

陶瓷板和多孔渗透膜对非饱和土三轴试验的影响及其数值模拟

马俊男¹, 熊曦², 张锋¹

(1. 名古屋工业大学 土木工程系, 名古屋 466-8555; 2. 金沢大学 地质科学和土木工程学院, 金沢 920-1192)

摘要: 通过陶瓷板和多孔渗透膜两种轴平移技术的非饱和三轴试验, 获得了吸力一定时真砂土(完全风化的花岗岩)的应力应变曲线及排水变形特征, 并利用有限单元法对三轴试验进行数值模拟。试验结果表明, 使用多孔渗透膜时试样的饱和度大于使用陶瓷板时的饱和度, 且试样在剪切过程中排水量更小。数值计算得到的试样的应力应变曲线与三轴试验获得的基本一致。剪切过程中, 试样内部的吸力和饱和度呈现不均匀分布, 与陶瓷板相比, 多孔渗透膜可以更好地控制剪切过程中试样的吸力。数值模拟结果表明, 非饱和土三轴试验是一个边界值问题而非土体的单元力学行为。

关键词: 非饱和三轴试验; 陶瓷板; 多孔渗透膜; 轴平移技术; 水土气耦合数值计算

中图分类号: P642.3

文献标志码: A

Influence of Different Axis-Translation Technique Using Ceramic Disk / Microporous Membrane on Unsaturated Triaxial Test and Its Numerical Simulation

MA Junnan¹, XIONG Xi², ZHANG Feng¹

(1. Department of Civil Engineering, Nagoya Institute of Technology, Nagoya 466-8555, Japan; 2. Faculty of Geoscience and Civil Engineering, Kanazawa University, Kanazawa, Ishikawa 920-1192, Japan)

Abstract: In this paper, an unsaturated triaxial test was conducted on Masado using axis-translation technique (ATT) with ceramic disk/microporous membrane filter (MM filter). The stress-strain relation and drainage properties in the shear stage was obtained under the constant suction condition. Then, the finite element method (FEM) was utilized to simulate the triaxial test

as a boundary value problem. The drained/vented triaxial tests results show that the degree of saturation and the drainage discharge of the specimen with the ATT of the MM filter is different from that of the ceramic disk. The calculated global stress-strain relation basically has a similar tendency as the triaxial test. The suction and the saturation are non-uniformly distributed within the specimen. The ATT with the MM filter is able to control the suction better during the shear stage than that with the ceramic disk. Thus, the unsaturated triaxial test with the ATT would be considered as a boundary value problem instead of an element test.

Key words: unsaturated triaxial test; ceramic disk; microporous membrane filter; axis-translation technique; soil-water-air coupling finite element method

非饱和土的力学特性比饱和土更为复杂, 土体饱和度的变化引起土颗粒之间吸力的变化, 进而导致土体强度上的剧变, 这常常成为如土体滑坡在内的众多地质灾害的诱因^[1]。对非饱和土的力学行为的定量化研究历来是研究重点之一, 其目的在于得出一个适用于描述饱和/非饱和状态下土体力学行为的本构关系。开展非饱和土体的单元试验研究是获取土体力学行为直接而有效的方式。因而包括持水性试验、固结试验和三轴试验在内的单元试验为非饱和土的本构关系的建立提供了可靠的试验依据。

然而, 部分学者对单元试验中土体各部分的均匀性提出了质疑。Jin 等^[2]视单元试验为边界值问题, 利用有限单元法(FEM)再现三轴循环加载的试验过程, 探讨了试验过程中试样内部的均匀性。结

收稿日期: 2022-04-22

基金项目: Grant-in-Aid Scientific Research (17H03304); Grant-in-Aid Early-Career Scientists (22K14323)

第一作者: 马俊男(1994—), 男, 博士生, 主要研究方向为非饱和土力学。E-mail: j.ma.519@stn.nitech.ac.jp

通信作者: 熊曦(1991—), 女, 助理教授, 工学博士, 主要研究方向为非饱和土力学。

E-mail: xiong@se.kanazawa-u.ac.jp



论文
拓展
介绍

果发现,试样内部单元的应力和应变并非是均一的。Noda等^[3]也利用FEM模拟了非饱和土的三轴试验,并得出了类似的结果,强调三轴试验应该被当作是一种边界值问题。但其开展的数值试验中,没有考虑轴平移技术对试验结果的影响,无法准确地描述非饱和三轴试验过程中试样的实际状态。

与饱和土试验不同,非饱和土试验的关键在于控制试样内部的吸力,即实现对孔隙水压和孔隙气压的有效控制。为解决因负水压所导致的吸力限制,Hilf^[4]提出轴平移技术,利用高进气值的陶瓷板(ceramic disk)分离进出试样的液体和气体,进而实现对孔隙水压和孔隙气压的独立控制。然而陶瓷板的透水系数极低,仅为 $10^{-8} \sim 10^{-10} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ^[5-6],且其本身的厚度为4~7 mm,从而使得非饱和试样常常需要长达几周的时间才能达到吸力平衡,因此限制了非饱和土试验的开展。对此,Nishimura等^[6]提出用多孔渗透膜(micro membrane filter, MM filter)代替陶瓷板的轴平移技术,对三轴试验过程中土体的吸力进行有效控制。多孔渗透膜的进气值可达500 kPa,可以满足绝大多数土体的非饱和试验的需要。虽然其透水系数仅略大于陶瓷板^[5,7-8],但其厚度远小于陶瓷板,仅为0.1 mm左右。试验发现^[6],改用多孔渗透膜可以极大地缩短吸力平衡所需的时间。然而后续学者利用该技术开展的试验研究发现,改用多孔渗透膜后,持水性试验和三轴试验所得到的试验结果均与采用陶瓷板得到试验结果存在差异^[5,9],这意味着轴平移技术影响着非饱和土单元试验结果,且两种轴平移技术导致的试验结果上的差异目前仍未得到合理的解释。

