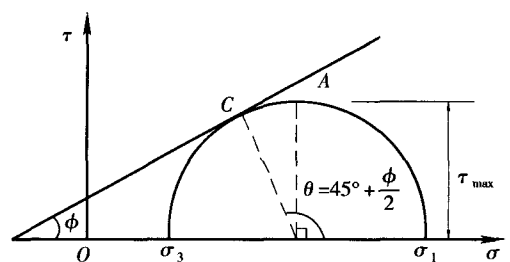


图 2 破坏准则

Fig. 2 The Mohr-Coulomb failure criterion

面(Spatial Mobilization Plane)概念提出了SMP准则,认为当空间滑动面上剪应力 τ_{smp} 与正应力 σ_{smp} 之比达到某一数值时土体发生剪切破坏,空间滑动面^[2]如图3所示.SMP准则能够反映中主应力对砂土抗剪强度的影响,一方面能够较好地符合Mohr-Coulomb准则,另一方面能够克服了偏平面内Mohr-Coulomb强度准则的奇异性与Drucker-Prager准则的拉压强度相等性,因此能够在土工塑性分析中合理地描述三维应力条件下无粘性土的强度特性^[6],因而不断得到了推广、发展与完善^[4,5].

根据受力分析可得空间滑动面上剪应力 τ_{smp} 与正应力 σ_{smp} 的表达式:

$$\tau_{smp} = \sqrt{\frac{\sigma_1^2(\sigma_2 + \sigma_3) + \sigma_2^2(\sigma_1 + \sigma_3) + \sigma_3^2(\sigma_1 + \sigma_2) - 6\sigma_1\sigma_2\sigma_3}{\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1}} \quad (14)$$

$$\sigma_{smp} = 3 \sqrt{\frac{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}{\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1}} \quad (15)$$

由此可得SMP准则可表示为:

$$\frac{\tau_{smp}}{\sigma_{smp}} = \frac{1}{3} \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2}{\sigma_1\sigma_2} + \frac{(\sigma_2 - \sigma_3)^2}{\sigma_2\sigma_3} + \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{\sigma_1\sigma_3}} = k_f \quad (16)$$

式(16)和式(7)都表示剪正应力比,因此根据相互关系可求得以SMP准则为破坏标准的土体的空间破坏面的方向参数 (l, m, n) .由分析知,当式(16)中的参数不是由常规三轴试验测得时,即在考虑中主应力影响的条件 $(\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3)$ 下,求得的以SMP准则为破坏标准的土体的空间破坏面的方向参数 $m \neq 0$,而上述分析表明当以最大剪应力、最大剪正应力比为破坏准则时得到的土体空间破坏面的方向参数均有 $m = 0$.

但由于试验水平的限制,参数 k_f 通常由三轴压缩试验测得,即有应力条件 $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$,则式(16)变为

$$\left(\frac{\tau_{smp}}{\sigma_{smp}}\right)_{TC} = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sqrt{\sigma_1\sigma_3}} \quad (17)$$

对照式(17)和式(7)可求得以SMP准则为破坏标准的土体的空间破坏面位置的方向参数为

$$(l_1, m_1, n_1) = \left(\sqrt{\frac{\sigma_3}{2\sigma_1 + \sigma_3}}, 0, \sqrt{\frac{2\sigma_1}{2\sigma_1 + \sigma_3}}\right) \quad (18a)$$

或者

$$(l_2, m_2, n_2) = \left(\sqrt{\frac{2\sigma_3}{\sigma_1 + 2\sigma_3}}, 0, \sqrt{\frac{\sigma_1}{\sigma_1 + 2\sigma_3}}\right) \quad (18b)$$

4 中主应力对抗剪强度的影响

由上述分析知,SMP破坏准则可以考虑中主应力的影响,而以最大剪正应力比求出的土体抗剪强度(即Mohr-Coulomb破坏准则)中没有包含中主应力的信息,因此可以比较这两个破坏准则得到的土体的抗剪强度来探讨中主应力对抗剪强度的影响.

