

DOI: 10.11779/CJGE202007004

非饱和土的峰值强度特性及破坏包线模型

徐筱^{1,2}, 蔡国庆², 李舰², 赵成刚^{2,3}, 赵春雷⁴

(1. 交通运输部公路科学研究院桥梁隧道研究中心, 北京 100088; 2. 北京交通大学城市地下工程教育部重点实验室, 北京 100044;

3. 桂林理工大学土木工程学院, 广西 桂林 541004; 4. 北京城市学院城市建设学部, 北京 100086)

摘要: 针对非饱和压实土, 在不同含水率下, 通过三轴压缩试验及抗拉强度试验, 研究了非饱和土的峰值破坏点及破坏包线。基于试验结果, 讨论了非饱和土破坏包线模型的构成方法。首先, 按照土体的破坏模式, 破坏包线可表征为两段 Mohr - Coulomb 型直线。其次, 非饱和状态对峰值强度的影响主要表现为剪胀作用和颗粒间作用力两方面, 按照非饱和土峰值强度的主要组成部分及其表示方法, 给出了黏聚力-剪胀作用型和颗粒间作用力-剪胀作用型两种物理意义明确的曲线型破坏包线。基于分段线性破坏包线, 讨论了曲线型破坏包线参数的确定方法。最后, 给出并分析了非饱和土不同含水率下土体的破坏包线及其变化特性。

关键词: 非饱和土; 开裂破坏; 剪切破坏; 破坏包线; 剪胀作用; 颗粒间作用力

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2020)07 - 1211 - 09

作者简介: 徐筱(1991—), 男, 博士, 主要从事非饱和土强度方面的研究工作。E-mail: 13115267@bjtu.edu.cn。

Peak strength characteristics and failure envelope model of unsaturated soils

XU Xiao^{1,2}, CAI Guo-qing², LI Jian², ZHAO Chen-gang^{2,3}, ZHAO Chun-lei⁴

(1. Bridge and Tunnel Research Center, Research Institute of Highway, Ministry of Transport, Beijing 100088, China; 2. Key Laboratory of

Urban Underground Engineering of Ministry of Education, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China; 3. School of Civil

Engineering, Guilin University of Technology, Guilin 541004, China; 4. City Construction Department, Beijing City University, Beijing

100086, China)

Abstract: The peak strengths and failure envelopes of unsaturated compacted soils are investigated via triaxial compression and uniaxial tensile tests over a wide range of water content. Based on the experimental evidence, a method for deriving failure envelope model for unsaturated soils is discussed. Firstly, according to the mode of failure, the failure envelope can be approximated by a bilinear Mohr-Coulomb envelope. Secondly, the effect of unsaturated state on the peak strength can be described in terms of dilatancy and interparticle stress. Then accounting for the primary components of unsaturated peak strength and its description, two curved failure envelopes with clear physical meaning are proposed, named after cohesion-dilatancy and interparticle stress-dilatancy envelope respectively. Based on the piecewise linear failure envelope, the method for determining the parameters of the curved failure envelope is discussed. Finally, the failure envelopes and their variation characteristics under different water contents in unsaturated state are given and analyzed.

Key words: unsaturated soil; crack failure; shear failure; failure envelope; dilatancy; interparticle stress

0 引言

岩土工程实践中, 土体破坏的描述是土力学问题的重点^[1-2]。当前土体破坏的描述多是基于剪切破坏, 破坏包线大都选用了线性莫尔-库仑强度准则, 同时破坏准则中依旧大都采用了饱和土的抗剪强度参数, 表示了抗剪强度和正应力的函数关系。建立合理的破坏包线准则, 是准确描述土体破坏特性的关键。实践中土体可能处于各种不同的应力状态, 如压-剪、拉-剪等典型的应力组合, 土体破坏可能基于不同的破坏模式, 除了通常认为的剪切破坏, 张裂破坏也是土体破

坏失稳的重要原因。关德斌^[3]、邢义川等^[4]、李荣建等^[5]、戴自航等^[6]、Toyota^[7]、Vesga^[8]基于对张裂破坏的探讨和模拟, 修正了土体的破坏包线模型。其中对于抗拉强度的研究, 从试验角度来看, 开展了单轴拉伸、三轴拉伸、空心圆柱等直接测试试验, 以及土梁

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51722802, 51678041, 51722802, U1834206); 北京市自然科学基金项目 (8202038); 山西省交通运输厅科研项目 (2017-1-6)

收稿日期: 2018 - 09 - 30

***通信作者** (E-mail: guoqing.cai@bjtu.edu.cn)

弯曲、巴西劈裂等间接试验；从数学描述来看，给出了一些理论和经验模型^[9-10]。但总的来说，破坏包线中对土体破坏模式的考虑及区分、对张裂破坏包线的模拟、以及对不同破坏模式间过渡部分的描述等问题的研究还很欠缺，这直接导致对土体破坏的设计和预判失真。实际上，当前土力学中对土体在经历拉张作用时力学特性的描述很少，已有的土力学理论大都基于压应力作用给出，而拉张作用是实际土体变形及破坏的重要诱因^[11-12]。

土体的破坏包线多是非线性的，线性破坏准则仅当用来模拟有限的应力区间内的破坏包线时才较为准确^[13-14]。同时，非线性的破坏包线大都直接基于试验结果的变化趋势，参照包线的形态，选取强度准则的函数形式，通过破坏点（控制点）或曲线拟合确定准则的参数。这样得到的破坏准则及其参数力学及物理意义模糊，无法反映土体强度的各个部分及引起土体破坏的机理。

岩土工程中常用做回填材料的压实土是非饱和的，饱和状态可看作非饱和土体在不同含水率下的情形^[15]，符合实际变化的土体破坏准则应着眼于非饱和状态土体，能用来模拟非饱和时不同含水率下土体的破坏特性。对于非饱和状态对土体强度的作用，研究中大都仅从非饱和状态（吸力和孔隙水的分布）对土体颗粒间作用力的影响出发^[16]，来讨论对宏观上土体强度的作用。这种做法忽略了非饱和状态下土体结构的变化，进而对土体强度的影响，如剪胀作用^[17-18]。

