

摘要

循环荷载作用下孔隙水压力的产生、增长与发展是影响砂土变形与强度特性的关键因素。饱和砂土振动孔隙水压力产生机理与不排水条件下孔隙水压力增长模式是土动力学研究的重要内容之一。建筑物地基中土体的初始固结条件是复杂的。海洋地基或者海床土体内荷载条件是复杂的。在三向非均等固结条件下,在复杂循环荷载的作用下,土体的孔隙水压力增长模式也将变得更加复杂。

本文利用大连理工大学土木水利学院岩土工程研究所与日本诚研舍株式会社共同研制开发的“土工静力-动力液压三轴-扭转剪切仪”针对福建标准砂进行了五种初始主应力方向角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)与五种中主应力系数 b (0、0.25、0.5、0.85、1)组合情况下的不排水动扭剪试验,以此来研究复杂初始固结条件对饱和砂土孔压特性的影响;进行了五种初始主应力方向角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)与一种中主应力系数 b (0.5)组合情况下的不排水竖向一扭转双向耦合剪切试验(相位差 90°),通过与同种初始固结条件下不排水动扭剪试验成果的对比来研究主应力轴连续旋转对饱和砂土孔压特性的影响。

本文以残余孔压为研究对象,通过对试验结果的回归分析建立了残余孔压比与振次比之间的双曲线关系,并给出了参数的拟合结果,完善了孔压应力模式。建立了残余孔压比与广义剪应变之间的双曲线型函数关系,这种函数中的两个参数依赖于初始主应力方向角,完善了孔压应变模式。在三向非均等固结条件下的循环扭剪试验中,初始主应力角会显著影响孔压的发展规律,当大主应力方向与沉积方向成 60° 角的时候孔隙水压力的增长速率最快。

由于土体固有各向异性和诱发各向异性,使得土体的剪胀、剪缩、反向剪缩等特性存在并发生变化,进而影响到孔压发展变化的规律。并指出,土体各向异性是孔压发展规律在不同初始主应力角和不同循环荷载类型下存在差异的本质原因。

关键词: 土动力学; 土工试验; 饱和砂土; 孔隙水压力; 非均等固结;

Abstract

Build-up of pore water stress under the dynamic load is a key factor to the deformation and strength behaviour of soils. Study of cyclic pore water pressure of sandy soils under cyclic shear is an important issue in soil dynamics. The initial consolidation conditions for soil elements beneath the foundation under the building are usually complex; the dynamic loads for seabed or offshore foundation are complex too. Therefore, the build-up pattern of cyclic pore water pressure under multi-directional anisotropic consolidation condition will be rather complex.

The soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus is facilitated by Dalian University of Technology and Seiken Inc. and made by Seiken, Japan. The apparatus is used to perform cyclic torsional shear tests for values of initial slanting angle of principal stress axes $\alpha_0 = 0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ and different values of intermediate principal stress coefficient $b=0, 0.25, 0.5, 0.85, 1$. Behavior of cyclic pore water pressure of Fujian Standard sand under multi-directional anisotropic consolidation condition is investigated. The coupling cyclic tests of triaxial and torsional shear are performed for values of initial slanting angle of principal stress axes $\alpha_0 = 0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ and a value of intermediate principal stress coefficient $b=0.5$. Behavior of cyclic pore water pressure with continuous rotation of principal stress axes is also investigated.

Regression analysis of test data shows that ratio of residual pore water pressure u/u_f can be expressed as the hyperbola function of ratio of number of cyclic loading N/N_f as well as of generalized shear strain. The two parameters of the hyperbola function are dependent on initial slanting angle of principal stress axes. Results obtained from cyclic torsional shear tests under multi-directional anisotropic consolidation condition show that behavior of cyclic pore water pressure is influenced by initial slanting angle of principal stress axes. When α_0 is 60° , the increasing velocity of cyclic pore water pressure is the fastest.

Effects of inherent and induced anisotropy of saturation sand are investigated. The results show anisotropy influences the cyclic pore water pressure when initial slanting angle of principal stress axes is different.

Key words: soil dynamics; soil test; saturation sand; pore water pressure; anisotropic consolidation

大连理工大学学位论文授权使用授权书

本学位论文作者及指导教师完全了解“大连理工大学硕士、博士学位论文版权使用规定”，同意大连理工大学保留并向国家有关部门或机构送交学位论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅。本人授权大连理工大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，也可采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编学位论文。

保密，在三年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密。

(请在以上方框内打“√”)

作者签名: 何杨

指导导师签名: 李翔

2004年6月11日

第一章 绪论

1.1 课题研究的目的及意义

动荷作用下孔隙水压力的发展是土体变形与强度变化的根本因素,也是有效应力法分析土体动力稳定性的关键。从土工抗震的角度来说,振动孔隙水压力是影响土工建筑物抗震稳定性的重要因素。以 Hardin-Drnevich 等效粘弹性模型为代表的全量模型和以 Masing 二倍法模型为代表的非线性增量模型具有一个共同的特点,就是它们假定动荷作用过程中饱和砂土不排水,土的体积保持不变,通过建立偏应力和偏应变之间的关系确定动模量的变化规律,以虎克定律为基础给出应力应变全量或者增量的本构关系。当这类模型被用于有效应力分析时必须再匹配相应的孔压计算模型。因而,对动孔压发生发展与消散的研究成为人们十分关注的问题。研究饱和砂土振动孔隙水压力产生机理,探寻其增长模式成为土动力学研究的重要内容。

建筑物地基中土体的初始固结条件是复杂的。比如在半无限的水平地基中,土体处于无侧向变形的 K_0 状态,在任何作用面上均无剪应力作用,大主应力方向垂直水平面,即初始大主应力方向与竖轴之间的夹角 α_0 为 0° 。但是,当在地基上修建土石坝等建筑物时,地基中的应力就会发生变化,堤坝中心轴下部的土体单元因为不受剪应力的作用,大主应力方向仍然垂直于水平面,而在距离中心轴较远的地方,由于剪应力的作用,大主应力方向将偏离竖轴,其偏离的程度随着与堤坝中心轴距离的增加而增大。这导致初始大主应力方向角 α_0 会从 0° 到 90° 之间变化。对于任意形状的建筑物地基,除了中心轴以下的土体单元处于轴对称条件、受力相对比较简单状态之外,其它地方的土体单元可能处于三个方向的主应力均不相等、而且大主应力方向也在变化的复杂应力状态。郭莹^[1]的研究表明:初始固结条件不同,孔隙水压力增长模式差异较大。

海洋地基或者海床土体内荷载条件是复杂的。近 40 年来,海洋资源的开发以及海洋空间的利用极大地促进了海洋工程的发展。由于海工建筑物与设施的地基受力情况相当复杂,因此与陆地情况相比,海洋工程结构与地基在动力响应、变形与破坏方面存在显著的差别。这体现在:海洋表面波浪的周期性运动在海床表面产生了往复的波压力^[2],在这种循环波压力作用下,海洋地基或者海床土体内的有效应力场和超静孔压场都随着时间和空间位置的变化而变化。波浪荷载在海床中产生的正应力偏差(竖向正应力和水平正应力之差)与剪应力及由两者组合而成的总偏差应力都在不断的循环变化。在某一时刻,当波峰作用在所研究单元正上方,则会产生正的竖向应力,而当波谷作用其上时,则产生负的竖向应力。在中间瞬时,也即波高为零的瞬时,波作用在土单元上,则产生

水平剪应力并引起单剪模式的应变，这一水平剪应力分量也随着波的传播而改变其方向，引起剪应力的另一类型的循环交替。上述两种循环剪应力是交替作用而不是同时作用的。三轴试验的剪切模式产生的循环应力与单剪模式的水平剪应力相位差是 90° 。因此，在波浪荷载的一个循环过程中，海床土体的主应力轴发生了连续不断的旋转^[3]。与陆地上地震条件下不考虑主应力轴旋转效应的地基情况相比，主应力轴旋转使得海床的累积变形、孔隙水压力增长特性及抗液化强度发生了显著的变化。与波浪荷载相类似，在公路和铁路的路基中由交通荷载所产生的剪应力也同样以主应力方向旋转为特征。

这样，在复杂的初始固结条件下，在复杂循环荷载的作用下，土体的孔隙水压力增长模式也将变得更加复杂。

大连理工大学土木水利学院岩土工程研究所根据学校 211 工程重点学科“海洋和近海工程”建设计划，全面提出了“土工静力-动力液压三轴-扭转剪切仪”的各项技术参数以及详尽的功能要求，与日本诚研舍株式会社共同研制开发了该设备，由日方进行具体设计和加工制造。该设备能够实现均压固结、多种不同初始条件下的非均等固结、 K_0 固结等多种复杂固结条件，静、动三轴拉压剪切与静、动扭转剪切以及静、动耦合剪切等多种静力与循环剪切的复杂应力路径试验，而且能够同时满足土的动力变形特性与动强度及孔隙水压力等特性方面的研究的需要，具有相当广泛的实用性和适用性^[4,5]。

本文利用该设备，针对福建标准砂进行了多种三向非均等固结条件下的不排水动扭剪试验，以此来研究复杂初始固结条件对饱和砂土孔压特性的影响；进行了某种三向非均等固结条件下的不排水竖向一扭转双向耦合剪切试验（相位差 90° ），通过与同种初始固结条件下不排水动扭剪试验成果的对比来研究主应力轴连续旋转对饱和砂土孔压特性的影响。

通过开展这项研究，来探寻在三向非均等初始固结条件下、复杂循环荷载条件下，饱和砂土的不排水孔压增长模式。通过对数据的回归分析，寻找合理的函数表达式及参数的确定方法。对试验过程中砂土的变形特性进行了分析，从变形的机理和特性角度研究孔压增长规律，寻求不同增长模式的合理的解释。

通过开展这项研究将为发展合理而实用的，适用于复杂应力条件下动偏应力偏应变关系的孔压计算模型提供必要的试验数据；进一步完善海洋土力学试验技术；这也是研究在复杂荷载作用下海洋土的动力特性与岩土本构模型的重要基础，将为研究海洋建筑物地基的动力响应及稳定性分析提供重要参考数据；不仅对于促进土动力学与岩土地震工程学科的发展具有很强的理论意义，同时对改进工程结构及地基设计具有重要的实际参考价值^[6]。

1.2 国内外研究概况

1.2.1 饱和砂土振动孔隙水压力增长模式的研究

20 多年来,世界范围内频繁的地震活动,造成地震区内砂土地基、坝坡及港口砂质填土体等发生变形破坏或液化破坏,促使人们对饱和砂土的动力强度变形特性、孔压发展变化机理及液化破坏开展了积极、深入地研究^[7]。

目前,关于砂土振动孔压的发展的研究成果可以归纳为以揭示饱和砂土动孔压平均发展过程为目的的平均过程理论和以揭示饱和砂土动孔压瞬态变化发展过程为目的的瞬态波动过程理论两类^[8,9]。砂土孔压的平均过程理论就是忽略瞬时变化的细节,把砂土实际孔隙压力的增长过程简化为平稳的上升过程,只是描述孔隙压力总体发展趋势。在一个荷载循环中,尽管孔隙压力的瞬时变化可以是上升或下降,但是,一般来说,在荷载循环结束时,孔隙压力有一定的上升。已往的大量的试验研究、现场观测表明^[10,11],在不排水条件下,饱和砂土的动孔隙水压力发展具有动荷载作用过程的单调增长性和不同时刻的瞬时波动性。而且,随着土性条件、动静荷条件、固结应力条件和排水条件的不同,土的动孔压具有不同的增长规律(不排水条件)与消散(扩散)规律(排水条件)。波动过程理论则要求通过数值仿真再现真实的时间过程。一般将已经提出的多种理论和方法按其孔压相联系的主要特征分为应力模型、应变模型、能量模型、内时模型、有效应力路径模型和瞬态模型。其中前五种一般属于平均过程理论,后一种瞬态模型属于波动过程理论。

1.2.1.1 孔压的应力模型

这类模型的一个共同特点是将孔压和施加的应力联系起来。由于动应力的大小应该从应力幅值和持续时间两个方面来反映,因此这类模型中常出现动应力和振次,将动应力的用引起液化的周数 N_l 来表示,寻求孔压比 u/σ'_0 和振次比 N/N_l 的关系。这类模型中最典型的是 Seed 在均压固结不排水动三轴试验基础上提出的孔隙水压力计算公式。

$$\frac{u}{\sigma'_0} = \frac{2}{\pi} \arcsin\left(\frac{N}{N_l}\right)^{\frac{1}{2\alpha}} \quad (1-1)$$

式中 α 为试验常数,取决于土类和试验条件。一般情况下取为 0.7。但是这一公式仅适用于等压固结 $K_c=1.0$ 的振前应力条件。通常土体均处于非等压固结状态,即 $K_c>1.0$ 。Finn 等扩展了 Seed 的孔压公式,表示为

$$\frac{u}{\sigma'_0} = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arcsin \left[2 \left(\frac{N}{N_1} \right)^{\frac{1}{2\alpha}} - 1 \right] \quad (1-2)$$

然后修正为

$$\frac{u}{\sigma'_0} = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arcsin \left[\beta \left(\frac{N}{N_r} \right)^{\frac{1}{2\alpha}} - 1 \right] \quad (1-3)$$

为了实际使用方便, Finn 取 $\beta = 1$, $N_r = N_{50}$, N_{50} 为孔压比达到 50% 时的振次。该公式适用于固结比较低 ($1.0 < K_c < \frac{1}{1 - \sin \phi'_d}$) 的情况, 其中 ϕ'_d 为动力有效内摩擦角。当固结比

$K_c > \frac{1}{1 - \sin \phi'_d}$ 时, 振动孔隙水压力的发展达不到固结压力 σ'_0 的 50%, Finn 的公式也不适

用。为克服这一缺点, C.S.Chang 又提出如下修正公式, 使其能适用于固结比 K_c 更为广泛的情况

$$\frac{u}{u_f} = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arcsin \left[2 \left(\frac{N}{N_{50}^*} \right)^{\frac{1}{\alpha}} - 1 \right] \quad (1-4)$$

其中 N_{50}^* 为孔隙水压力达到 $0.5u_f$ 时所对应的振次; u_f 为非等向固结的孔压极限值, 根据极限平衡理论由下式确定:

$$u_f = \sigma_3 \left[\frac{1 + \sin \phi'_d}{2 \sin \phi'_d} - \frac{1 - \sin \phi'_d}{2 \sin \phi'_d} K_c \right] \quad (1-5)$$

其中 ϕ'_d 为动荷载下的有效内摩擦角, 根据动力试验的试验结果得到, 也可用静载下的有效内摩擦角 ϕ' 近似代替。 α 由下式确定:

$$\alpha = 2.25 - 2.35 \left[\frac{50}{(1 + K_c) D_r} \right] \quad (1-6)$$

沈瑞福等^[12]就动主应力连续旋转下孔隙水压力的发展规律进行了试验研究, 根据这类试验中孔隙水压力发展的特点, 对式(1-4)作进一步的修改, 使其更符合于试验的实测资料, 他们用 N_{90}^* (振动孔隙水压力达到破坏孔压 u_f 的 90% 时的振次) 代替式(1-4)中的 N_{50}^* , 于是孔压比与振次比的关系修改为

$$\frac{u}{u_t} = 0.9 + \frac{1.8}{\pi} \arcsin \left[\left(\frac{N}{N_{90}} \right)^{\frac{1}{\alpha}} - 1 \right] \quad (1-7)$$

徐志英考虑了初始剪应力比 $\alpha = \tau_0/\sigma'_0$ 的影响, 提出了下列公式:

$$\frac{u}{\sigma'_0} = \frac{\alpha}{\pi} \arcsin \left(\frac{N}{N_1} \right)^{\frac{1}{2\theta}} (1 - m\alpha) \quad (1-8)$$

式中, m 为反映孔压比随 α 递减的一个常数。

魏汝龙建议的公式:

$$\frac{u}{\sigma'_0} C = \left[1 - h N_1^b \left(\frac{\tau_0}{\tau_y} \right)^d \right] \left(\frac{N}{N_e} \right)^a \frac{1}{N_1^{0.5ab}} \quad (1-9)$$

式中, τ_0 和 τ_y 为初始剪应力和屈服剪应力, a, b, c, d, h 为试验常数。

石桥根据往返三轴试验结果, 给出计算孔压的增量公式:

$$\Delta u_N = (\sigma'_m - u_{N-1}) \frac{\gamma_1}{N^{\beta_1}} \left(\frac{\sigma_d}{\sigma'_m - u_{N-1}} \right)^{\alpha_1} \quad (1-10)$$

式中 $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1$ 为三个试验参数, 它们与固结应力比 K_c 有关。

石桥又根据扭剪试验结果, 得出类似的计算孔压的增量公式:

$$\Delta u_N = (1 - u_{N-1}) \left(\frac{C_1 N}{N^{C_2} - C_3} \right) \left(\frac{\tau_N}{\sigma'_{N-1}} \right)^{\alpha} \quad (1-11)$$

式中 C_1, C_2, C_3 及 α 由试验确定。

刘颖建议的公式与(1-11)类似, 取 $\left(\frac{C_1 N}{N^{C_2} - C_3} \right) = \frac{\gamma_1}{N^{\beta_1}}$, 得到下式:

$$\Delta U_N = (1 - U_{N-1}) \frac{\gamma_1}{N^{\beta_1}} \left(\frac{\tau_N}{\sigma'_{N-1}} \right)^{\alpha} \quad (1-12)$$

王志良提出如下公式:

$$\frac{\Delta u}{\sigma'_0} = h_1 \left(\frac{u}{\sigma'_0} \right) \cdot h_2 \left(\frac{\tau_d}{\sigma'_0} \right) \cdot \frac{\Delta \tau_d}{\sigma'_0} \quad (1-13)$$

式中 $h_1(u/\sigma'_0)$ 和 $h_2(\tau_d/\sigma'_0)$ 为未知函数, 可以由试验求得。

张建民等^[13]通过对 20 多个孔压模式的考察, 将不同类型的孔压增长过程用下列模式进行描述:

$$\begin{aligned}
 u^* &= u_f (1 - e^{-\beta \frac{t}{t_f}}) && \text{A 型} \\
 u^* &= \frac{2}{\pi} u_f \arcsin\left(\frac{t}{t_f}\right)^{\frac{1}{2\alpha}} && \text{B 型} \\
 u^* &= u_f \left[\frac{1}{2} \left(1 - \cos \pi \frac{t}{t_f}\right) \right]^b && \text{C 型}
 \end{aligned} \tag{1-14}$$

u_f 的确定如下:

$$u_f = m_1 \cdot m_s \cdot \sigma'_0 \tag{1-15}$$

其中, m_1 为动荷作用强度系数, m_s 为应力—应变条件系数。

郭莹^[1]的研究表明: 饱和砂土的归一化峰值孔隙水压力 u_m/u_{\max} 与归一化循环次数 N/N_f 之间的关系不仅依赖于动剪应力幅值、循环荷载应力路径, 而且显著依赖于初始固结条件。

1.2.1.2 孔压的应变模型

这类模型的共同特点是将孔压与某种应变联系起来。一种是采用排水时的体应变, 如 Martin、Finn 和 Seed^[14]将饱和砂土在不排水条件下的孔隙水压力增量与其在排水条件下体积应变的增量之间建立了联系。其核心思想是不排水试验为常体积试验, 因此, 一个应力循环中的塑性体积应变 $\Delta\varepsilon_{vd}$ 与弹性体积应变大小相等, 方向相反。由此, 得出孔压的增量:

$$\Delta u = \bar{E}_r \Delta\varepsilon_{vd} \tag{1-16}$$

式中 \bar{E}_r 为相应于一周应力循环开始时有效应力状态下的回弹模量。并建议采用排水条件下的 $\Delta\varepsilon_{vd}$ 来估计不排水条件下的 $\Delta\varepsilon_{vd}$ 。 \bar{E}_r 按照静态回弹试验测定。

$$\Delta\varepsilon_{vd} = C_1(\gamma - C_2\varepsilon_{vd}) + \frac{C_3\varepsilon_{vd}^2}{\gamma + C_4\varepsilon_{vd}} \tag{1-17}$$

$$\bar{E}_r = \frac{(\sigma'_v)^{-m}}{mk_2(\sigma'_{v0})^{n-m}} \tag{1-18}$$

汪闻韶将不排水条件下的孔压与排水条件下的体积变化联系起来。建立孔压估算式:

$$\Delta n = \alpha \Delta u \quad \text{或} \quad \frac{\partial n}{\partial t} = \alpha \frac{\partial u}{\partial t} \tag{1-19}$$

考虑部分排水或者因渗水出现回弹时，公式形式有所不同。将(1-17)写成：

$$\Delta u = E_c \Delta \varepsilon_{vd} \quad (1-20)$$

式中 E_c 为体积压缩模量。

另外一种是将孔压与剪应变联系起来。沈瑞福等人研究了广义剪应力与孔隙水压力之间的关系，振动中孔隙水压力的发展可以表示为线应变的函数。在简单的应力状态下，可表示为轴向残余应变的函数；在复杂应力状态下，则可表示为残余八面体剪应变的函数。通过对试验资料的回归分析，建立了孔隙水压力与广义剪应变的关系。

$$\frac{u}{\sigma_3} = \frac{\gamma_g}{a\gamma_g + b} \quad (1-21)$$

式中 a ， b 可以表达成 K_c 的函数。 γ_g 为广义剪应变。

郭莹^[1]的研究表明：饱和砂土的归一化峰值孔隙水压力 u_m/u_{max} 与归一化循环次数比 N/N_f 之间的关系不仅依赖于动剪应力幅值，而且显著依赖于初始大主应力方向角。

1.2.1.3 孔压的能量模型

曹亚林等用往复动荷作用下滞回圈所包围的面积来代表振动循环一周土中损耗的能量值。当引入一个无量纲能量 W_R 之后，所得到的 $u/\sigma'_0 - W_R$ 曲线有显著的回归关系。可以表示为：

$$\frac{u}{\sigma_0} = KW_R \quad (1-22)$$

1.2.1.4 孔压的有效应力路径模型

Ishihara 等人根据大量饱和和砂土的静剪切试验提出了一个孔压计算模型。这种方法的根本依据是两条应力轨迹线，一条是等体积的应力轨迹线，另一条是等剪应变的应力轨迹线。通过分析孔压的变化量与有效平均主应力的变化量之间的关系来确定孔压的增量。

1.2.1.5 孔压的内时模型

Finn 和 Bhatia(1980)最早运用内时理论来描述饱和砂土振动孔隙水压力的增长规律。其中定义破损参数 K ，是表示振次和应变幅影响的一个参数。 ξ 为应变路径长度， γ 为应变幅，通过试验得出：

$$K = \xi \cdot e^{4.99\gamma} \quad (1-23)$$

$$\frac{u}{\sigma'_{v0}} = \frac{A}{B} \ln(1 + BK) \quad (1-24)$$

其中 $A = 111.50, B = 452.46$ 。

徐杨青等^[15]运用内时塑性理论,建立了预测均匀和不均匀波浪循环荷载下不排水时孔隙水压力的模型,该模型不仅可以较好地拟合试验数据,还能在一定程度上说明循环荷载作用下孔压上升的机理,可较为方便地用于波浪循环荷载作用下的液化势分析中。徐干成等^[16]基于 Finn 等人提出的内时孔压模型,通过饱和砂土应变控制的振动扭剪试验,研究了孔隙水压力的增长规律,以有效剪应变路径长度参数为内时参量,提出了一个饱和砂土振动孔隙水压力的计算模型。通过已有的试验资料的检验表明,新的内时参量对于应变控制的动单剪、动三轴试验以及应力控制的振动试验的孔压发展规律都有很好的归一化性能。

1.2.1.6 孔压的瞬态模型

谢定义、张建民提出瞬态模型^[10]。在动荷作用过程中孔隙水压力发展变化时,饱和砂土可以表现为增荷剪缩、增荷剪胀、卸荷回弹和反向剪缩四种不同的物态。相应的,在有效应力空间中存在剪缩域(C)、剪胀域(P)、弹性域(E)和反向剪缩域(S)四种特性域。因此,当有效应力点以特定选择的顺序和持续时间通过相应的特性域时,即引起由所过特性域的孔压发展特性所决定的孔压增长与积累,规定了孔压发展的规律。通过进行试验研究给出了确定空间特性域的方法,给出了确定不同土性与静应力条件下,不同动力失稳类型在其不同发展阶段上有效应力点通过的特性域和顺序的方法。为了求得具体的孔压数值,将孔隙水压力按其引起的原因区分为应力孔压、结构孔压和传递孔压。这种孔压模型描述了孔压变化与物态变化之间的关系,放弃了长期以来仅从平均过程来研究孔压发展的传统途径^[17,18]。

1.2.2 初始固结条件的影响

人们从 80 年代开始认识到,不同的初始主应力方向和中主应力系数对土体孔压增长规律存在较大的影响。Yamada 等, Symes 等, Nakata 等, Vaid 等对此进行过研究。但是由于当时的试验条件限制,包括主应力方向、中主应力系数和土的密度等各种因素组合在一起,使得试验结果不能独立反映这些因素的影响。