首先来考察中主应力对SMP破坏准则的影响.对于给定的大主应力 σ_1 和小主应力 σ_3 , $\frac{\tau_{smp}}{\sigma_{smp}}$ 值随中主应力 σ_2 变化而变化,其极值满足下式关系

$$\frac{\partial \left(\frac{\tau_{smp}}{\sigma_{smp}}\right)}{\partial \sigma_2} = 0 \quad (19)$$

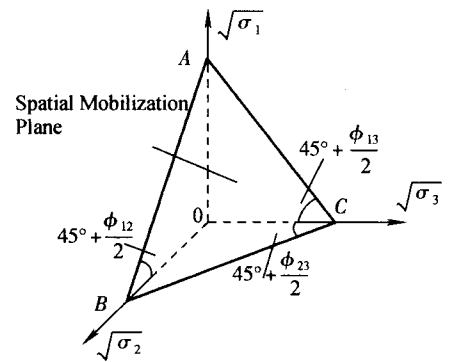


图3 空间滑动面

Fig. 3 The Spatial mobilization plane

把式(16)代入式(19),可求得中主应力与大、小主应力的关系

$$\sigma_2 = \sqrt{\sigma_1 \sigma_3} \tag{20}$$

再把上述关系代回式(16)可得相应的 $\frac{\tau_{\text{smp}}}{\sigma_{\text{smp}}}$ 值:

$$\frac{\tau_{\text{smp}}}{\sigma_{\text{smp}}} = \frac{1}{3} \sqrt{\frac{\sigma_1^2 + \sigma_3^2}{\sigma_1 \sigma_3} + 2 \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{\sqrt{\sigma_1 \sigma_3}} - 6} \tag{21}$$

根据相关流动法则和 SMP 准则可以证明平面应变条件下的应力条件关系式为式(20)^[11],因此式(21)代表了平面应变条件下空间滑动面上剪正应力比的大小。

为了便于比较,可定义大、小主应力之比为 $t = \sigma_1/\sigma_3$,于是将以最大剪正应力比为破坏准则时得到的抗剪强度(式(9a))、以三轴压缩实验测得参数的 SMP 破坏准则得到的抗剪强度(式(17))和以在平面应变条件下的 SMP 破坏准则得到的抗剪强度(式(21))变形后归纳如下:

$$\left(\frac{\tau}{\sigma_n}\right)_{\text{max}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2 \sqrt{\sigma_1 \sigma_3}} = \frac{t - 1}{2\sqrt{t}} \tag{22}$$

$$\left(\frac{\tau_{\text{smp}}}{\sigma_{\text{smp}}}\right)_{\text{TC}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sqrt{\sigma_1 \sigma_3}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{t - 1}{\sqrt{t}} \tag{17}$$

$$\left(\frac{\tau_{\text{smp}}}{\sigma_{\text{smp}}}\right)_{\text{PE}} = \frac{1}{3} \sqrt{\frac{t^2 + 1}{t} + 2 \frac{t + 1}{\sqrt{t}} - 6} \tag{21}$$

上述三式表示不同情况下的剪正应力比,图 4 反映了它们与大、小主应力之比 t 的变化关系。

大、小主应力之比 t 与三轴压缩试验中测得的内摩擦角 ϕ_k 的转换关系如下^[12]

$$t = 2 \tan^2 \phi_k + 2 \tan \phi_k \sqrt{\tan^2 \phi_k + 1} + 1 \tag{23}$$

一般地,对于砂土来说,内摩擦角的变化范围为(30°, 45°),根据式(20)可知相应地大、小主应力之比的变化范围为(3.0, 5.83)。如图 4 所示,当 t 在(3.0, 5.83) 范围内变化时,根据 Mohr-Coulomb 破坏准则可得最大剪正应力比在图中(R_A, R_B) 范围内变化, (R_A, R_B) 段的范围为(0.577, 1.00)。

图 4 中 b 曲线和 c 曲线分别表示 SMP 准则在三轴压缩条件和平面应变条件下的剪正应力比与大、小主应力之比 t 之间的相互依赖关系。当中主应力变化时,由 SMP 准则得到的剪正应力比与大、小主应力之比 t 之间的曲线在图 4 中的位置也发生变化,并且变化的范围应该在 b 曲线和 c 曲线所夹的范围内。因此当最大剪正应力比确定在(R_A, R_B) 段内变化的情况下,并利用可以考虑中主应力影响的 SMP 破坏准则来考察土体的抗剪强度时,可以得到大、小主应力之比 t 在图 4 中(t_E, t_F) 段内变化, (t_E, t_F) 段的范围为(3.18, 8.40)。可以看出, (t_E, t_F) 段的范围(3.18, 8.40)比原来三轴压缩条件下的大、小主应力之比 t 的变化范围(3.0, 5.83)在数值上增大了,因此在考虑中主应力的影响下大、小主应力之比 t 变大了,即大、小主应力发生了变化,而以往的研究往往认为一般应力条件下受力情况与轴对称受力情况的主要区别在于中主应力的不同^[3]。