本文基于非饱和压实土在不同含水率下的三轴压缩试验及抗拉强度试验结果，讨论了非饱和土破坏包线的构成方法。

1 试验描述

1.1 土样选取

本文选用商品化的高岭土和河砂，按干燥质量比为 70% 和 30% 得到人工配制土作为试验用土。这样得到的配制土黏土矿物含量丰富，其中高岭土纯度高（96% 以上），粒度分布均匀，平均粒径在 20.3 μm 左右；同时，土样中黏土矿物成分为高岭石，没有膨胀性矿物，可忽略膨胀性的影响。河砂的级配如图 1 所示，由于纯高岭土液限高，水分的扩散慢，故掺入河砂改良。按照土工试验规程^[19]，得到土体的基本物理指标如表 1 所示。

1.2 小围压下的三轴试验

试验中控制干密度为 1.2 g/cm³，含水率分别取为 4%，8%，12%，16%，20%，24%，28%，32%，36%。关于试样对应的吸力值，参考文献[20]中给出的土-水

表 1 土体的物理特性

Table 1 Physical properties of soils

土的工程分类	相对密度 G_s	液限 $w_L / \%$	塑限 $w_p / \%$	塑性指数 I_p	最大干密度 $\rho_d / (\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	最优含水率 $w_{opt} / \%$
MHS	2.72	57	38	19	1.3	36

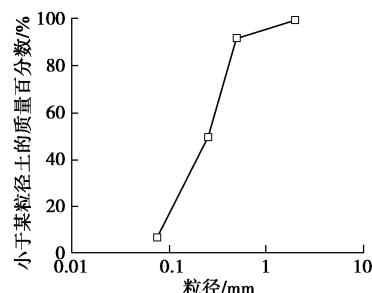


图 1 河砂的级配曲线

Fig. 1 Grain-size distribution curve of sand

特征曲线。试样选取直径为 39.1 mm，高为 80.0 mm 的三轴试样，采用分层击实法制样。制样时分 8 层击实，每层高为 10 mm，以保证试样的均匀性。三轴剪切试验采用 GDS 非饱和土三轴试验仪进行，其中通过 GDS HKUST 系统测量试样的体变^[21]。试验过程中排气不排水，试验中不使用孔隙水压力及体积量控体系，陶土板不饱和，陶土板和试样间用硬塑料薄膜隔开，防止试样吸排水。试样顶部通过孔隙气压控制管路和大气连通，试验中保证孔隙气压为 0（相对大气压）。对于不同含水率下的试样，均进行了 4 组不同围压下的三轴剪切试验，围压分别为 0（无侧限）、25，50，100 kPa。为了模拟实践中类似浅层环境土体常含水率下的破坏特性，结合笔者在文献[22]中的分析：试验中采用 25 kPa/20 min 的速率施加围压，围压达到目标值后保持稳定 10 min，以保证试样中孔隙气压及时完全消散，即压实样充分固结排气；之后开始剪切，试验中剪切速率取为 0.1%/min。剪切试验在试样的轴向应变达到 20% 时终止，剪切完成后取下试样观察其破坏形式，称量试样的质量变化，并分层校核试样的含水率，误差不超过 0.5%。

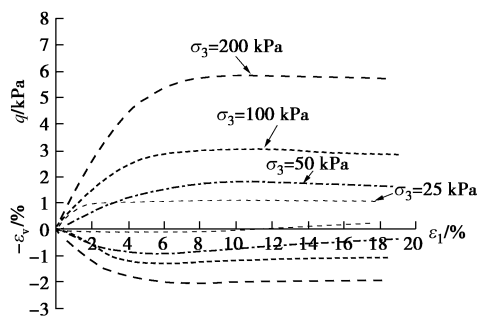
1.3 抗拉强度试验

试验采用蔡国庆等^[23]改进的土体单轴抗拉强度试验装置进行，其中控制含水率的变化范围和干密度同上述三轴试验。将配制好的控制含水率的湿土样，按控制干密度量取后直接在拉伸模具中压实制样。试验中拉伸速率恒为 0.5 mm/min，连续记录拉伸位移和拉伸作用力，取峰值拉应力为土体的单轴抗拉强度。试验中每组至少进行 3 次重复试验以保证试验结果的可靠性，试验结束后，校核试样破坏面的含水率。

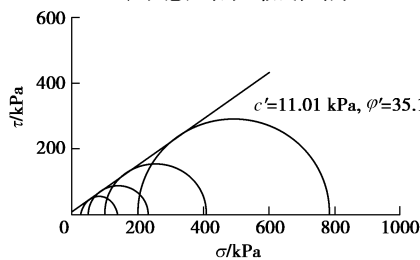
2 试验结果与分析

2.1 饱和时的剪切性状

作为对比, 首先通过饱和样的固结排水三轴试验, 给出饱和时的强度和变形结果。试验中控制干密度为 1.2 g/cm^3 , 含水率为 36% 制样, 制样方法和前述非饱和三轴试验相同, 之后经过真空饱和及反压饱和后开始试验。试验选取 25, 50, 100, 200 kPa 四组围压, 剪切结果如图 2 所示。图中 σ_3 为三轴试验的围压, ε_1 为剪切时的轴向应变, q 为偏应力, ε_v 为体应变。对于体变的描述, 按照土力学的约定, 以体缩为正, 体胀为负。为了更明确地描述应力和体变的关系, 图 2 (a) 中同时给出了同一轴向应变下的偏应力和体变值, 即在同一图框中, 对应的展示了轴向应变发展时偏应力和体变的变化特性。同时, 图 2 (b) 给出了饱和时的破坏包线和抗剪强度参数。