90 年代后, Yoshimine 等^[19]利用空心圆柱扭剪仪进行了应变控制的静力试验。在

试验中主应力方向角和中主应力系数均是固定不变的。试验结果发现这两项因素对砂土的孔压增长存在显著的影响。Sato 等^[20]研究了均等固结条件下主应力方向对密砂液化特性的影响。并认为主应力方向的影响本质上是初始结构各向异性的影响。李万明等^[21]通过对拟静扭剪共振柱仪改造后研究了初始主应力方向对粉土动力特性的影响,指出初始主应力偏转角 α_0 越大,粉土的残余应变及残余孔压的增长越慢。但是,其试验研究是在内外侧压相等的条件下进行的,此时初始主应力方向角与中主应力系数之间存在依赖关系。王洪瑾等^[22]利用上述进一步改造的设备对粘土料进行了动扭剪试验,研究了初始主应力方向偏转角从 $0^\circ\sim 45^\circ$,中主应力系数从 $0\sim 0.5$ 变化条件下孔压的发展规律。付磊等^[23]针对砂砾料,在固定 $b=0.25$ 的情况下研究了初始主应力系数对残余孔压发展的影响。

1.2.3 主应力轴旋转的影响

关于主应力轴旋转对土体孔压的影响人们在 20 世纪六十年代就有所认识。八十年代以后随着空心圆柱扭剪仪的不断改造与开发,对这一问题的认识不断深入。Symes 等^[24]采用不排水扭剪试验证实主应力轴旋转本身会导致超孔压的增长,初始各向异性也会导致超孔压的增长。Ishihara 等^[25]的研究表明:保持偏应力不变,仅仅使试样主应力轴发生旋转也会使孔压增长。Dakoulisa 等^[26]研究表明:主应力轴连续旋转相对三轴剪切和扭转单剪而言,超孔隙水压力增长速率和塑性应变累积速度均较快。王平安等^[27,28]通过拉压振动扭剪三轴试验针对福建标准砂进行了均等固结条件下的主应力轴连续旋转试验,对振动孔隙水压力增长模式进行了模拟。这些试验都是针对均等固结条件来探讨主应力方向连续旋转效应的。实际海床中的土体一般处于非均等固结状态。Ishihara 等^[29]进行了 K_0 固结条件下应变控制的主应力轴连续试验,发现初始固结条件对液化时的循环应力比具有显著影响。沈瑞福等^[12]利用双向振动扭剪仪进行了两向非均等固结条件下的常规动扭剪、常规动三轴和动主应力轴旋转条件下的不排水剪切试验,建立了适用于动主应力轴旋转和常规动扭剪试验的孔隙水压力增长模式,并将其用于斜坡海床的有限元数值分析。

1.3 论文研究内容

如前所述,在复杂初始固结条件下,初始大主应力方向角和中主应力系数在不同程度上影响和制约着砂土振动孔隙水压力的发展。在包含主应力轴连续旋转的加载模式下,孔隙水压力的发展规律又有所不同。本文从试验研究的角度对上述问题进行了探讨,

分别完善了孔压的应力模式和应变模式，在两种模式中分别研究了上述因素的影响。

本文的主要研究内容如下：

(1) 孔压应力模式的研究。本文利用土工静力-动力液压三轴-扭转剪切仪，针对福建标准砂进行了初始主应力方向偏转角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)，中主应力系数 b (0、0.25、0.5、0.85、1)的三向非均等固结不排水动扭剪试验，以此来研究复杂初始固结条件对饱和砂土孔压特性的影响；进行了初始主应力方向偏转角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)，中主应力系数 b (0.5)初始固结条件下的不排水竖向-扭转多向耦合剪切试验（相位差 90° ），以此来研究主应力轴连续旋转对饱和砂土孔压特性的影响。以残余孔压为研究对象，通过对试验结果的回归分析来建立孔压比与振次比之间的函数关系，并给出参数的拟合结果。研究了动剪应力幅值、初始主应力方向角、中主应力系数等因素对稳定残余孔压的影响，从而进一步完善孔压的应力模式。

(2) 孔压应变模式的研究。利用上述相同的试验，通过对试验结果的回归分析来建立孔压比与广义剪应变之间的函数关系，并给出参数的拟合结果，寻找以初始主应力角为自变量的参数表达形式，从而进一步完善孔压的应变模式。

(3) 分析了本文试验条件下土体存在的各向异性特性。指出，土体各向异性是孔压发展规律在不同初始主应力角和不同循环荷载类型下存在差异的本质原因，是内因。

(4) 通过研究本文试验条件下砂土变形特性，从孔压产生发展机理方面对本文试验结果进行了分析。解释了剪胀、剪缩、反向剪缩等特性对孔压发展的影响。从初始固结应力状态角度分析来不同的初始剪应力和初始竖向荷载会对土体的变形规律的影响，进而影响到孔压的发展规律，初始固结应力状态是影响孔压发展规律的外因。从分析循环荷载类型的差异入手，来分析循环荷载类型的不同对土体变形规律的影响，进而影响到孔压的发展规律，循环荷载的类型是影响孔压发展规律的又一外因。通过比较分析，研究了主应力轴的连续对孔压发展规律的影响。

第二章 试验仪器和试验内容

2.1 试验仪器

2.1.1 概述

本论文中试验所用设备是由我校与日本诚研舍共同研制的“土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪”。整个试验体系由液压加荷系统、主机系统、气水转换系统(含空压机与真空泵)、模拟控制系统及计算机数字元控制系统(含 I/O 箱和扩展箱)、数字记录系统等五部分组成。配备的传感器共有 11 个, 分别用于测量竖向荷载、扭矩、竖向大幅值位移、竖向微幅位移、转角位移、微幅转角位移、内侧压力、外侧压力、孔隙水压力、试样体变、空心圆柱试样内腔体变、 K_0 固结时试样外部体变等 12 个参数。其中在空心圆柱试样的双向耦合剪切试验中采用了双出力传感器, 可同时测得竖向荷载与扭矩, 并与竖向微幅位移传感器、两种角位移传感器一起置于三轴压力室之内。其中气水系统是用来向试样体提供无气水、真空、侧压和反压的。液压系统是提供液压力的装置, 荷载就是通过液压施加给试样体的。关于模控系统, 可以通过它来控制液压伺服阀, 向试样体施加竖向荷载或扭矩, 再由与试样体相连的传感器得到反馈信息, 从而实现对试样体的应力控制或应变控制。设备的主要指标如下:

最大竖向荷载: 20kN;

最大扭矩: 50N·m;

最大反压、孔压及内外侧压: 1000kPa;

最大内外侧压差: 200kPa;

最大竖向位移: $\pm 50\text{mm}$;

最大竖向小位移: $\pm 1.5\text{mm}$;

最大角位移: $\pm 40^\circ$;

最大小角位移: $\pm 1.5^\circ$;

圆柱状试样尺寸: D100×h200mm, D61.8×h150mm;

空心圆柱试样尺寸: D100×d60×h150mm, D70×d30×h100mm;

试样最大内体积变化: 300ml;

试样最大内腔体积变化: 100ml;

试样最大外圆筒体积变化: 200ml;

最大振动频率: 10Hz。

2.1.2 仪器的性能

该设备可以满足多种试验条件要求，其主要功能包括：

(1) 试验功能

可独立进行静力和动力三轴剪切试验，能够实现普通静三轴仪和动三轴仪的全部功能；可独立进行静力和动力扭剪试验，能够实现普通静三轴扭剪仪和动扭剪仪的全部功能；可同时施加静力或动力竖向荷载和扭矩，其中，在静力加荷时可以控制竖向荷载和扭矩的加荷速率，在动力加荷时可以控制竖向荷载和扭矩的幅值、频率和相位差等参数。

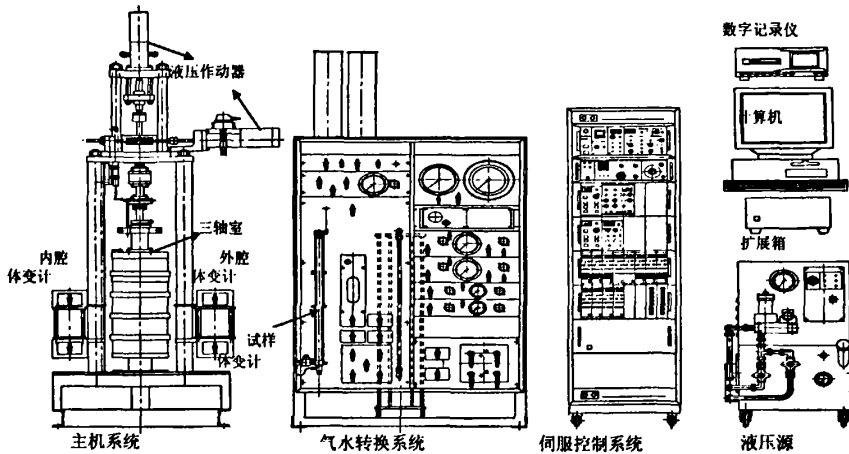


图 2-1 土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪试验系统

Fig. 2-1 The test system of the soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus

(2) 试样形状

试样形状有实心圆柱试样和空心圆柱试样两种。这两种试样又各有两种不同的尺寸，相对于每一种尺寸都有相应的加荷系统和装样模具。可以进行无粘性土或扰动土和粘性土或原状土的试验研究。

(3) 固结条件

固结条件可以实现各向均等固结、非等向固结、 K_0 固结、针对空心圆柱试样的内外不等侧压固结等四种固结状态。

(4) 试验控制

静力和动力加荷时均可选用荷载控制与位移控制两种控制方式，在试验过程中进行闭环反馈控制，并可在试验过程中进行切换。

(5) 量测系统

除了必要的荷载与应力的量测系统外，还具有较完善的体变量测系统，可以同时测量试样体的体变、空心圆柱试样的空心内腔室体变及 K_0 固结条件下试样外部圆筒的体

变；对于竖向变形和转角的测量，设置了两套量测系统：一套为内置式的非接触竖向位移计及转角计，用于测量微小变形，另一套是普通的接触式位移及转角传感器，用于测量大变形。

(6) 应力路径

对于空心圆柱试样，可以在前述四种初始固结条件下进行主应力方向变化和主应力轴连续旋转的复杂加载过程试验，实现静力双向耦合、动力双向耦合和静动耦合试验。对于实心圆柱试样，在静力三轴试验中可以实现普通的静三轴压缩试验应力路径，还可以通过计算机自动控制完成平均主应力 p_m 为常量、应力比 σ_1/σ_3 为常量的特殊应力路径试验及三轴拉伸应力路径试验。

2.2 试样及其制备

本文试验中所用试样采用福建标准砂，其颗粒级配曲线如图 2-1 所示，对于福建标准砂， $G_s=2.643$ ， $e_{\max}=0.848$ ， $e_{\min}=0.519$ ，平均粒径为 $d_{50}=0.34\text{mm}$ ，不均匀系数与曲率系数分别为 $C_u=1.542$ ， $C_c=1.104$ 。

采用干装法制备成空心圆柱状试样，砂样的相对密度控制为 $D_r=30\%$ ，此时 $e=0.751$ ， $\rho=1.51\text{g}/\text{cm}^3$ 。所有砂样均采用通 CO_2 、无气水和施加 200kPa 反压的方式联合饱和，孔压系数 B 均达到 0.98 以上。

循环荷载的振动频率均采用 0.1Hz 。

本文所有试验均采用空心圆柱状试样，试样内径、外径与高度分别为 $D_{i0}=60\text{mm}$ ， $D_{o0}=100\text{mm}$ ， $H=150\text{mm}$ 。

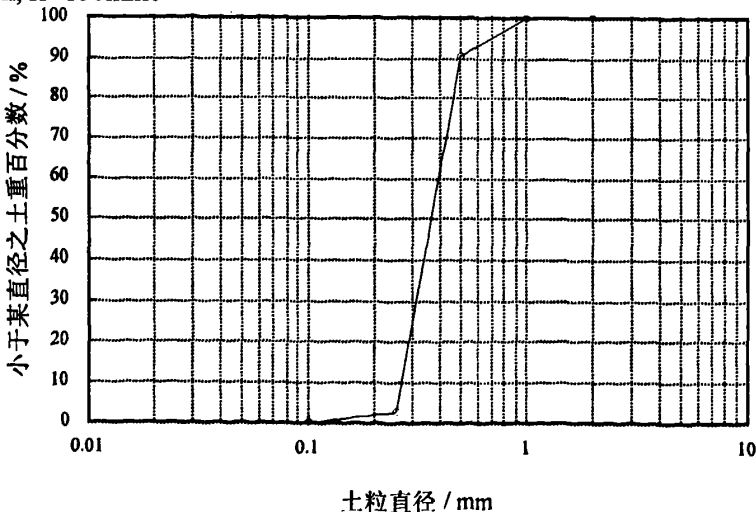


图 2-2 福建标准砂的颗粒级配曲线
Fig.2-2 Curves of mechanical composition

2.3 应力状态分析

2.3.1 应力状态及相关公式

空心圆柱状试样如图 2-3 所示。图 2-3(b)空心圆柱状试样壁上任意土单元上的应力状态，图 2-3(a)为单元体上竖向与环向平面内的应力状态。单元体上有 4 个独立的应力分量，即由扭矩 M 所产生的平均剪应力 $\tau_{z\theta}$ ，由内侧压力 p_i 和外侧压力 p_o 所产生的平均径向应力 σ_r 和平均环向应力 σ_θ ，由竖向力 W 及内外侧压力 p_i 、 p_o 共同产生的平均轴向应力 σ_z 。一般地，径向应力为中主应力，即 $\sigma_r = \sigma_2$ 。

试样单元体上的应力状态可采用主应力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 以及大主应力方向相对于竖向的方向角 α 等四个独立参量表达，也可由相应的中主应力系数 b 、平均主应力 p 、广义剪应力 q 和大主应力方向角 α 表达。

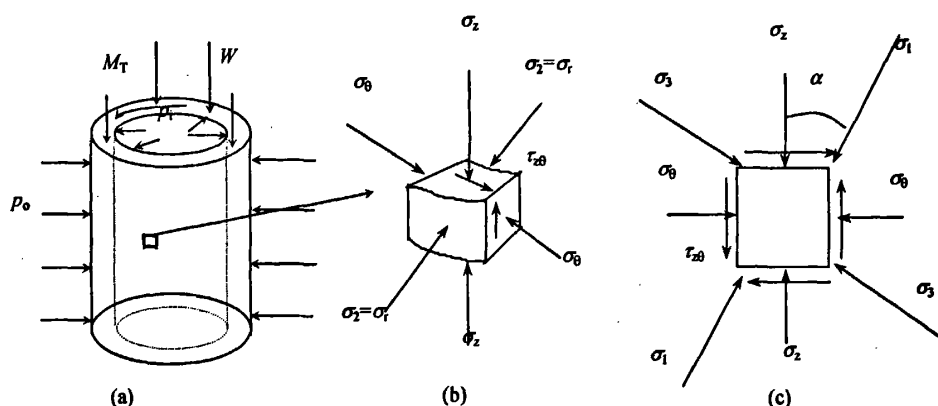


图 2-3 空心圆柱试样体应力状态

Fig. 2-3 Stress condition of soil element in hollow-cylinder soil sample

试样的平均主应力 p 、平均有效应力 p' 、广义剪应力 q 、中主应力系数 b 、大主应力相对于竖轴的方向角 α 、偏应力比 η 分别按下式计算：

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2-1)$$

$$p' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} - u \quad (2-2)$$

$$q = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (2-3)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta} \right) = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma'_z - \sigma'_\theta} \right) \quad (2-4)$$

$$b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{\sigma'_2 - \sigma'_3}{\sigma'_1 - \sigma'_3} \quad (2-5)$$

$$\eta = \frac{q}{p} \quad (2-6)$$

根据试验的设计要求，预先给定四个参数的数值：试样体的平均主应力 p 、广义剪应力 q 、中主应力系数 b 、大主应力相对于竖轴的方向角 α 。将该四个参数带入下列式子计算出三个主应力：

$$\sigma_1 = p + \frac{2-b}{3\sqrt{b^2-b+1}} q \quad (2-7)$$

$$\sigma_2 = p + \frac{2b-1}{3\sqrt{b^2-b+1}} q \quad (2-8)$$

$$\sigma_3 = p - \frac{b+1}{3\sqrt{b^2-b+1}} q \quad (2-9)$$

然后将三个主应力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 和大主应力相对于竖轴的方向角 α 带入下列各式计算出各应力分量：

$$\sigma_z = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\alpha \quad (2-10)$$

$$\sigma_r = \sigma_2 \quad (2-11)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\alpha \quad (2-12)$$

$$\tau = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\alpha \quad (2-13)$$

再将各个应力分量带入下列各式求出试验中所需要独立施加的内侧压力 p_i 、外侧压力 p_o 、初始竖向荷载 W 和初始扭矩 M 。

$$p_i = \frac{(D+d)\sigma_r - (D-d)\sigma_\theta}{2} \quad (2-14)$$

$$p_o = \frac{(D+d)\sigma_r + (D-d)\sigma_\theta}{2} \quad (2-15)$$

$$W = \frac{\pi}{4} [\sigma_z(D^2 - d^2) - (p_o D^2 - p_i d^2)] \quad (2-16)$$

$$M = \frac{\pi}{12} \tau_{z\theta} (D^3 - d^3) \quad (2-17)$$

式中 D 、 d 为试样的初始外径和内径。

这样，在试验中对试样独立施加通过上述公式计算出的内侧压力 p_i 、外侧压力 p_o 、初始竖向荷载 W 和初始扭矩 M 就可以实现各种复杂的初始固结应力条件。

随后在对试验资料进行整理时，需要用到如下公式。平均应力与平均应变计算均与试样体的面积密切相关，因此需要用试验过程中测得的试样体体变 ΔV 、试样内腔室体变 ΔV_{in} 来计算出试样体在不同时刻的内径和外径。本文中下标 0 统一表示试验装样时初始的数值，下标 c 统一表示固结后的数值，下标 t 统一表示剪切过程中某一时刻的数值。

假定试验过程中试样体始终保持圆柱状，固结后试样体的内径与外径分别按下式计算：

$$d_c = \sqrt{\frac{\pi d_0^2 H_0 + 4\Delta V_{inc}}{(H_0 - u_{zc})\pi}} \quad (2-18)$$

$$D_c = \sqrt{\frac{\pi D_0^2 H_0 + 4\Delta V_{inc} - 4\Delta V_c}{(H_0 - u_{zc})\pi}} \quad (2-19)$$

式中， d_0 、 D_0 分别为试样的初始内径与外径； H_0 为试样的初始高度； ΔV_{inc} 为固结后试样的内腔体变； ΔV_c 为固结后试样的体变； u_{zc} 为固结后试样产生的竖向位移。

剪切过程中试样体的内径和外径分别按下式计算：

$$d_t = \sqrt{\frac{\pi d_c^2 H_c + 4\Delta V_{int}}{(H_c - u_{zt})\pi}} \quad (2-20)$$

$$D_t = \sqrt{\frac{\pi D_c^2 H_c + 4\Delta V_{int}}{(H_c - u_{zt})\pi}} \quad (2-21)$$

式中， H_c 为固结后试样体的高度， $H_c = H_0 - u_{zc}$ ； u_{zt} 为固结后试样产生的竖向位移。

剪切过程中试样体所产生的内径向和外径向位移分别按下式计算：

$$u_i = \frac{d_i - d_c}{2} \quad (2-22)$$

$$u_o = \frac{D_i - D_c}{2} \quad (2-23)$$

试样体的平均应力按下列各式计算：

竖向应力

$$\sigma_z = \frac{p_o D^2 - p_i d^2}{D^2 - d^2} + \frac{4W}{\pi(D^2 - d^2)} \quad (2-24)$$

径向应力

$$\sigma_r = \frac{p_o D + p_i d}{D + d} \quad (2-25)$$

环向应力

$$\sigma_\theta = \sigma_h = \frac{p_o D - p_i d}{D - d} \quad (2-26)$$

剪应力

$$\tau_{z\theta} = \tau_{\theta z} = \frac{12M}{\pi(D^3 - d^3)} \quad (2-27)$$

式中 d 、 D 分别为在不同状态下试样的内径与外径，分别按式(2-1)~(2-4)计算。

由单元体上的平均应力所确定的大主应力 σ_1 、中主应力 σ_2 和小主应力 σ_3 分别按下式计算

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_{z\theta}^2} \quad (2-28)$$

$$\sigma_2 = \sigma_r \quad (2-29)$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_{z\theta}^2} \quad (2-30)$$

由此得

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_{z\theta}^2} \quad (2-31)$$

试样体的平均应变按下列各式计算：

竖向应变

$$\varepsilon_z = \frac{u_z}{H_c} \quad (2-32)$$

径向应变

$$\varepsilon_r = -2 \frac{u_o - u_i}{D_c - d_c} \quad (2-33)$$

环向应变

$$\varepsilon_\theta = -2 \frac{u_o + u_i}{D_c + d_c} \quad (2-34)$$

剪应变

$$\gamma_{z\theta} = 2\varepsilon_{z\theta} = \frac{\theta(D_c^3 - d_c^3)}{3H_c(D_c^2 - d_c^2)} \quad (2-35)$$

式中 u_z 为剪切过程中试样品产生的竖向位移； θ 为剪切过程中试样品的扭转角位移。
 u_i 、 u_o 分别为剪切过程中试样品所产生的内径向和外径向位移，分别按式 (2-5) 和式 (2-6) 计算。

由单元体上的平均应变所确定的大主应变 ε_1 、中主应变 ε_2 和小主应变 ε_3 分别按下式计算

$$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_z + \varepsilon_\theta}{2} + \sqrt{(\varepsilon_z - \varepsilon_\theta)^2 + \gamma_{z\theta}^2} \quad (2-36)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_r \quad (2-37)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{\varepsilon_z + \varepsilon_\theta}{2} - \sqrt{(\varepsilon_z - \varepsilon_\theta)^2 + \gamma_{z\theta}^2} \quad (2-38)$$

$$\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2} = \sqrt{(\varepsilon_z - \varepsilon_\theta)^2 + \tau_{z\theta}^2} \quad (2-39)$$

由于试验体处于三向应力状态，分析其变形时需要用到广义剪应变来代替常规的轴向应变。广义剪应变 γ_g 的表达式为

$$\gamma_g = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2} \quad (2-40)$$

2.3.2 主应力方向角的定义

空心圆柱状试样体的应力状态如图 2-3 所示。其中大主应力方向相对竖轴的夹角称为大主应力方向角 α (或者叫做总大主应力方向角), 即

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta} \right) \quad (2-41)$$

在室内循环剪切试验中, 土样中一点在固结应力作用下将达到一个最终稳定的应力状态, 即施加循环荷载之前的应力状态称为初始固结应力状态。此时, 将单元体上大主应力方向与竖轴的夹角定义为初始大主应力方向角 α_0 , 即

$$\alpha_0 = \alpha_c = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta c}}{\sigma_{zc} - \sigma_{\theta c}} \right) \quad (2-42)$$

在循环荷载作用过程中, 土体受到循环剪切应力的往复作用, 这种循环荷载将对土体单元产生一个循环应力增量, 这时单元体上动大主应力方向与竖轴的夹角定义为动大主应力方向角 α_d , 即

$$\alpha_d = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\tau_{z\theta d}}{\sigma_{zd} - \sigma_{\theta d}} \right) \quad (2-43)$$

这三种角的相互关系如图 2-4 表示。

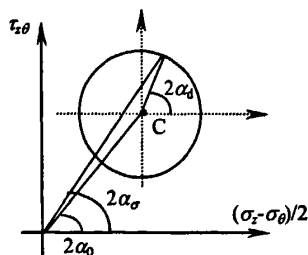


图 2-4 $\tau_{z\theta} - (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 主应力方向的定义

Fig. 2-4 Orientation of principal stress for general condition

2.4 试验内容

2.4.1 福建标准砂动扭剪试验

本文所有的试验均为应力控制试验。福建标准砂动扭剪试验的初始固结条件控制如下: 初始平均有效压力 $p'_{m0} = 100 \text{ kPa}$, 初始偏剪应力比 $\eta_0 = q_0/p'_{m0} = 0.43$, 初始主应力方向偏转角 $\alpha_0 (0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ)$, 中主应力系数 $b (0, 0.25, 0.5, 0.85, 1)$ 的三向非

均等固结不排水动扭剪试验 46 个，列于表 2-1 中。

表 2-1 动扭剪试验个数

Table 2-1 Numbers of cyclic torsional shear tests

α_0 \ b	0	0.25	0.5	0.85	1
0°	2	2	5	2	1
30°	1	1	3	1	1
45°	1	3	4	1	1
60°	1	1	4	1	1
90°	1	1	5	1	1

表 2-2 不同试验条件下固结阶段所施加的荷载大小及其组合

Table 2-2 Combination of applied loads during consolidation

b	$\alpha_0 / ^\circ$	p_{10}/kPa	p_{00}/kPa	W_0/kN	$M_{T0}/\text{N}\cdot\text{m}$
0	0	85.67	85.67	0.216	0
	30	82.08	87.82	0.135	3.82
	45	78.35	89.90	0.054	4.41
	60	74.92	92.12	-0.027	3.82
	90	71.33	94.27	-0.108	0
0.25	0	96.02	89.66	0.210	0
	30	92.05	92.05	0.120	4.24
	45	88.07	84.43	0.030	4.90
	60	84.10	96.82	-0.060	4.24
	90	80.12	99.20	-0.150	0
0.5	0	108.75	95.03	0.187	0
	30	104.14	97.52	0.094	4.41
	45	100	100	0	5.10
	60	95.86	102.48	-0.094	4.41
	90	104.97	91.72	-0.187	0
0.85	0	123.78	102.92	0.133	0
	30	119.95	105.22	0.046	4.09
	45	116.11	107.52	-0.040	4.72
	60	112.28	109.82	-0.127	4.09
	90	108.44	112.12	-0.214	0
1	0	128.67	105.73	0.108	0
	30	107.88	125.08	0.027	3.82
	45	121.5	110.03	-0.054	4.41
	60	117.92	112.18	-0.135	3.82
	90	114.33	114.33	-0.216	0

