

DOI:10.11918/202408045

# 非饱和高岭土的临界状态与剪胀特性

陈可<sup>1</sup>, 王琛<sup>1</sup>, 梁发云<sup>1</sup>, 汪中卫<sup>2</sup>

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 上海市市政工程设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200092)

**摘要:** 为揭示高岭土在广吸力范围内的临界状态特征及其对应力-剪胀关系的影响机制, 开展了覆盖 0~367.54 MPa 的常吸力三轴试验, 分析了临界状态应力比  $M$ 、临界状态线及应力-剪胀曲线 ( $D-\eta$  线,  $D$  为剪胀系数,  $\eta$  为应力比) 的变化规律, 并采用归一化方法 ( $D-\eta/M$ ) 统一了不同吸力条件下的应力-剪胀关系。试验结果表明: 当吸力超过一定阈值后, 高岭土的临界状态、强度和应力-剪胀关系均不再随吸力增大而演变; 当吸力小于该阈值时, 非饱和高岭土的临界状态应力比  $M$  随吸力显著增大, 而吸力对比体积-有效应力空间 ( $v-p'$  面) 中临界状态线的斜率影响较小; 在剪胀特性方面, 吸力和平均净应力对高岭土的应力-剪胀关系, 即  $D-\eta$  曲线的斜率影响有限; 吸力对应力-剪胀关系的主要作用来源于其对临界状态应力比  $M$  的影响, 其可通过将应力-剪胀关系表示为  $D-\eta/M$  关系进行归一化。研究表明, 非饱和高岭土在广吸力范围内的临界状态演化有明显的阈值特征, 吸力对应力-剪胀关系的作用可通过  $M$  的变化来统一描述。基于上述结果, 对修正剑桥模型的应力-剪胀方程进行了改进, 该方程能够合理预测吸力效应, 为广吸力范围内非饱和土本构模型的发展提供了新的实验依据与理论支持。

**关键词:** 非饱和土; 剪胀特性; 临界状态; 持水特征; 剪切行为

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)11-0022-11

## Critical state and dilatancy characteristics of an unsaturated kaolin

CHEN Ke<sup>1</sup>, WANG Chen<sup>1</sup>, LIANG Fayun<sup>1</sup>, WANG Zhongwei<sup>2</sup>

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Shanghai Municipal Engineering Design Institute (Group) Co., Ltd., Shanghai 200092, China)

**Abstract:** This study investigates the critical state characteristics of kaolin across a wide suction range and clarifies their role in governing stress-dilatancy behavior. A series of constant-suction triaxial tests covering suctions from 0 to 367.54 MPa were performed to examine the evolution of the critical state stress ratio  $M$ , the critical state line, and the stress-dilatancy curves ( $D-\eta$ , where  $D$  is the dilatancy rate and  $\eta$  is the stress ratio). A normalization approach ( $D-\eta/M$ ) was further employed to unify the stress-dilatancy relationships under different suction conditions. The results reveal that when suction exceeds a certain threshold, the critical state, shear strength, and stress-dilatancy behavior of kaolin cease to evolve with increasing suction. Below this threshold,  $M$  increases significantly with suction, while the slope of the critical state line in the  $v-p'$  plane is only marginally affected. With respect to dilatancy, suction and net mean stress exert little influence on the slope of the  $D-\eta$  curves; instead, the principal effect of suction arises from its control of  $M$ , which enables normalization of the stress-dilatancy relationship as  $D-\eta/M$ . The findings demonstrate that the evolution of the critical state in unsaturated kaolin exhibits a distinct threshold feature and that the influence of suction on stress-dilatancy behavior can be consistently interpreted through changes in  $M$ . Building on this understanding, a modified stress-dilatancy equation within the framework of the Modified Cam-Clay model is proposed, which provides reliable predictions of suction effects and offers new experimental evidence and theoretical support for the development of constitutive models of unsaturated soils over a wide suction range.

**Keywords:** unsaturated soil; dilatancy characteristic; critical state; water retention characteristic; shear behavior

非饱和土广泛分布于自然界中。许多工程地质及岩土工程问题均涉及非饱和土力学问题, 如降雨诱发边坡失稳<sup>[1]</sup>、膨胀土场地基础设计<sup>[2]</sup>以及高放

废物地质处置库设计<sup>[3]</sup>。气-液-固三相的存在使得非饱和土的水-力耦合行为比饱和土更为复杂<sup>[4-8]</sup>, 其难以通过饱和土力学理论进行解释和预

收稿日期: 2024-08-20; 录用日期: 2024-09-07; 网络首发日期: 2025-07-22

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250721.1702.002>

基金项目: 国家重点研发计划(2022YFC3803000, 2016YFC0800200)

作者简介: 陈可(1993—), 男, 博士研究生; 梁发云(1976—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 王琛, cwang33@tongji.edu.cn

测。因此,理解非饱和土的水-力耦合行为对涉及非饱和土力学的工程实践具有重要意义。

临界状态理论的建立极大地促进了土体弹塑性本构模型的发展。剪应力与体应变随着剪应变的发展保持为常数时的状态定义为饱和土的临界状态。然而,对于非饱和土,试验证据表明其难以达到像饱和土那样的临界状态<sup>[9-17]</sup>。例如,1990年 Toll<sup>[9]</sup>发现随着剪应变的发展(超过 20%),剪应力  $q$  与平均净应力  $p_{\text{net}}$  之比  $q/p_{\text{net}}$  逐渐趋于一个常数,但体应变仍在发展( $d\varepsilon_v \neq 0$ ),因此,他将  $q/p_{\text{net}}$  保持恒定时的状态假设为非饱和土的“临界状态”。Toll 等<sup>[14]</sup> 对非饱和黏土进行了常含水率三轴实验,再次验证了 Toll 提出的非饱和土临界状态假设的有效性。随后,这一假设被众多学者<sup>[13,15-17]</sup> 采用以分析非饱和土的临界状态行为。

与饱和土具有唯一的临界状态线不同,非饱和土的临界状态线随吸力变化呈现出多样性模式<sup>[18-21]</sup>。如,1995年, Wheeler 等<sup>[18]</sup> 通过一系列常吸力下的三轴试验发现压实高岭土在  $q-p_{\text{net}}$  空间中的临界状态线相互平行,而在比体积-平均净应力空间( $v-p_{\text{net}}$ )中的临界状态线的斜率随着吸力的增大而减小,这与 Jotisankasa 等<sup>[15]</sup> 的研究结果相一致。Thu 等<sup>[19]</sup> 则观察到压实粉土在  $v-p_{\text{net}}$  空间中的临界状态线的斜率随着吸力的增大而增大。Cai 等<sup>[20]</sup> 的试验结果表明,不同吸力下粉质砂土的临界状态线在  $q-p_{\text{net}}$  空间和  $v-p_{\text{net}}$  空间中均相互平行,但与同吸力下的正常压缩线却不相互平行。尽管 Wang 等<sup>[21]</sup> 指出这种临界状态线的多样性可能与土体的结构和应力历史有关,但目前仍没有统一的认识。因此,有必要对非饱和土的临界状态行为进行进一步的试验研究。

土体弹塑性本构模型的另一个重要组分是应力-剪胀关系。当前的非饱和土本构模型大多是建立在饱和土的应力-剪胀关系上的。然而,试验研究<sup>[22-25]</sup> 表明,吸力显著影响非饱和土的剪胀行为。如,詹良通等<sup>[22]</sup> 发现随着吸力的增加(0~200 kPa),土样最大剪胀角显著增加且原状试样的剪胀程度大于压实试样。徐筱等<sup>[23]</sup> 发现最大剪胀角随含水率的增大先增大后减小。Ng 等<sup>[24]</sup> 利用直接剪切试验研究了高吸力范围(8~230 MPa)非饱和黄土的剪胀特性,他们发现最大剪胀角随吸力增大呈线性增加。Akinniyi 等<sup>[25]</sup> 对非饱和红土进行了吸力控制(0~150 kPa)的三轴试验,发现非饱和红土的最大剪胀角随吸力呈非线性增长。前述非饱和土力学行