因此,非饱和土试样在剪切过程中因受到试验技术和排水条件的限制,实际不能被认为是一种理想的单元试验。Yoshikawa等^[10]考虑了试验技术对试样存在的影响,构建了带有多孔渗透膜的2D对称FEM数值模型,模拟再现了固结和剪切过程中试样的变化。Yoshikawa等^[11]则将该FEM模型中的多孔渗透膜替换为陶瓷板,也再现了带有一定精度的模拟结果。但目前的研究仍没有对实际试验因陶瓷板和多孔渗透膜产生的结果差异做出合理的解释。因此,本文首先分别采用陶瓷板和多孔渗透膜对日本真砂土开展三轴压缩试验,之后采用合适的非饱和土本构模型建立数值模型,利用有限单元法对三轴试验结果进行模拟,分析陶瓷板和多孔渗透膜对于非饱和土三轴试验结果的影响。

1 真砂土三轴压缩试验

本文首先采用陶瓷板和多孔渗透膜两种轴平移技术控制试样所受吸力,在相同的吸力和净围压下,对真砂土试样开展排水/排气的三轴压缩试验,以对比不同轴平移技术对试样剪切结果的影响。

1.1 试验设备

本试验使用仪器为日本名古屋工业大学自主研发的非饱和三轴试验机,见图1。仪器由压力控制系统、位移测量系统、体积变化测量系统、压力测量系统及荷载系统组成。试样所受压力可通过手动及电动两种方式进行控制,借助自主设计的控制程序实现对试验全流程的自动控制。该试验机采用轴平移控制技术,可使用陶瓷板/多孔渗透膜分离试样所受孔隙水压和孔隙气压。本次研究针对两种不同的轴平移控制技术,设计了两套加载活塞及底座,见图2和图3。试验中使用陶瓷板的进气值为300 kPa,厚度为7 mm,安装在试样上部的加载活塞和试样下部的底座上(图2),以实现试验过程中试样的双面排水。而所用多孔渗透膜的进气值为480 kPa,厚度为125 μm ,安装在匹配的加载活塞和底座上(图3)。试样所受的孔隙气压通过透水石进行施加。