(a) 饱和时的三轴试验结果



(b) 饱和时的破坏包线和抗剪强度参数

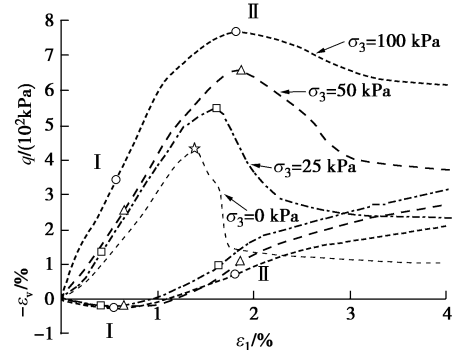
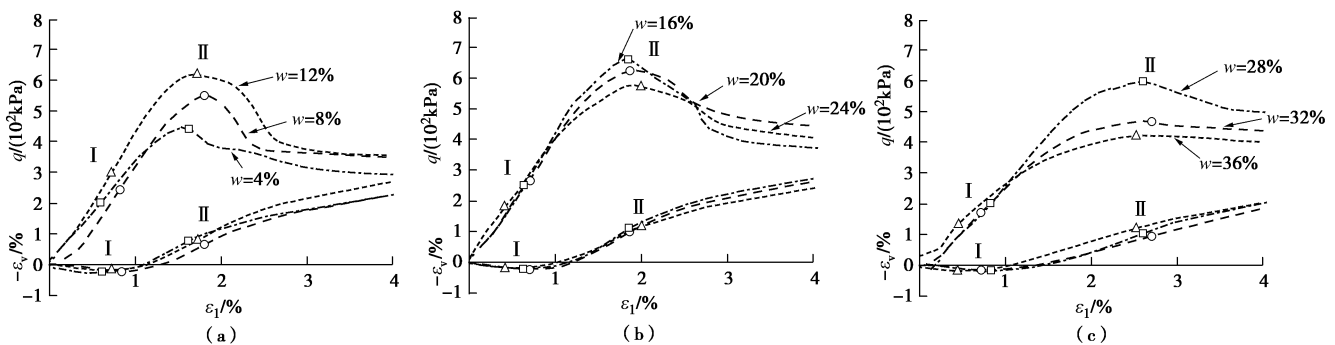
图 2 饱和时的剪切性状

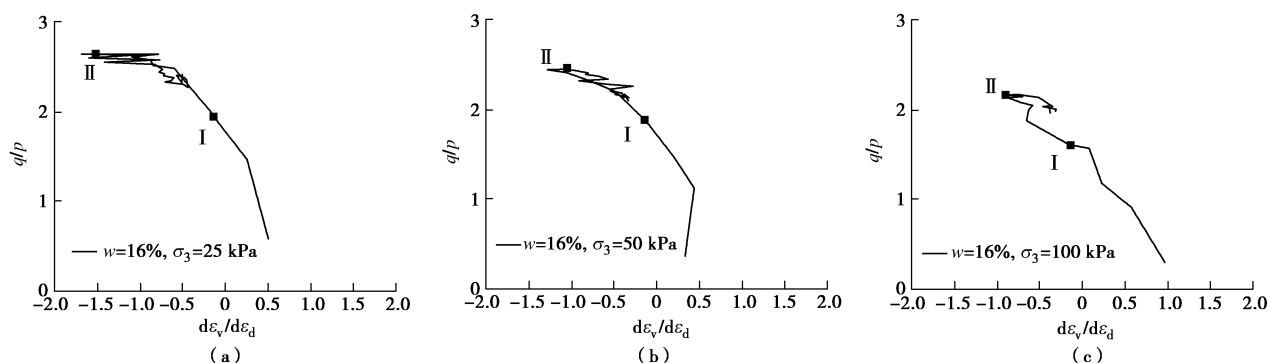
Fig. 2 Shear behavior at saturation

2.2 三轴试验的强度和变形结果

图 3, 4 给了三轴剪切试验的代表性结果, 其中图 3 给出了含水率为 16% 时, 不同围压下的试验结果; 图 4 示出了围压为 50 kPa 时, 不同含水率下的试验结果

果。图中标注及描述方法均与图 2 相同, w 为试样的含水率。试验结果表明, 随着轴向应变的发展, 剪切开始时试样表现为体缩, 并很快达到最大体缩点, 此时偏应力持续上升, 同时在最大体缩点处剪胀率 (图中体变线的斜率) 为零; 之后试样出现剪胀, 剪胀率 (剪胀为负) 不断减小, 此时偏应力继续增大, 出现偏应力峰值点, 同时在偏应力峰值点处剪胀率达到了最小值; 在峰值偏应力点后, 试样剪胀率开始上升, 并逐渐趋近于零, 此时偏应力开始下降, 出现稳定的残余强度, 即试样趋近于临界状态。试验中由于应变局部化及剪切不充分的影响, 剪切结束时试样并未严格达到临界状态, 剪胀率没有达到零, 而是稳定于某一值。取应力比 $\eta = q/p$, p 为平均净应力 (试验过程中孔隙气压 $u_a = 0$); 剪胀率 $D = d\varepsilon_v / d\varepsilon_d$, ε_d 为偏应变。上述偏应力和剪胀率的变化关系, 可通过应力比和剪胀率的关系曲线更直观地表示, 图 5 给出了代表性曲线的形式。同时, 在图 3~5 中对应的曲线上, 均显著地标示出了剪切过程中最大体缩点 (点 I) 及峰值强度点 (点 II)。峰值强度点后, 土体处于失稳或破坏状态。本文仅讨论应力及变形发展过程中的峰值强度点 (破坏点), 给出其破坏包线, 暂不研究整个应力与变形的发展与变化过程。

图 3 不同围压下的三轴试验结果 ($w=16\%$)Fig. 3 Results of triaxial tests under different confining pressures ($w=16\%$)图 4 不同含水率下的三轴试验结果 ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)Fig. 4 Results of triaxial tests for different water contents ($\sigma_3 = 50 \text{ kPa}$)

图5 不同围压下的应力比-剪胀率关系曲线 ($w=16\%$)Fig. 5 Stress ratio-dilatancy rate curves under different confining pressures ($w=16\%$)

2.3 抗拉强度特性

图6给出了试验得到的抗拉强度和含水率关系曲线,即所谓抗拉强度特征曲线^[24-25]。按照土力学的约定,拉应力为负。从图6可见,抗拉强度随着含水率的增加先增加后减小,在含水率为16%附近达到峰值,这可从不同含水率下压实土的微观结构和颗粒间的作用力两方面来解释,Tang等^[25]得到了相同的结果并给出了分析。