表 2-2 给出了不同试验条件下固结阶段所施加的荷载大小及其组合。表 2-3 给出了不同试验条件下大主应力 σ_1 ，中主应力 σ_2 ，小主应力 σ_3 及 $K_c=\sigma_1/\sigma_3$ 的值。

通过对比试验的结果表明：固结荷载的施加顺序、加荷速率、排水方式等均不同程度地对动力特性产生影响。本文采用的固结方式如下：在不排水条件下缓慢同时施加内外侧压力，到达预定加压值后，同时打开位于试样顶部和底部的排水阀，使试样上下界面同时排水固结。在此情况下，以固定速率缓慢施加竖向荷载和扭矩。完毕后排水固结 30min。图 2-5 给出了本文试验所采用的固结路径。

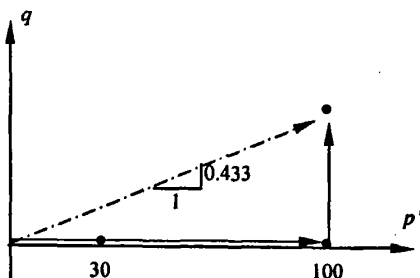


图 2-5 固结应力路径

Fig. 2-5 Stress path of consolidation

表 2-3 不同试验条件下固结阶段各主应力大小及 K_c 的值

Table 2-3 The number of principal stress and K_c during consolidation

b	σ_1	σ_2	σ_3	K_c
0	128.67	85.67	85.67	1.502
0.25	127.83	92.05	80.12	1.595
0.5	124.83	100	75.17	1.660
0.85	117.65	110.74	71.61	1.643
1	114.33	114.33	71.33	1.603

循环扭剪试验条件下，土单元体上的动大主应力方向角 α_d 总是发生 $-45^\circ\sim 45^\circ$ 的交替突变。在试验中只施加循环剪应力 τ_d ，循环应力路径在 $\tau_{z\theta}$ 与 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 应力平面内均为一条垂直方向线段。不同的初始固结条件，竖线的中心位置发生变化。下面以中主应力系数 b 为 0 的情况为例，给出不同初始主应力方向角的实测应力路径。图 2-6(a)、图 2-6(b)、图 2-6(c)、图 2-6(d)、图 2-6(e)给出了初始主应力方向角 α_0 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90° 情况下的实测应力路径。如图所示，各种情况下，土单元体上的动大主应力方向角 α_d 总是发生 $-45^\circ\sim 45^\circ$ 的交替突变，而总的大主应力方向角 α 则在一定范围内发生变化。

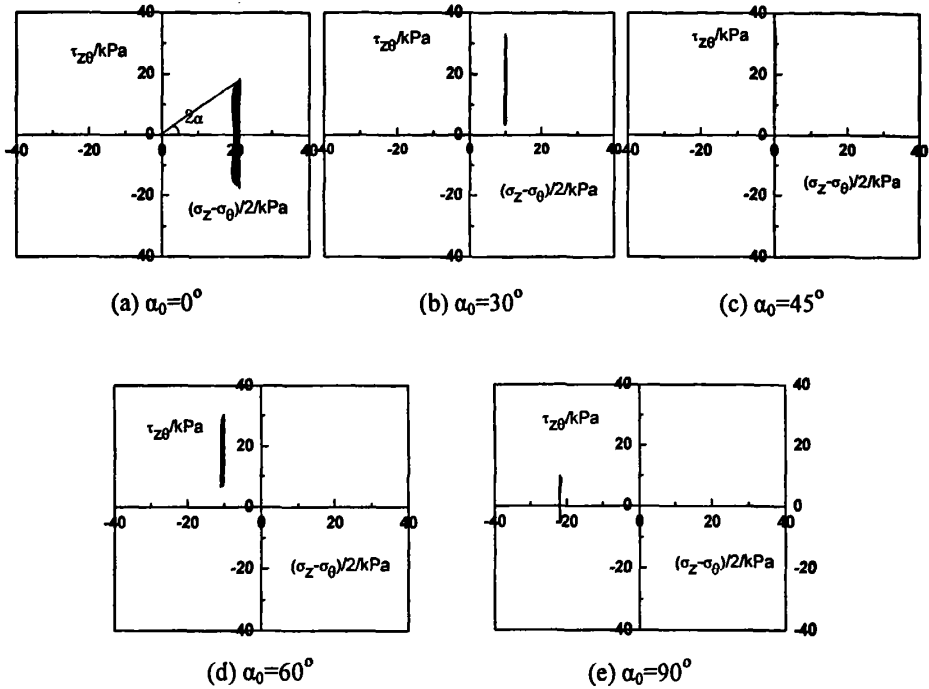


图 2-6 循环扭剪试验实测的应力路径
Fig. 2-6 Stress paths in cyclic torsional shear tests

2.4.2 福建标准砂竖向一扭转双向耦合剪切试验

初始固结条件控制如下：初始平均有效压力 $p'_{m0}=100\text{kPa}$ ，初始偏剪应力比 $\eta_0=q_0/p'_{m0}=0.43$ ，进行初始主应力方向偏转角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)，中主应力系数 $b(0.5)$ 试验 24 个。其他初始固结条件相应地参看表 2-2，表 2-3。

为了模拟海洋波浪荷载在无限厚度弹性海床中所形成的主应力轴连续旋转的循环应力条件，需要在试验中通过控制电控柜使得循环扭矩 M 比循环轴力 W 的相位滞后 90° ，并且使循环轴向应力幅值的一半 $\sigma_m/2$ 与循环扭转应力幅值 τ_m 保持相等。这样，单元体上的动大主应力方向角 α_d 总是在 $0^\circ\sim 180^\circ$ 之间连续变化，动主应力轴则发生连续的旋转，循环剪切应力路径在 $\tau_{z\theta}$ 与 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 应力平面内为圆形。图 2-7 中的(a)、(b)、(c)、(d)、(e)给出了初始主应力方向偏转角 α_d 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90° 时候的实测循环剪切耦合试验应力路径。

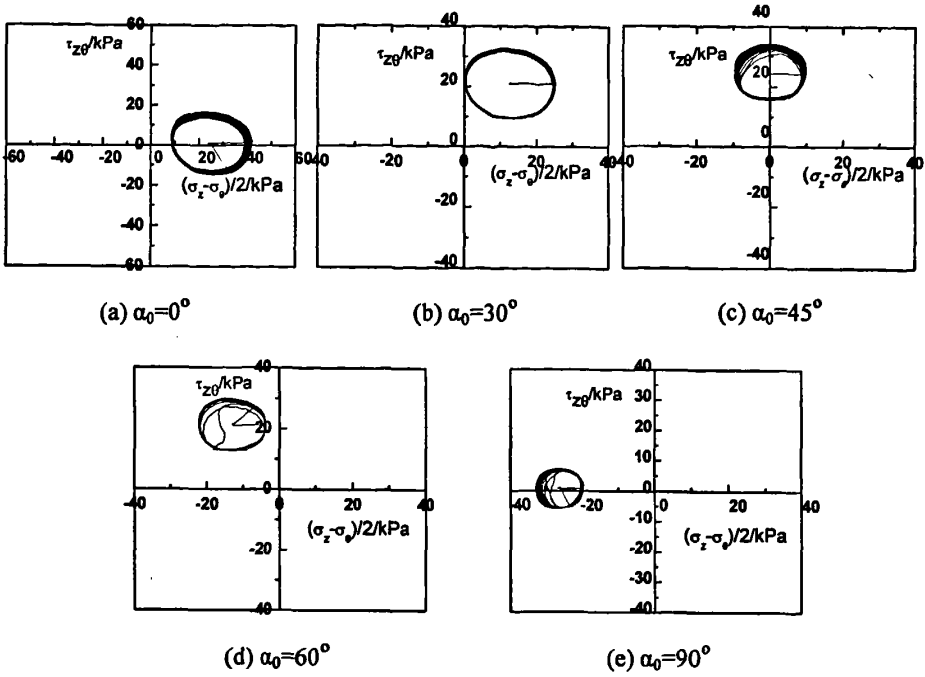


图 2-7 竖向-扭转多向耦合剪切试验实测应力路径

Fig. 2-7 Stress paths of in triaxial and torsional couple shear tests

第三章 三维应力条件下饱和松砂的孔压变化规律

3.1 概述

动荷作用下饱和砂土中孔隙水压力的产生、发展及其消散过程直接影响到土体的动力特性及其液化过程。在循环荷载作用下孔隙水压力的发展是影响饱和砂土变形与强度特性的根本原因。在实际工程中，土体经常处于复杂的初始固结状态，所受荷载形式也很复杂。因而，研究在复杂应力条件下土体的孔压的变化特性具有十分重要的理论意义与工程价值。

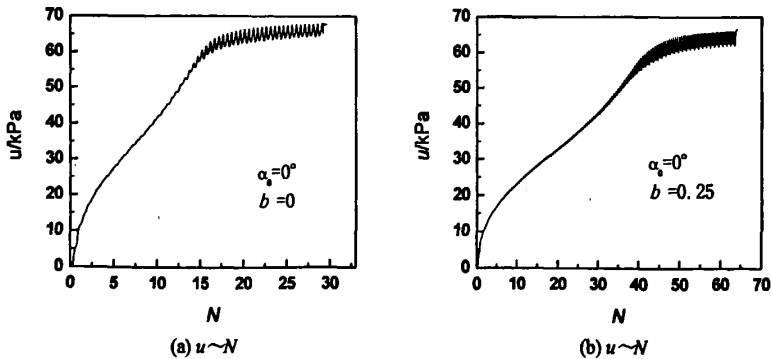
岩土材料在剪应力的作用下会产生塑性体变，称之为剪胀性(包含剪缩性)。这种性质对孔压的发展产生了重要的影响。在主应力轴连续旋转条件下孔隙水压力的发展规律也呈现新的特点。本章将从孔压产生发展的机理入手对这些问题进行讨论。

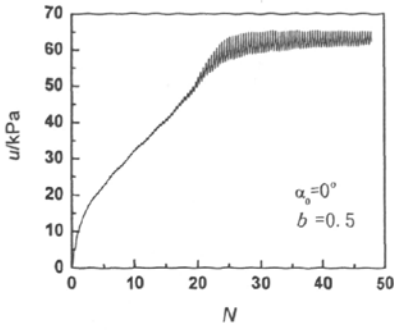
3.2 典型孔压时程曲线

第二章列出了本文进行的试验类型及数目。在不同的初始固结和加载条件下，饱和砂土动孔隙水压力的时程曲线有着不同的特点。下面针对两种试验类型，分别给出试验的典型时程曲线。

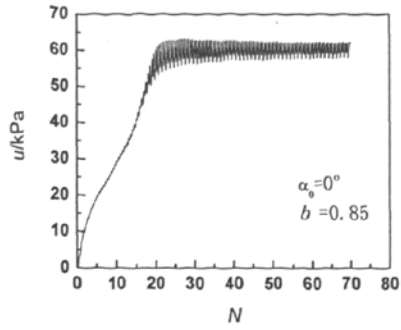
3.2.1 福建标准砂循环扭剪试验孔压时程曲线

本文针对福建标准砂进行的循环扭剪试验主要考查初始主应力方向角 α_0 与中主应力系数 b 这两个参数对孔压模式的影响。共进行了 5 种初始主应力方向偏转角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)，5 种中主应力系数 b (0 、 0.25 、 0.5 、 0.85 、 1) 的 25 类试验，每类试验给出一条典型孔压时程变化曲线。图 3-1 中 (a)~(y) 表达了这 25 条典型时程曲线。横坐标是试验实际进行的振次，纵坐标是孔隙水压力的实测值。

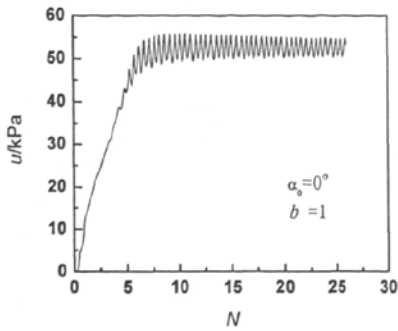




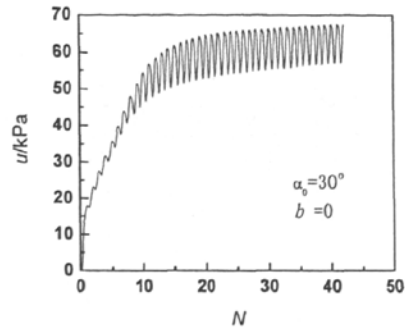
(c) $u \sim N$



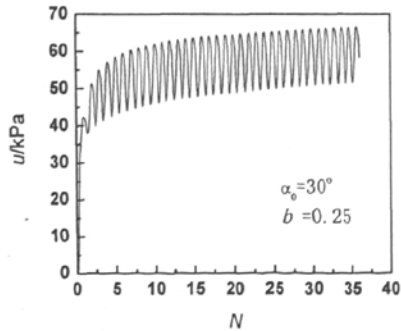
(d) $u \sim N$



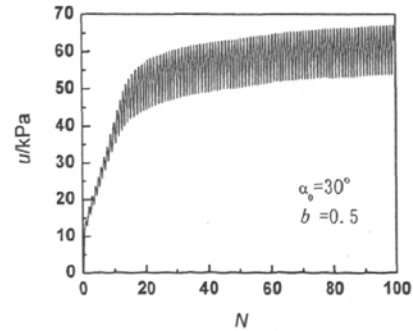
(e) $u \sim N$



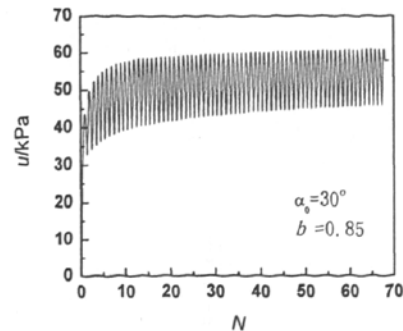
(f) $u \sim N$



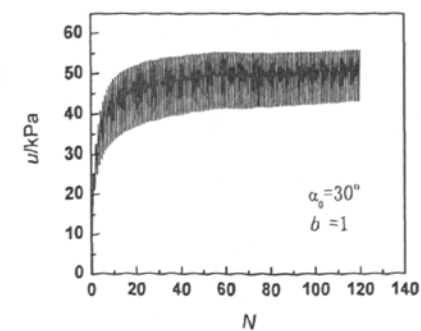
(g) $u \sim N$



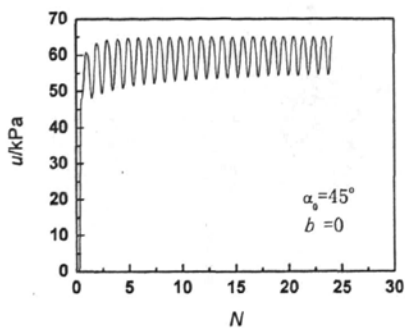
(h) $u \sim N$



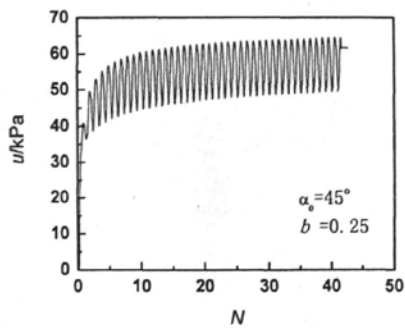
(i) $u \sim N$



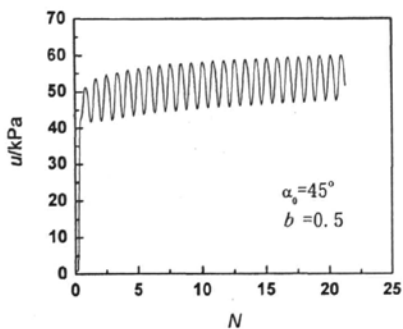
(j) $u \sim N$



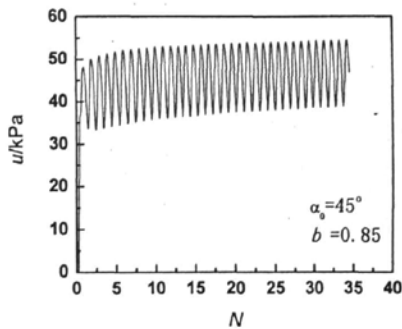
(k) $u \sim N$



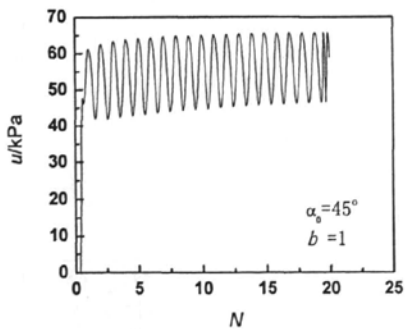
(l) $u \sim N$



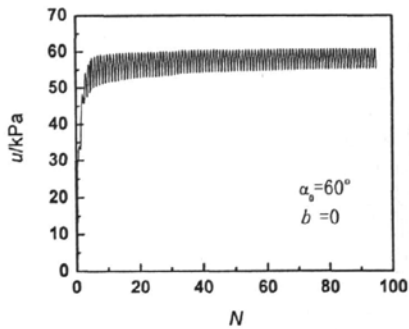
(m) $u \sim N$



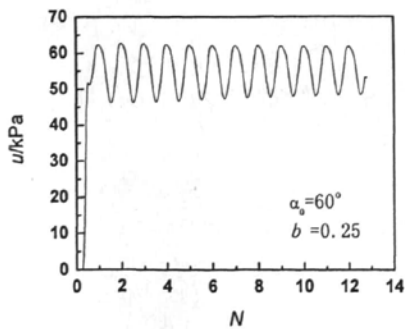
(n) $u \sim N$



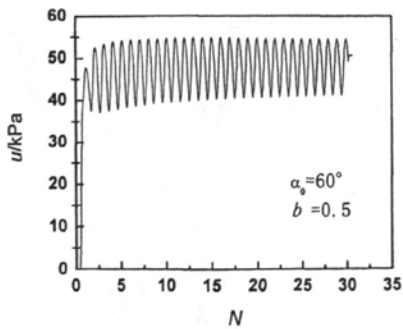
(o) $u \sim N$



(p) $u \sim N$



(q) $u \sim N$



(r) $u \sim N$

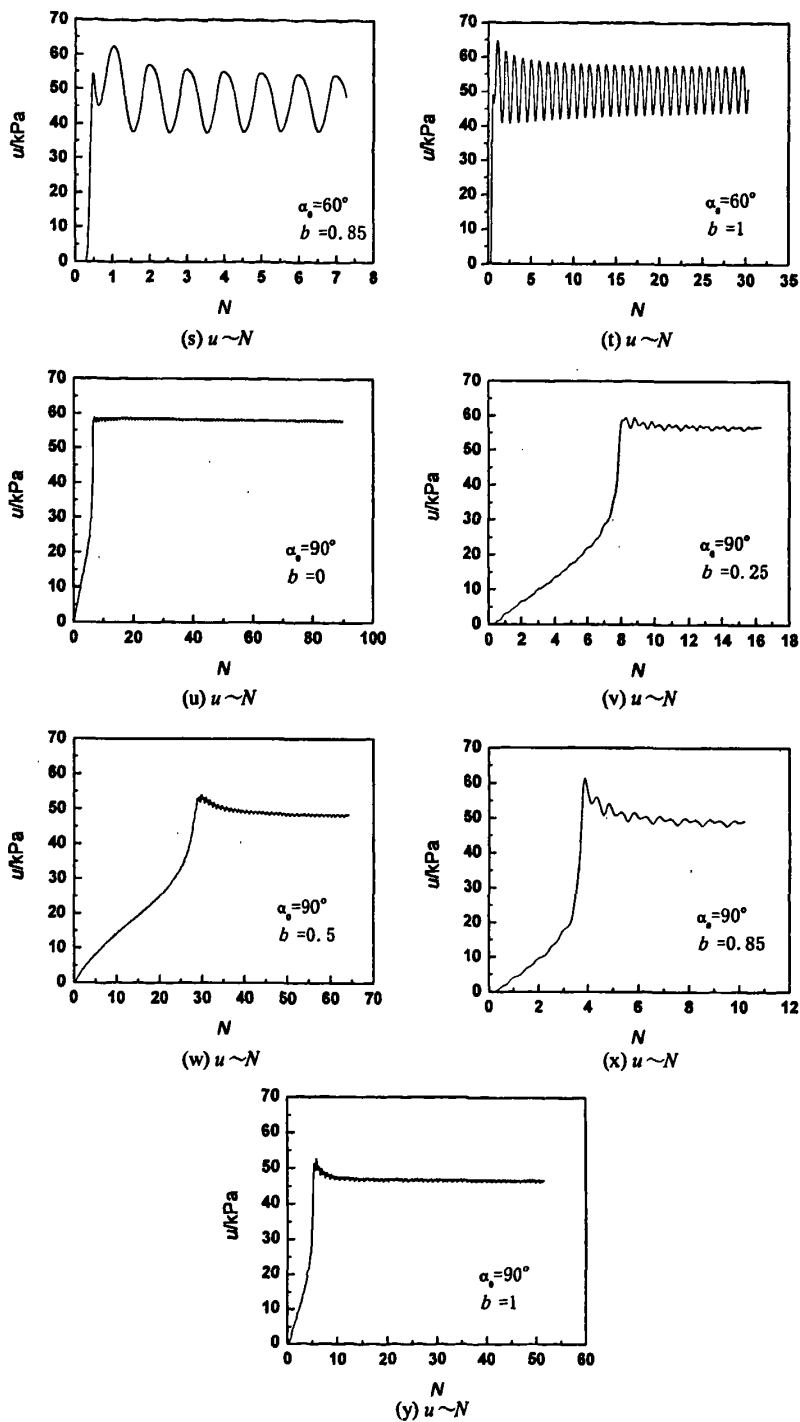


图 3-1 循环扭剪试验中不同初始固结条件下孔压时程曲线

Fig. 3-1 Experimental results of cyclic torsional shear tests

从所列出的各条孔压时程曲线中，可以看出：

无论在哪种情况下，随着动荷的不断作用，残余孔压最终会达到一个相对稳定的值，定义为稳定残余孔压 u_f 。

在非均等固结条件下，孔压的最大值不能达到初始平均有效应力 $p'_{m0}=100\text{kPa}$ ，不会产生液化现象。

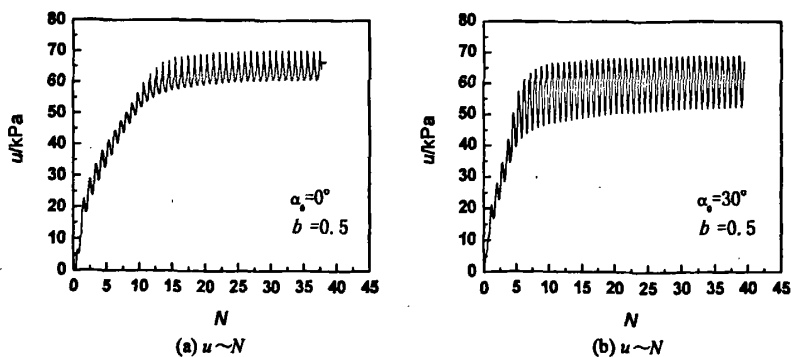
在初始主应力角 α_0 为 30° 、 45° 、 60° 情况下，在开始几周孔压累计增长速度非常快，很快就会达到稳定的波动状态，而在 α_0 为 0° 、 90° 情况下，孔压累积增长速度较慢，后者的增长速度还要低于前者，直到后来，孔压将会有快速增长阶段，然后再趋于稳定。

在初始主应力角 α_0 相同而 b 值不同的时候，孔压上升的趋势大致相同，而在 b 值相同，初始主应力角 α_0 不同的时候，孔压上升的模式有很大的差别，大体上体现出张建民等^[13]总结出的 A、B、C 型增长规律： α_0 为 30° 、 45° 、 60° 时表现出 A 型曲线， α_0 为 0° 时表现出 B 型曲线， α_0 为 90° 时表现出 C 型曲线。

在初始主应力角 α_0 (0° 、 30° 、 45°) 情况下，在动荷作用下，饱和砂土的残余孔压在不断的累积增长，孔压的增长具有荷载进程的单调增长性和瞬时的波动性。但是当初始主应力角 α_0 (60° 、 90°) 情况下，在动荷作用下，孔压的增长过程之中有时会出现一个峰值，然后趋于稳定。这种孔隙水压力的变化趋势与以往的研究结果存在不同。而且，很明显地，在初始主应力角 α_0 (90°) 情况下，孔压的波动性大大降低。

3.2.2 福建标准砂竖向一扭转双向耦合剪切试验孔压时程曲线

本文针对福建标准砂进行的竖向-扭转多向耦合剪切试验主要考查动主应力轴连续旋转对孔压模式的影响。一共进行了 5 种初始主应力方向偏转角 α_0 (0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)，1 种中主应力系数 b (0.5) 的 5 类试验，每类试验给出一条典型孔压时程变化曲线。图 3-2 中(a)~(e)表达了这 5 条典型时程曲线。横坐标是试验实际进行的振次，纵坐标是孔隙水压力的实测值。