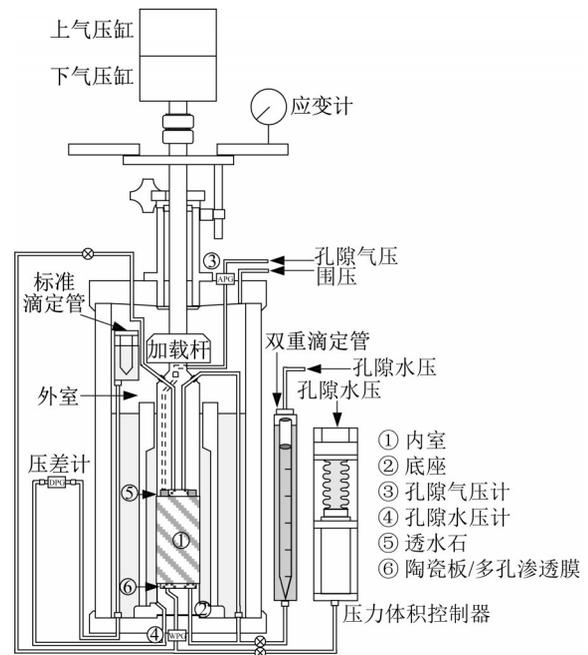


图1 非饱和土三轴试验机示意图

Fig. 1 Schematic of unsaturated triaxial test apparatus

1.2 试验材料

本次试验采用名为真砂土(masado)的一种完全风化花岗岩作为试验材料。其相对密度为2.66,最

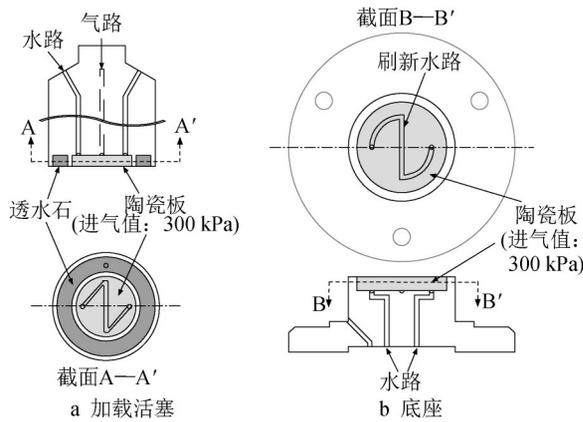


图 2 带陶瓷板的加载活塞和底座的示意图

Fig. 2 Schematic diagram of cap and pedestal with ceramic discs

大干密度为 $1.86 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, 最佳含水率为 13.7%。

1.3 试样制备及试验方法

试验采用直径 50 mm, 高度 100 mm 的圆柱体试样。所有试样的初始目标孔隙比均设为 0.65, 并根

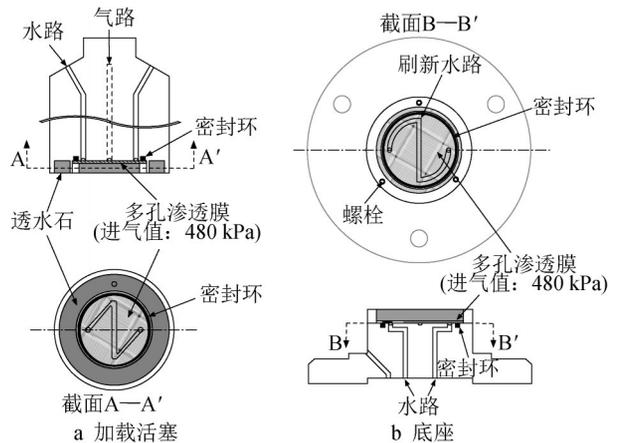


图 3 带多孔渗透膜的加载活塞和底座的示意图

Fig. 3 Schematic diagram of cap and pedestal with MM filters

据击实试验结果, 调整土体材料的含水率 w 为 17% 后进行制备。试样均采用静压法, 分三层进行静态压实。制备完成后, 试样的实际初始孔隙比 e_0 、初始含水率 w_0 及初始饱和度 S_0 如表 1 所示。

表 1 试样在三轴试验不同阶段的含水率、孔隙比和饱和度

Tab. 1 Water content, void ratio, and degree of saturation in different stages of triaxial tests

| 试验条件 | 工况 | 试样制备完成后 | | | 剪切开始前 | | | 剪切结束后 | | |
|------|-------|------------|-------|-------|----------|-------|-------|----------|-------|-------|
| | | $w_0 / \%$ | e_0 | S_0 | $w / \%$ | e | S_r | $w / \%$ | e | S_r |
| 吸力一定 | 陶瓷板 | 16.5 | 0.631 | 0.696 | 13.2 | 0.576 | 0.613 | 11.8 | 0.575 | 0.574 |
| | 多孔渗透膜 | 15.7 | 0.605 | 0.691 | 13.6 | 0.554 | 0.652 | 13.9 | 0.584 | 0.634 |

试验过程中试样所受应力路径如图 4 所示。试样制备完成后, 先在 20 kPa 的净围压 σ_{3net} 和 30 kPa 的吸力 s 作用下进行第一次固结, 吸力平衡后将试样所受净围压提高至 50 kPa 进行第二次固结, 两次固结均以土样在 1 h 内排水量小于 10 mm^3 作为固结完成指标。固结完成后, 以轴向应变 $0.005 \% \cdot \text{min}^{-1}$ 的恒定速率进行排水/排气剪切。为保证试验结果的可靠性, 所有试验均进行重复试验, 验证了试验结果的可重复性。

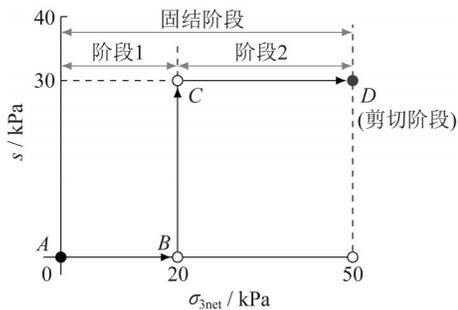


图 4 三轴试验的应力路径

Fig. 4 Stress path of triaxial test

1.4 试验结果

图 5 绘制了真砂土三轴试验的剪切结果。采用两种轴平移技术的真砂土试样的主应力差 q 和剪应力比 η 均表现出相当的一致性。如图 5a 所示, 两种轴平移技术下真砂土的应力应变曲线基本重合。使用多孔渗透膜, 试样的主应力差和剪应力比略小于使用陶瓷板的试样。此外, 两个试样的体积应变 ϵ_v (图 5a) 均随着轴向应变 ϵ_a 的增加, 由剪缩转为剪胀, 而发生转换的轴向应变值则略有不同。当使用陶瓷板时, 试样在轴向应变为 2% 时发生转变, 而使用多孔渗透膜时, 试样在 7% 的轴向应变时发生转变。使用陶瓷板时, 试样在剪切过程中的排水量 V_w 要远大于使用多孔渗透膜时试样的排水量, 可达到 $3\ 300 \text{ mm}^3$ (图 5c)。大量的排水导致试样的饱和度有较大的变化。如图 5d 所示, 使用多孔渗透膜时, 试样的饱和度变化量整体高于使用陶瓷板时的试样, 剪切过程中试样的饱和度变化也更小。而这种试样饱和度上的区别, 极有可能源于陶瓷板和多孔渗透膜在厚度上的巨大差异。为了更好地研究轴平移技术对三轴试验的影响, 本文利用有限单元法进行了模拟。