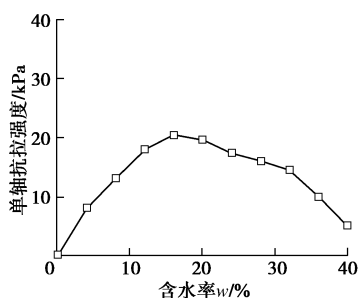


图6 抗拉强度和含水率关系曲线

Fig. 6 Tensile strength characteristic curve as a function of water content

3 讨论

3.1 试样的破坏形式及破坏时应力圆分段线性包络线

图7给出了三轴试验的试样破坏模式,从图7中可见,围压为0时,试样出现明显的纵向裂缝,裂缝接近垂直,开裂面粗糙,即此时试样表现为拉张及拉-剪混合的张裂破坏,这和单轴抗拉试验的破坏模式(拉伸断裂)相近;随着围压的施加,过渡为明显剪切带的剪切破坏,即压-剪破坏。选取正应力 σ 和剪应力 τ 平面,平面上的点表示土单元体中某一面上的应力组合,绘制三轴和单拉试验峰值应力点时的应力莫尔圆。此处首先以含水率为16%时的试验结果为例,阐述破坏包线的构成方法。已有研究者指出^[26],在低应力及拉应力区,土体破坏包线是非线性的,较大压应力区

得到的直线型莫尔-库仑强度包线不再适用。参考土体的破坏模式,区分张裂破坏和剪切破坏,利用分段线性方法,首先采用两段直线,给出不同破坏模式下莫尔圆包络线,如图8所示。

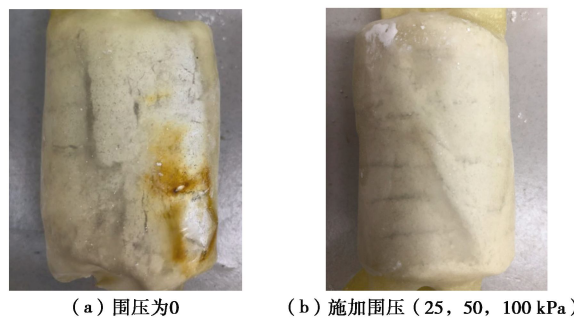


图7 三轴试样破坏形式

Fig. 7 Failure modes of triaxial samples

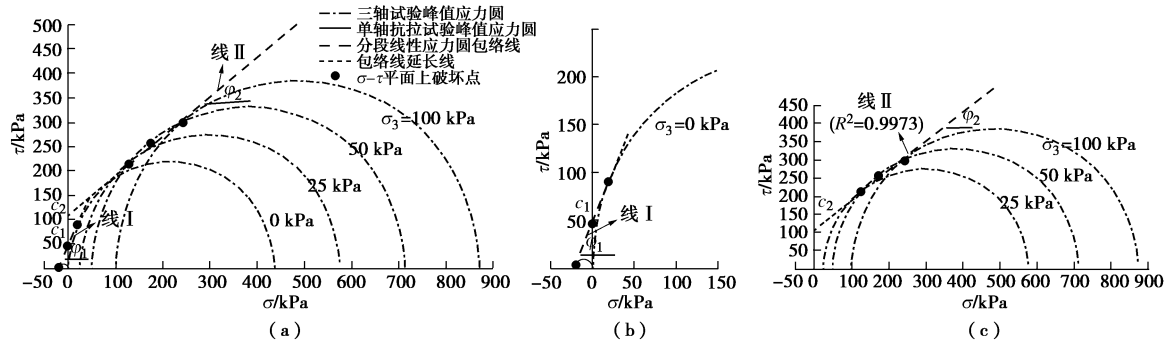
正应力轴上,单轴拉伸试验及零围压三轴试验(接近无侧限抗压强度试验)应力范围内,对于其直线型峰值应力莫尔圆包络线(线I),以 φ_1 表示线I和正应力轴倾角, c_1 表示线I和剪应力轴交点。若以 σ_t 表示单轴抗拉强度(拉应力为负), σ_c 表示零围压三轴试验破坏前所能承受的最大压应力(近似于无侧限抗压强度),则有

$$\sigma_t = -2c_1 \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_1}{2}\right), \quad (1)$$

$$\sigma_c = 2c_1 \cdot \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_1}{2}\right). \quad (2)$$

通过式(1),(2),利用试验结果,即可确定 c_1 , φ_1 值,给出线I,如图8(b)所示。

小围压三轴试验应力范围内,假定其直线型的峰值应力圆包络线为线II,以 φ_2 表示线II相对于正应力轴倾角, c_2 表示线II(其延长线)和剪应力轴交点。利用最小二乘拟合法,采用拟合得到的应力圆顶点连线,即 k_f 线^[2],通过几何关系,得到应力圆的破坏包线(线II)及抗剪强度指标(φ_2 , c_2),如图8(c)所示。

图 8 分段线性峰值应力圆包络线 ($w=16\%$)Fig. 8 Piecewise linear envelopes of peak stress circle ($w=16\%$)

直线型包络线和应力圆相切, 切点即为 $\sigma-\tau$ 平面上土体破坏点。 σ_1 , σ_3 分别为大、小主应力, φ 为直线型包络线相对于正应力轴倾角。通过几何关系, 可得峰值应力点时 $\sigma-\tau$ 平面上破坏点的横坐标 σ_f 、纵坐标 τ_f 可分别表示为

$$\sigma_f = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cdot \sin \varphi \quad (3)$$

$$\tau_f = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cdot \cos \varphi \quad (4)$$