为的试验研究揭示了吸力对非饱和临界状态和土剪胀特性的影响,但大都仅关注低吸力或高吸力范围。然而,气候变化和地下水位升降会使得地浅层土的吸力在几十千帕至几百兆帕之间变化<sup>[12,24,26]</sup>,而对于广吸力范围非饱和土的临界状态和剪胀特性的研究较少。此外,尽管前述研究中探讨的最大吸力值为 230 MPa,其结果显示在高吸力范围内,吸力的增加仍显著影响土体的力学行为(如剪胀特性)。然而,吸力对非饱和土的力学行为影响是否存在上限,仍是一个需要探索的问题。

本文对非饱和高岭土进行了一系列三轴试验,采用轴平移法和蒸汽平衡法将吸力控制在 0~367.54 MPa 之间的宽广范围内。数据分析的重点为非饱和土在广吸力范围的临界状态行为和应力-剪胀关系。最后,依据试验结果对修正剑桥模型的应力-剪胀方程进行了扩展,以期预测吸力对非饱和土应力-剪胀关系的影响。

## 1 土样制备与试验过程

### 1.1 土样制备

试验用土是商用煅烧高岭土(煅烧温度 800~1200 °C)和水洗高岭土按重量 1:1 配制成的混合物。采用两种高岭土混合物的原因是:煅烧高岭土的吸力平衡较快,可缩短试验时间<sup>[27]</sup>,但其在高饱和度和下表现出了非牛顿流体的特性,难于制样;此外,煅烧高岭土在高吸力下非常脆弱,不利于得到连续一致且有规律的试验数据;煅烧高岭土的上述缺点可通过加入水洗高岭土提高其塑性来克服。该高岭土混合物的比重为 2.43,液限为 39.7%,塑性指数为 21.2%,最大干密度为 1.62 g/cm<sup>3</sup>,级配曲线见图 1。因此,根据颗粒级配曲线和塑性指数可知,该高岭土混合物为黏土(CL)。

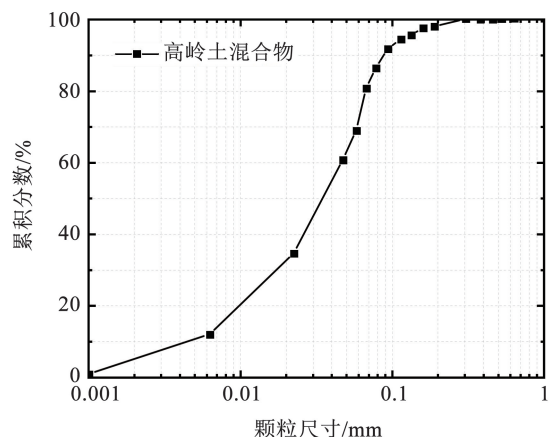


图 1 高岭土混合物的颗粒级配曲线

Fig. 1 Particle size distribution curve of kaolin mixtures

三轴试样的制样过程如下:将蒸馏水均匀地与高岭土粉末混合,边搅拌边喷洒水雾直至达到 25% 的目标含水率。将得到的湿土粉过 1 mm 筛子之后放入密封塑料袋中静置一周,使其达到水分平衡。随后,采用动力压实法,将 175 g 的重锤从 300 mm 高度落下,将土样分 5 层压入高 76 mm、直径 38 mm 的模具中。每层间需要刮痕,以确保土层间充分接触。土样的初始干密度为  $1.35 \text{ g/cm}^3$ 。将得到的试样放入真空桶中进行真空饱和。对于测量土水特征曲线(SWRC)的土样,则是采用相同方法将湿土压入直径 38 mm、高 15 mm 的模具中,目标初始干密度分别为  $1.35$ 、 $1.54 \text{ g/cm}^3$ ,其余操作与制作三轴试样相似。

## 1.2 SWRC 测试过程

联合采用轴平移技术(ATT)、滤纸法(FPM)和蒸汽平衡技术(VET)测定高岭土混合物沿着干燥路径的 SWRC。采用轴平移技术测量吸力范围为  $0 \sim 0.5 \text{ MPa}$  的 SWRC。将直径 38 mm、高 15 mm 的饱和土饼放入 UNSAT GDS 三轴仪中,反压设定为  $0.05 \text{ MPa}$ ,通过改变气压来控制目标吸力。当孔隙水进出土样的速率  $\leq 0.36 \times 10^{-3} \text{ cm}^3/\text{s}$  时认为土体达到了吸力平衡。

采用滤纸法测量吸力为  $0.3 \sim 3 \text{ MPa}$  的 SWRC。将饱和土样自然风干到目标含水率,然后将预干燥的 Whatman No. 42 滤纸放在两块圆饼状土样的中间。需要注意的是,需同时放入 3 片相同的滤纸以避免中间的滤纸被土样污染。吸力平衡时间为  $14 \text{ d}^{[28]}$ 。在测量含水率时,只采用中间滤纸的测量值。然后,采用 Leong 等<sup>[29]</sup>的校准曲线确定相应的吸力值。

在吸力大于  $3 \text{ MPa}$  后,则采用蒸汽平衡法测定其 SWRC。蒸汽平衡技术是通过不同的过饱和盐溶液控制密封罐内的空气湿度,从而使放入其中的土样达到特定的含水率,然后通过 Kelvin 定律计算相应的吸力<sup>[30]</sup>。在采用蒸汽平衡技术控制吸力的过程中,将温度控制在  $22 \text{ }^\circ\text{C}$  左右。蒸汽平衡技术的吸力平衡时间为  $90 \text{ d}$ 。表 1 总结了本文采用的过饱和盐溶液及其对应的相对湿度和吸力值。需要注意的是, LiBr 在溶于水的过程中会释放大量的热,这会破坏密封玻璃罐。建议先采用塑料容器配制过饱和 LiBr 溶液,待溶液冷却后再转移到密封玻璃罐中。在测量 SWRC 过程中,通过浸蜡法测定由吸力引起的体积变形<sup>[31]</sup>。

表 1 饱和盐溶液及其对应的相对湿度和吸力

Tab. 1 Saturated salt solutions and their corresponding relative humidity and suctions

盐溶液	相对湿度/%	吸力/MPa
$\text{K}_2\text{SO}_4$ 溶液	97.6	3.29
NaCl 溶液	75.5	38.00
$\text{K}_2\text{CO}_3$ 溶液	43.2	113.50
$\text{CH}_3\text{COOK}$ 溶液	23.1	198.14
LiBr 溶液	6.6	367.54

## 1.3 三轴试验过程

本文研究了广吸力范围( $0 \sim 367.54 \text{ MPa}$ )非饱和和高岭土混合物的水-力耦合行为。采用轴平移技术控制土样在  $0 \sim 0.5 \text{ MPa}$  之间的吸力。当孔隙水流出土样的速率  $\leq 0.36 \times 10^{-3} \text{ cm}^3/\text{s}$  时认为土体达到了吸力平衡。需要注意的是,由于吸力平衡时间较长,高进气值陶土板底部空腔可能存在的扩散气泡,这样会影响进出土样的水体积的精确测量,因此需采用反压控制器定期冲刷驱赶可能存在的微小气泡。

采用蒸汽平衡技术控制土样在吸力大于  $3 \text{ MPa}$  情况下的吸力。将饱和土样分别放入装有表 1 所示的过饱和盐溶液的密封玻璃罐中,吸力平衡时间为  $90 \text{ d}$ 。吸力平衡完成后即可进行常含水率的三轴试验,此时亦可视为常吸力三轴试验<sup>[12]</sup>。