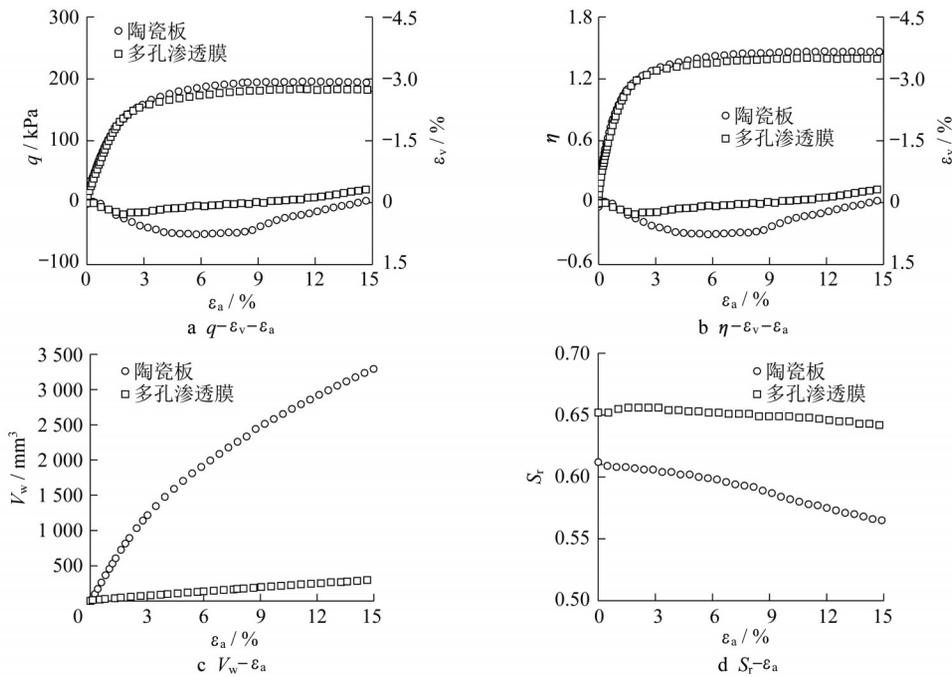


图 5 三轴试验剪切结果

Fig. 5 Test results of shear stage in unsaturated triaxial test

2 非饱和三轴试验数值模拟

本文将基于陶瓷板/多孔渗透膜轴平移技术的三轴试验看作边界值问题,构造网格模型,模拟了真砂土试样与陶瓷板/多孔渗透膜,利用有限单元法模拟了三轴试验。通过对比数值模拟试验结果与三轴试验结果,讨论分析了陶瓷板/多孔渗透膜对非饱和土单元试验的影响。

2.1 本构模型及模型参数

研究采用 Xiong 等^[12]提出的非饱和土本构关系。该模型在 Zhang 等^[13]提出的本构关系的基础上,考虑了土体变形对土体饱和度的影响,引入了参数 c_e 来表示水土特征曲线因土体孔隙比的变化而产生的平移,将土体饱和度增量的变化 dS_r 分为两部分:

$$dS_r = dS_r^s + dS_r^c = k_s^{-1} ds + c_e de \quad (1)$$

式中: dS_r^s 和 dS_r^c 分别为土体因内部水量变化所产生的饱和度增量以及因孔隙比变化所产生的饱和度增量; k_s 为吸力饱和度曲线的切线刚度; ds 和 de 则分别为吸力增量和孔隙比增量。

Xiong 等^[14]指出,土体压缩和膨胀过程中的变形对其饱和度变化的影响是不同的,需分别指定不同的 c_e 值。Xiong 等^[14]开展了一系列真砂土的单元试验,确定了真砂土的材料参数和水土特征曲线参数。利用该模型开展的单元模拟量化地描述了真砂土

的力学特征。本文采用同文献[14]一致的材料参数和水土特征曲线参数,见表 2 和表 3。

本次模拟中,陶瓷板和多孔渗透膜被假定是弹性的,刚度设定为 20 GPa,泊松比为 0.2。透水石采用跟多孔渗透膜相同的材料参数。

表 2 真砂土的材料参数

Tab. 2 Material parameters of Masado

| 参数 | 数值 |
|--------------------------------------|-------|
| 压缩系数 λ | 0.089 |
| 膨胀系数 κ | 0.008 |
| 临界状态应力比 R_{cs} | 3.65 |
| 参考孔隙比 N (正常固结有效应力为 98 kPa 时) | 0.60 |
| 泊松比 ν | 0.25 |
| 超固结参数 a | 10.0 |
| 吸力参数 b | 20.0 |
| 超固结参数 β | 10.0 |
| 结构性参数 m^* | 1.00 |
| 参考孔隙比(饱和) N_r (饱和固结有效应力为 98 kPa 时) | 0.63 |

2.2 边界条件和初始条件

有限元计算采用了自主研发的有限元软件 SOFT 进行数值模拟。图 6 为数值模拟试样模型。该模型中,陶瓷板厚度为 7 mm。多孔渗透膜的厚度虽然仅为 125 μm ,但仍简化为厚度为 1 mm 的单元进行模拟。真砂土与多孔渗透膜之间的透水石由于渗透性较高且持水性较差,因而在数值模拟中被省略。

对于位移边界,陶瓷板模型和多孔渗透膜模型均限制模型底部单元的 z 向位移。排水排气边界与

表 3 不同材料的土水特征曲线参数

Tab.3 Parameters involved in water retention curve for different materials

| 参数 | 数值 | | |
|-----------------------------|-------|-------|-------|
| | 真砂土 | 陶瓷板 | 多孔渗透膜 |
| 饱和饱和度 S_r^s | 0.75 | 1.0 | 1.0 |
| 残余饱和度 S_r^r | 0.37 | 0.1 | 0.1 |
| 干燥曲线进气值 s_d / kPa | 6.00 | 300 | 480 |
| 浸润曲线进气值 s_w / kPa | 1.00 | 100 | 430 |
| 形状参数 c_1 | 0.011 | 0.021 | 0.021 |
| 形状参数 c_2 | 0.042 | 0.042 | 0.032 |
| 扫描曲线参数 I_d / kPa | 1.6 | 1.6 | 1.6 |
| 扫描曲线参数 I_w / kPa | 1.1 | 1.1 | 1.1 |
| 有限变形对饱和度的影响参数(压缩) $c_{e,c}$ | 0.3 | | |
| 有限变形对饱和度的影响参数(膨胀) $c_{e,D}$ | 1.0 | | |