分别取 φ 为 φ_1 , φ_2 , 通过对应应力圆的大、小主应力, 即可得到各个破坏点, 如图 8 所示。其它含水率下, 可采用同样的分析方法。

3.2 考虑剪胀及颗粒间作用力的曲线型破坏包线

上述分析表明, 对于土坡的稳定性、地基的承载力等基于土体破坏准则的工程问题, 若拟选用线性的破坏包线, 同一种土体 (相同含水率), 随着实际问题涉及的正应力区间不同, 应选择不同的线性破坏包线去近似, 这和莫尔-库仑准则给出的固有参数 (不随正应力变化) 相矛盾。较合理的破坏包线, 应适用于土体破坏时可能经历的从拉应力到较大压应力整个应力范围, 通过物理意义明确的固有参数, 给出每个应力点下的强度值。试验结果清楚地表明, 土体的破坏包线多是非线性的, 线性包线仅是一种特殊情形, 或是基于某些简化、近似给出的假定。基于试验结果的变化趋势, 曲线型的破坏包线有各种二次曲线型、指数型等多种形式。笔者通过分析试验结果, 区分非饱和土体峰值强度的主要组成部分, 给出合理的曲线型破坏包线。同时, 对于前述基于试验结果得到的分段线性包络线 (线 I、线 II), 可认为是曲线型破坏包线在对应应力区间内的直线逼近, 可作为推导曲线型破坏包线时的控制及验证参数。

(1) 剪胀作用

前述小围压三轴试验结果表明, 非饱和时出现的峰值强度和最小剪胀率相对应, 这表明此时剪胀作用

是峰值强度的重要组成部分。土体的抗剪强度理论研究中, 已有很多尝试将土体剪切时的摩擦角 (剪应力和正应力的比值) 区分为常体积时的摩擦角 (或临界状态下的摩擦角) 和剪胀角。在区分了剪胀作用的峰值强度模型中, 大都直接采用了对应的剪胀率, 将其转换为剪胀角, 典型的如 Bolton^[27] 给出的应力-剪胀关系:

$$(\tau/\sigma)_{\max} = \tan(\varphi_{cs} + 0.8\psi_{\max}) \quad (5)$$

式中, φ_{cs} 为临界状态摩擦角, ψ_{\max} 为对应的最小剪胀率转换为的最大剪胀角, $(\tau/\sigma)_{\max}$ 为峰值强度时的应力比。强度理论中剪胀作用存在一种明显的机理, 低应力时剪胀作用显著, 随着正应力的增大, 土体的剪胀作用逐渐减弱; 当正应力足够大时, 剪胀作用的贡献趋于零。通过对应的剪胀率, 如式 (5), 考虑峰值强度时剪胀作用贡献的强度准则中, 未能简单直观地反映上述剪胀作用机理; 同时, 模型中每个应力值下均需测试 (或预测) 对应的剪胀率, 较为繁琐。

本文采用 Maksimovic^[14] 提出的强度准则中对剪胀作用的考虑方法, 将非饱和土体峰值剪切破坏时的摩擦角 φ 区分为

$$\varphi = \varphi_{st} + \frac{\Delta\varphi}{1 + \sigma/P_N} \quad (6)$$

式中 φ_{st} 为前述饱和时的摩擦角; $\Delta\varphi$ 为正应力趋近于零时的摩擦角和饱和时的摩擦角的差值, 可称其为剪胀作用摩擦角参数, 即 Maksimovic 定义的摩擦角的最大差值; P_N 为应力参数, 从物理意义来看, 即为 $\varphi = \varphi_{st} + \Delta\varphi/2$ 时对应的应力值。与饱和时的试验结果对比分析表明, 试验中出现的峰值强度及对应的剪胀作用主要是由于土体处于非饱和状态引起的; 同时, 之前的研究表明, 与饱和状态相比, 土体非饱和时临界状态摩擦角变化不大。故式 (6) 中第一项基本摩擦角 (或临界状态摩擦角) 直接采用了饱和时的摩擦角, 第二项中 $\Delta\varphi$ 基于饱和时的摩擦角得到。同时, 式 (6) 第二项恰当地改进了式 (5) 的不足。

(2) 颗粒间作用力

单轴拉伸试验及零围压三轴试验结果表明,此时土体能承受一定的拉应力作用,峰值强度点后拉-剪开裂,应力-应变曲线近于瞬间跌落。这表明抗拉张作用也是非饱和土体峰值强度的重要部分,可通过黏聚力或土体颗粒间的拉应力来表征。

从物理机制来说,非饱和土中颗粒间的拉应力包括毛细作用(水-气界面张力和负的孔隙水压力)和吸附作用(双电层作用力、范德华作用力和其它水合作用),即吸力的作用^[28-29]。参考文献[16]将其表示为吸应力 σ^s (为负)。在破坏包线上,吸应力表现为破坏包线和正应力轴的交点。在非饱和土强度的描述中,可将吸应力考虑为土体颗粒间有效应力的一部分,此时前述正应力 σ (外部正应力或净应力,如式(6)中)可修正为颗粒间有效应力 σ' :

$$\sigma' = \sigma - \sigma^s \quad (7)$$

对于黏聚力(用 c 表示),从表观的物理意义来看,其似乎直接表示土体内部颗粒间的拉应力;但在破坏包线及实际应用中,均将黏聚力定义为 $\sigma - \tau$ 平面上破坏包线和剪应力轴的交点,其实际表征的物理意义为土体在没有任何外部正应力作用下存在的固有抗剪强度^[30]。在强度理论中,黏聚力值可直接作为强度准则的一部分。

至此,非饱和土曲线型的破坏包线可表述为以下两种形式:黏聚力-剪胀作用型

$$\tau_f = c + \sigma_f \tan \left(\varphi_{st} + \frac{\Delta\varphi}{1 + \sigma_f / P_N} \right) \quad (8)$$

和颗粒间作用力-剪胀作用型

$$\tau_f = (\sigma_f - \sigma^s) \tan \left[\varphi_{st} + \frac{\Delta\varphi}{1 + (\sigma_f - \sigma^s) / P_N} \right] \quad (9)$$