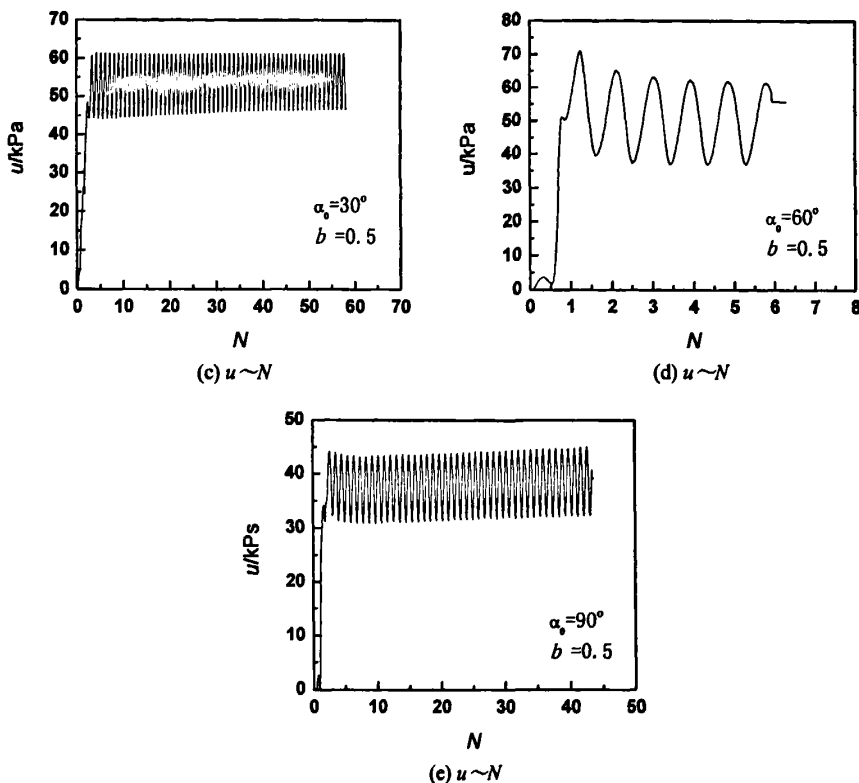


图 3-2 竖向-扭转多向耦合剪切试验孔压时程曲线
 Fig. 3-2 Experimental results of triaxial and torsional couple shear tests

从所列出的各条孔压时程曲线中，可以看出：

无论在哪种情况下，随着动荷的不断作用，残余孔压最终会达到一个相对稳定的值，定义为稳定残余孔压 u_r ，但是稳定残余孔压 u_r 随着初始主应力角 α_0 的增大而降低。

在非均等固结条件下，孔压的最大值不能达到初始平均有效应力 $p'_{m0}=100\text{kPa}$ ，不会产生液化现象。

初始主应力角 α_0 不同的时候，孔压上升的模式差别不是特别明显，大体上体现出张建民等^[13]总结出的 A 型增长规律。主应力轴的连续旋转使得初始主应力角的影响降低，孔压增长模式趋向一致。

与同种固结条件下动扭剪试验结果相对比：在初始主应力角 α_0 (30° 、 45° 、 60°) 情况下，两种循环加载方式导致的结果相差不大。但是当初始主应力角 α_0 (0° 、 90°) 情况下，孔压增长模式发生了显著的变化。初始主应力角 α_0 为 0° 时，对于动扭剪试验，如图 3-1(c) 开始阶段孔压波动很小，孔压稳步上升，对于耦合试验，如图 3-2(a)，从振动一开始孔压的波动就很明显，孔压并不是单调上升的，二者差别显著。初始主应力角 α_0 为 90° 时，

对于动扭剪试验,如图 3-1(w),开始阶段孔压波动很小,孔压单调稳步上升,发展缓慢,直到某一个半周,孔压直线上升达到峰值。对于耦合试验,如图 3-2(e),振动一开始,孔压就快速上升很快就达到稳定残余孔压值,然后尽管动荷不断施加,孔压不再上升。可见,主应力轴的连续旋转使得孔压增长速度加快。

3.3 孔隙水压力发展特性分析

3.3.1 初始主应力角 α_0 为 0° 时动扭剪试验孔压发展过程

初始主应力角 α_0 为 0° 时孔压发展规律与动三轴的试验成果^[30]有相似之处。从形态上看接近于 Seed 等^[31]的经验公式结果。但是,由于动扭剪试验过程中总的球应力不变,动孔压的变化就不会象常规动三轴试验那样受到球应力变化的影响,因而为直接研究剪胀剪缩特性提供了方便^[17]。

在不排水条件下,循环剪应力使得砂粒之间滑移,该滑移引起体应变,这种体应变必然导致一部分粒间力传递给水,使得孔隙水压力上升,从而引起有效应力的减少,土骨架将产生一定的弹性体积应变。由于不排水试验为常体积试验,根据体积相容条件,这种弹性体积应变必然为结构破坏所引起的塑性体积应变所抵消,即这种塑性体积应变与弹性体积应变的大小相等,方向相反。根据相容条件,可以得到

$$\frac{\Delta u n_e}{k_w} = \Delta \epsilon_{vd} - \frac{\Delta u}{E_r} \quad (3-1)$$

式中, k_w 是孔隙水的体变模量; n_e 是孔隙率; Δu 是孔隙水压力的增长量; $\Delta \epsilon_{vd}$ 为砂土塑性体积应变; $\overline{E_r}$ 为砂的一维卸荷曲线的切线模量。忽略孔隙水的体积变化,则

$$\Delta \epsilon_{vd} = \frac{\Delta u}{E_r} \text{ 或 } \Delta u = \Delta \epsilon_{vd} \times \overline{E_r} \quad (3-2)$$

式(3-2)给出了体应变与孔隙水压力之间的关系,因而可以通过对孔隙水压力变化的研究,来了解饱和砂土在动应力作用下的剪胀与剪缩情况。

这里,以图 3-1(a)为例,对初始主应力角 α_0 为 0° 砂土孔压时程曲线的发展过程进行分析。可以将砂土孔压上升过程分成三个阶段:

第一阶段:孔隙水压力单调上升阶段。这从第 1 周到第 12 周,孔压的发展只包括呈水平段的弹性剪切和孔压呈上升段的剪缩,没有下降阶段。如图 3-3(a)所示。

第二阶段:孔隙水压力波动上升阶段。从第 13 周到第 16 周半,孔压开始出现波动,

而且孔压的波动幅度逐步加大，剪胀和剪缩现象交替出现。这一阶段孔压发展迅速，仅仅 3 个半周，孔压就发展了 10 余个 kPa。

由于砂土体应变包括弹性体应变与塑性体应变，两者对孔隙水压力的贡献不一样。弹性体应变随着外荷载的变化而变化，呈现出正弦曲线的变化趋势，由其产生的孔隙水压力会随之波动变化，也表现为正弦曲线的变化趋势，而塑性体应变随振动次数的增加而不断积累，其引起的孔隙水压力不断积累，因而，从图 3-3(b)可以看出，孔隙水压力呈斜置的正弦曲线变化。

第三阶段：孔隙水压力稳定波动阶段。从第 16 周半到第 29 周，孔压的波动基本保持不变，孔压在剪应力的作用下继续上升，但是上升幅度减小，并且逐步趋于稳定。剪胀和剪缩现象交替出现。如图 3-3(c)所示

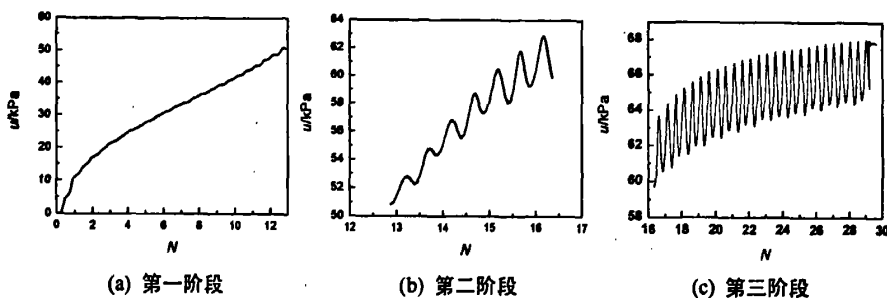


图 3-3 初始主应力角为 0° 时动扭剪试验孔压发展过程

Fig. 3-3 Stages of cyclic pore water pressure in cyclic torsional shear tests with α_0 of 0°

3.3.2 动扭剪试验中饱和砂土的剪胀剪缩特性

在完全排水条件下(有效应力条件下)，土体的剪胀、剪缩和弹性剪切可以直接表现为剪切过程中的体缩、体胀和零体应变特性，即可以直接由剪切体变的特性来反映。但是在不排水条件下，土的剪缩、剪胀及弹性剪切等特性可以通过孔隙水压力的增长、降低和不变来反映，它们实质上也是反映了土结构的破坏程度所可能引起的体应变势的大小。谢定义等^[10, 32]人在轴对称动三轴试验的基础上，根据动应力和动孔压之间相互关系的变化对这一问题进行了详细的研究。它将动应力和动应变同相位变化称为弹性剪切，将动应力的增长伴随着动孔压的增长称为剪缩，将动应力的增长伴随着动孔压的降低成为剪胀，将动应力反向前已出现剪胀，反向后出现更强烈的孔压上升称为反向剪缩。邵生俊^[17]对这一问题在动扭剪试验仪上进行了进一步的研究。本文通过孔隙水压力的变化来进一步研究初始大主应力方向角 α_0 的不同对饱和砂土剪胀剪缩特性的影响。考虑到初始主应力角 α_0 为 30° 、 45° 、 60° 时孔压增长模式的相似性，这里以 α_0 等于 30° 时的情况

进行分析。

3.3.2.1 初始主应力角 α_0 为 0° 时剪胀剪缩特性

图 3-4 给出了 $b=0.85$ 时动剪应力与孔压的关系曲线以及有效应力路径。图 3-4(a) 为振动开始第 1~5 周的情况。图 3-4(b) 为第 17 周的情况。图 3-4(c) 为整个过程的情况。

从图 3-4(a) 可以看出, 剪应力增加与降低都会产生孔压的上升, 开始振动前两周, 孔压上升较快, 对应于图 3-1(d) 中开始时上升阶段, 反映出剪应力开始施加, 土体受到压缩, 但土骨架结构仍然稳定, 水体受到压缩而使孔压上升, 此后孔压的上升过程趋于平稳, 这一过程中并无剪胀现象出现, 孔压始终保持上升状态。这对应于上述的孔压发展的第一阶段。

这种情况保持到第 15 周, 从 16 周开始, 出现了类似图 3-4(b) 中的情况, 但不够明显, 这里以 17 周为例, 可以看出: 1) A-B 段 随着剪应力的增加孔压同步增加, 土体处于剪缩状态, 这种情况保持到 B 点后发生了变化。2) B-C 段 B 点孔压发生了转折, 也就意味着土体的状态发生了变化, 从 B 到 C, 剪应力持续增加到最大值, 孔压却开始下降, 土体处于剪胀阶段。3) C-D 段 剪应力从最大值开始减小到 0, 孔压却出现了急剧的上升, D 点的孔压值高于 A 点的孔压值, 这种在荷载开始反向变化前出现剪胀, 反向变化后出现孔压迅速上升的现象称之为反向剪缩, 它是剪胀发生后, 土粒反向突出运动的结果。在反向剪缩阶段, 剪应力下降同样会引起剪缩现象的产生。至此, 剪应力的正半周循环结束。4) D-E 段 仍为剪缩, E-F 段 为剪胀, F-G 段 为反向剪缩。

由此可见, 正是由于剪胀的存在使得孔压不能持续单调的上升, 而由于反向剪缩的存在使得在经过一个应力循环后孔压的整体趋势上升即残余孔压上升。这一阶段孔压经历了剪缩—剪胀—反向剪缩—剪缩这样反复的循环过程, 残余孔压不断上升, 对应于上述孔压发展的第二阶段。

从图 3-4(c) 可以看出, 在孔压发展的最后, 在 M-N 之间, 反向剪缩逐渐消失, 随之是剪胀剪缩的交替出现, 这使得孔压持续上升的能力消失, 残余孔压不再增长。孔压稳定波动在一定幅度内, 对应于上述孔压发展的第三阶段。从中不难看出, 正是由于砂土的剪胀程度的不断加大, 抑止了反向剪缩的发展程度, 二者趋向平衡, 才使得偏压固结条件下, 砂土的孔压不能发展到初始有效应力, 不会出现液化现象。

图 3-4(d) 给出了这种试验条件下的有效应力路径。土中所列各点对应于图 3-4(c) 中同名各点。可以通过有效应力的减小量来反映孔压的增加值。土体最终的有效应力不再降低, 原点到 M、N 的两条射线规定了有效应力的状态边界面。

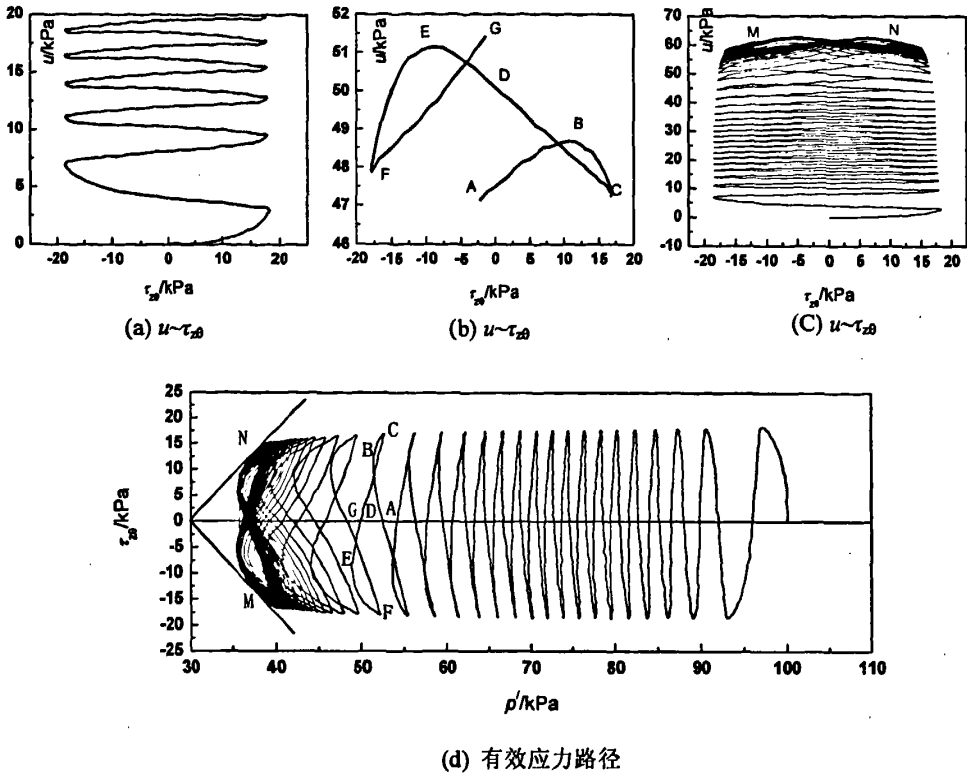


图 3-4 初始主应力角为 0° 时土体剪胀剪缩变化

Fig.3-4 Changes of shear contraction and dilatation of sample with α_0 of 0°

3.3.2.2 初始主应力角 α_0 为 30° 时剪胀剪缩特性

图 3-5 给出了 $b=0.25$ 时动剪应力与孔压的关系曲线以及有效应力路径。图 3-5(a) 为振动开始第 1~5 周的情况。图 3-5(b) 为第 3.5 周到 4.5 周的情况。图 3-5(c) 为整个过程的情况。

从图 3-5(a) 可以看出，剪应力增加与降低都会产生孔压的上升，开始振动第一周，孔压就快速上升，然后微幅下降，对应于图 3-1(g) 中开始阶段，反映出剪应力开始施加，土体受到压缩，土骨架结构在这一瞬间发生破坏，土体内部应力状态的变化致使砂土的细观结构发生变化，水体受到压缩而使孔压急剧上升。随后孔压的上升过程趋于平稳。在振动的第一周就出现了剪胀现象。从第二周开始剪应力上升孔压降低，剪胀现象出现，随即剪应力下降，孔压上升，出现反向剪缩，从图 3-5(b) 中可以清晰的看到这一点。从图 2-6(b) 所显示的应力路径我们可以看到在初始主应力角 α_0 为 30° 时，剪应力始终为正值，不可能正负交替，因此，使土体只存在剪胀—反向剪缩的交替变化，反映在孔压的整体水平的不断提高。与初始主应力角 α_0 为 0° 时的情况有所不同。

从图 3-5(c)可以看出, 在孔压发展的最后阶段, 剪胀的程度不断增加, 反向剪缩程度降低, 导致的孔压上升的幅度愈来愈小, 最终达到一个极限状态, 残余孔压不再进一步发展。图 3-5(d)给出了有效应力路径。有效应力的减小量反映孔压的增加值。土体最终的有效应力不再降低, OM 线规定了有效应力的状态边界面。

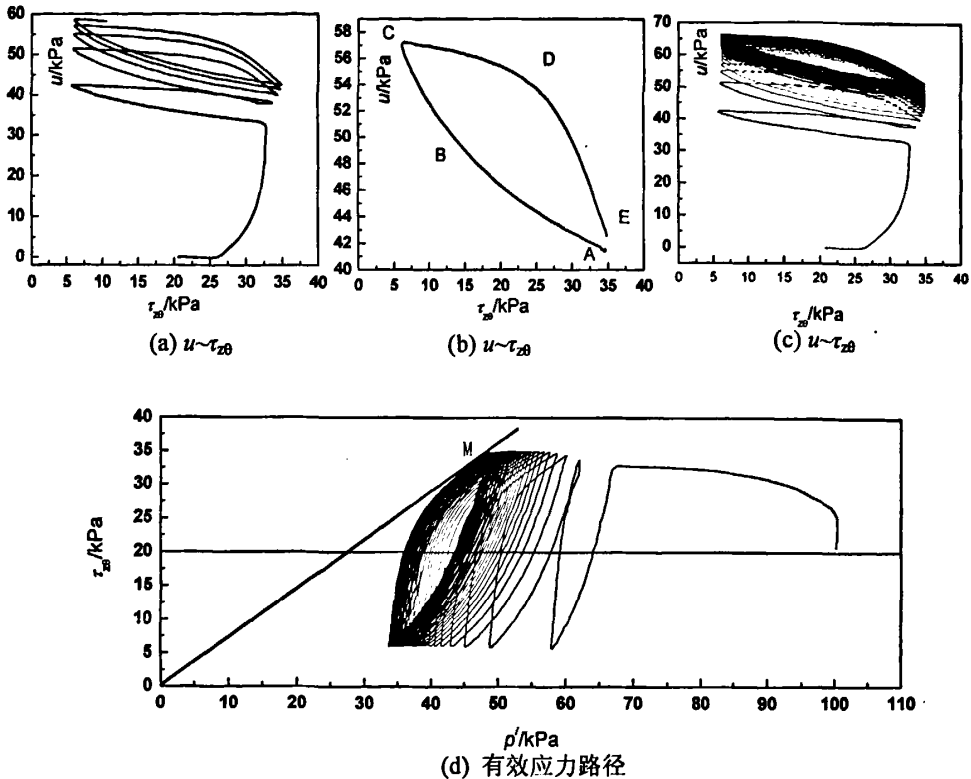


图 3-5 初始主应力角为 30° 时土体剪胀剪缩变化

Fig.3-5 Changes of shear contraction and dilatation of sample with α_0 of 30°

3.3.2.3 初始主应力角 α_0 为 90° 时剪胀剪缩特性

图 3-6 给出了 $b=0.25$ 时动剪应力与孔压的关系曲线。图 3-6(a)为整个过程的情况。图 3-6(b)为第 14 周的情况。

从图 3-6(a)可以看出, 开始振动前 7 周, 孔压上升比较平稳, 对应于图 3-1(v)中开始阶段, 这一过程中并无剪胀现象出现。第 8 周, 孔压发生了急剧的上升, 反映出土体的结构此刻发生了剧烈的变化, 土颗粒进行重新排列使得土体内部产生相应的应力状态来维持颗粒骨架的平衡。由于孔压的剧烈上升, 这也就使得这种情况下土体的抗剪强度大大降低了^[33]。就在这个周内孔压上升了 30kPa 左右, 孔压整体升幅的一半在这一周内完成。图 3-6(b)显示的是振动第 14 周时的情况。根据前面的分析, A-G 之间分别是: 剪缩—剪胀—反向剪缩—剪缩—剪胀—反向剪缩的变化过程。这与初始主应力角 α_0 为 0°

时的情况相类似。值得注意的是，图 3-6(a)在第 8 周当剪应力为负的最大值的一瞬间，孔压出现了直线上升，接着，剪应力转向，孔压仍然保持惯性上冲，一直当剪应力达到正向最大值的时候，孔压达到峰值点。在剪胀的影响下孔压随后出现了下降，然后稳定在某一个水平。与初始主应力角为 0° 时的情况不同。

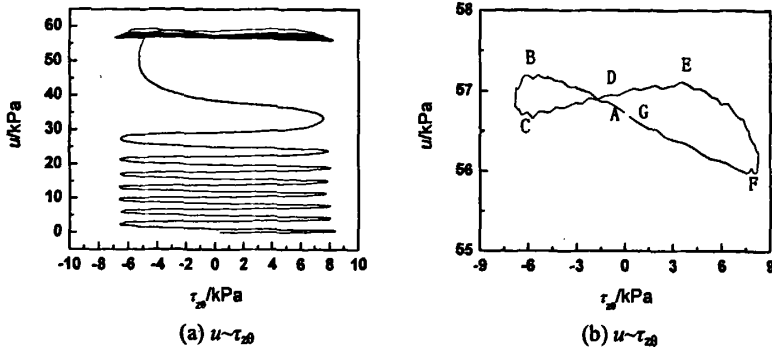


图 3-6 初始主应力角为 90° 时土体剪胀剪缩变化

Fig. 3-6 Changes of shear contraction and dilatation of sample with α_0 of 90°

综合上述三种情况，可以得出结论：

剪缩使得土体的孔压上升，剪胀的存在使得孔压不能持续单调的上升，而由于反向剪缩的存在使得在经过一个应力循环后孔压的整体趋势上升即残余孔压上升，孔压获得了持续上升的能力。偏压固结条件下，饱和砂土在动荷作用下处于交替的剪胀—剪缩状态之中，使得孔压不能发展到初始有效应力。

此外，在这三种情况中，都存在反向剪缩阶段，也就是，动剪应力虽然减小，孔压却上升，意味着体变减小，发生了卸荷体缩，显然，这是与经典的弹性力学理论相矛盾的，在弹性力学中一般认为：卸荷之后体积应该发生回弹，体变增加而不是减少。许多科研人员已经注意到卸荷体缩的问题，Shanto 等^[34]、张建民^[35]的砂土循环扭剪试验表明：土的剪胀有一部分是可以恢复的。矫德全等^[36]将土的卸荷体缩归因于土的次生各向异性，李广信等^[37]认为土的卸荷体缩与此前的剪胀存在联系，根源于剪胀变形的可恢复性。认为土受到剪切荷载发生体胀时，土颗粒从位能较低的稳定状态变到不稳定的高能状态，剪应力的卸除，土颗粒力图恢复到原来的位置，体积缩小，认为卸荷体缩与试验的应力路径和边界条件有关。刘元雪等^[38]从土的各向异性角度对土的可恢复剪胀现象进行了研究，认为土的可恢复剪胀至少可部分归因于土的各向异性引起的弹性剪胀变形，随着土体应力诱导各向异性的增大，土体的弹性剪胀也增大。并认为土的卸荷的条件取决于应力增量比，给出了土体出现卸荷体缩的区域。认为只要满足条件，任何土体都会出现卸荷体缩现象。完善土体各向异性的描述是给出土的可恢复性剪胀现象合理描

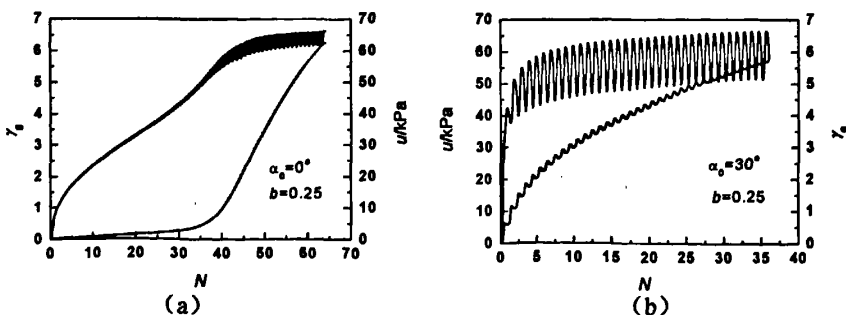
述的一种可能途径。

3.3.3 动扭剪试验中的孔压与广义剪应变的关系

饱和砂土作为一种散粒体介质，它由相互接触的土颗粒和孔隙水体组合而成。对于大多数砂土来说，在外部荷载作用下土颗粒和水体本身的变形模量远大于土骨架的变形模量，因此，一般情况下可以认为砂土受荷以后的变形主要来源于土颗粒的运动和重新排列，土体内部要产生相应的应力状态来维持颗粒骨架的平衡。由于土体内部应力状态的变化致使砂土的细观结构发生变化，表现出颗粒与颗粒之间的挤压、脱落、滑移、滚动等多种运动变化，在宏观上则产生压缩、拉伸、膨胀等变形特征。在这一变形发展过程中，颗粒骨架和孔隙流体之间出现相互拖曳、吸附及排斥等一系列复杂的运动变化，如果这时砂土体内部或者外界渗流边界的排水受阻，砂土孔隙水压力与土骨架应力之间就会发生相互演化。因此，孔隙水压力产生的根源在于土骨架间水体的受压，其发展过程又必然与土体的变形过程相联系。