三轴试验设置的一致,并将透水石单元与陶瓷板/多孔渗透膜单元的交界面设置为非排水非排气边界。

数值计算的初始条件根据表 4 所示数值进行设置。首先将试样的孔隙比和饱和度设置与试验中剪切开始前一致,并将初始应力场设置为 50 kPa,省略试样固结阶段,以 $0.005\% \cdot \text{min}^{-1}$ 的恒定应变速度对试样进行剪切,模拟三轴试验的剪切阶段。

表 4 数值模拟中真砂土、陶瓷板和多孔渗透膜的初始条件

Tab.4 Initial conditions of Masado, ceramic disc, and MM filter used in simulations

| 工况 | 真砂土 | | | 陶瓷板和多孔渗透膜 | | |
|---------|-------------|-------|----------|-------------|-------|----------|
| | s_0 / kPa | e | S_{r0} | s_0 / kPa | e | S_{r0} |
| 陶瓷板模型 | 30.0 | 0.576 | 0.613 | 30.0 | 0.515 | 1.00 |
| 多孔渗透膜模型 | 30.0 | 0.554 | 0.652 | 30.0 | | 1.00 |

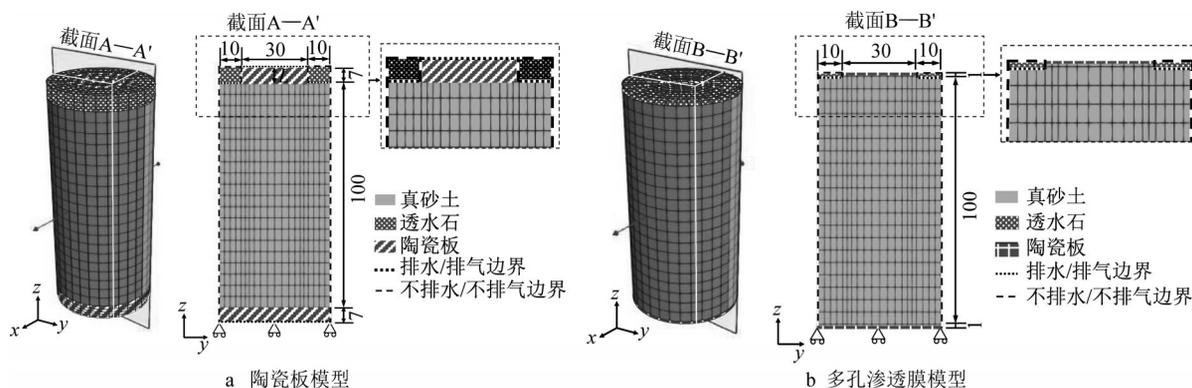


图 6 FEM 数值模拟中陶瓷板和多孔渗透膜模型的模型网格及边界条件 (单位: mm)

Fig. 6 Mesh and boundary conditions in FEM analyses (unit: mm)

2.3 计算结果与讨论

2.3.1 表观力学参数计算方法

为对比数值模拟试验结果与三轴试验结果,本文采用以下方法计算数值模拟中试样的表观力学参数。因存在端部误差,试样的轴向荷载由试样中间层上所有单元的轴向荷载累加得到,将得到的轴向荷载除以试样中间层单元在剪切过程中的总面积得出试样所受的轴向应力。试样所受的围压则根据试样中心层单元的径向压力的平均值进行计算,将计算得到的试样所受轴向应力减去试样所受围压便得到试样的主应力差 q 。试样的剪应力比 η 由主应力差 q 与试样中间层单元的平均骨架应力 \bar{p} 的商计算得到。此外,试样的体积应变 ϵ_v 是将所有真砂土单元的体积变化量除以其初始总体积计算得到。试样的排水量 V_w 则通过累计所有土体单元的水量变化获得。

2.3.2 表观力学行为模拟结果

根据以上计算方法得到了三轴试验和数值模拟的结果对比见图 7。由图 7 可见,真砂土的数值模拟

基本再现了三轴试验的试验结果。数值计算得到的主应力差 q 和剪应力比 η 均随着轴向应变的增加先快速增加后减慢。但不同轴平移技术下的主应力差 q 和剪应力比 η 均略大于试验得到的结果,此外,计算得到的应力应变曲线的初始斜率以及残余强度高于三轴试验得到的结果。由于本文所采用的本构关系考虑了上下负荷面模型,因而在数值模拟中,真砂土的初始超固结度和初始结构性对应力应变曲线的初始斜率以及试样的残余强度有着决定性的影响^[15]。而试样的初始超固结度和初始结构性目前仍缺乏有效的衡量方法,从而造成了应力应变曲线计算结果上的差异。

图 7a 中表示了试样剪切过程中的体积应变,计算结果与三轴试验结果有较好的一致性。计算得到的试样的体积应变随着轴向应变的增加先增加后减小,即由剪缩转变为剪胀,且两种轴平移技术下,试样体积应变的转折点与对应的三轴试验结果是一致的。剪切结束时,计算的体积应变与试验也基本一致。