又根据式(22)知,大、小主应力之比 t 的增大必然会导致内摩擦角的增大。若用 ϕ_b 表示中主应力系

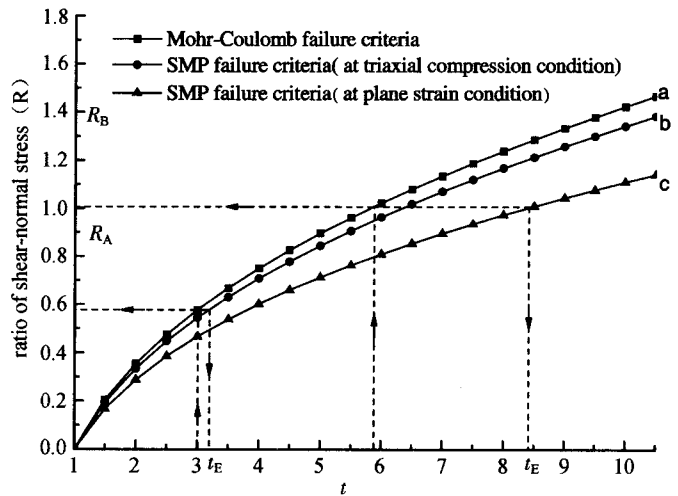


图 4 剪正应力比随 t 的变化关系

Fig. 4 Variation of ratios of shear-normal stress with t

数为 b 时的内摩擦角,则 $\phi_0 \geq \phi_c$.当大、小主应力之比 t 在(3.18, 8.40)范围变化时,利用式(22)可求得内摩擦角 ϕ_0 的变化范围为(31.4°, 51.9°),于是考虑中主应力影响时砂土的实际内摩擦角一般比三轴压缩条件下的 ϕ_c 高出1.4°~6.9°,这与已有的研究成果^[1-2]是相吻合的.

根据图4可知,对于一定的最大剪正应力比 R ,大、小主应力之比 t 相对于Mohr-Coulomb准则而言在代表平面应变条件的 c 曲线处增加为最多,即内摩擦角的增加在平面应变条件下为最大,从而可以看出中主应力对于强度的影响既有放大效应又有区间效应.

本文作者曾基于SMP准则,通过考察屈服函数的数学特性,探讨了一般应力条件下中主应力系数的变化对土的强度指标的影响,分析表明砂土的实际摩擦角一般比三轴压缩条件下的 ϕ_c 高出0.6°~5.2°^[12],即得到了在不同中主应力系数 b 的取值条件下基于SMP准则得到的剪正应力比与大、小主应力之比 t 的变化曲线相对于图4中 b 线来说摩擦角增大了0.6°~5.2°,这与本文得到的相对于图4中 a 线来说摩擦角增大了1.4°~6.9°是不矛盾的.

5 结 语

基于Lagrange乘数法,通过利用建立Lagrange函数求条件极值的方法推导了以最大剪应力、最大剪正应力比和空间滑动面(SMP)理论等破坏准则条件下岩土空间破坏面的位置及相应的抗剪强度,并与已有的在平面条件下推导的结论进行了对比.比较分析表明,在三维应力空间条件下得到的空间破坏面的位置及相应的抗剪强度与在平面条件下得到的空间破坏面的位置及相应的抗剪强度有很好的 consistency,并与现有的其他强度准则相吻合.进而比较了基于不同破坏准则得到的抗剪强度,探讨了中主应力变化对土的抗剪强度的影响.分析结果表明,中主应力对土的抗剪强度有显著的影响,考虑中主应力影响时砂土的实际摩擦角一般比三轴压缩条件下的 ϕ_c 高出1.4°~6.9°,这与现有的研究成果相吻合.中主应力对于强度的影响呈现出放大效应和区间效应,一般地在平面应变条件下这种影响达到最大.