三轴试验的步骤是先进行吸力平衡,然后等向固结,最后剪切。等向固结过程中,以  $1 \sim 6 \text{ kPa/h}$  的低速率施加围压<sup>[10]</sup>。在常平均净应力下进行剪切,剪应变的施加速率为  $0.06\%/h$ <sup>[10,14]</sup>。三轴试验过程中,采用了液压传感器测定土样的体变,该方法是通过测量内室和参考管道的水头差来计算土样体积变化的。这一体积测量技术是由 Ng 等<sup>[32]</sup>提出的,称为 HKUST 方法。采用的液压传感器的压力误差为  $\pm 1.5 \text{ kPa}$ ,测量相对误差小于  $0.2\%$ 。图 2 展示了剪切前的吸力平衡和等向固结过程的试验计划,其图例名称代表吸力-平均净应力。注意,高吸力下的土样是通过蒸汽平衡技术控制吸力的,土样的孔隙气压等于大气压,此时平均净应力等于总应力。此外,蒸汽平衡技术控制的吸力为土样的初始吸力,但若高吸力下土样的孔隙比变化对土水特征曲线影响较小,则可将常含水率试验近似视为常吸力试验<sup>[12]</sup>。

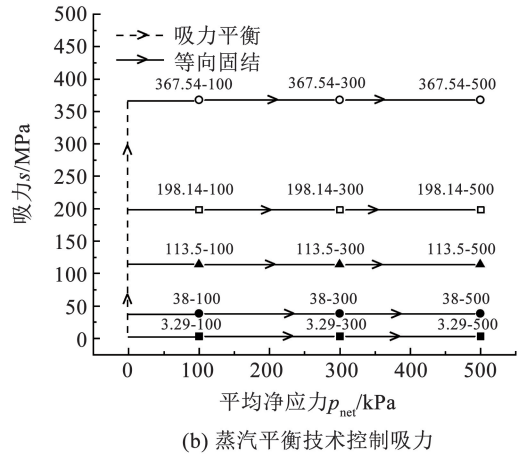
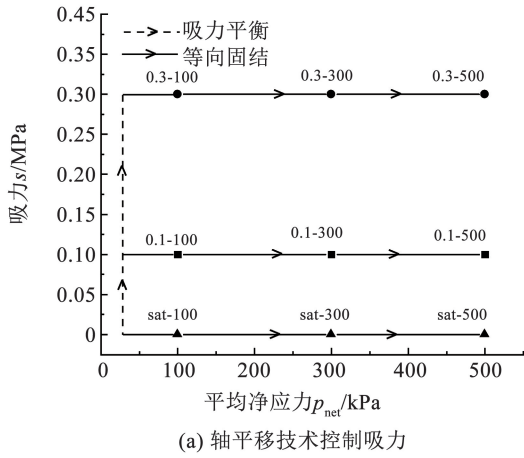


图 2 剪切前的应力路径

Fig. 2 Stress path before shear process

## 2 试验结果分析

### 2.1 土水特征曲线

图 3(a) 为广吸力范围的高岭土混合物的土水特征曲线 (SWRC) 试验结果。由于不同的吸力测量和控制技术原理的差异性, 其结果具有轻微程度离散性。由图 3(a) 可知, 当吸力大于 3 MPa 后, 初始干密度为 1.35、1.54 g/cm<sup>3</sup> 的 SWRC 几乎相互重合, 表明孔隙比对高吸力范围内土体的持水特性影

响较小 (通过蒸汽平衡技术控制试样的初始吸力后, 在 GDS 非饱和土三轴仪中进行常含水率的试验可近似视为常吸力试验)。这是因为高吸力范围土体的 SWRC 主要受吸附作用的影响, 其与土体所含矿物含量、矿物种类以及土体的比表面积有关, 而与孔隙尺寸分布特性关系较小<sup>[33]</sup>。图 3(b) 展示了吸力引起的高岭土混合物的体变行为。如图 3(b) 所示, 尽管吸力从 0 增加到了 367.54 MPa, 其孔隙比变化小于 10%, 说明高岭土混合物具有较弱的水敏性。

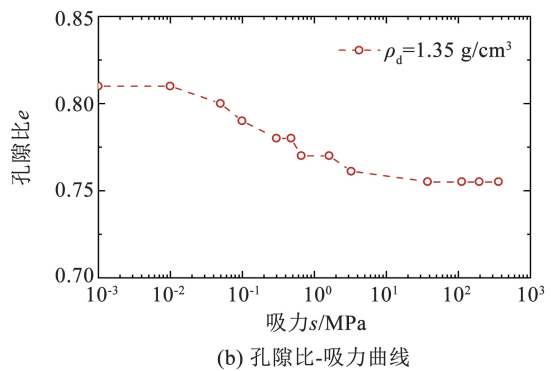
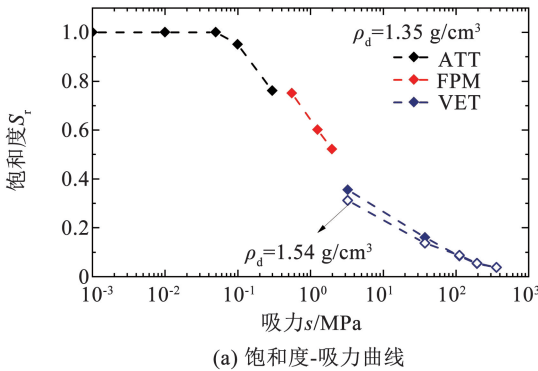


图 3 土水特征曲线

Fig. 3 Soil-water retention curves

### 2.2 应力-应变行为

图 4 为高岭土混合物在吸力为 0、0.10、0.30、3.29 MPa 下的常吸力的三轴试验结果, 其中的图例名称代表初始干密度-平均净应力。在该吸力范围内, 土样塑性较大, 其均为没有明显剪切带或剪切面产生的桶形变形。图 4(a) 和图 4(e) 分别为完全饱和状态下的应力-应变关系和体积变形行为。由该图可知, 随着轴向应变的发展, 土样所受的剪力基本保持不变且体应变维持为常数 ( $dq = 0$ ,  $d\varepsilon_v = 0$ ), 表明土体达到了临界状态。

然而, 当吸力增大到 0.10、0.30 和 3.29 MPa 时, 虽然在试验结束处的剪应力保持不变 ( $dq = 0$ ), 但

体积应变仍在持续发展 ( $d\varepsilon_v \neq 0$ )。且随着吸力的增大, 土体的剪胀系数  $D$  ( $D = d\varepsilon_v^p / d\varepsilon_s^p$ ) 越大, 这与 Ng 等<sup>[34]</sup> 的报道结果相一致。综上所述, 在非饱和土样中均未观察到像其在完全饱和状态下那样的临界状态。这是因为吸力的存在使得土颗粒被胶结成不同尺寸和形状的聚团, 该聚团的强度随着吸力的增大而逐渐增强。当土体受剪时, 吸力越大的土体, 土颗粒聚团之间越难错动, 常通过聚团变形、损伤甚至破坏来实现剪应变的发展, 这使得非饱和土与可发生颗粒破碎的粗颗粒土的力学行为有些相似<sup>[35]</sup>。这可能也是很多研究人员在非饱和粉土或黏土中未观察到像完全饱和土那样的临界状态的原因<sup>[9-17]</sup>。