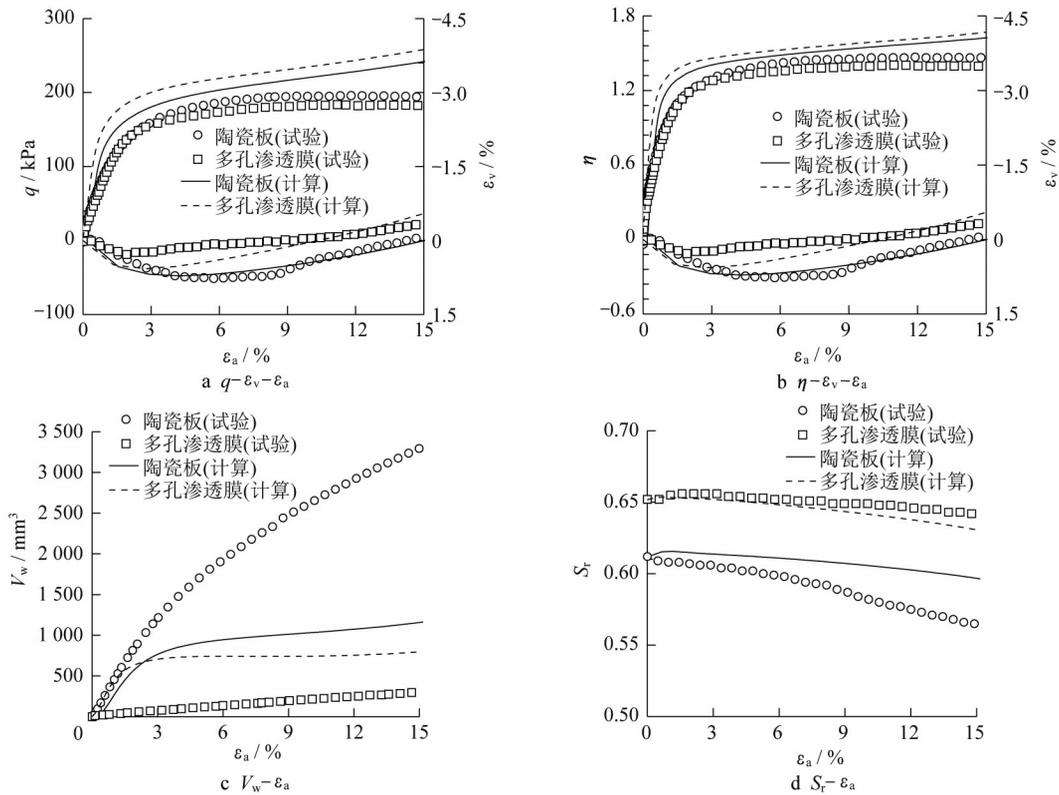


图 7 剪切阶段的三轴试验与数值模拟结果对比

Fig. 7 Comparison of test and calculation in shearing stage

图 7c 为数值计算的试样的排水量与三轴试验结果的对比。由图 7c 可知,陶瓷板模型计算得到的试样的排水量大于多孔渗透膜模型计算得到的排水量,这与三轴试验得到的结果是一致的。但在三轴试验中,使用陶瓷板时试样的排水量比使用多孔渗透膜时的排水量大 $3\ 000\ \text{mm}^3$,远大于计算得到的排水量。持水特性上的差异也表现在剪切过程中试样的饱和度变化上。由图 7d 可知,多孔渗透膜模型计算得到的饱和度变化量大于陶瓷板模型的计算结果,这与三轴试验得到的结果相反。这种差异一方面来自于数值模拟中多孔渗透膜的厚度较试验更大,从而导致两种轴平移技术下试样排水量差异没有三轴试验结果明显,另一方面则是因为本文所采用的 Xiong 等^[14]改良的非饱和土本构关系,考虑了土体的变形对于土体饱和度的影响,虽然陶瓷板模型中试样的排水量要大于多孔渗透膜模型,但如图 7a 所示多孔渗透膜模型计算得到的试样剪胀量要大于陶瓷板模型,从而使得多孔渗透膜模型产生了更大的饱和度降低。

2.3.3 剪切中吸力和饱和度分布

计算得到的试样在剪切过程中的吸力分布如图 8 所示。使用陶瓷板或多孔渗透膜时,真砂土单元的吸力的变化量均小于 $1\ \text{kPa}$,即试样在剪切过程

中的吸力大致均匀,两种轴平移技术均能有效控制排水排气剪切过程中试样的吸力。在剪切结束时,使用陶瓷板的试样内部真砂土单元的吸力较多大于 $31.0\ \text{kPa}$,而使用多孔渗透膜的试样内部土体单元的吸力大多小于 $31.0\ \text{kPa}$ 。土体单元所受吸力越大,土体饱和度越低,这也解释了陶瓷板模型计算的试样排水量大于多孔渗透膜模型的原因。对比陶瓷板模型,多孔渗透膜模型试样内部单元的吸力与顶部单元的吸力差异小于陶瓷板模型,多孔渗透膜相比于陶瓷板可以更均匀地控制试验过程中试样的吸力。图 9 展示了剪切过程中,试样内部计算的饱和度分布。由图 9 可知,在两种轴平移技术下,试样内部土体单元的饱和度分布不均匀。试样顶部的土体单元由于受到陶瓷板/多孔渗透膜单元高饱和度值的影响,土体单元饱和度均大于试样中部单元,端部效应显著。而在试样变形更集中的试样中部,土体的饱和度更低。剪切结束时($t = 50\ \text{h}$),土体单元的饱和度差异均为 0.07 ,因而陶瓷板和多孔渗透膜控制试样饱和度的均匀分布的能力相近。试样吸力和饱和度分布因单元所处位置而产生的这种差异表明,非饱和三轴试验并非理想的单元试验,而更应该被视作一种边界值问题。