(3) 参数的确定

传统的计算中,多将较大压应力下得到的直线型破坏包线(如线II)的延长线和剪应力轴的交点(如 c_2 ,文献中多将其表述为表观黏聚力 \bar{c})作为土体的

黏聚力。图8清楚地表明,线II的延长线明显高估了低应力及拉应力区土体的破坏包线, c_2 仅为较大压应力下试验结果的线性拟合参数,完全不具有黏聚力的物理意义。而在一定的误差范围内,线I可认为是曲线型破坏包线在对应低应力及拉应力范围内合理地取直近似;线I的参数 c_1 可作为土体固有的黏聚力 c , φ_1 可作为破坏包线上正应力趋近于零时的摩擦角,即有

$$\Delta\varphi = \varphi_1 - \varphi_{st} \quad (10)$$

同时,当前吸应力中吸力的吸附作用部分尚难以定量描述^[22],此处通过线I和正应力轴的交点直观地近似表征吸应力。按照这样的近似,此处确定参数时黏聚力和颗粒间的拉应力存在如下关系^[30]:

$$c = -\sigma^s \tan \varphi_1 \quad (11)$$

模型式中的 P_N ,可基于之前得到的 $\sigma - \tau$ 平面上的破坏点,通过最小二乘曲线拟合法得到。

3.3 非饱和时不同含水率下土体的破坏包线

基于图8,先以16%含水率时的结果为例,破坏包线如图9所示。从图9中可见,在较大压应力区,曲线型破坏包线趋近于线II,满足预期。非饱和土中吸力引起的颗粒间的作用力及剪胀作用均为吸力和含水状态的函数,即模型中 c 及 σ^s 、 $\Delta\varphi$ (即 φ_1)及 P_N 均为含水率和吸力的函数。故其它含水率下,基于试验结果,按照同样的方法,可分别给出对应的峰值破坏包线,如图10所示,图上内容参考图8,9,模型参数及拟合结果如表2所示。

从中可见,随着含水率的增加,即吸力的减小,颗粒间的作用力先增加后减少,呈抛物线型变化。正如Maksimovic^[14]指出,非黏性土中 P_N 是颗粒矿物成分、颗粒形状及土体密度的函数;本文发现,非饱和时 P_N 也是含水率和吸力的函数,随着吸力的增大先增大后减小。当前的研究和实践中,多将非饱和土剪切破坏时的摩擦角取为饱和时的摩擦角;即对于表2中

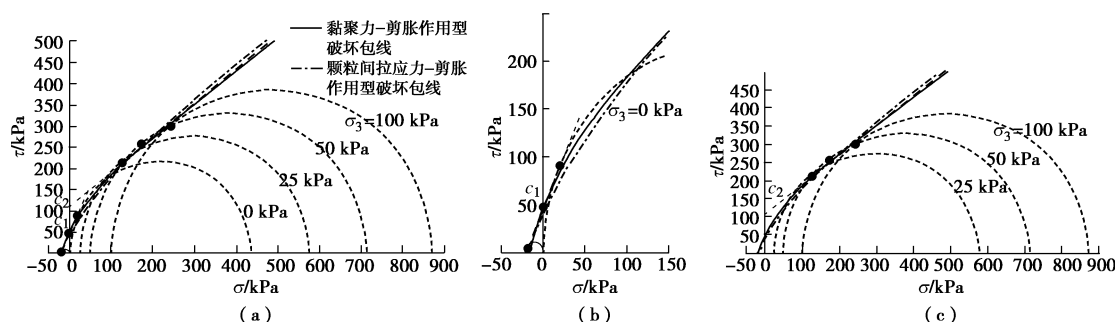


图9 曲线型破坏包线 ($w=16\%$)

Fig. 9 Curved failure envelopes ($w=16\%$)