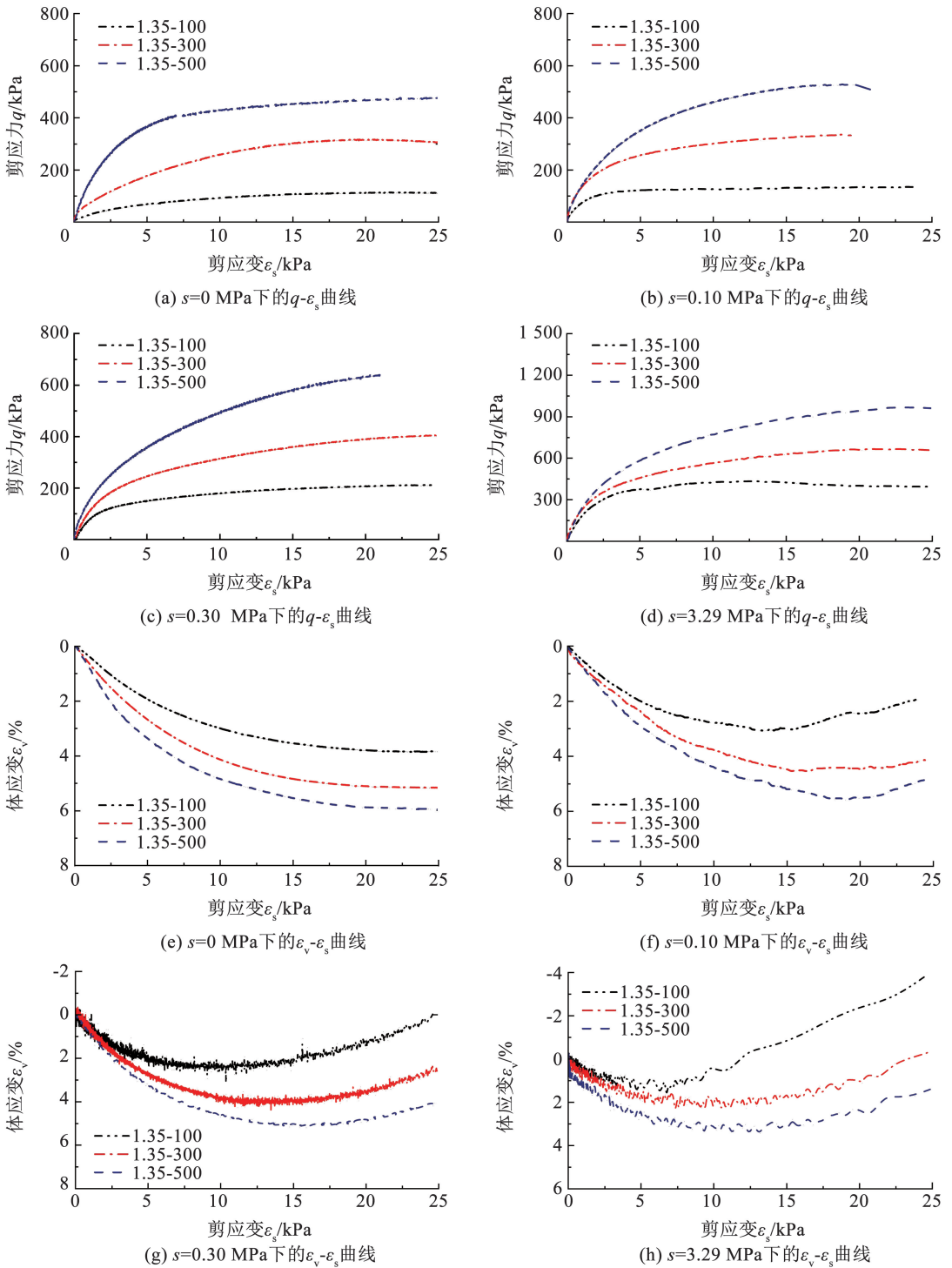


图 4 高岭土混合物在低吸力水平下的应力-应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves of kaolin mixtures at low suction levels

随着吸力大于 30 MPa, 孔隙水逐渐退缩到更小的孔隙中, 土颗粒聚团的强度增大, 塑性降低。因此, 当土体所受的剪力增大时, 土颗粒聚团几乎不会发生相互错动, 剪应变的发展是颗粒聚团损伤甚至破坏的结果。这会引引起土样出现显著的应变局部化并伴随着明显剪切带或剪切面的产生, 从而表现为脆性破坏模式(图 5)。

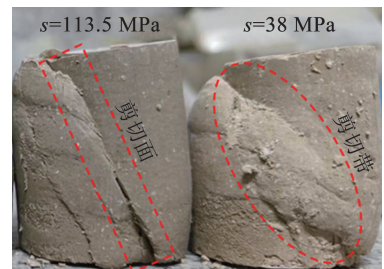


图 5  $p_{net}$  为 0.10 MPa 时高岭土混合物在高吸力水平下的脆性破坏模式

Fig. 5 Brittle failure model of kaolin mixtures at high suction levels when  $p_{net}$  is 0.10 MPa

图 6 为高岭土混合物在吸力为 38.00、113.50、198.15、367.54 MPa 下的应力-应变和体积变形行为。平均净应力  $p_{net}$  为 0.1 MPa 的所有土样均具有

应变软化和剪胀现象, 而  $p_{net}$  为 0.5 MPa 的土样几乎没出现应变软化现象。

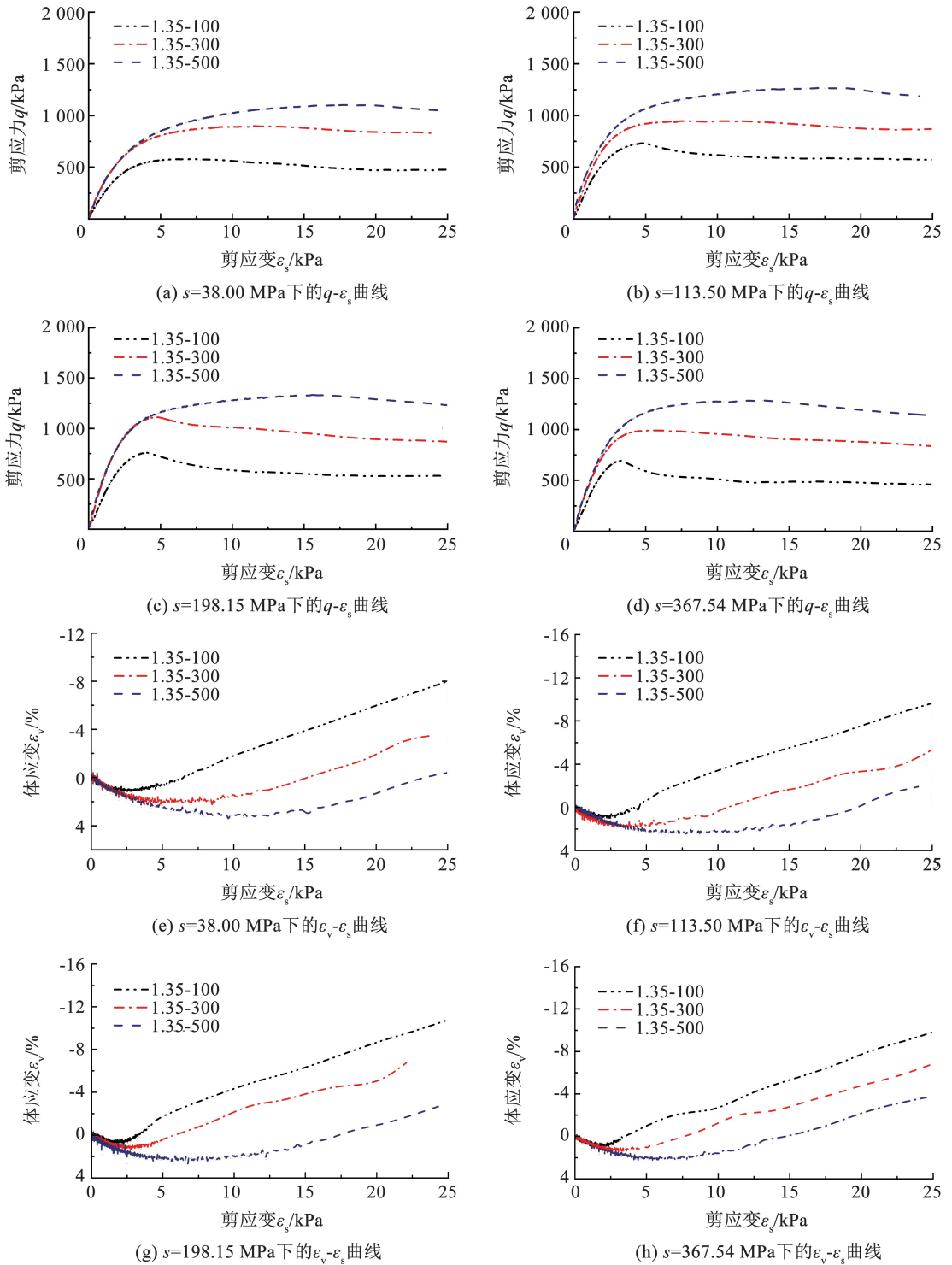


图 6 高岭土混合物在高吸力水平下的应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curves of kaolin mixtures at high suction levels