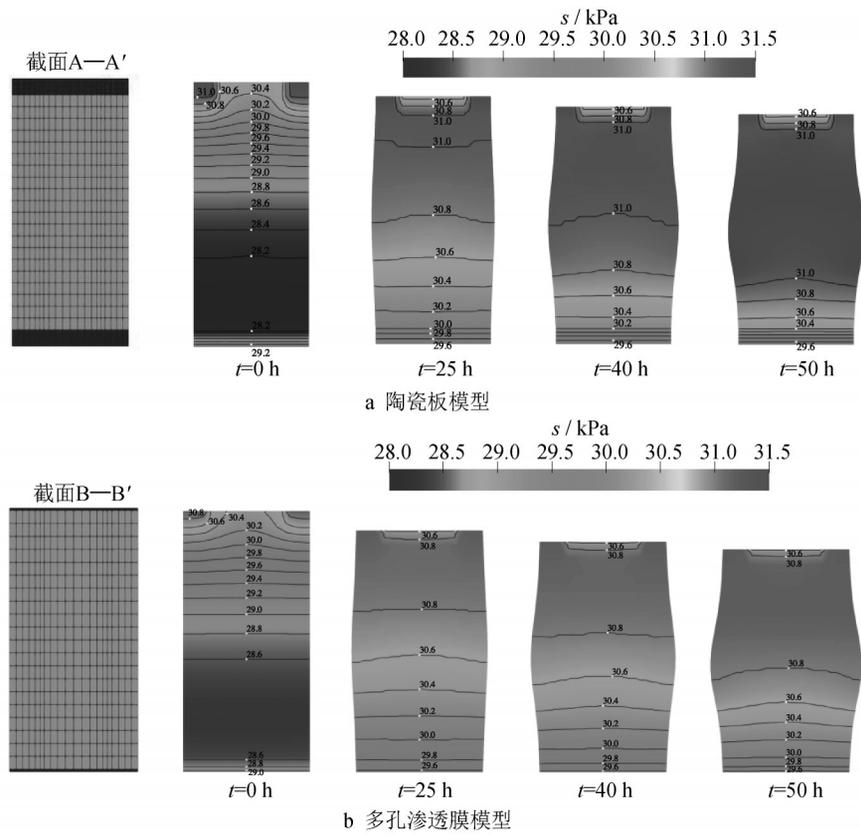


图 8 剪切过程中试样的吸力分布

Fig. 8 Calculated distributions of suction at specified times in shearing stage

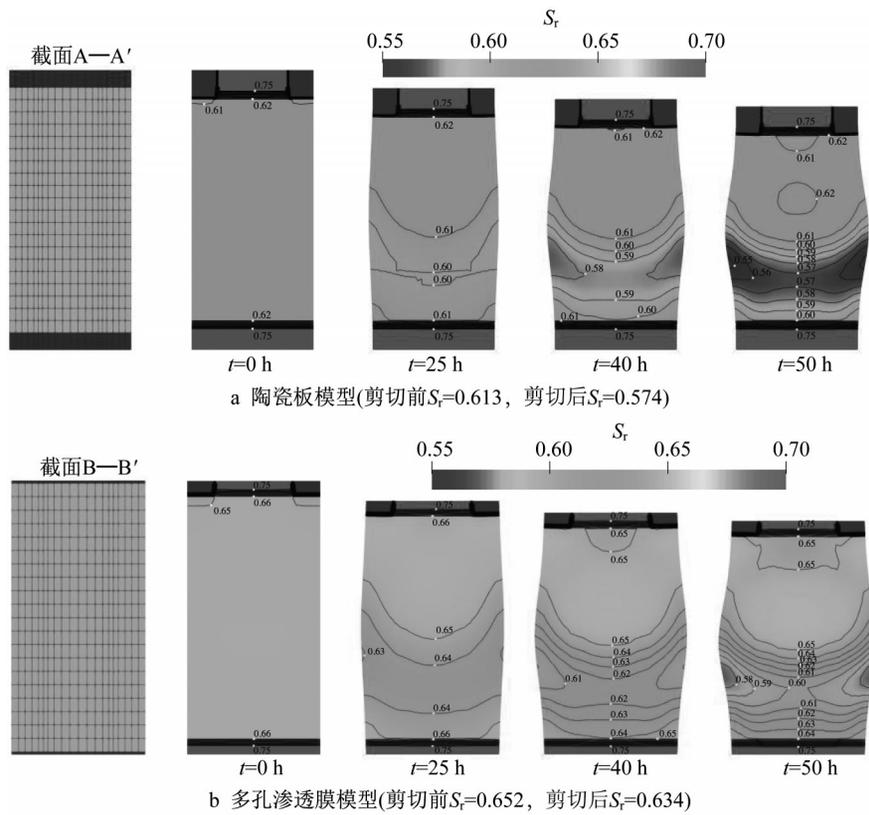


图 9 剪切过程中试样的饱和度分布

Fig. 9 Calculated distributions of degree of saturation at specified times in shearing stage