在本文的试验中，试样体既产生轴向应变，也产生剪应变，还产生环向应变和径向应变，需要综合考虑各种应变的共同作用效果，因此采用广义剪应变来进行研究。广义剪应变 γ_g 的表达式如公式(2-40)所示。

以 $b=0.25$ 时的情况为例，将不同初始主应力角情况下，孔压、广义剪应变与振次的关系表示在图 3-7 中。横坐标为振次，纵坐标分别为孔压和广义剪应变。从图 3-7(a)、(e) 可以看到，振动开始后广义剪应变发展缓慢，此时孔压平稳发展，单调上升。从某一时刻开始这种平衡被打破，广义剪应变迅速上升，相应的孔压亦产生剧烈的波动。当孔压达到极限状态后，尽管变形不断发展，但是孔压维持在一定的水平。从图 3-7(b)、(c)、(d) 可以看到，振动一开始广义剪应变就快速发展，孔压亦立刻上升到较高的程度，反映出振动的一开始土骨架结构原有的平衡就被打破，变形迅速发展，孔压却很快进入平衡稳定阶段。从中，可以看出孔压与广义剪应变之间有着密切的关系。本文第四章对此进行了专门的讨论。



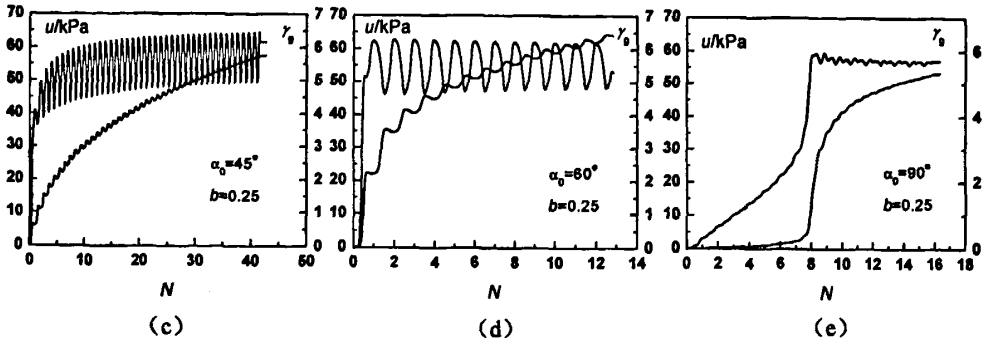


图 3-7 不同初始固结条件下孔压、广义剪应变与振次的关系

Fig. 3-7 Variation of pore water pressure as well as of generalized shear strain with number of cycles under different consolidation conditions in cyclic torsional tests

3.3.4 动主应力轴旋转条件下的孔压特性

以初始大主应力方向角为 0° 情况为例。图 3-8(a) 为大主应力方向角 α 与有效球应力 p' 之间的关系。图 3-8(b) 为动大主应力方向角 α_d 与有效球应力 p' 之间的关系。产生的孔隙水压力可以由有效球应力的减小量来反映。图 3-8(c) 给出了试验的应力路径。图 3-8(d) 是振动 1~5 周大主应力角、孔压与振次的关系。

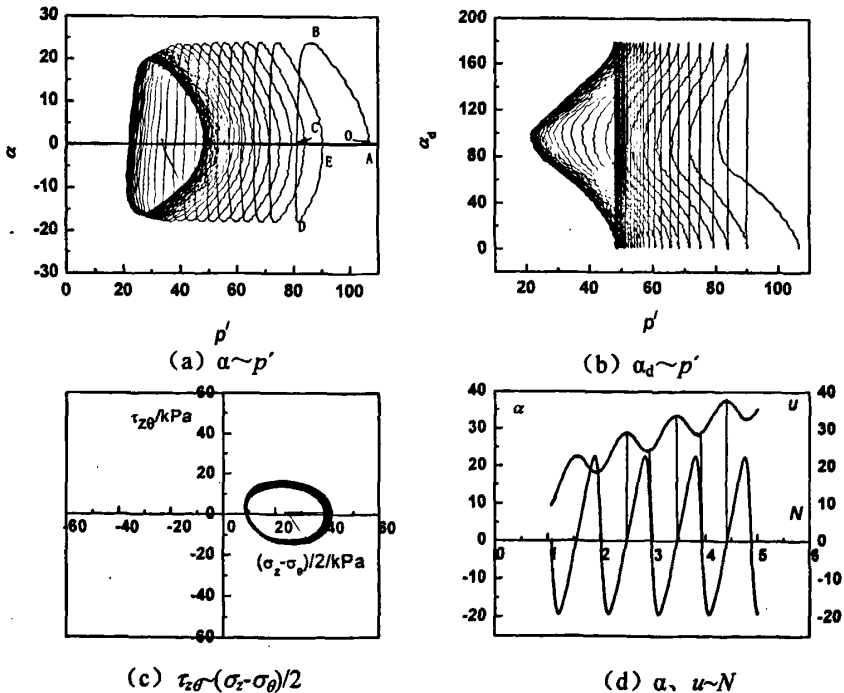


图 3-8 竖向-扭转多向耦合剪切试验结果

Fig. 3-8 Experimental results of triaxial and torsional couple shear tests

在竖向一扭转多向耦合剪切试验中，需要通过控制电控柜使得循环扭矩 M 比循环轴力 W 的相位滞后 90° ，并且使循环轴向应力幅值的一半 $\alpha_m/2$ 与循环扭转应力幅值 τ_m 保持相等。

从图(a)可以看出：1)图中的 A-B 段，大主应力方向角 α 从 0° 到正向最大值，有效球应力下降，孔隙水压力开始上升，幅度比较大；2)图中的 B-C 段， α 从最大值降低到 0° ，孔隙水压力仍然上升，但是升幅明显转小。总体说来，从 A 点到 C 点，平均有效应力在不断地减小，残余孔压不断地上升，达到这一循环的幅值，土体处于剪缩状态；3)图中的 C-D 段，大主应力方向角 α 开始转向， α 从 0° 到负向最大值，有效球应力上升，孔隙水压力下降，但是降幅不大。4)图中的 D-E 段，当 α 从负向最大值上升到 0° 时，孔压下降幅度加大。但是小于孔压上升幅度，这时土体处于剪胀状态。图中 A-E 的过程完成了一个应力循环，总体来说，有效应力降低，残余孔压上升。在这个循环中 C 处为波峰，E 处为波谷。 α 为 0° 时，孔压处于波峰或者波谷的位置。这一点从图中可以看出。从图(b)可以清楚地看出：动大主应力方向角 α_d 总是在 $0^\circ\sim 180^\circ$ 之间进行变化，动主应力轴发生了连续不断的旋转。在这样一个循环中，当 α_d 在 $0^\circ\sim 90^\circ$ 之间变化时，有效球应力 p' 开始下降，即孔隙水压力开始上升，当 α_d 上升到 90° 的时候，对应于图(a)中的 C 点，孔压上升为这一循环的峰值，随后，有效球应力 p' 开始上升，孔隙水压力开始下降，当 α_d 上升到 180° 的时候，对应于图(a)中的 E 点，孔压下降为这一循环的最低值。

从图(a)和图(b)均可以看出，在一个应力循环中，孔压的波峰与波谷交替出现，也就是说剪胀与剪缩交替出现。并且剪缩的程度高于剪胀的程度，反映在孔压的变化上就是残余孔压的不断上升。但是逐渐地，剪胀的程度越来越大，到最后与剪缩的程度一致，残余孔压不再上升。值得注意的是：在振动第一周开始剪胀剪缩现象就十分明显，这相对于初始主应力方向角 α_0 为 0° 时的动扭剪试验结果存在明显的不同，而且，在主应力轴旋转条件下，孔压的波动幅度明显加大，但是二者的残余孔压值比较接近。

3.4 结语

采用新研制的土工静力—动力液压三轴—扭转剪切仪，针对福建标准砂，在相对密度 $D_r=30\%$ 的松散状态下，在三向非均等固结条件下，进行了 5 种不同初始主应力方向角与 5 种不同中主应力系数组合的循环扭剪试验，进行了固定某一中主应力系数的 5 种不同初始主应力方向角的竖向一扭转多向耦合剪切试验（相位差为 90° ）。本章给出了这些试验的典型孔压时程曲线，从孔压产生机理角度对孔压特性进行了分析，得到如下主要结论：

(1) 对于动扭剪试验，不同的初始主应力方向角对孔压发展模式存在显著的影响，中主应力系数对孔压发展模式的影响不明显。对于竖向一扭转双向耦合剪切试验，不同的初始主应力方向角对孔压发展模式影响不显著。

(2) 非均等固结条件下，无论采用何种加荷方式，残余孔压最终会达到一个相对稳定的值，定义为稳定残余孔压 u_f 。其原因是由于剪胀剪缩的发展程度趋向一致，使得孔压不能发展到初始有效应力，从而不能够液化。

(3) 主应力轴连续旋转条件下，剪胀剪缩趋势更加明显，孔压的波动幅度加大。

第四章 三维应力条件下饱和松砂的孔压模式

4.1 概述

我国学者黄文熙^[39]、汪闻韶^[40]首先进行了振动荷载作用下饱和砂土孔隙水压力增长和扩散变化规律的研究,这一开创性的工作揭示了土的强度和变形特性与有效应力的本质关系。目前,关于砂土振动孔压的发展的研究成果可以归纳为以揭示饱和砂土动孔压平均发展过程为目的的平均过程理论和以揭示饱和砂土动孔压瞬态变化发展过程为目的的瞬态波动过程理论两类^[8,9]。一般将已经提出的多种理论和方法按其孔压相联系的主要特征分为应力模型、应变模型、能量模型、内时模型、有效应力路径模型和瞬态模型。

在应力模型中,一般以残余孔压为研究对象,即忽略孔压瞬时变化的细节,把砂土实际孔隙压力的增长或者下降过程简化为平稳的上升与下降过程,试图去描述孔隙压力总体发展趋势,采用一条可以反映孔压平均发展过程的曲线来代替孔压的实际波动曲线,这是一种平均过程理论的研究思路。这种思路最早可以追溯到 20 世纪 50 年代前苏联学者的动力渗透理论,他建立了一维条件下动孔隙压力的产生和消散的公式,汪闻韶进一步把这一理论推广到三维问题。70 年代中, Martin^[14]等在考虑平均孔隙压力增量等于平均体积收缩量乘上回弹模量的基础上提出了一维振动液化问题的有效应力分析方法,沈珠江把它推广到二维问题,并提出了有关平均过程理论的完整的概念^[41,42,43]。Seed 等根据动三轴试验成果,提出了一个适用于均等固结条件下孔压比与循环振次比之间有反正弦函数关系的曲线模型,该模型应用广泛,是应力模式的典型代表。Finn 等考虑了固结比及初始静剪应力的影响,对此进行了修正。此后,有众多学者,受此建模思想的启发,开展了研究工作。徐志英、刘颖、王志良、Dobry、沈珠江、王田颂、石桥、何广讷、石兆吉、李万明、沈瑞福、王洪瑾、付磊、郭莹等都开展了大量的富有创造性的研究工作。他们基于某种特定的土动力学试验成果,将振动孔隙水压力与振次等特性指标相联系,通过数学拟合的方法来建立某种经验关系。

应变模型的共同特点是将孔压与某种应变联系起来。一种是采用排水时的体应变,如 Martin、Finn 和 Seed^[14]将饱和砂土在不排水条件下的孔隙水压力增量与其在排水条件下体积应变的增量之间建立了联系。另外一种是将孔压与剪应变联系起来。Dobry 等^[44]发现循环荷载下饱和砂土的孔压增长与循环剪应变有很好的相关性。沈瑞福等人研究了广义剪应力与孔隙水压力之间的关系,振动中孔隙水压力的发展可以表示为线应变的

函数。在简单的应力状态下，可表示为轴向残余应变的函数；在复杂应力状态下，则可表示为残余八面体剪应变的函数。通过对试验资料的回归分析，建立了孔隙水压力与广义剪应变的关系。

本章将延续这样的研究思路，通过对数据的回归分析，寻找合理的函数表达式及参数的确定方法，分别建立饱和砂土的不排水孔压增长应力模式与应变模式。此外，本文将通过对孔压初始固结应力状态和循环荷载类型的分析，寻求对不同增长模式的合理的解释，从而为发展合理而实用的，适用于复杂应力条件下动偏应力偏应变关系的孔压计算模型提供必要的试验数据和理论依据。

4.2 稳定残余孔压研究

在本文对孔压模式的研究中，主要以残余孔压为研究对象，即忽略孔压瞬时变化的细节，把砂土实际孔隙压力的增长或者下降过程简化为平稳的上升与下降过程，试图去描述孔隙压力总体发展趋势，采用一条可以反映孔压平均发展过程的曲线来代替孔压的实际波动曲线。下面分别以福建标准砂循环扭剪试验中 $\alpha_0(30^\circ)$, $b(0)$ 和 $\alpha_0(90^\circ)$, $b(0.25)$ 两种情况为例来说明这种描述方法，如图 4-1(a)、(b)所示，时程曲线是不断波动上升的，残余孔压曲线是平稳发展的。这样研究的结果是便于用比较简单的函数形式表达试验结果。

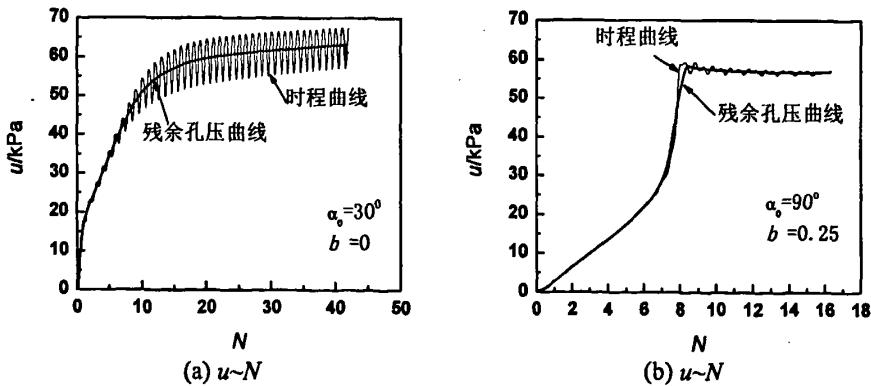


图 4-1 孔压的波动过程与平均过程

Fig. 4-1 The time record and average simulation of cyclic pore water pressure

从第三章图 3-1(a)~(y), 3-2(a)~(e)中可以看出无论在动扭剪试验还是在耦合剪切试验中，在非均等固结条件下，孔压发展最终会稳定在某一个水平上，残余孔压不再增长。

把残余孔压的极限值定义为稳定残余孔压,用符号 u_f 来表示。同时,把在一次循环波动中瞬时孔压所能达到的最大值定义为振动峰值孔隙水压力,用符号 u_m 来表示。将在外荷载作用下,孔压所能达到的最大值定义为峰值孔压,用符号 u_{max} 来表示,它是 u_m 集中的最大值。

4.2.1 循环扭剪试验中的稳定残余孔压

一般认为非等向固结条件下,孔压的极限值可以表达为

$$u_f = \sigma_3 \left[\frac{1 + \sin \phi'_d}{2 \sin \phi'_d} - \frac{1 - \sin \phi'_d}{2 \sin \phi'_d} K_c \right] \quad (4-1)$$

这个公式是根据极限平衡理论得到的。其中 ϕ'_d 为动荷载下的有效内摩擦角,根据动力试验的试验结果得到,也可用静载下的有效内摩擦角 ϕ' 近似代替。这一结果主要反映了固结比的影响。

但是在本文的试验条件下,经研究发现,剪应力的幅值对稳定残余孔压存在影响;而且,在固结比一定、小主应力一定的情况下,不同的初始主应力方向角同样会导致稳定残余孔压发生变化。

4.2.1.1 循环剪应力的幅值对稳定残余孔压的影响

表 4-1 列出了初始的中主应力系数 $b=0.5$, 初始主应力角 α_0 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90° 情况下剪应力与稳定残余孔压的数值。在试验进程中,剪应力的幅值的大小并不是完全不变的,因为随着动孔压的不断上升,土由于软化,逐渐发展到破坏,动剪应力逐渐衰减,剪应力的幅值减小^[45,46]。因此,这里的剪应力一般取第三~第五循环时的剪应力幅值。

表 4-1 $b=0.5$ 时动扭剪试验的剪应力与稳定残余孔压

Table 4-1 Values of shear stress and residual pore water pressure with b of 0.5 in cyclic torsional tests

α_0 ($^\circ$)	名称	$\tau_{z\theta}$ /kPa	u_f /kPa	α_0	名称	$\tau_{z\theta}$ /kPa	u_f /kPa
0°	Dpn0-100-1	19.71	61.57	30°	Dpn30-100-1	15.38	64.08
	Dpn0-100-2	18.50	60.55		Dpn30-100-2	12.91	60.91
	Dpn0-100-7	21.24	65.40		Dpn30-100-3	14.43	62.91
	Dpn0-100-10	19.76	62.93				
	Dpn0-100-12	19.37	63.30				
45°	Dpn45-100-1	11.46	54.27	60°	Dpn60-100-1	7.82	51.55

	Dpn45-100-2	11.87	53.50		Dpn60-100-2	10.78	50.05
	Dpn45-100-3	10.86	56.11		Dpn60-100-3	12.47	48.11
	Dpn45-100-4	12.75	53.95				
90°	名称	$\tau_{z\theta}$ /kPa	u_f /kPa	90°	名称	$\tau_{z\theta}$ /kPa	u_{max} /kPa
	Dpn90-100-1	7.53	50.60		Dpn90-100-1	7.53	63.28
	Dpn90-100-3	7.26	49.33		Dpn90-100-3	7.26	57.03
	Dpn90-100-5	6.92	48.31		Dpn90-100-5	6.92	54.34
	Dpn90-100-8	7.86			Dpn90-100-8	7.86	68.70

图 4-2(a)-(e)分别给出了初始主应力角 α_0 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90° 情况下，稳定残余孔压与剪应力之间的关系。可以看出，在初始主应力角 α_0 为 0° 、 30° 、 90° 情况下，较大的剪应力对应于较大的稳定残余孔压，二者之间为正向的线性关系。在初始主应力角 α_0 分别为 45° 、 60° 情况下，随着剪应力的增大稳定残余孔压降低，二者之间为负向的线性关系。图 4-2(f)给出了初始主应力角 α_0 为 90° 情况下峰值孔压 u_{max} 与剪应力之间的关系。在上述各图中给出了数据点的线性拟合公式。

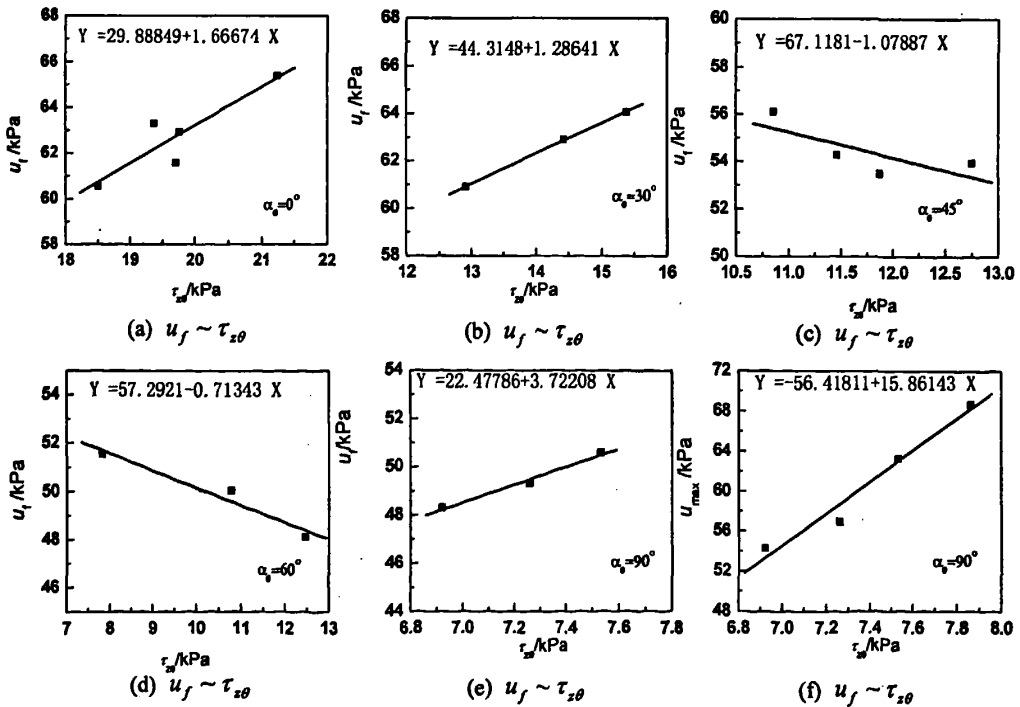


图 4-2 稳定残余孔压与剪应力关系

Fig. 4-2 Relationship between residual pore water pressure and shear stress

4.2.1.2 初始主应力方向角对稳定残余孔压的影响

图 4-3 给出了不同初始主应力方向角下的残余孔压值。可以看出，在初始主应力角 α_0 为 0° 、 30° 时，残余孔压的整体水平大致相同，在 60~66kPa 之间变动；在初始主应力角 α_0 为 45° 时，残余孔压的平均值为 54.46kPa；初始主应力角 α_0 为 60° 、 90° 时，二者整体水平差不多，在 48~51kPa 之间变化。由此可以看出，初始主应力方向角对稳定残余孔压的影响是不可忽略的。参看表 2-3 中列出的初始固结条件，根据公式(4-1) 计算出的结果， $u_f = 50.36\text{kPa}$ 。可见，这一公式并不能反映出初始主应力方向角对稳定残余孔压的影响。

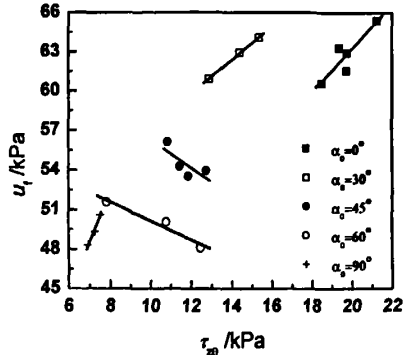


图 4-3 初始主应力方向角对残余孔压的影响

Fig. 4-3 Effects of α_0 on residual pore water pressure

4.2.1.3 中主应力系数对稳定残余孔压的影响

由于动剪应力的幅值对残余孔压存在一定的影响，同时，在初始主应力方向角不同的时候这种影响并不一致，这使得有必要在同一剪应力下进行试验，以便研究中主应力系数对稳定残余孔压的影响。表 4-2 列出的初始主应力角 α_0 为 0° 、 30° 、 90° 时各组试验符合这一要求，具有较大的研究价值。另外两组试验的结果仅供参考。图 4-3 给出了不同初始主应力角下中主应力系数与稳定残余孔压之间的关系。从图 4-4(a)、(b)、(e)图中可以看出，随着中主应力系数 b 值的加大，稳定残余孔压逐渐降低。在这三种情况下剪应力的值大小基本一致，结果比较一致。

表 4-2 不同 α_0 与 b 组合下的剪应力与稳定残余孔压

Table 4-2 Values of shear stress and residual pore water pressure with different combinations of α_0, b

α_0	b	$\tau_{z0}(\text{kPa})$	$u_f(\text{kPa})$	α_0	b	$\tau_{z0}(\text{kPa})$	$u_f(\text{kPa})$
0°	0	18.03	65.78	30°	0	14.87	63.1
	0.25	18.3	63.78		0.25	14.26	59.85
	0.5	18.5	60.55		0.5	14.43	62.91
	0.85	18.15	60.19		0.85	14.35	54.34
	1	18.6	52.54		1	14.66	50.07
45°	0	13.43	60.44	60°	0	11.34	58.57

第四章 三维应力条件下饱和松砂的孔压模式

	0.25	14.68	57.75		0.25	12.14	55.49
	0.5	12.75	53.95		0.5	10.78	50.55
	0.85	13.87	47.64		0.85	11.6	47.07
	1	13.92	56.81		1	12.3	51.22
90°	0	7.78	58.5				
	0.25	7.37	56.63				
	0.5	7.53	50.6				
	0.85	7.29	49				
	1	7.73	46.55				