### 3 临界状态特征

与饱和土相比, 非饱和土在剪切过程中更容易发生应变局部化且在高吸力下常常出现明显的剪切

带或剪切面, 这种非均质的变形使得非饱和土很难达到像其在完全饱和状态下那样的临界状态<sup>[14,36]</sup>。Toll(1990)<sup>[9]</sup>发现随着土体剪应变的发展(超过 20%), 应力比  $q/p_{net}$  逐渐趋于一个常数, 但体应变

仍在发展,并未观察到像饱和土那样的临界状态。因此,他建议将  $q/p_{net}$  保持恒定时的状态近假设为非饱和土的“临界状态”,或者称为“极限状态(ultimate state)”。随后,这一假设被众多学者<sup>[13-17]</sup>采用来分析非饱和土的临界状态。下文也将采用该

假设来分析非饱和高岭土混合物在广吸力范围的临界状态。图 7 为高岭土混合物在不同吸力下的  $q/p_{net}$  与剪应变的关系。可以看出,随着轴向应变的增大,不同吸力下的  $q/p_{net}$  均趋于常数,此时则认为土样达到了临界状态。

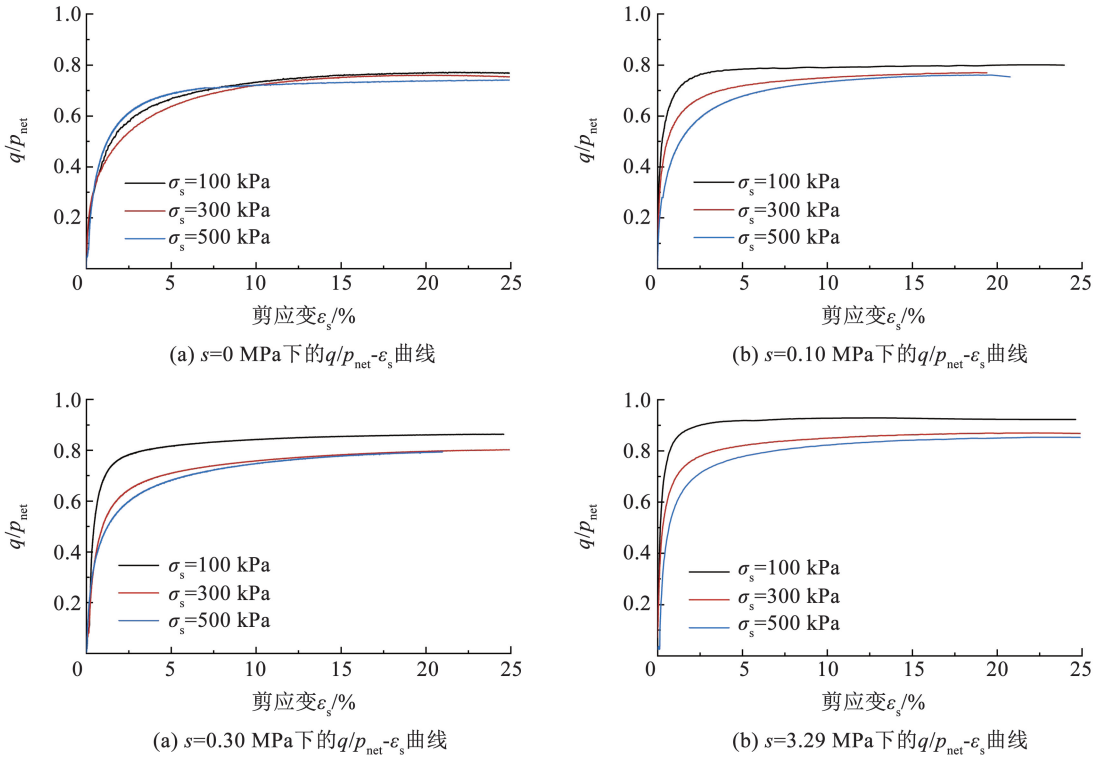


图 7 不同吸力下高岭土混合物的应力比-剪应变关系曲线

Fig. 7 Stress ratio-shear strain curves of kaolin mixtures under different suctions

非饱和土的有效应力  $p'$  可以表示为

$$p' = (p - u_a) + \sigma_s = p_{net} + \sigma_s \quad (1)$$

式中:  $p_{net}$  为平均净应力;  $\sigma_s$  为吸应力, 表示吸力对有效应力的贡献。

假设土体的摩擦角在给定吸力下为一个常数, 则  $\sigma_s = c/M$ <sup>[37]</sup>, 其中,  $c$  为常吸力下  $q - p_{net}$  空间中的临界状态线与  $q$  轴的截距;  $M$  为临界状态应力比。根据式(1)可将高岭土混合物的临界状态线表示在有效应力-剪应力空间中 ( $q - p'$  空间), 如图 8 所示。由图 8 可知, 在吸力为 0、0.10、0.30 MPa 时,  $p' - q$  空间中的临界状态线斜率  $M$  的变化很小; 但随着吸力的增大,  $M$  值随着吸力的增大而显著增大; 当吸力超过 113.5 MPa 后,  $M$  值不再发生变化, 如图 9(a) 所示。由此可知, 若仅研究低吸力或高吸力范围内吸力对临界状态的影响, 容易得到临界状态应力比  $M$  不受吸力影响的这一片面的试验结论。这正是本文研究广吸力范围内土体临界状态行为的原因之一。此外, 上述分析也说明吸力对非饱和土的力学性质的影响存在一个上限。当吸力大于某个阈值以后, 非饱和土的力学行为便不再随吸力的增大而发

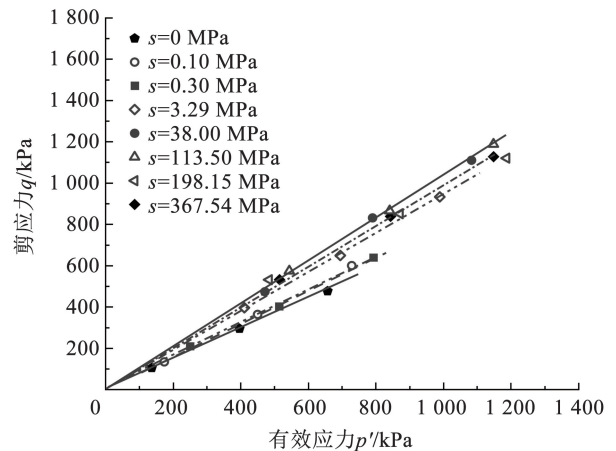


图 8 高岭土的临界状态线

Fig. 8 Critical state lines of kaolin mixture

生变化。为便于下文的分析, 将该吸力阈值称为临界吸力, 用符号  $s_c$  表示。结合图 9(a),  $M$  与吸力  $s$  的关系可表示为

$$M = (M_{max} - M_0) \exp \left[ \kappa \left( 1 - \frac{s_c}{s} \right) \right] + M_0 \quad (2)$$

式中:  $s_c$  为临界吸力,  $M_0$  和  $M_{max}$  分别是吸力为零和临

界吸力  $s_c$  时对应的临界状态应力比,  $\kappa$  为拟合参数。如图 9(a) 所示, 式(2)的拟合结果与试验值吻合良好 ( $s_c = 113.50 \text{ MPa}$ ;  $M_0 = 0.752$ ;  $M_{\max} = 1.023$ ;  $\kappa = 0.006$ )。

图 9(b) 展示了吸力与吸应力之间的关系。由该图可知, 吸应力随着吸力的增大而增大。当吸力超过  $113.50 \text{ MPa}$  以后,  $s_s$  保持为常数, 这验证了 Luo 等<sup>[38]</sup> 的假设。当土体处于较高饱和度时, 土体的吸应力随着吸力的增大而增大。然而, 当土体饱和度