参考文献 References

- [1] 方开泽. 土的破坏准则—考虑中主应力的影响[J]. 华东水利学院学报, 1986, 14(2): 70-81.
FANG Kai-ze. Failure criterion of soil-influence of intermediate principal stress[J]. Journal of East China Technical University of Water Resources, 1986, 14(2): 70-81.
- [2] 李广信. 高等土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.
LI Guang-xin. Advanced Soil Mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004.
- [3] 殷宗泽, 兆航. 中主应力对土体本构关系的影响[J]. 河海大学学报, 1990, 18(5): 54-61.
YIN Zong-ze, ZHAO Hang. Effect of middle principle stress on constitutive relationship[J]. Journal of Hohai University, 1990, 18(5): 54-61.
- [4] 罗汀, 姚仰平, 松岡元. 基于SMP准则的土的平面应变强度公式[J]. 岩土力学, 2000, 21(4): 390-393.
LUO Ting, YAO Yang-ping, MATSUOKA Hajime. Soil strength equation in plane strain based on SMP[J]. Rock and Soil Mechanics, 2000, 21(4): 390-393.
- [5] 栾茂田, 许成顺, 刘占阁, 等. 一般应力条件下土的抗剪参数探讨[J]. 大连理工大学学报, 2004, 44(2): 271-276.
LUAN Mao-tian, XU Cheng-shun, LIU Zhan-ge, et al. Study of shear strength parameters of soils under general stress conditions[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2004, 44(2): 271-276.
- [6] 郑颖人, 沈珠江, 龚晓南. 岩土塑性力学原理[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002.
ZHENG Ying-ren, SHEN Zhu-jiang, GONG Xiao-nan. The Principles of Geotechnical Plastic Mechanics[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2002.
- [7] 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 Jiang-ping, YU Mao-hong. Application of the twin-shear unified theory in the space earth pressure computing [J]. J. Xi'an Univ. of Arch. & Tech. (Natural Science Edition), 2006, 38(1):93-99.
- [8] 张国祥, 刘宝琛. 岩土面上抗剪强度与破坏面位置[J]. 岩土力学, 2002, 23(6):730-732.
ZHANG Guo-xiang, LIU Bao-chen. General shear strength and position of geotechnical slip surface[J]. Rock and Soil Mechanics, 2002, 23(6):730-732.
- [9] 张学言. 岩土塑性力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 1993.
ZHANG Xue-yan. Rock and soil plastic mechanics[M]. Beijing: China Communications Press, 1993.
- [10] 俞茂宏. 双剪应力强度理论研究[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1988.
YU Mao-hong. Twin-shear Theory[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 1988.
- [11] 沈珠江. 关于破坏准则和屈服函数的总结[J]. 岩土工程学报, 1995, 17(1):1-8.
SHEN Zhu-jiang. Summary on the failure criteria and yield functions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1995, 17(1):1-8.
- [12] SATAKE M. Stress-deformation and strength characteristics of soil under three difference principle stresses[J]. Proc. of Japan Society of Civil Engineers, 1974, 232:59-70.
- [13] 刘金龙, 栾茂田, 袁凡凡, 等. 中主应力对砂土抗剪强度影响的分析[J]. 岩土力学, 2005, 26(12): 1931-1935.
LIU JIN-long, LUAN Mao-tian, YUAN Fan-fan, et al. Evaluation of the effect of intermediate principle stress on sand shear strength[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(12): 1931-1935.

The failure surface and relevant shear strength of soil

LIU Jin-long¹, LIU Jie-qun², CHENG Lu-wang³, WANG Dong-lin⁴

- (1. Department of Civil Engineering, Hefei University, Hefei 230022, China; 2. Anhui Institute of Optics and Fine Mechanics, the Chinese Academy of Science, Hefei 230031, China;
3. School of Resource and Environmental Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China;
4. Anhui Institute of Architecture and Industry, Hefei 230022, China)

Abstract: The position of the geotechnical failure surface is relative to the failure criteria, and different positions and relevant shear strengths can be got by using different failure criteria. Based on the failure criteria of maximal shear stress, maximal ratio of shear-normal stress and the spatial mobilization plane failure criterion, failure surface's positions and relevant shear strengths are studied in the 3D stress space by using extremum method of Lagrange. It demonstrated that the results of relevant shear strengths were consistent with existing failure criteria. In comparison with the relevant shear strengths, the strength parameters for different intermediate principle stresses are generally studied. It is shown that the intermediate principle stress has a considerable effect on shear strength parameters of soils, and this effect will be most significant at plane-strain condition.

Key words: geotechnical failure surface; shear strength; failure criteria; the intermediate principle stress