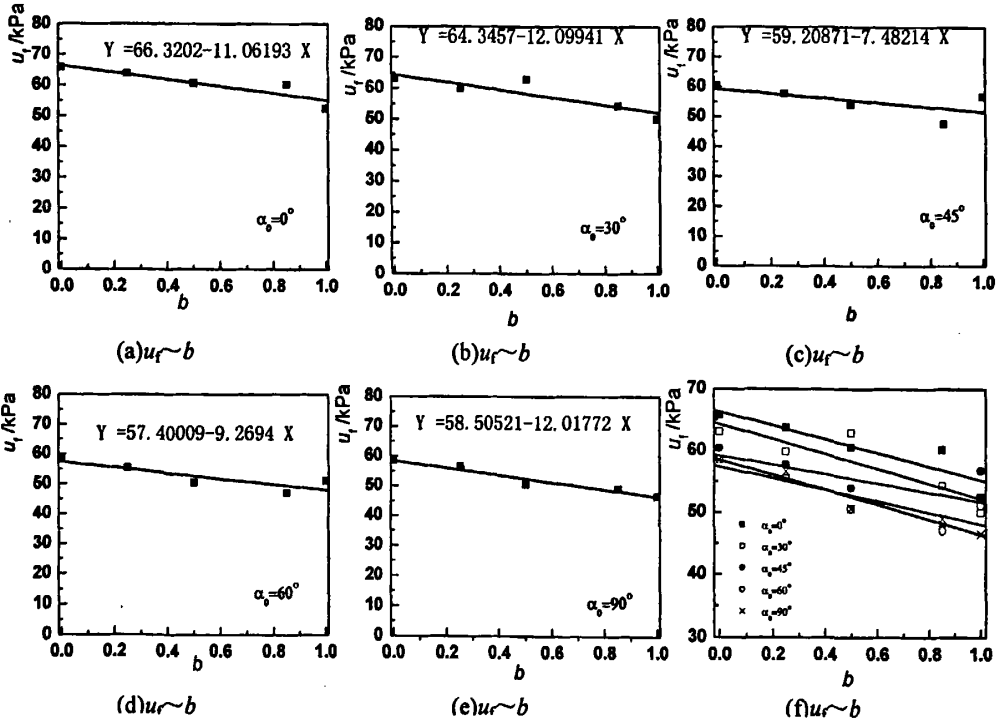


图 4-4 中主应力系数对残余孔压的影响

Fig.4-4 Effects of medium principal stress ratio on residual pore water pressure

表 4-3 b 值对稳定残余孔压的影响

Tab.4-3 Effects of b on residual pore water pressure

b	0	0.25	0.5	0.85	1
理论值	64.17	56.28	50.36	48.59	49.82
试验平均值	61.28	58.7	55.71	51.65	51.44

参看表 2-3 中列出的初始固结条件，根据公式(4-1)计算出的结果列于表 4-3 中。为了方便对比，将不同初始主应力角下的结果进行平均取值，亦列于表中。

可以看出，使用公式算出的结果与试验的结果的平均值虽有一定的误差，但是差别不大。同时需要注意的是，在 b 值不同的时候，小主应力 σ_3 和固结比 K_c 也不相同。因此，在本文的试验中，稳定残余孔压随 b 值的变化趋势一定程度上反映了固结比和小主应力的影响。

4.2.2 竖向-扭转双向耦合剪切试验中的稳定残余孔压

表 4-4 列出了初始的中主应力系数 $b=0.5$ ，初始主应力角 α_0 分别为 0° 、 90° 情况下竖向-扭转多向耦合剪切试验中剪应力与稳定残余孔压的数值，对应于图 4-5(a)、(b)。可以看出随着剪应力的增加，稳定残余孔压是增大的，基本上呈现正的线性关系。图中标出了线性回归后的拟合结果。

表 4-4 $b=0.5$ 时耦合试验的剪应力与稳定残余孔压

Table 4-4 Values of shear stress and residual pore water pressure with b of 0.5

$\alpha_0 / ^\circ$	名称	τ_f / kPa	u_f / kPa	$\alpha_0 / ^\circ$	名称	τ_f / kPa	u_f / kPa
0°	Dpo0-100-2	18.25	66.75	90°	Dpo90-100-2	7.39	41.44
	Dpo0-100-3	17.39	68.10		Dpo90-100-5	6.4	38.50
	Dpo0-100-4	16.17	62.43		Dpo90-100-6	6.80	40.72
	Dpo0-100-5	15.44	60.05				
	Dpo0-100-6	17.16	65.95				

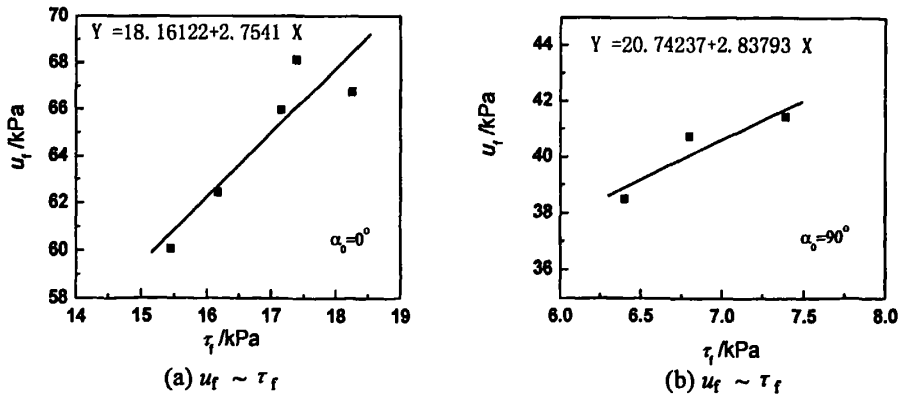


图 4-5 竖向-扭转双向耦合剪切试验中稳定残余孔压与剪应力关系

Fig. 4-5 Relationship between residual pore water pressure and shear stress in triaxial and torsional couple shear tests

图 4-6(a)、(b)对比了同种条件下的动扭剪试验与竖向-扭转多向耦合剪切试验的结果。可以看出在初始主应力角为 0° 情况下，两种试验方法的稳定残余孔压基本在相同的水平上，耦合试验的结果稍高一些。而 90° 情况下，动扭剪试验结果明显高于耦合试验结果。同时可以看到，两条拟合直线的斜率大致相同，近乎平行。这反映出剪应力对残余孔压发展的影响与循环荷载的施加方法关系不大。

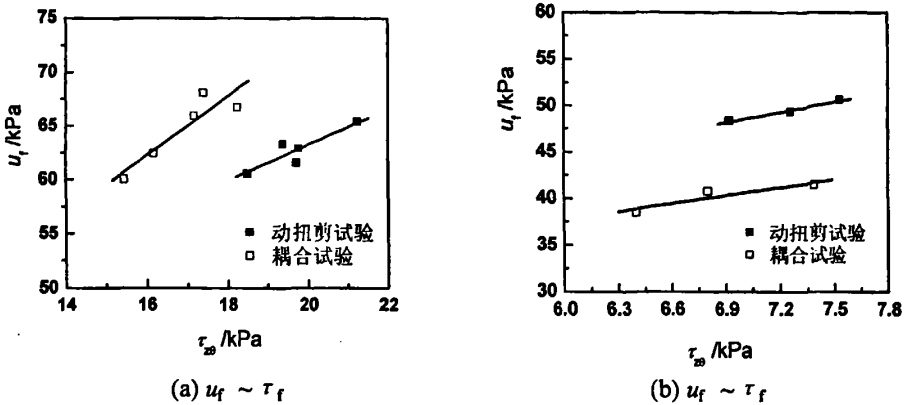


图 4-6 不同试验方法中的稳定残余孔压与剪应力关系

Fig. 4-6 Relationship between residual pore water pressure and shear stress in different shear tests

4.2.3 振动峰值孔压随循环次数的关系

对于三种不同初始主应力方向角的非均等固结条件，图 4-7 给出了循环扭剪过程中不同循环剪应力幅值所对应的振动峰值孔隙水压力 u_m 与初始平均应力 p'_c 之比同循环次数的关系：对于饱和松砂，循环剪应力幅值稍微有所增加，孔隙水压力比的增长就明显加快，且很快达到或接近最大值^[47]。

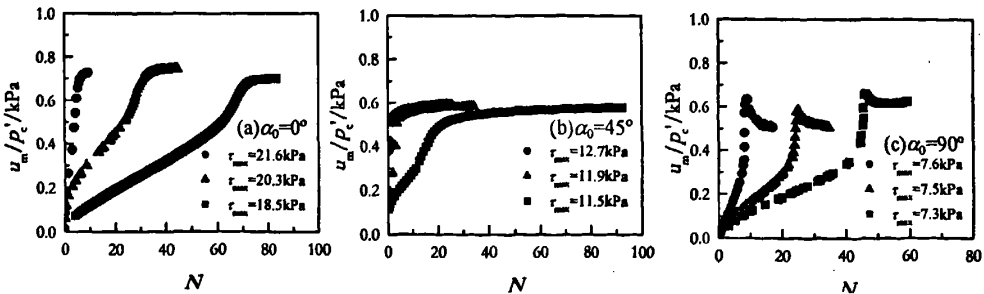


图 4-7 不同初始固结条件下峰值孔压比与循环次数之间的关系

Fig. 4-7 Variation of ratio of pore water pressure and initial mean effective stress with number of cycles

4.3 循环扭剪试验中孔压比随振次比的变化规律

孔压应力模型的研究中的一个共同的特点就是将孔压和施加的应力联系起来。由于动应力的的大小应该从应力幅值和持续时间两个方面来反映,因此这类模型中常出现动应力和振次。在本文中寻求孔压比 u/u_f 和循环次数比 N/N_f 之间的关系。需要说明的是在初始主应力角 α_0 为 90° 情况下,孔压的发展过程会出现峰值,这种情况下,取 u_{\max} 进行归一化,孔压比选取为 u/u_{\max} 。

关于破坏标准的选取有多种,以孔隙水压力发展到某种程度作为破坏标准的称为孔压标准,按极限平衡条件作为破坏标准的称为极限平衡标准,按动荷作用过程中变形开始急速陡增作为破坏标准的成为屈服破坏标准。由于在三向非均等固结条件下,孔压不能达到初始平均有效固结压力,不能够以液化作为破坏标准。而且,从试验的观察中我们注意到,在残余孔压最后的上升过程中,很多情况下是十分平缓的,如果以初次达到稳定残余孔压 u_f 作为破坏标准,在选值上人为的误差较大。因此本文考虑以某一应变幅值作为破坏标准。本文进行的两类试验中,试样产生的应变包括轴向应变、剪应变、环向应变和径向应变,需要综合考虑各种应变的共同作用效果,因此在本文中,试样的破坏标准定义为:广义剪应变 γ_g 达到5%时的状态,这样的定义是比较合理的^[33, 48]。这样就可以将广义剪应变 γ_g 达到5%所对应的破坏时的循环次数定义为 N_f 。需要说明的是,在有些情况下,作用荷载幅值较大,导致循环振次较少,少于5次,这使得进行归一化时会改变曲线的形状,这时进行了适当的修正。

4.3.1 初始主应力方向角对动扭剪试验孔压应力模式的影响

从第三章的分析中可以看出,初始主应力方向角对动扭剪试验孔压的发展模式存在着显著的影响。从图4-7中可以看出,尽管剪应力的幅值在一定程度上影响着孔压的发展趋势,但是,在相同的固结条件下,孔压的发展具有相似的规律,其基本趋势非常相近。需要控制中主应力系数 b 值相同的情况下研究初始主应力方向角对孔压发展规律的影响。每种初始主应力角下选取一条试验曲线。图4-8(a)~(e)给出了固定中主应力系数 b 分别为0, 0.25, 0.5, 0.85, 1情况下,在不同初始主应力角时循环孔隙水压力比与循环次数比之间的关系。

从图4-8(a)~(e)可以看出,在同一种中主应力系数情况下,初始主应力角对孔压发展趋势的影响是相当显著的。即使在不同的中主应力系数情况下,初始主应力角对孔压发展的影响又有很多的相似性。具体地说:初始主应力角为 0° 时,孔压发展开始几周上升速度较快,随后发展逐步平稳,上升斜率降低。随着初始主应力角的增大,孔压初始发展阶段的速度逐步加快,到初始主应力角为 60° 的时候,初始阶段孔压的发展速度最

快,常常是开始振动第一周就达到稳定残余孔压。反映在孔压比与振次比的关系曲线上,呈现出折线型的变化关系。

但是,当初始主应力角为 90° 的时候,情况发生了变化:孔压开始的发展速度相当缓慢,直到某一个半周,开始出现急升段。一般来讲,孔压时程曲线上出现开始加速增长与在一个半周出现极限平衡相联系,孔压发展的开始变缓又与试样出现的剪胀影响有关,基本上又与在另一个半周出现极限平衡相对应。在第二章针对初始主应力角为 90° 时候的剪应力与孔压的关系进行了分析。在一个半周剪应力达到最大值的时候,孔压发生了直线上升,随后,剪应力转向,孔压仍然惯性上升,形成峰值。在剪胀的作用下,孔压开始下降,直到达到新的极限平衡。孔压的波动被限定在很小的范围内。

初始主应力角的不同导致孔压发展趋势的差异是由于土体各向异性所致。本章 4.8 节对此进行详细的分析。

4.3.2 中主应力系数的影响对动扭剪试验孔压应力模式的影响

图 4-9(a)~(e)给出了固定初始主应力角 α_0 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90° 情况下,在不同中主应力系数 b 时循环孔隙水压力比与循环次数比之间的关系。

可以看到,在初始主应力角相同的情况下,不同的中主应力系数 b 对孔压比与广义剪应变关系曲线的影响虽然存在但是很小,但是总体来说这种影响并不如初始主应力角的影响得显著,在整体的趋势有很好的一致性。而且,在不同的初始主应力角的时候影响程度有所不同。

初始主应力为 0° 时,除了中主应力系数为 1 的情况,其它几种 b 值情况的曲线非常紧接,近乎完美地粘合在一起。初始主应力为 45° 、 60° 时,中主应力系数的影响也不显著。各种条件下的数据点粘合在一起。当初始主应力角为 30° 、 90° 时,曲线形状上出现了一定的变化。尤其是在后者,曲线点出现了一定的离散。出现这种情况原因可能是由于动剪应力幅值的影响。因为随着动剪应力幅值的变化,在其它试验条件都相同的情况下,这种孔压比与循环振次比的关系曲线仍可能存在一定的差别。这种现象对于初始主应力角为 90° 的情况尤其明显。从图 4-7(c)中可以看出,对出初始主应力角为 90° 的情况,剪应力幅值的微小变化会造成孔压发展快慢很大的变化。虽然数据点存在一定的离散,但是总体上孔压比与振次比的关系曲线在形态上是一直的,只是在一定的范围内变动。

4.4 循环扭剪试验孔压应力模式回归方程的建立

为了得到合理的数学模型,需要对试验结果进行回归分析。考虑到中主应力系数 b 对孔压发展模式的影响不够显著,因此,这里以初始主应力角为主要考虑对象。将同种

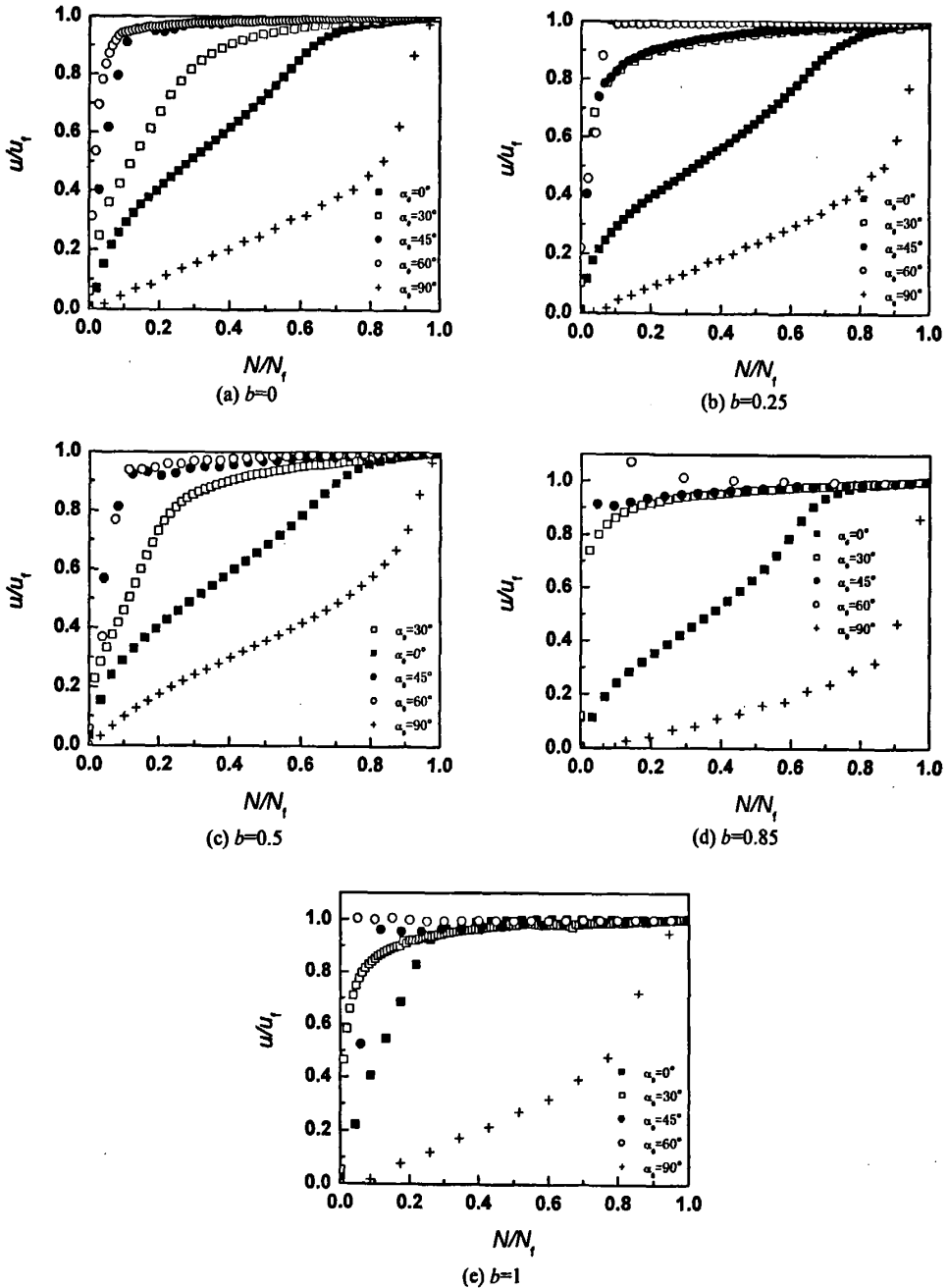


图 4-8 初始主应力角对循环扭剪试验孔压应力模式的影响

Fig. 4-8 Effects of α_0 on stress pattern of pore water pressure in cyclic torsional tests

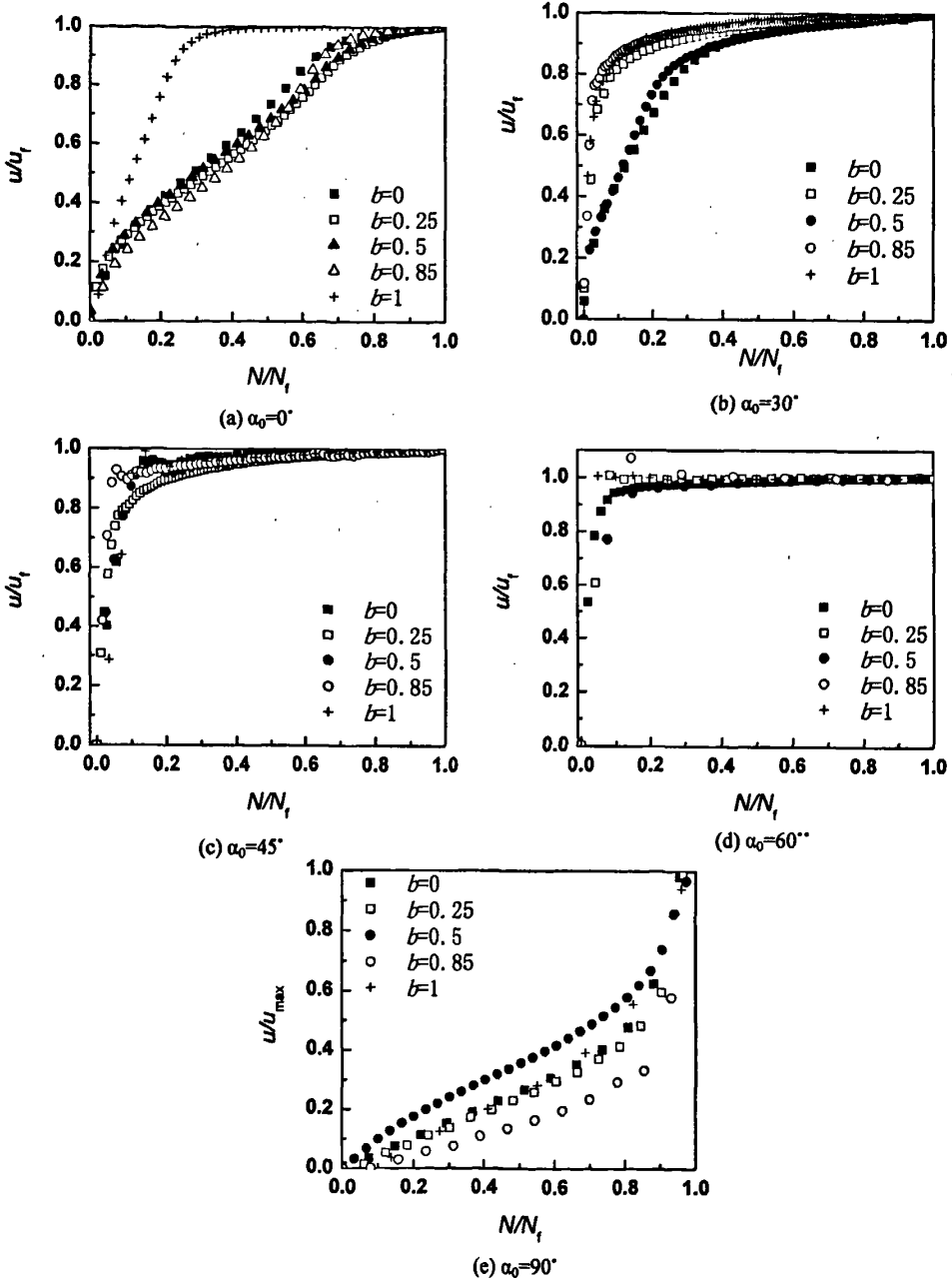


图 4-9 中主应力系数对循环扭剪试验孔压应力模式的影响

Fig. 4-9 Effects of medium principal stress ratio on stress pattern of pore water pressure in cyclic torsional tests

初始主应力角下不同中主应力系数的曲线分别拟合后取其均值。这里主要以双曲线为基本拟合形式，但是对于初始主应力方向角为 0° 的情况，本文除采用双曲线拟合外，还采用了多项式拟合方法。对于每种曲线给出了拟合后的参数结果以及相关系数等回归分析结果。最后，得到了不同初始主应力角下的平均拟合曲线。

4.4.1 初始主应力方向角 α_0 为 0° 情况

对于此时的情况，采用五次多项式对试验曲线进行拟合，可以将试验曲线拟合得非常完美。图 4-9 以 $\alpha_0 = 0^\circ$, $b = 0$ 情况为例，给出了这种曲线的拟合结果。

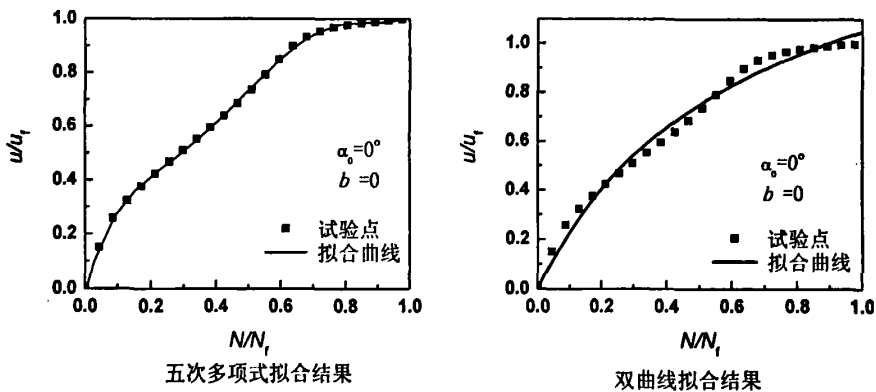


图 4-10 $\alpha_0 = 0^\circ$, $b = 0$ 情况下试验曲线拟合结果

Fig. 4-10 Fit results of experimental curves with α_0 of 0° , b of 0

表 4-5 五次多项式拟合结果

Table 4-5 Fit results of 5 orders polynomial

b	B1	B2	B3	B4	R-Square(COD)	SD
0	4.1837	-16.7843	39.3278	-40.6315	0.99963	0.00538
0.25	3.32732	-12.3574	26.3339	-24.09273	0.99922	0.00744
0.5	3.41392	-12.1908	25.69381	-23.66754	0.99936	0.00671
0.85	3.91174	-17.2379	41.58228	-42.21023	0.99855	0.01137
1	5.76047	-9.22995	-0.13277	10.79369	0.99625	0.01511

SD —Standard Deviation 标准差, 均方差;