小于残余饱和度时, 土水相互作用的机制与低吸力下的毛细作用有显著不同。土壤中的水分主要以吸附水(薄膜状)的形式存在于土颗粒表面, 或者处于微小孔隙中。影响土体吸应力的主要是吸附作用。然而, 吸附作用主要与土颗粒比表面积、所含矿物的类型和含量相关, 而不是吸力的大小<sup>[37]</sup>。因此, 当吸力超过  $113.50 \text{ MPa}$  以后, 随着吸力的增大, 吸应力不再发生变化。

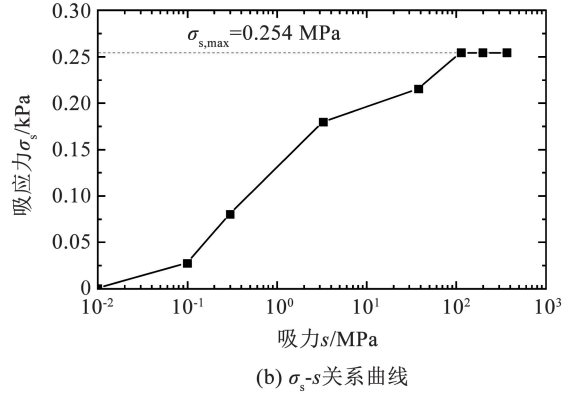
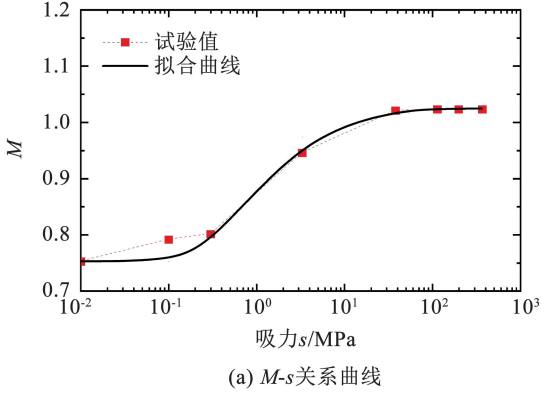


图 9 吸力对高岭土临界状态强度参数的影响

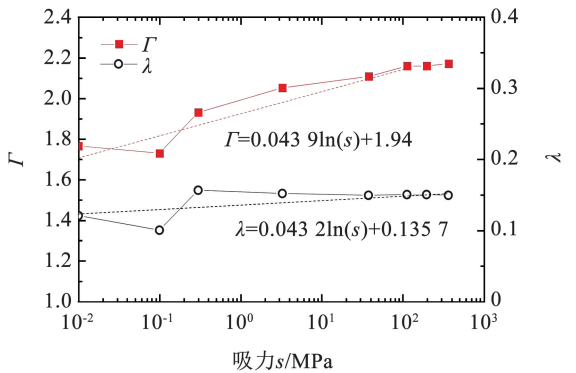
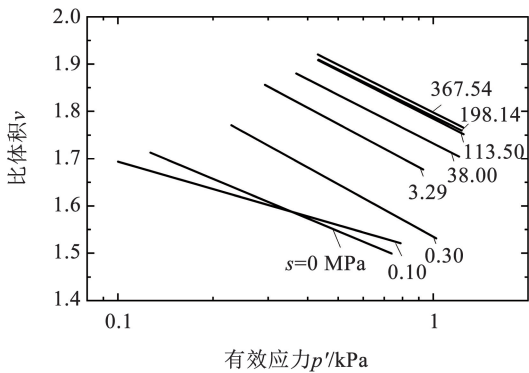
Fig. 9 Influence of suction on strength parameter of kaolin

图 10(a) 为高岭土混合物在比体积 - 有效应力空间 ( $v - \ln p'$  空间) 中的临界状态线。  $v - \ln p'$  空间中的临界状态线方程可表示为

$$v = \Gamma(s) - \lambda(s) \ln p' \quad (3)$$

式中:  $\Gamma(s)$  表示临界状态线与  $v$  轴的截距;  $\lambda(s)$  为临界状态线的斜率。图 10(b) 中展示了临界状态参数  $\Gamma$  和  $\lambda$  随吸力的变化特征, 图中虚线为趋势线。如图所示, 参数  $\Gamma$  与吸力的对数值成正比(其趋势

线斜率为  $0.0262$ ), 这与 Estabragh 等<sup>[13]</sup> 报道的超固结非饱和黏土的试验结果相一致。参数  $\lambda$  随着吸力的增大而增大, 其趋势线斜率为  $0.0032$ 。然而, 需要强调的是, 当吸力大于  $113.50 \text{ MPa}$  后, 吸力的变化对参数  $\Gamma$  和  $\lambda$  的影响均明显减小, 这进一步说明了吸力对非饱和土的力学性质的影响存在一个上限。



(a)  $v - \ln p'$  空间中的临界状态线

(b) 临界状态参数 ( $\Gamma, \lambda$ ) 与吸力的关系曲线

图 10 吸力对高岭土临界状态体积参数的影响

Fig. 10 Influence of suction on the critical state volumetric parameters of kaolin

应力-剪胀关系是土体本构模型的重要组成部分, 它是剪胀系数  $D$  ( $D = d\epsilon_v^p / d\epsilon_s^p$ ) 与应力比  $\eta$  ( $\eta = q/p'$ ) 的关系。当  $D > 0$  时, 表示土体剪缩;  $D < 0$  时, 表示土体剪胀。图 11 为高岭土混合物在不同吸力

和平均净应力下的应力-剪胀关系。如图所示, 随着应力比  $\eta$  的增大, 土体均是先剪缩 ( $D > 0$ ), 然后剪胀 ( $D < 0$ )。土体存在明显地从剪缩过渡到剪胀的临界点, 且该临界点处所对应的应力比  $\eta$  随着吸

力的增大而逐渐增大。

当吸力小于 38 MPa 时,从剪缩过渡到剪胀的临界点处的应力比均小于或等于临界状态应力比;当吸力大 38 MPa 时,临界点处的应力比大于临界状态应力比。产生这种现象的原因是吸力使非饱和土具有名义超固结性。非饱和土的超固结度随着吸力的增大而增大。当吸力较小时,非饱和高岭土混合物

呈现弱超固结性,其与松沙或中等密沙的剪胀特性相似;当吸力很大时(> 38 MPa),试验用土呈现强超固结性,其剪胀特性与密沙相似。此外,由图 11 可知,不同  $p_{net}$  下的  $D-\eta$  曲线几乎是相互重合的,这表明  $p_{net}$  对非饱和和高岭土混合物的  $D-\eta$  曲线的斜率影响较小。