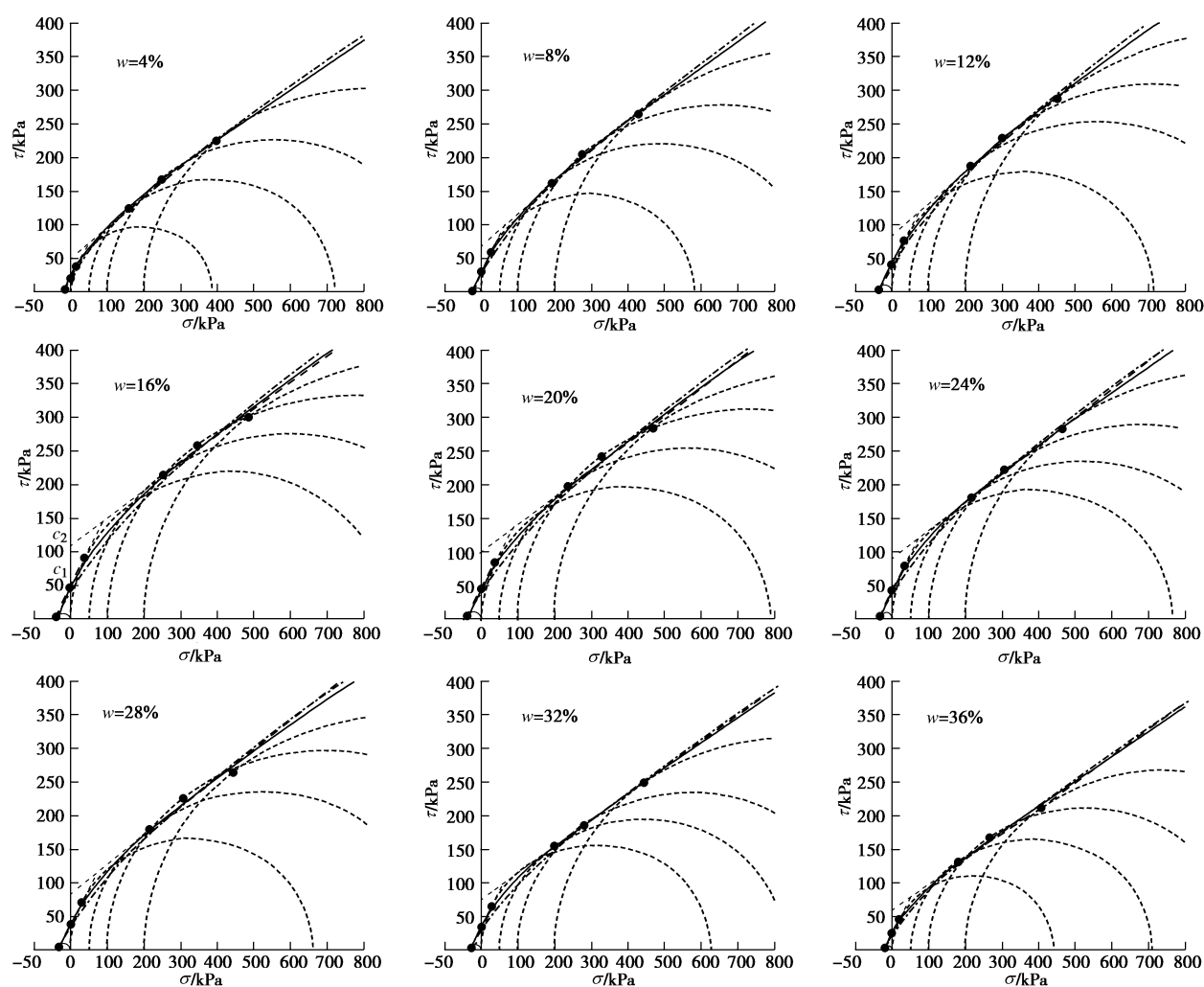


图 10 不同含水率下的破坏包线

Fig. 10 Failure envelopes under different water contents

表 2 破坏包线参数及拟合结果

Table 2 Parameters for failure envelopes and fitting results

含水率 /%	线 I		线 II			c /kPa ($c = c_1$)	σ^s /kPa	$\Delta\varphi$ /rad ($\Delta\varphi = \varphi_1 - \varphi_{st}$)	黏聚力-剪胀作用型		颗粒间作用力-剪胀作用型	
	c_1 /kPa	φ_1 /rad	c_2 /kPa	φ_2 /rad	R^2				P_N /kPa	R^2	P_N /kPa	R^2
4	19.66	1.1693	47.95	0.7375	0.9987	19.66	-8.34	0.5553	101.26	0.9998	133.07	0.9995
8	30.80	1.1548	69.16	0.7454	0.9989	30.80	-13.61	0.5408	141.60	0.9999	198.53	0.9991
12	40.14	1.1296	84.59	0.7391	0.9986	40.14	-18.95	0.5156	169.80	0.9998	251.61	0.9984
16	47.16	1.1447	108.90	0.6802	0.9973	47.16	-21.40	0.5307	158.60	0.9990	245.16	0.9968
20	44.11	1.1314	98.37	0.6861	0.9974	44.11	-20.73	0.5174	150.56	0.9992	233.08	0.9969
24	40.93	1.1496	89.69	0.6987	0.9998	40.93	-18.34	0.5356	135.29	0.9999	207.42	0.9986
28	36.31	1.1370	82.24	0.7105	0.9961	36.31	-16.82	0.5230	144.34	0.9986	212.26	0.9968
32	33.71	1.1471	76.44	0.6597	1.0000	33.71	-15.20	0.5331	95.06	0.9999	146.89	0.9985
36	23.47	1.1511	58.93	0.6571	0.9977	23.47	-10.48	0.5371	77.64	0.9992	112.06	0.9978

的 φ_2 ，虽有一定的变化，但将 φ_2 近似取为 φ_{st} ，破坏包线的相关系数（比线 II 稍差，本文未详细列出）依然能很好地满足工程要求，本文即采用了这种近似。同时，从表 2 中可见，拉-剪破坏时的摩擦角 φ_1 也可认为不随吸力和含水率变化，即非饱和时 $\Delta\varphi$ 可取某

一定值。

4 结 语

从破坏模式的区分、非线性特性及组成部分的模拟、非饱和状态作用的描述 3 个方面，提出了一种破

坏包线模型的构成方法,给出了非饱和时不同含水率下土体的破坏包线。

从破坏模式来看,对于非饱和压实土,随着围压的施加,从拉-剪混合的张裂破坏,明显过渡为压-剪作用下的剪切破坏。按照破坏模式的不同,破坏时的应力圆包络线可表示为两段 Mohr-Coulomb 型直线,即拉-剪破坏包线和压-剪破坏包线。

非饱和时出现的峰值强度,对应于非饱和状态导致的剪胀作用及颗粒间作用力。按照非饱和时峰值强度的主要组成部分及其表示方法,非饱和土的破坏包线可表示为黏聚力-剪胀作用型和颗粒间作用力-剪胀作用型两种更合理的曲线型破坏包线。

非饱和时临界状态摩擦角及剪切破坏时的摩擦角均可取为饱和时的摩擦角,同时拉-剪破坏时的摩擦角及剪胀作用摩擦角参数也可认为不随吸力和含水率变化。然而,非饱和时随着含水率的增加,颗粒间的作用力及剪胀作用应力参数,先增加后减少,呈抛物线型变化。这和吸力与对应的孔隙水有效作用面积的耦合作用,以及非饱和时不同含水率下土体组构的变化有关。

参考文献:

- [1] 陈正汉, 郭楠. 非饱和土与特殊土力学及工程应用研究的新进展[J]. 岩土力学, 2019, 40(1): 1 - 54. (CHEN Zheng-han, GUO Nan. New developments of mechanics and application for unsaturated soils and special soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(1): 1 - 54. (in Chinese))
- [2] 赵成刚, 白冰. 土力学原理[M]. 2版. 北京: 清华大学出版社, 2017: 6-7, 190. (ZHAO Cheng-gang, BAI Bing. Fundamentals of Soil Mechanics[M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2017: 6-7, 190. (in Chinese))
- [3] 关德斌. 土的格里菲斯-莫尔联合抗裂强度理论[R]. 济南: 山东省水利科学研究所, 1983. (GUAN De-bin. Griffith-Mohr Joint Crack Strength Theory of Soil[R]. Jinan: Water Resources Research Institute of Shandong Provincial, 1983. (in Chinese))
- [4] 邢义川, 骆亚生, 李振. 黄土的断裂破坏强度[J]. 水力发电学报, 1999(4): 39 - 47. (XING Yi-chuan, LUO Ya-sheng, LI Zhen. The rupture failure strength of loess[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 1999(4): 39 - 47. (in Chinese))
- [5] 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(增刊2): 247 - 252. (LI Rong-jian, LIU Jun-ding, ZHENG Wen, 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(S2): 247 - 252. (in Chinese))
- [6] 戴自航, 刘志伟, 刘成禹, 等. 考虑张拉与剪切破坏的土坡稳定数值分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(2): 375 - 382. (DAI Zi-hang, LIU Zhi-wei, LIU Cheng-yu, et al. Numerical analysis of soil slope stability considering tension and shear failures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(2): 375 - 382. (in Chinese))
- [7] TOYOTA H, NAKAMURA K, SRAMOON W. Failure criterion of unsaturated soil considering tensile stress under three-dimensional stress conditions[J]. Soils and Foundations, 2004, 44(5): 1 - 13.
- [8] VESGA L F. Direct tensile-shear test (DTS) on unsaturated kaolinite clay[J]. Geotechnical Testing Journal, 2009, 32(5): 397 - 409.
- [9] YIN P, VANAPALLI S K. Model for predicting the tensile strength of unsaturated cohesionless soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2018, 55(9).
- [10] YIN P, VANAPALLI S K. Prediction of tensile strength of compacted soils: a review[C]// Proceedings of the 7th International Conference on Unsaturated Soils. HongKong, China, 2018.
- [11] 岳中琦, 徐前. 现今斜坡工程安全设计理论的根本缺陷与灾难后果[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(9): 1601 - 1606. (YUE Zhong-qi, XU Qian. Fundamental drawbacks and disastrous consequences of current geotechnical safety design theories for slopes[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(9): 1601 - 1606. (in Chinese))
- [12] 汤连生, 桑海涛, 罗珍贵, 等. 土体抗拉张力学特性研究进展[J]. 地球科学进展, 2015, 30(3): 297 - 309. (TANG Lian-sheng, SANG Hai-tao, LUO Zhen-gui, et al. Advances in research on the mechanical behavior of the tensile strength of soils[J]. Advances in Earth Science, 2015, 30(3): 297 - 309. (in Chinese))
- [13] MAKSIMOVIC M. Nonlinear failure envelope for soils[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1989, 115(4): 581 - 586.
- [14] MAKSIMOVIC M. A family of nonlinear failure envelopes for non-cemented soils and rock discontinuities[J]. The Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 1996(1): 1 - 36.
- [15] SHENG D C. Review of fundamental principles in modelling unsaturated soil behaviour[J]. Computers and Geotechnics, 2011, 38(6): 757 - 776.

- [16] LU N, LIKOS W J. Suction stress characteristic curve for unsaturated soil[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2006, **132**(2): 131 - 142.
- [17] ZHAN L T, NG C W W. Shear strength characteristics of an unsaturated expansive clay[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2006, **43**(7): 751 - 763.
- [18] HOSSAIN M D A, YIN J H. Shear strength and dilative characteristics of an unsaturated compacted completely decomposed granite soil[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2010, **47**(10): 1112 - 1126.
- [19] 土工试验规程: SL237—1999[S]. 1999. (Specification of Soil Test: SL237—1999[S]. 1999. (in Chinese))
- [20] 徐 筱, 蔡国庆, 李 舰, 等. 低应力及拉应力条件下非饱和土强度及剪胀特性[J]. *岩石力学与工程学报*, 2018, **37**(8): 1933 - 1942. (XU Xiao, CAI Guo-qing, LI Jian. The strength and dilatancy characteristics of unsaturated soil at low and tensile stresses[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, **37**(8): 1933 - 1942. (in Chinese))
- [21] NG C W W, ZHAN L T, CUI Y J. A new simple system for measuring volume changes in unsaturated soils[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2002, **39**(3): 757 - 764.
- [22] 徐 筱, 赵成刚. 高吸力下黏性土的抗剪强度和体变特性[J]. *岩土力学*, 2018, **39**(5): 1598 - 1610. (XU Xiao, ZHAO Cheng-gang. Shear strength and volume change behavior of clay-rich soil at high suctions[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, **39**(5): 1598 - 1610. (in Chinese))
- [23] 蔡国庆, 车睿杰, 孔小昂, 等. 非饱和砂土抗拉强度的试验研究[J]. *水利学报*, 2017, **48**(5): 623 - 630. (CAI Guo-qing, CHE Rui-jie, KONG Xiaoang, et al. Experimental investigation on tensile strength of unsaturated fine sands[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2017, **48**(5): 623 - 630. (in Chinese))
- [24] LU N, WU B, TAN C P. Tensile strength characteristics of unsaturated sands[J]. *Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering*, 2007, **133**(2): 144 - 154.
- [25] TANG C S, PEI X J, WANG D Y, et al. Tensile strength of compacted clayey soil[J]. *Journal of Geotechnical & Geoenvironmental Engineering*, 2014, **141**(4): 04014122.
- [26] LU N, KIM T H, STURE S, et al. Tensile strength of unsaturated sand[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2009, **135**(12): 1410 - 1419.
- [27] BOLTON M D. Strength and dilatancy of sands[J]. *Géotechnique*, 1986, **36**(1): 65 - 78.
- [28] 徐 筱, 赵成刚, 蔡国庆. 区分毛细和吸附作用的非饱和土抗剪强度模型[J]. *岩土力学*, 2018, **39**(6): 2059 - 2064, 2072. (XU Xiao, ZHAO Cheng-gang, CAI Guo-qing. Shear strength of unsaturated soils considering capillary and adsorptive mechanisms[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, **39**(6): 2059 - 2064, 2072. (in Chinese))
- [29] BAKER R, FRYDMAN S. Unsaturated soil mechanics: critical review of physical foundations[J]. *Engineering Geology*, 2009, **106**(1/2): 26 - 39.
- [30] LU N, LIKOS W J. Origin of cohesion and its dependence on saturation for granular media[C]// *The Fifth Biot Conference on Poromechanics*. Vienna: American Society of Civil Engineers, 2014: 1669 - 1675.