R-Square(COD)—相关系数

五次多项式公式表达形式如下

令 $Y = u/u_f$, $X = N/N_f$, 则

$$Y = A + B_1 \cdot X + B_2 \cdot X^2 + B_3 \cdot X^3 + B_4 \cdot X^4 + B_5 \cdot X^5 \quad (4-2)$$

考虑边界条件, 当 $X=0$ 时, $Y=0$; $X=1$ 时, $Y=1$

则有 $A=0$, 且 $B_5=1-B_1-B_2-B_3-B_4$, 这样, 公式(4-2)就变成包括四个参数 B_1 、 B_2 、 B_3 、 B_4 的五次多项式。表 4-5 给出了拟合的结果。

虽然五次多项式的拟合结果非常的理想, 但是, 这种表达形式比较繁琐, 参数较多。考虑到图形的形式比较接近于双曲线形状, 于是, 采用双曲线对试验曲线进行拟合。表 4-6 给出了这种拟合方式的结果。

双曲线拟合的公式表达式如下

令 $Y = u/u_f$, $X = N/N_f$, 则

$$Y = \frac{X}{P_1 + P_2 \cdot X} \quad (4-3)$$

式中 P_1, P_2 为参数。

表 4-6 双曲线拟合结果

Table 4-6 Fit results of hyperbola with α_0 of 0°

b	P_1	P_2	R-Square(COD)	Chi ² /DoF
0	0.38342	0.56885	0.98588	0.00111
0.25	0.45143	0.52444	0.97254	0.00196
0.5	0.41027	0.56706	0.97766	0.00157
0.85	0.52893	0.40007	0.97813	0.00195
1	0.09959	0.83872	0.93479	0.00397

4.4.2 其它初始主应力方向角的情况

对于其它初始主应力角的情况, 根据孔压比与循环振此比关系曲线的形状, 考虑都可以采用双曲线进行拟合。

下图 4-11(a)~(d)给出另外四种初始主应力方向角情况下的拟合曲线。为了说明该种曲线的拟合效果, 各种情况下选取了不同的 b 值为例。从图形上看, 大部分情况下的拟合结果都比较理想。但是对于初始主应力角为 60° 的情况, 残余孔压的发展形式类似于折线型, 由于双曲线本身曲线类型的限制, 难以拟合出折线型的变化规律, 使得该种情况下的拟合存在一定的误差。

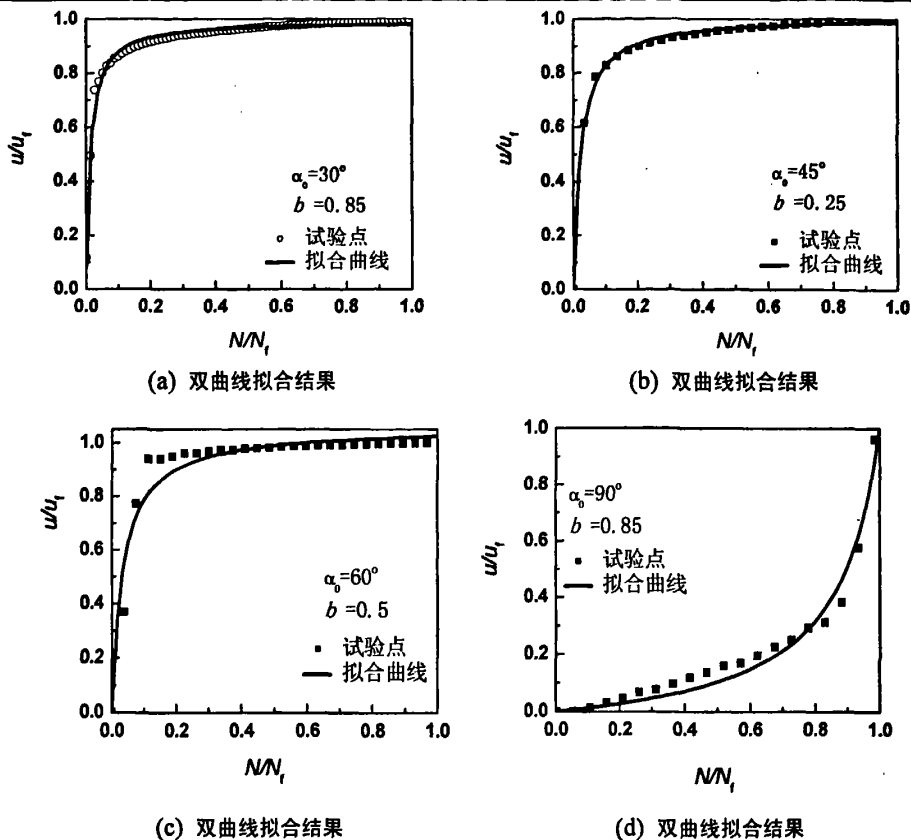


图 4-11 不同初始主应力角下的试验曲线拟合结果

Fig. 4-11 Fit results of experimental curves under different α_0

这里所采用的拟合公式仍然是公式(4-3)。表 4-7 给出了各种情况下双曲线的拟合结果。然后将每种 α_0 情况下的参数值 P1, P2 进行平均。为了方便比较,把表 4-6 的内容也列入表内。

表 4-7 双曲线拟合结果

Table 4-7 Fit results of hyperbola

α_0 (°)	b	P1	P2	R-Square(COD)	Chi ² /DoF
0	0	0.38342	0.56885	0.98588	0.00111
	0.25	0.45143	0.52444	0.97254	0.00196
	0.5	0.41027	0.56706	0.97766	0.00157
	0.85	0.52893	0.40007	0.97813	0.00195
	1	0.09959	0.83872	0.93479	0.00397
	均值*	0.44351	0.51511		

第四章 三维应力条件下饱和松砂的孔压模式

30	0	0.11894	0.85455	0.98754	0.00061
	0.25	0.02291	0.99761	0.98804	0.00017
	0.5	0.10043	0.88741	0.9822	0.00078
	0.85	0.01329	1.00597	0.97354	0.00024
	1	0.01583	0.99619	0.98589	0.00013
	均值	0.05428	0.94835		
45	0	0.02729	0.95549	0.93778	0.00126
	0.25	0.02279	0.98904	0.98961	0.00015
	0.5	0.02384	0.97735	0.9577	0.00068
	0.85	0.01229	0.99891	0.93364	0.00068
	1	0.03668	0.93984	0.87946	0.00402
	均值	0.02458	0.97213		
60	0	0.01307	0.98174	0.95955	0.00044
	0.25	0.005	1	0.86985	0.00184
	0.5	0.0332	0.94371	0.89974	0.00294
	0.85	0.00715	0.96705	0.68744	0.00453
	1	0.00963	0.97462	0.80557	0.00234
	均值	0.01361	0.97342		
90	0	3.70652	-2.73968	0.96489	0.00228
	0.25	4.25491	-3.21982	0.95581	0.00245
	0.5	2	-1	0.93803	0.0035
	0.85	8.66947	-7.67327	0.97027	0.0013
	1	3.34639	-2.45196	0.97855	0.00178
	均值	4.39546	-3.4170		

注：*表示该组 $b=1$ 时情况因其离散性较大未将其进行平均计算。

将不同初始主应力角情况下的平均曲线绘于图 4-12 中，可以看到，平均曲线非常清晰地反映了初始主应力角对饱和砂土孔压发展趋势的影响。得出以下结论：初始主应力角从 0° 变化到 60° ，随着初始主应力角的增大，孔压的发展速率逐步加快，而且，初始主应力角为 $30^\circ \sim 60^\circ$ 之间时，几种情况下的差别不大。当初始主应力角为 60° 时，孔压的上升速率已经达到极限，当角度增大到 90° 时，孔压先是平稳发展，突破某一极限后，出现快速上升的现象。

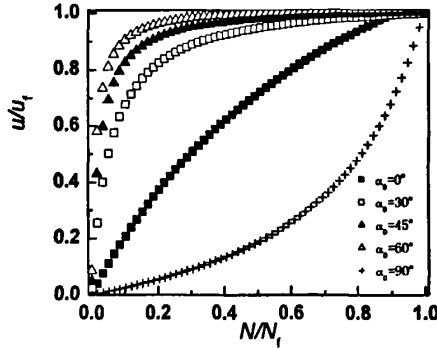


图 4-12 不同初始主应力角下的孔压应力模型平均拟合曲线

Fig. 4-12 Fit results of stress pattern of pore water pressure under different

4.5 竖向—扭转双向耦合剪切试验中孔压比随振次比的变化规律

图 4-13(a)给出了竖向-扭转多向耦合剪切试验中不同初始主应力角下的孔压比随振次比的变化规律，图 4-13(b)给出了 α_0 为 0° 时这种曲线的拟合结果。表 4-8 列出了不同初始主应力角下的孔压拟合结果。

从图 4-13(a)可以看出，初始主应力角在 0° 到 60° 之间时，这种条件下的孔压发展曲线规律与循环扭剪试验条件下的规律有很大的相似性。都是随着初始主应力的增大，孔压的发展速率加快。

但是，当初始主应力角为 90° 时，出现了明显的不同。在该种试验中，初始主应力角为 90° 时的试验曲线与 60° 的结果几乎重合在一起。循环加载方式的改变，竖向循环荷载的施加，使得土体从振动的起始阶段结构遭到很大的破坏，孔压急速上升。

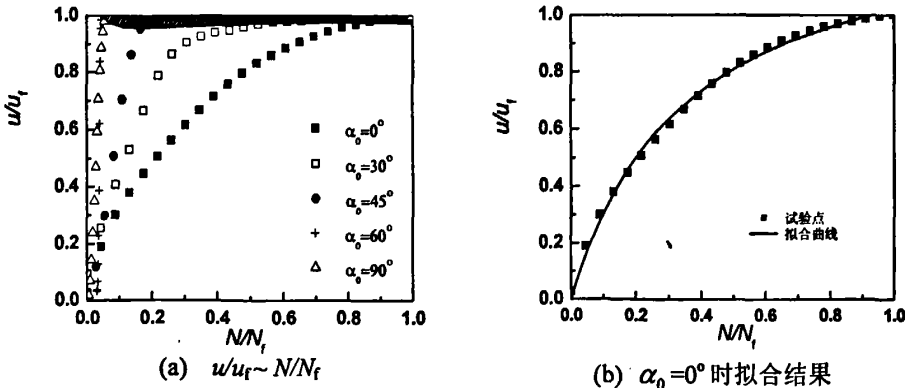


图 4-13 初始主应力角对竖向-扭转双向耦合剪切试验孔压应力模式的影响及其曲线拟合结果

Fig. 4-13 Effects of different α_0 on stress pattern of pore water pressure in triaxial and torsional couple shear tests

表 4-8 竖向-扭转双向耦合剪切试验孔压应力模式拟合结果

Table 4-8 Fit results in in triaxial and torsional couple shear tests

$\alpha_0/^\circ$	$P1$	$P2$	R-Square(COD)	Chi ² /DoF
0	0.25858	0.72126	0.99648	0.00023
30	0.10735	0.84772	0.96782	0.00174
45	0.05935	0.89273	0.87571	0.00621
60	0.01	0.99	0.87571	0.01818
90	0.01654	0.97189	0.81418	0.0037

4.6 循环扭剪试验中孔压比随广义剪应变的变化规律

孔压的变化与土体本身的变形存在密切的关系。孔隙水压力产生的根源在于土骨架间水体的受压，其发展过程又必然与土体的变形过程相联系，因此，探寻孔压与应变之间的关系成为众多学者关心的问题。前文已经述及，由于本文试验条件下应变情况的复杂性，选取广义剪应变作为研究对象是合理的。

4.6.1 典型孔压与广义剪应变关系曲线

以初始主应力角 α_0 为 0° ，中主应力系数 b 为 0 情况为例，图 4-14(a)给出了孔压与广义剪应变的关系曲线，可以看出，该曲线也是波动变化的，为了处理上的方便，本文继续采用平均过程来代替实际的波动过程。图 4-14(b)则给出平均过程曲线的散点图。

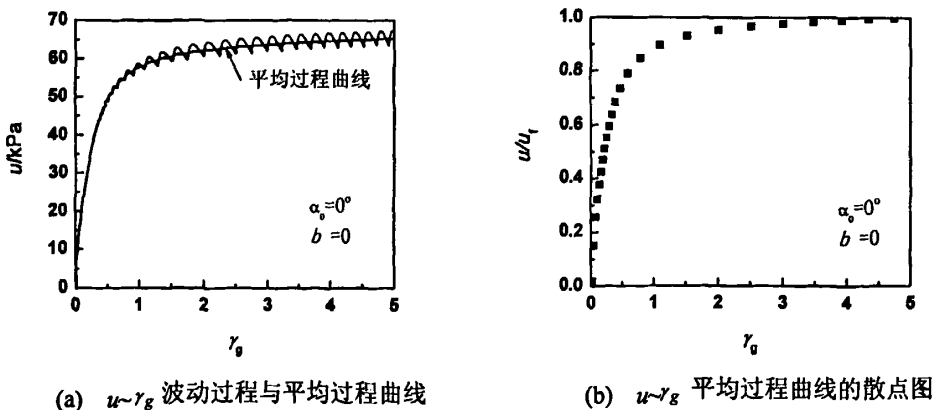


图 4-14 孔压与广义剪应变关系平均过程的模拟

Fig. 4-14 Average simulation of relation between cyclic pore water pressure and generalized shear strain

4.6.2 初始主应力角对孔压比与广义剪应变关系的影响

图 4-15(a)~(e)分别列出了在五种中主应力系数情况下不同初始主应力方向角的孔压比与广义剪应变之间的关系。从中可以看出，孔压比与广义剪应变之间存在着良好的双曲线关系。这种关系因初始主应力角的不同而有细微的差别。

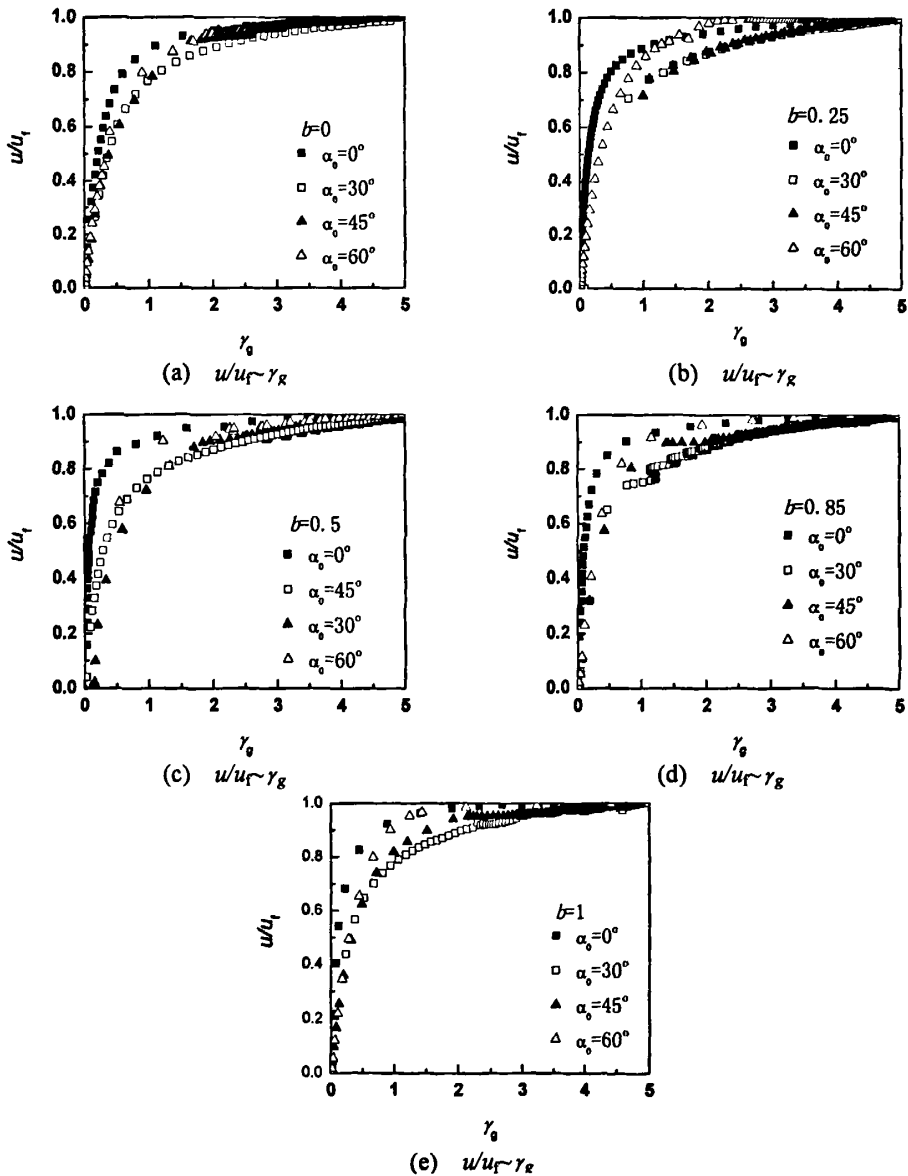


图 4-15 循环扭剪试验孔压比与广义剪应变之间的关系

Fig. 4-15 Variation of ratio of residual pore water pressure with generalized shear strain in cyclic torsional shear tests

4.6.3 中主应力系数对孔压比与广义剪应变关系的影响

图 4-15(a)~(e)分别列出了在五种初始主应力角情况下不同中主应力系数的孔压比与广义剪应变之间的关系。从中可以看出，孔压比与广义剪应变之间存在着良好的双曲线关系。中主应力系数对这种关系的影响非常小。

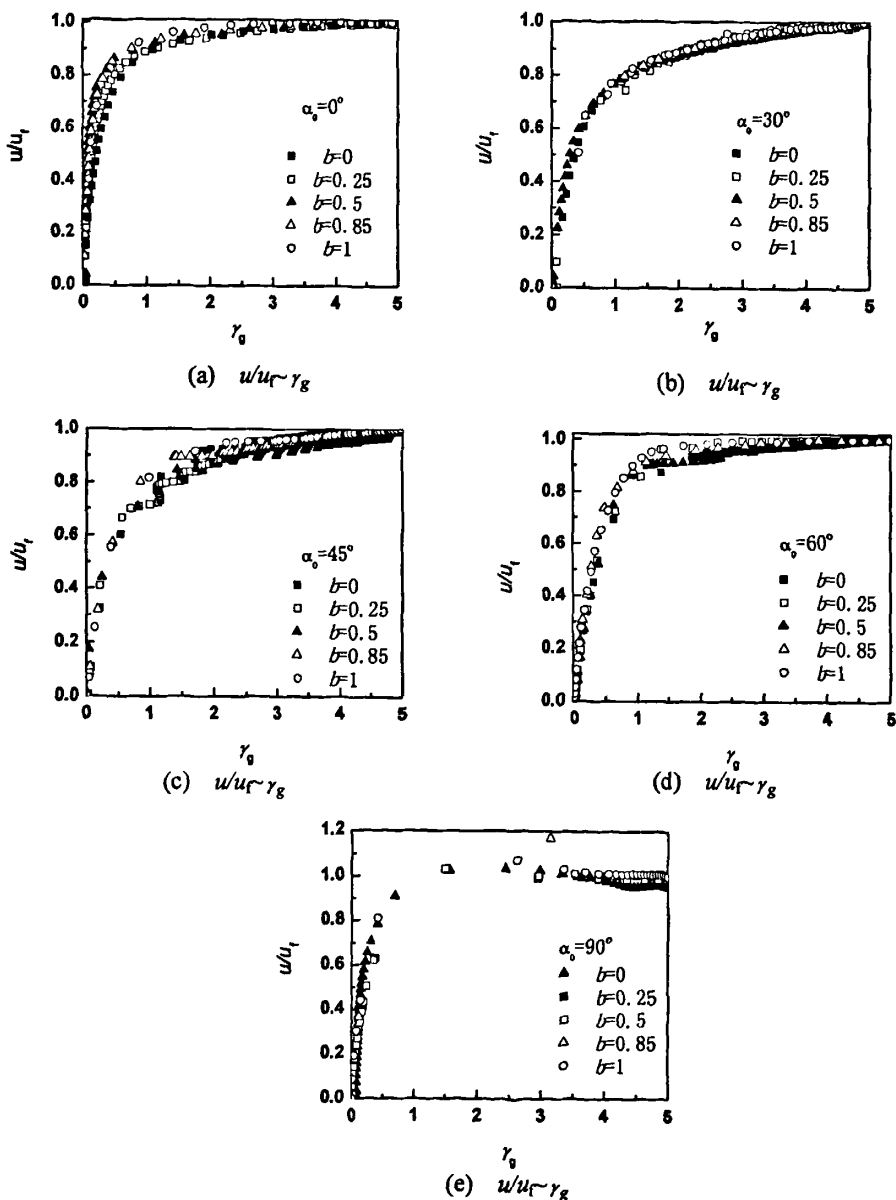


图 4-16 中主应力系数对孔压比与广义剪应变关系的影响

Fig. 4-16 Relationship between ratio of residual pore water pressure and generalized shear strain for different medium principal stress ratio with same α_0

4.7 循环扭剪试验中孔压应变模式回归方程的建立

采用双曲线对试验曲线进行拟合。双曲线拟合的公式表达式如下：

令 $Y = u/u_f, X = \gamma_g$, 则

$$Y = \frac{X}{M1 + M2 \cdot X} \tag{4-4}$$

式中 $M1, M2$ 为参数。双曲线的拟合结果参看表 4-9。

表 4-9 双曲线拟合结果

Table 4-9 Fit results of hyperbola

$\alpha_0 / ^\circ$	b	M1	M2	R-Square(COD)	Chi ² /DoF
0	0	0.2131	0.94458	0.99695	0.00024
	0.25	0.14568	0.97334	0.99559	0.00032
	0.5	0.08543	0.98892	0.95367	0.00327
	0.85	0.0963	0.98112	0.99821	0.00016
	1	0.12141	0.96389	0.96986	0.00185
	均值	0.13238	0.97037		
30	0	0.42208	0.91078	0.99133	0.00043
	0.25	0.45314	0.91754	0.97895	0.00028
	0.5	0.35508	0.95162	0.99445	0.00024
	0.85	0.42087	0.92163	0.9925	0.00007
	1	0.37533	0.92703	0.98519	0.00016
	均值	0.4053	0.92572		
45	0	0.37963	0.91868	0.99769	0.00007
	0.25	0.44708	0.91332	0.99462	0.00007
	0.5	0.40796	0.93771	0.98907	0.00023
	0.85	0.3529	0.93875	0.9843	0.00008
	1	0.3325	0.93615	0.99607	0.00006
	均值	0.38401	0.92892		
60	0	0.31034	0.93547	0.99281	0.00007
	0.25	0.31313	0.91758	0.99135	0.00021

	0.5	0.295	0.93976	0.98334	0.00017
	0.85	0.26966	0.91566	0.99355	0.00112
	1	0.26952	0.89498	0.99187	0.00131
	均值	0.29153	0.92069		
90	0	0.22	0.93	0.996	0.00015
	0.25	0.16	0.92	0.99545	0.00071
	0.5	0.16	0.95	0.93586	0.00682
	0.85	0.14	0.85	0.98066	0.00328
	1	0.14	0.88	0.98601	0.00073
	均值	0.164	0.906		

将不同初始主应力角情况下的平均曲线绘于图 4-17 中，可以看到，尽管初始主应力角有所不同，但是孔压比与广义剪应变之间的关系整体上是—致的，呈现出典型的双曲线关系。平均曲线随着初始主应力角的变化在位置上发生了微小的移动。初始主应力角为 0° 和 90° 的时候，广义剪应变的较小发展就能引起孔压的剧烈发展。这里，考虑了 90° 时孔压会出现峰值的现象所以孔压比会出现大于 1 的情况。初始主应力角为 30° 、 45° 的时候，两者的曲线几乎重合，初始主应力角为 60° 时，曲线位置稍高于前者。但是这种差别并不特别明显，这在表 4-9 中可以看出， b 取值的不同可能使相互之间有所交叉。

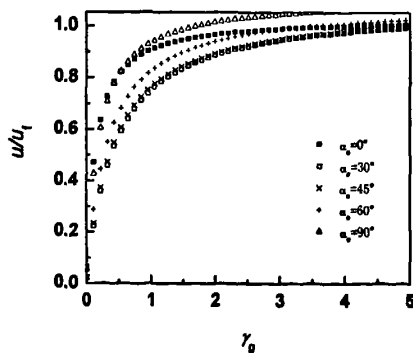


图 4-17 不同初始主应力角下的孔压应变模型平均拟合曲线

Fig. 4-17 Fit results of strain pattern of pore water pressure under different α_0

为了能进一步表达初始主应力角对应变模式的影响，将参数 $M1$ 、 $M2$ 表示为初始主应力方向角 α_0 的函数。分别采用抛物线和三次多项式拟合。

令 $K = \sin \alpha_0$ ，则有

$$M1 = A + B1 \cdot K + B2 \cdot K^2 \quad (4-5)$$

通过回归分析，得出系数拟合结果：

$$A = 0.13098 \pm 0.00958, \quad B1 = 1.09298 \pm 0.0425, \quad B2 = -1.05455 \pm 0.04202$$