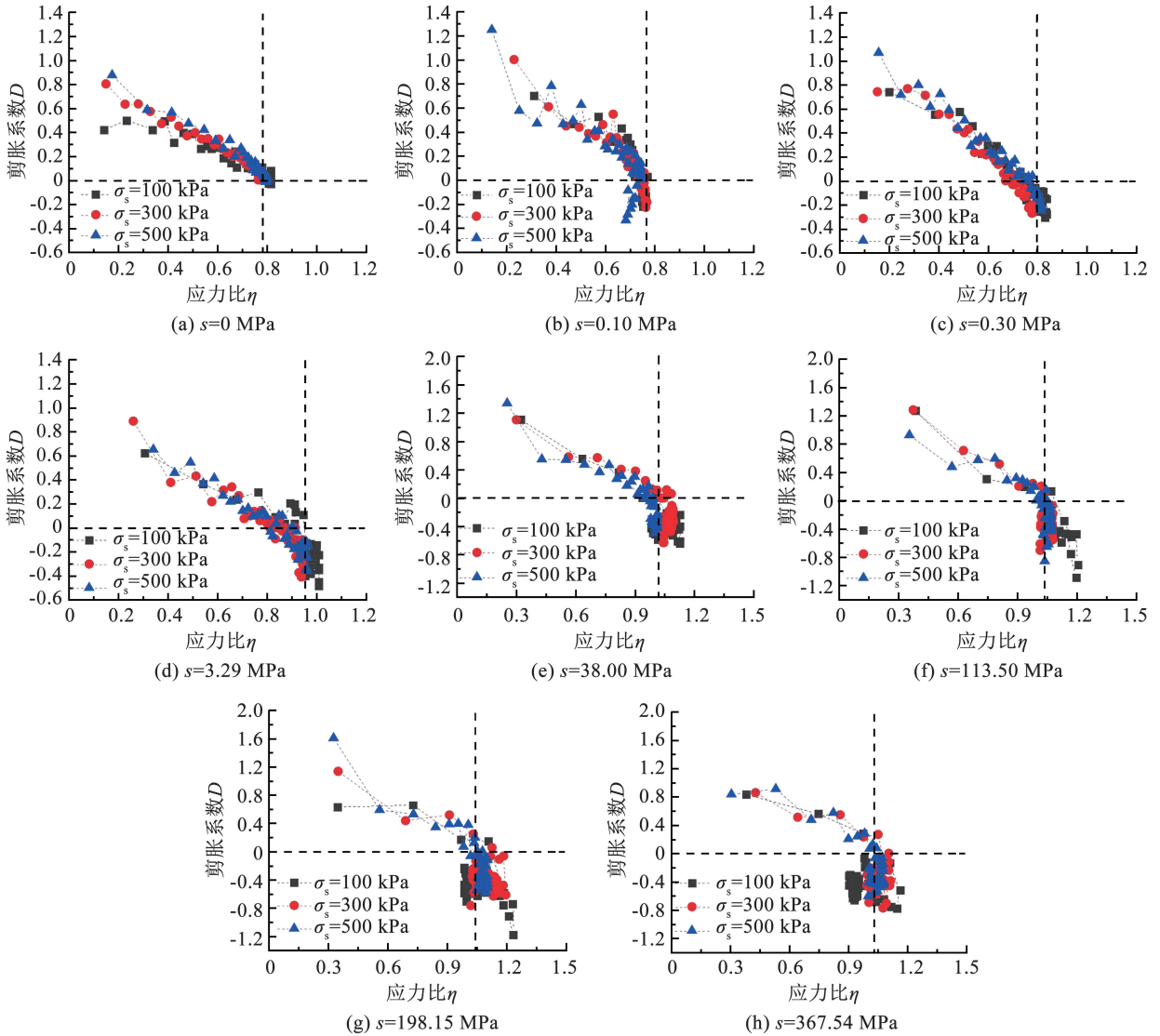


图 11 不同吸力下非饱和高岭土混合物的应力-剪胀关系

Fig. 11 Stress-dilatancy relationship of unsaturated kaolin mixtures under different suctions

为进一步讨论吸力对剪胀的影响,图 12(a)总结了  $p_{net}$  为 0.3 MPa 且在不同吸力下的  $D-\eta$  关系。如图 12(a) 所示,不同吸力下的  $D-\eta$  曲线几乎是相互平行的。吸力对  $D-\eta$  关系的影响主要来源于吸力对临界状态应力比的影响,其可通过改进的修正剑桥模型中的应力-剪胀关系来描述,可表示为

$$D = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = \frac{M(s)^2 p'^2 - q^2}{2p'q} \quad (4)$$

由图 9(a) 可知,式(4)中的  $M(s)$  受吸力的影

响。当吸力为零时,  $M(s)$  为饱和时的临界状态应力比,因此式(4)退化为修正剑桥模型的应力-剪胀关系。图 12(b) 为式(4)预测的不同吸力下的应力-剪胀关系( $M$  取试验测量值),其与试验数据具有良好的 consistency。

临界状态应力比的变化对  $D-\eta$  关系的影响可通过将应力比除以临界状态应力比的方式进行归一化,即  $D-\eta/M$  关系。图 13(a) 展示了不同吸力下的  $D-\eta/M$  关系。由该图可知,吸力对  $D-\eta/M$  关

系曲线的斜率几乎没有影响。图 13(b) 为式(4)的预测的  $D-\eta/M$  结果, 这进一步说明了吸力对高岭

土混合物剪胀特性的影响主要体现在其改变了土体的临界状态应力比上。

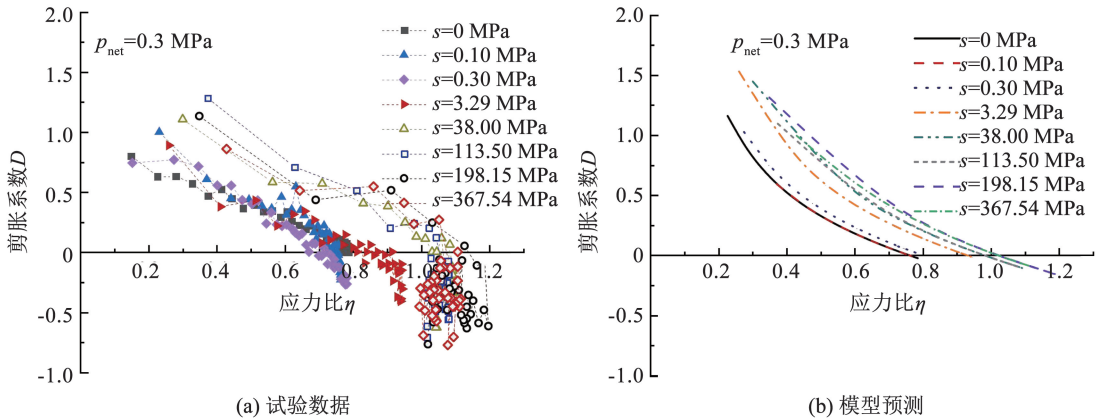


图 12 吸力对  $D-\eta$  关系的影响

Fig. 12 Effect of suction on  $D-\eta$  relationship

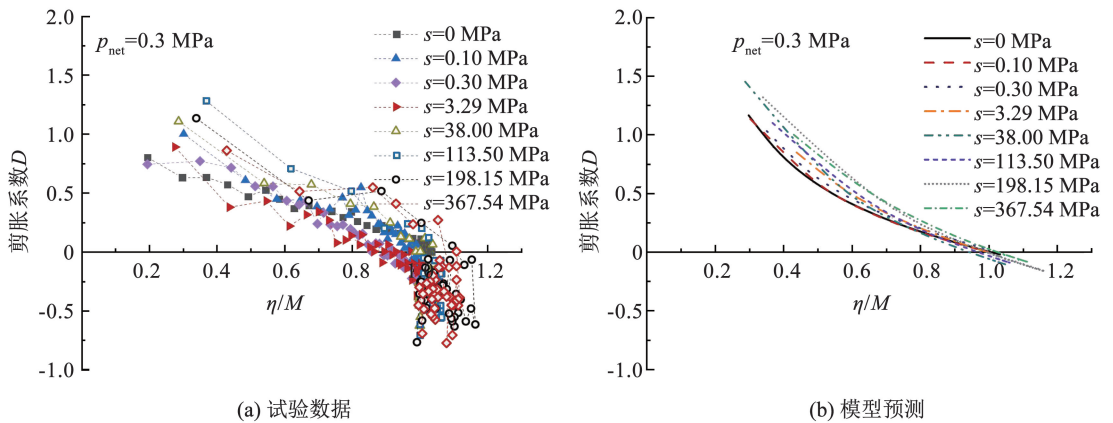


图 13 吸力对  $D-\eta/M$  关系的影响

Fig. 13 Effect of suction on  $D-\eta/M$  relationship

## 4 结 论

本文通过一系列三轴试验研究了非饱和和高岭土混合物在广吸力范围的临界状态行为和剪胀特性, 以为非饱和土本构模型的建立提供参考。得出的主要结论如下:

1) 非饱和土难以达到像其在完全饱和和状态下那样的临界状态。主要原因是吸力引起的胶结效应使得黏土颗粒形成大小、形状和强度不一的颗粒聚团, 且颗粒聚团的强度随吸力增大而增大。土体剪应变的发展会引起土颗粒聚团变形、损伤甚至破坏。因此, 非饱和土更容易产生应变局部化现象, 从而难以达到像饱和土那样的临界状态。

2) 在广吸力范围, 非饱和和高岭土混合物的临界状态应力比随吸力的增大显著增大。而吸力对比体积-有效应力空间中的临界状态线斜率影响较小。此外, 吸应力随着吸力的增大先增大后保持不变, 这