3 结论

本文利用陶瓷板与多孔渗透膜两种轴平移技术对真砂土开展非饱和三轴试验,对比两种方法对真砂土试样力学行为的差异。将非饱和三轴试验视为边界值问题,采用有限单元法进行数值模拟,分析陶瓷板与多孔渗透膜对试验结果的影响。结论如下:

(1)利用陶瓷板和多孔渗透膜两种轴平移技术开展的吸力一定的三轴试验,得到的真砂土的应力应变关系基本相互吻合。剪切过程中,试样的体积应变均从剪缩转变为剪胀。然而使用陶瓷板的试样相比于使用多孔渗透膜的试样,饱和度的降低更为明显,且剪切过程中试样的排水量要远大于使用多孔渗透膜的试样。

(2)视单元试验为边界值问题,通过有限单元法计算得到的试样的应力应变曲线基本再现了三轴试验的结果。使用陶瓷板时试样排水量大于使用多孔渗透膜时的排水量,数值计算得到的排水量上的差异不如三轴试验中的显著。

(3)在剪切过程中陶瓷板和多孔渗透膜均使试样的吸力和饱和度分布不均匀。使用陶瓷板时试样土体单元的吸力要略大于使用多孔渗透膜时的吸力。剪切过程中土体单元的饱和度与其所处的位置有关,越靠近陶瓷板/多孔渗透膜的单元,其饱和度越高,而在试样剪胀更大的位置,土体单元的饱和度更低。值得注意的是,试样中单元的饱和度的最大差异量与采用的轴平移技术无关。因此,多孔渗透膜相比于陶瓷板可以更均匀地控制试验过程中试样的吸力,且不会对试样造成更大的扰动。

(4)有限单元法进行的数值模拟结果表明,利用轴平移技术进行的非饱和土单元试验实际是个边界值问题而非土体的单元力学行为。但计算得到的单元的表现力学行为与本构模型计算的单元结果基本一致,因此,非饱和三轴试验仍可以用来探究岩土材料非饱和力学特性。

作者贡献声明:

马俊男:试验分析,论文撰写。

熊 曦:研究思路指导,论文订正。

张 锋:试验指导,论文订正。

参考文献:

[1] 张子东,张晓超,任鹏,等.非饱和黄土动力液化研究——以党家岔滑坡为例[J].地震工程学报,2021,43(5):1228.

ZHANG Zidong, ZHANG Xiaochao, REN Peng, *et al.* Dynamic liquefaction of unsaturated loess: a case study of Dangjiacha land-slide [J]. China Earthquake Engineering Journal, 2021, 43(5): 1228.

[2] JIN Y, YE B, ZHANG F. Numerical simulation of sand subjected to cyclic load under undrained conventional triaxial test [J]. Soils and Foundations, 2010, 50(2): 177.

[3] NODA T, YOSHIKAWA T. Soil - water - air coupled finite deformation analysis based on a rate-type equation of motion incorporating the SYS Cam-clay model [J]. Soils and Foundations, 2015, 55(1): 45.

[4] HILF J W. An investigation of pore-water pressure in compacted cohesive soils [M]. Boulder: University of Colorado at Boulder, 1956.

[5] HONG W T, JUNG Y S, KANG S, *et al.* Estimation of soil-water characteristic curves in multiple-cycles using membrane and TDR system [J]. Materials, 2016, 9(12): 1019.

[6] NISHIMURA T, KOSEKI J, FREDLUND D G, *et al.* Microporous membrane technology for measurement of soil-water characteristic curve [J]. Geotechnical Testing Journal, 2012, 35(1): 201.

[7] VAZ E F, GITIRANA G F N, MENDES T A, *et al.* On the equilibrium of suction and pressure plate tests [J]. Acta Geotechnica, 2021, 16(9): 2741.

[8] WANG H, KOSEKI J, NISHIMURA T, *et al.* Membrane filter properties and application of the filter to undrained cyclic triaxial test of unsaturated materials [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2017, 54(8): 1196.

[9] ISHIKAWA T, TOKORO T, ITO K, *et al.* Testing methods for hydro-mechanical characteristics of unsaturated soils subjected to one-dimensional freeze-thaw action [J]. Soils and Foundations, 2010, 50(3): 431.

[10] YOSHIKAWA T, NODA T. Triaxial test on water absorption compression of unsaturated soil and its soil-water-air-coupled elastoplastic finite deformation analysis [J]. Soils and Foundations, 2020, 60(5): 1151.

[11] YOSHIKAWA T, NODA T, KODAKA T. Importance of considering unsaturated triaxial tests including ceramic disk as initial and boundary value problems [J]. Soils and Foundations, 2021, 61(3): 901.

[12] XIONG X, XIONG Y, ZHANG F. Modelling the hydraulic/mechanical behaviour of an unsaturated completely decomposed granite under various conditions [J]. Geomechanics and Engineering, 2021, 25(2): 75.

[13] ZHANG F, IKARIYA T. A new model for unsaturated soil using skeleton stress and degree of saturation as state variables [J]. Soils and Foundations, 2011, 51(1): 67.

[14] XIONG X, XIONG Y, OKINO S, *et al.* Element tests on the hydraulic/mechanical behaviour of unsaturated decomposed granite soil under various conditions [J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2022, 81(1): 1.

[15] ASAOKA A, NODA T, YAMADA E, *et al.* An elastoplastic description of two distinct volume change mechanisms of soils [J]. Soils and Foundations, 2002, 42(5): 47.