验证了 Luo 等<sup>[38]</sup>的猜想。

3) 在广吸力范围, 吸力的变化显著影响非饱和和高岭土的剪胀特性。吸力的增大会增强土体的名义超固结度。因此, 随着吸力的增大, 土体的剪胀行为从弱超固结土向强超固结土特性转变。此外, 吸力对高岭土混合物应力-剪胀关系的影响主要源自吸力对其临界状态应力比的影响, 其可通过扩展修正的剑桥模型的应力剪胀方程来描述。

4) 对于高岭土混合物而言, 吸力对其水力耦合行为的影响具有一定的上限。当吸力超过 113.50 MPa 后, 高岭土混合物的临界状态、强度特征和应力-剪胀关系均不再随吸力的增大而发生变化。

## 参考文献

[1] 孔令伟, 陈正汉. 特殊土与边坡技术发展综述[J]. 土木工程学报, 2012, 45(5):145  
KONG Lingwei, CHEN Zhenghan. Advancement in the techniques for special soils and slopes[J]. China Civil Engineering Journal,

- 2012, 45(5): 145. DOI: 10.15951/j.tmgexb.2012.05.001
- [2] 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): 33  
CHEN Zhenghan, GUO Nan. New developments of mechanics and application for unsaturated soils and special soils[J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(1): 33. DOI: 10.16285/j.rsm.2017.2577
- [3] SUN H, MASIN D, NAISER J, et al. Water retention of a bentonite for deep geological radioactive waste repositories: high-temperature experiments and thermodynamic modeling[J]. Engineering Geology, 2020, 269: 105549
- [4] 孙德安. 非饱和土力学特性及本构模型[J]. 岩土工程学报, 2023, 45(1): 16  
SUN Dean. Mechanical behaviors and constitutive model for unsaturated soils[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2023, 45(1): 16. DOI:10.11779/CJGE20221450
- [5] 赵成刚, 韦昌富, 蔡国庆. 土力学理论的发展和面临的挑战[J]. 岩土力学, 2011, 32(12): 3521  
ZHAO Chenggang, WEI Changfu, CAI Guoqing. Development and challenge for soil mechanics[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(12): 3521. DOI: 10.16285/j.rsm.2011.12.003
- [6] CHEN Ke, HE Xuzhen, LIANG Fayun, et al. Contribution of capillary pressure to effective stress for unsaturated soils; role of wet area fraction and water retention curve [J]. Computers and Geotechnics, 2023, 154: 105140. DOI: 10.1016/j.compgeo.2022.105140
- [7] 贺炜, 陈永贵, 王泓华. 基于正态分布的土水特征曲线独立域滞后模型[J]. 长沙理工大学学报(自然科学版), 2009, 6(2): 30  
HE Wei, CHEN Yonggui, WANG Honghua. Independent domain hysteretic model for SWCC by introducing normal distribution function [J]. Journal of Changsha University of Science & Technology (Natural Science), 2009, 6(2): 30. DOI: 10.3969/j.issn.1672-9331.2009.02.006
- [8] 张军辉, 张银银, 彭俊辉. 快速测量重塑土土水特征曲线的试验方法研究[J]. 中外公路, 2021, 41(6): 257  
ZHANG Junhui, ZHANG Yinyin, PENG Junhui. Research on the experimental method for quickly measuring soil water characteristics curve of remolded soil[J]. Journal of China and Foreign Highway, 2021, 41(6): 257. DOI: 10.14048/j.issn.1671-2579.2021.06.054
- [9] TOLL D G. A framework for unsaturated soil behaviour [J]. Géotechnique, 1990, 40(1): 38. DOI: 10.1680/geot.1990.40.1.31
- [10] BURTON G J, SHENG Daichao, AIREY D W. Critical state behaviour of an unsaturated high-plasticity clay[J]. Géotechnique, 2020, 70(2): 166. DOI: 10.1680/jgeot.18.P.178
- [11] CUI Yujun, DELAGE P. Yielding and plastic behaviour of an unsaturated compacted silt [J]. Géotechnique, 1996, 46(2): 298. DOI: 10.1680/geot.1996.46.2.291
- [12] GAO You, SUN Dean, ZHU Zancheng, et al. Hydromechanical behavior of unsaturated soil with different initial densities over a wide suction range[J]. Acta Geotechnica, 2019, 14: 421. DOI: 10.1007/s11440-018-0662-5
- [13] EATABRAGH A R, JAVADI A A. Critical state for overconsolidated unsaturated silty soil [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2008, 45(3): 412. DOI: 10.1139/T07-105
- [14] TOLL D G, ONG B H. Critical-state parameters for an unsaturated residual sandy clay[J]. Géotechnique, 2003, 53(1): 97. DOI: 10.1680/geot.2003.53.193
- [15] JOTISANKASA A, COOP M, RIDLEY A. The mechanical behaviour of an unsaturated compacted silty clay [J]. Géotechnique, 2009, 59(5): 420. DOI: 10.1680/geot.2007.00060
- [16] PATIL U D, PUPPALA A J, HOYOS L R, et al. Modeling critical-state shear strength behavior of compacted silty sand via suction-controlled triaxial testing [J]. Engineering Geology, 2017, 231: 25. DOI: 10.1016/j.enggeo.2017.10.011
- [17] TOLL D G, ALI R Z. Critical state shear strength of an unsaturated artificially cemented sand [J]. Géotechnique, 2017, 67(3): 211. DOI: 10.1680/jgeot.15.P.042
- [18] WHEELER S J, SIVAKUMAR V. An elasto-plastic critical state framework for unsaturated soil [J]. Géotechnique, 1995, 45(1): 46. DOI: 10.1680/geot.1995.45.1.35
- [19] THU T M, RAHARDJO H, LEONG E C. Critical state behavior of a compacted silt specimen [J]. Soils and Foundations, 2007, 47(4): 752. DOI: 10.3208/sandf.47.749
- [20] CAI Guoqing, HAN Bowen, ASREAZAD S, et al. Experimental study on critical state behaviour of unsaturated silty sand under constant matric suctions [J]. Géotechnique, 2022, 74(5): 418. DOI: 10.1680/jgeot.21.00264
- [21] WANG Q, PUFAHL D E, FREDLUND D G. A study of critical state on an unsaturated silty soil [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2002, 39(1): 215. DOI: 10.1139/t01-086
- [22] 詹良通, 吴宏伟. 吸力对非饱和膨胀土抗剪强度及剪胀特性的影响[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 84  
ZHAN Liangtong, WU Hongwei. Effect of suction on shear strength and dilatancy of an unsaturated expansive clay [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 84. DOI: 10.3321/j.issn:1000-4548.2007.01.013
- [23] 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): 1938  
XU Xiao, CAI Guoqing, LI Jian, et al. The strength and dilatancy characteristics of unsaturated soil at low and tensile stresses [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(8): 1938. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2017.1465
- [24] NG C W W, SADEGHI H, JAFARZADEH F. Compression and shear strength characteristics of compacted loess at high suctions [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, 54(5): 696. DOI: 10.1139/cgj-2016-0347
- [25] AKINNIYI D, NG C W W, ZHOU Chao. Influence of suction on the dilatancy of an unsaturated lateritic sandy lean clay [C]//20th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Sydney: Australian Geomechanics Society, 2022: 1401
- [26] 张俊然, 孙德安, 姜彤, 等. 宽广吸力范围内弱膨胀土的抗剪强度及其预测[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(6): 1066  
ZHANG Junran, SUN Dean, JIANG Tong, et al. Shear strength of weakly expansive soils and its prediction in a wide range of suction [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(6): 1066. DOI: 10.11779/CJGE201606013
- [27] SIVAKUMAR V. A critical state framework for unsaturated soil [D]. Sheffield: University of Sheffield, 1993
- [28] CAI Guoqing, ZHOU Annan, LIU Yi, et al. Soil water retention behavior and microstructure evolution of lateritic soil in the suction range of 0-286.7 MPa [J]. Acta Geotechnica, 2020, 15: 3335. DOI: 10.1007/s11440-020-01011-w