相关系数 R-Square(COD)=0.997, 协方差 SD=0.00963

因此，有

$$M1 = 0.13 + 1.09K - 1.05K^2 \quad (4-6)$$

令

$$M2 = A + B1 \cdot K + B2 \cdot K^2 + B3 \cdot K^3 \quad (4-7)$$

通过回归分析，得出系数拟合结果：

$$A = 0.97035 \pm 0.0016, \quad B1 = -0.26526 \pm 0.02462, \quad B2 = 0.50653 \pm 0.06312,$$

$$B3 = -0.30599 \pm 0.04002$$

相关系数 R-Square(COD)=0.9989, 协方差 SD=0.0016

因此，有

$$M2 = 0.97 - 0.27K + 0.51K^2 - 0.306K^3 \quad (4-8)$$

图 4-18 给出了参数 $M1, M2$ 与 $\sin \alpha_0$ 的关系曲线。

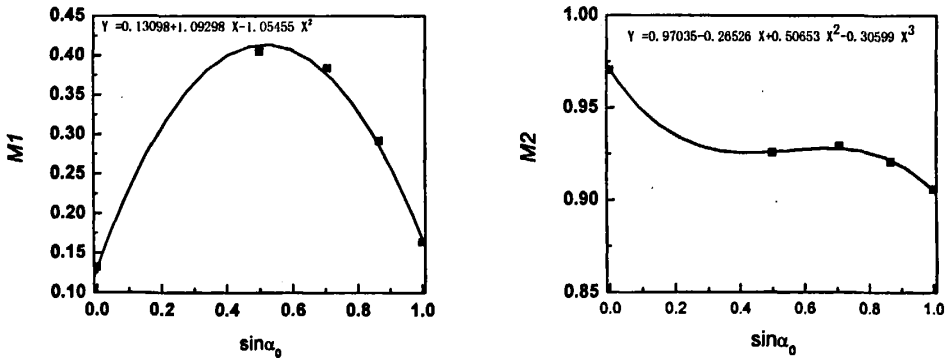


图 4-18 参数 $M1, M2$ 与 $\sin \alpha_0$ 的关系曲线

Fig. 4-18 Relationship between parameter $M1, M2$ and $\sin \alpha_0$

至此，针对福建标准砂三向非均等固结条件下的循环扭剪试验建立了孔压发展的应变模型，建立了孔压比与广义剪应变之间函数关系，其基本函数形式为双曲线，含有两个参数，并给出了参数的取值公式。该公式中包含了初始主应力方向角 α_0 。该公式因此可以反映在复杂三向非均等固结条件下初始主应力方向角对孔压发展的影响。

4.8 孔压发展模式差异的机理分析

从本文总结出的孔压应力模式和应变模式中可以看出,初始主应力角的变化对孔压的发展变化起着重要的影响,不仅影响到稳定残余孔压的大小,也影响和控制着孔压上升的速率。这里从土体各向异性、初始固结条件的形成、循环荷载方式等三个角度对这一问题进行分析。

4.8.1 各向异性对孔压发展模式的影响

各向异性是土的重要物理力学特性之一,它在很大程度上影响着土体的形状。一般认为,土的各向异性分为固有各向异性(原生)和诱发各向异性(次生)两种。Casagrande和Carillo(1994)最早指出了这两者的区别。固有各向异性是指由土颗粒本身特性和土颗粒在形成集合体过程中所产生的特定结构决定的各向异性,它是土体本身的物理属性;诱发各向异性则是指由于应力或应变作用导致土结构发生变形而引起的各向异性^[49]。

土体的各向异性就是主应力轴旋转导致土体产生塑性变形的根本原因。弹性力学中也存在主应力轴旋转问题,因为假设材料是各向同性的,所以应变增量、应力增量是一一对应的,即大小成比例,主轴方向一致。所以应变增量随应力增量而同步旋转,变形只与主应力大小有关,而与主应力轴方向变化无关。然而,土体的变形受应力历史的影响。应变增量的大小、方向不仅随应力增量的大小、方向变化,也受到应力大小与方向的制约,所以土体应变增量随应力增量的旋转存在滞后现象,主应力轴旋转会导致土体塑性变形和应力应变不共轴,这也是土体应力诱导各向异性的影响^[50,51]。

在本文试验条件下,在装样过程中,试样为竖直沉积,形成了试样的水平堆积面,可以认为试样具有横观各向同性的固有各向异性特征。同时,本文试验是在三向非均等固结条件下进行的,对于动扭剪试验,动主应力轴发生 $-45^{\circ}\sim 45^{\circ}$ 的突变,大主应力轴发生大约 $-20^{\circ}\sim 20^{\circ}$ 的旋转,这必然使试样产生了诱发各向异性。

殷宗泽等的研究表明当三向应力不等时,某一方向加荷,两个侧向的变形常常不等,甚至一个侧向为膨胀,另一个侧向为压缩,其近来的研究表明,在大主应力方向上加荷所产生的小主应力方向的侧向应变与小主应力上加荷引起大主应力方向上的应变有很大的差异^[52]。对此,在本文三向应力条件下,对这一问题进行了研究。为了考虑试样中应力的均匀性,这里以中主应力系数 $b=0.5$ 情况为例,将循环扭剪试验中不同初始主应力方向角下的变形情况表示在图4-19中。从图中可以看出,初始主应力方向角的变化,导致土体的变形特性发生显著的变化。从图4-19(a)中可以看出,初始主应力角为 0° ,循环荷载施加方向与大主应力方向垂直,土体开始时刻变形发展缓慢,随后以竖向压缩变形和环向变形为主。此时相当于在小主应力方向上加荷,引起大主应力方向上的变形

是以压缩为主的正向轴向变形，小主应力方向上的变形是以拉伸为主的负向环向变形。而中主应力方向上的径向变形很小，剪应变也很小，基本上保持为 0。反观图 4-19(e)中，初始主应力角为 90° ，循环荷载施加方向与大主应力方向一致，此时相当于在大主应力方向上加荷，引起小主应力方向上的变形是以拉伸为主的负向轴向变形，在大主应力方向上的变形是以压缩为主的正向环向变形。同时，中主应力方向上的径向变形也有一定程度的发展。同样地剪应变也很小。这非常明显地表现出各向异性的变形特性。从图 4-19(b)、(c)、(d)中可以看出，当初始主应力发生偏转时，加荷方向与大主应力方向存在一个夹角，这时的变形特性发生了显著的变化，剪应变成为变形的主要因素。而且，从振动一开始，剪应变发展就比较快，反映在孔压的发展上，振动一开始，孔压就迅速上升。尤其当初始主应力角为 60° 时候，不仅剪应变发展比较快，竖向的拉伸变形也比较大，几种变形叠加使得在初始主应力角为 60° 的时候孔压上升的最为剧烈。

我们知道，孔隙水压力产生的根源在于土骨架间水体的受压，所以其发展过程必然与土体的变形过程相联系。从图 4-19(a)、(b)中可以看到，从竖向变形的角度来说，初始主应力方向角为 0° 、 30° 的情况，竖向变形均是以压为主的正向变形，因此，土体内的孔隙水更易被压缩而导致孔压升高。而在另外的图 4-19(c)、(d)、(e)中，竖向变形均是以拉为主的拉伸变形，相对而言，土体内孔隙水不易被压缩。这就是在初始主应力角为 0° 、 30° 的时候，稳定残余孔压相对较高，而在初始主应力角为 45° 、 60° 、 90° 的时候稳定残余孔压相对较低（如图 4-3 所示）的原因。非常明显地， 60° 、 90° 情况下，竖向变形发展得更加剧烈，相应的残余孔压也要低于 45° 的情况。

因此，在三维应力条件下，初始主应力角的变化导致孔压的发展模式变化的根本原因就在于土体的各向异性。土体的各向异性是孔压发展模式存在差异的内因，是本质因素。从本文试验结果上看，对于动扭剪试验，随着初始主应力方向角的增大，孔隙水压力的增长速度加快，在初始主应力方向角为 60° 的时候，孔隙水压力的初始增长速率最快。到了初始主应力方向角达到 90° 的时候，孔压的发展速率降低；从稳定残余孔压的角度来说，尽管动剪应力幅值对稳定残余孔压存在影响，但是，随着初始主应力角的增大，稳定残余孔压逐步降低的趋势是存在的。

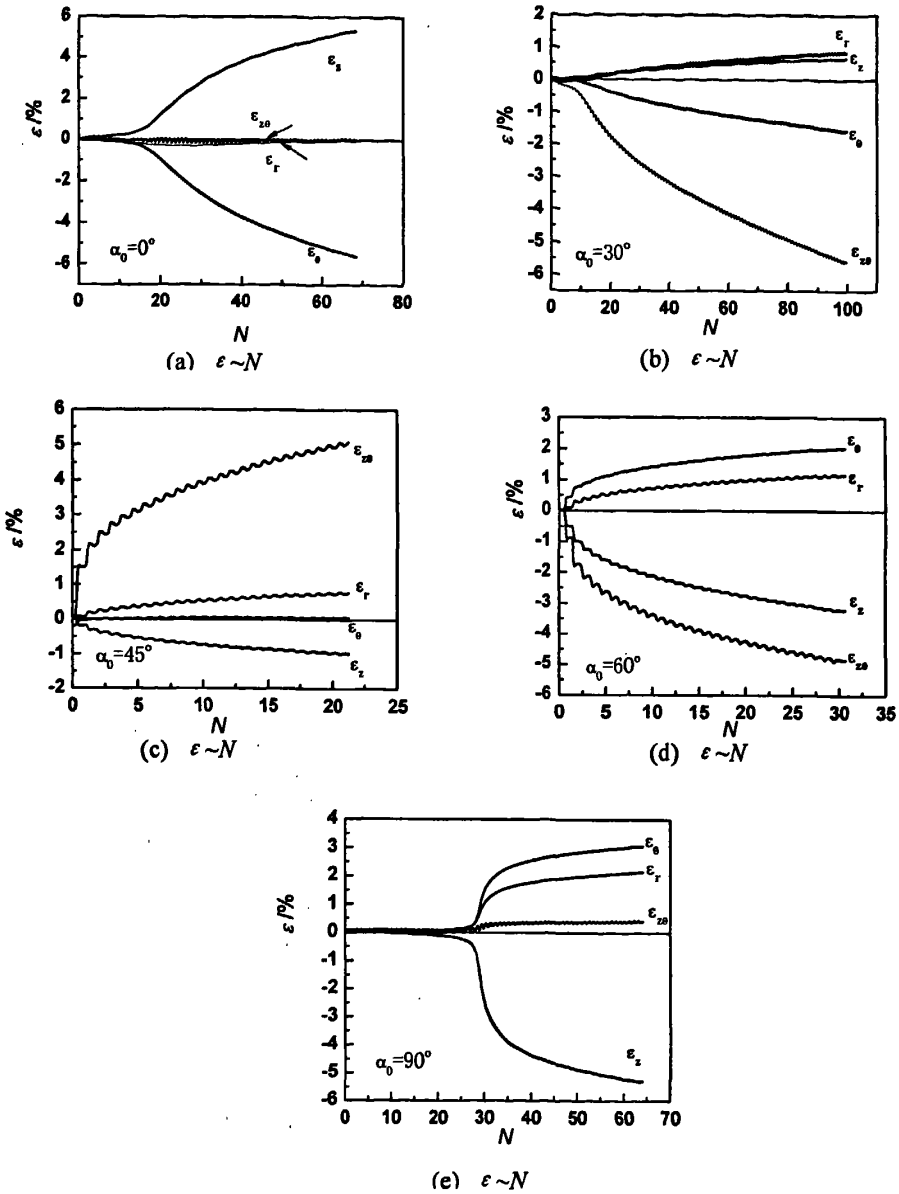


图 4-19 不同初始主应力角下变形与振次的关系

Fig. 4-19 Relationship between deformation and cyclic number under different α_0

4.8.2 初始固结状态对孔压发展模式的影响

4.8.2.1 初始主应力角的形成过程

这里以中主应力系数 $b=0$ 情况为例来说明如何控制固结阶段所施加的荷载大小及

其组合形成初始主应力方向角。从表 2-2 中选取一部分列入表 4-10 中。

表 4-10 $b=0$ 时固结阶段所施加的荷载大小及其组合

Table 4-10 Combination of applied loads during consolidation with b of 0

b	$\alpha_0/^\circ$	p_{i0}/kPa	p_{o0}/kPa	W_0/kN	$M_{T0}/\text{N}\cdot\text{m}$
0	0	85.67	85.67	0.216	0
	30	82.08	87.82	0.135	3.82
	45	78.35	89.90	0.054	4.41
	60	74.92	92.12	-0.027	3.82
	90	71.33	94.27	-0.108	0

结合图 4-19 和表 4-10, 可以看出:

在初始主应力角为 0° 、 90° 固结的时候, 只需要施加竖向应力, 不会对试样施加预剪应力。 0° 固结时施加竖向压应力, 大主应力方向在竖向, 因此产生的变形是竖向压应变和环向应变为主。 90° 固结时施加竖向拉应力, 大主应力方向在水平向, 试样在大主应力的影响下, 易于膨胀, 产生的变形是竖向拉应变和环向应变为主, 同时兼有径向变形产生。同时可以看到, 在没有初始剪应力作用的情况下, 试样也几乎不产生剪应变。而且, 由于试样是水平成层堆积的, 在水平循环剪应力的作用下要产生竖向变形是不容易的。因此, 在振动循环开始的时候, 试样的变形发展极其缓慢, 这时土骨架保持原有的形态, 所产生的孔压全部为结构孔压, 直到某一个半周, 在荷载的循环效应下, 土骨架结构发生了破坏, 变形开始迅速发展, 孔压才开始出现波动, 发展速度加快。由于在 0° 时, 大主应力对试样产生压缩的趋势, 而 90° 时产生膨胀的趋势, 所以总体说来, 0° 时残余孔压要高于 90° 的残余孔压, 其发展速率要快于 90° 时的发展速率。

在初始主应力为 30° 、 45° 、 60° 固结的时候, 除了要施加竖向应力外, 还要对试样施加预剪应力。正是这种预剪的作用使得在这三种情况下, 试样的变形均主要以剪应变为主。这种初始固结条件的变化, 改变了试样原有的应力状态。由于初始主应力方向与水平动剪应力成一定的夹角, 使得动剪应力一方面对试样在大主应力产生拉压, 一方面产生剪切, 使得剪应变的产生相对容易得多。同时, 在初始主应力角为 60° 的时候, 由于竖向施加的是拉应力, 所以, 60° 时土样的拉伸趋势非常明显, 使得总体上的残余孔压低于其它两种情况。

4.8.2.2 中主应力系数的影响

中主应力系数 b 的变化反映了土体中压缩、扭剪与拉伸等固结状态的变化^[52]。当 $b=0$ 的时候, 处于压缩状态, $b=0.5$ 的时候, 处于扭剪状态, $b=1$ 的时候处于拉伸状态。当处于 $0-0.5$ 之间时是压缩与扭剪的组合, 处于 $0.5-1$ 之间时是扭剪与拉伸状态的组合。

因此,随着中主应力系数的增加,土体的状态逐步由压缩状态转向拉伸状态。这使得土体内残余孔压的发展程度存在着降低的趋势。

4.8.3 循环加载方式对孔压发展模式的影响

延续从变形角度研究孔压的思路,将图 4-19(e)与图 4-20 放在一起进行比较研究,二者分别代表了初始主应力角为 90° , b 为 0.5 时候的循环扭剪试验和竖向-扭转双向耦合剪切试验两种不同的循环荷载作用方式下的变形发展规律,可以看出二者变形的发展最主要的区别就在于变形发展的时间。前者在振动开始后 27 周变形才开始迅速发展,但是对于后者,从振动的第 1 周变形就迅速发展。这是导致二者孔压发展差异的主要原因。前者的变形之所以能够迅速发展是因为竖向振动荷载的施加。在扭剪试验中,依靠剪应力产生轴向变形是比较困难的,前文分析过,只有突破一定的变形程度,土体的结构才可能发生剧烈的变化。而在竖向-扭转双向耦合剪切试验中,振动荷载使竖向变形的产生变得容易,从振动第一周开始就突破了这种变形的限制,土体很快产生新的应力状态和土骨架结构来适应外部荷载。可以这样认为,在三向非均等固结的三维应力条件下,循环荷载的施加方式的改变使主应力轴产生了连续不断的旋转,由于土体各向异性的存在,从而使得塑性变形的发展更加迅速,也就为孔压的快速发展创造了条件。因此,在主应力轴连续不断的旋转条件下,孔压的发展速率更快。

同时,注意到前者从 28 周开始与后者从第 1 周开始在变形的发展规律上又存在着惊人的相似性:竖向变形、轴向变形、环向变形和剪应变的发展规律几乎完全一致。这种相似性是由初始主应力方向角所决定的,也就是说是由初始固结应力状态所决定的。

4.9 结语

本章通过对试验结果的回归分析,对孔压的应力模型和应变模型进行了研究,分析了稳定残余孔压的影响因素,从土体各向异性、初始固结条件等方面对孔压发展模式的差异进行了分析,得出以下主要结论:

(1) 无论是循环扭剪试验还是竖向-扭转双向耦合剪切试验,循环剪应力的幅值对稳

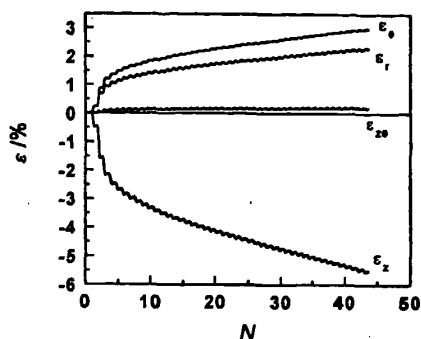


图 4-20 竖向-扭转双向耦合剪切试验中变形与振次的关系

Fig. 4-20 Relationship between deformation and cyclic number in triaxial and torsional couple shear tests

定残余孔压存在影响。在循环扭剪试验中,这种影响与初始主应力方向角有关,优势呈现出正的相关性,有时呈现出负的相关性。

(2) 初始主应力角对稳定残余孔压存在影响。随着初始主应力角的增大,稳定残余孔压呈下降趋势,中主应力系数对稳定残余孔压存在影响,随着中主应力系数的增大,稳定残余孔压减小。

(3) 通过对循环扭剪试验和竖向-扭转多向耦合剪切试验结果的回归分析,总结了孔压比与循环振次比之间的经验公式,给出了双曲线拟合结果,针对循环扭剪试验初始主应力角为 0° 情况,还给出了多项式拟合结果。该结果显示在三向非均等固结条件下的循环扭剪试验中,初始主应力角会显著影响孔压的发展规律。在 $0^\circ\sim 60^\circ$ 情况下,随着初始主应力角的增大,孔压上升的速率加快。在 90° 情况下,孔压开始阶段发展缓慢,随后出现急升段,达到稳定残余孔压。在三向非均等固结条件下的竖向-扭转双向耦合剪切试验中,随着初始主应力角的增大,孔压发展速率加快。 60° 、 90° 情况下上升速率达到最快。因此,可以认为,在当大主应力方向与沉积方向成 60° 角的时候孔隙水压力的增长速率最快。

(4) 针对三维应力条件下的循环扭剪试验,通过对试验结果的回归分析,总结了孔压比与广义剪应变之间的经验关系,给出了双曲线型函数关系式。在参数的确定上,给出了包含初始主应力方向角的多项式公式,从而建立了该种试验条件下的孔压增长的应变模式。

(5) 分析了本文试验条件下土体存在的各向异性特性。指出,土体各向异性是孔压发展规律在不同初始主应力角和不同循环荷载类型下存在差异的本质原因,是内因。

(6) 从初始固结应力状态形成的角度分析了不同的初始剪应力和初始竖向荷载会显著地影响土体的变形规律,进而影响到孔压的发展规律,初始固结应力状态是影响孔压发展规律的外因。

(7) 从分析循环荷载类型的差异入手,分析了循环荷载的不同同样会影响土体变形规律,进而影响到孔压的发展规律,循环荷载的类型是影响孔压发展规律的又一外因。同时认为,主应力轴的连续旋转会加速变形的发展,亦会提高孔压的发展速率。

第五章 结论与展望

5.1 主要结论

动荷作用下孔隙水压力的发展是土体变形与强度变化的根本因素,也是有效应力法分析土体动力稳定性的关键。研究饱和砂土振动孔隙水压力产生机理,探寻其增长模式成为土动力学研究的重要内容。建筑物地基中土体的初始固结条件是复杂的。海洋地基或者海床土体内荷载条件是复杂的。在波浪荷载的一个循环过程中,海床土体的主应力轴发生了连续不断的旋转。在复杂的初始固结条件下,在复杂循环荷载的作用下,土体的孔隙水压力增长模式也将变得更加复杂。

大连理工大学土木水利学院岩土工程研究所根据学校 211 工程重点学科“海洋和近海工程”建设计划,与日本诚研舍株式会社共同研制开发了土工静力-动力液压三轴-扭转剪切仪。该设备能够实现均压固结、多种不同初始条件下的非均等固结、 K_0 固结等多种复杂固结条件,静、动三轴拉压剪切与静、动扭转剪切以及静、动耦合剪切等多种静力与循环剪切的复杂应力路径试验,而且能够同时满足土的动力变形特性与动强度及孔隙水压力等特性方面的研究的需要,具有相当广泛的实用性和适用性。

本文利用该设备,针对福建标准砂进行了五种初始主应力方向角 $\alpha_0(0^\circ、30^\circ、45^\circ、60^\circ、90^\circ)$ 与五种中主应力系数 $b(0、0.25、0.5、0.85、1)$ 组合情况下的不排水动扭剪试验,以此来研究复杂初始固结条件对饱和砂土孔压特性的影响;进行了五种初始主应力方向角 $\alpha_0(0^\circ、30^\circ、45^\circ、60^\circ、90^\circ)$ 与一种中主应力系数 $b(0.5)$ 组合情况下的不排水竖向一扭转多向耦合剪切试验(相位差 90°),通过与同种初始固结条件下不排水动扭剪试验成果的对比来研究主应力轴连续旋转对饱和砂土孔压特性的影响。

通过研究,得出以下结论:

(1) 完善了孔压应力模式。以残余孔压为研究对象,通过对试验结果的回归分析建立了残余孔压比与振次比之间的双曲线关系,并给出了参数的拟合结果。通过对稳定残余孔压的研究,发现动剪应力幅值、初始主应力方向角、中主应力系数等因素对稳定残余孔压都会产生影响。在循环扭剪试验中,循环剪应力的幅值对稳定残余孔压的影响程度与初始主应力方向角有关,有时呈现正的相关性,有时呈现负的相关性。随着初始主应力角的增大、中主应力系数的增大,稳定残余孔压总体上呈减小的趋势。

(2) 完善了孔压应变模式。通过对试验结果的回归分析建立了残余孔压比与广义剪

应变之间的双曲线型函数关系,这种函数中的两个参数依赖于初始主应力方向角。本文认为,孔压的残余孔压比与广义剪应变之间存在良好的归一性,这种双曲线型函数关系式具有很强的理论价值和工程应用价值。

(3) 非均等固结条件下,残余孔压最终会达到一个相对稳定的值,称为稳定残余孔压。其原因是随着循环荷载的不断作用,最终引起剪胀剪缩的交替变化,使得孔压不能发展到初始固结有效应力。主应力轴连续旋转条件下,剪胀剪缩趋势更加明显,孔压的波动幅度加大,上升速率加快。

(4) 通过研究本文试验条件下剪应力与孔压的关系,从孔压产生发展机理方面解释了剪胀、剪缩、反向剪缩等特性对孔压发展的影响。剪缩使得土体的孔压上升,剪胀的存在使得孔压不能持续单调的上升,而由于反向剪缩的存在使得在经过一个应力循环后孔压的整体趋势上升即残余孔压上升。土的卸荷体缩(反向剪缩)与此前的剪胀存在联系。

(5) 在三向非均等固结条件下的循环扭剪试验中,初始主应力角会显著影响孔压的发展规律,曲线形状有较大的差异。在 $0^{\circ}\sim 60^{\circ}$ 情况下,随着初始主应力角的增大,孔压上升的速率加快。在 90° 情况下,孔压开始阶段发展缓慢,随后出现急升段,达到稳定残余孔压。在三向非均等固结条件下的竖向-扭转多向耦合剪切试验中,随着初始主应力角的增大,孔压发展速率加快。 60° 、 90° 情况下上升速率达到最快。因此,可以认为,在当大主应力方向与沉积方向成 60° 的时候孔隙水压力的增长速率最快。

(6) 通过研究本文试验条件下砂土变形特性,认为当初始主应力角不同时,初始固结时所施加的初始剪应力和初始竖向荷载也不同,这直接导致土体的变形规律发生显著的变化,进而影响到孔压的发展规律,初始固结应力状态是影响孔压发展规律的外因。

(7) 通过分析循环荷载类型的差异,认为循环荷载类型的不同也会造成土体变形规律的变化,进而影响到孔压的发展规律,循环荷载的类型是影响孔压发展规律的又一外因。通过比较分析,认为在主应力轴的连续旋转条件下孔压发展速率加快。

(8) 通过对试验结果的分析,认为在本文试验条件下土体存在各向异性特性。由于土体固有各向异性和诱发各向异性的存在,使得土体的剪胀、剪缩、反向剪缩等特性存在并发生变化,进而影响到孔压发展变化的规律。并指出,土体各向异性是孔压发展规律在不同初始主应力角和不同循环荷载类型下存在差异的本质原因,是内因。

5.2 展望

试验研究在岩土工程学科发展中占有相当重要的地位,沈珠江^[53]和谢定义^[54]认为理

论土力学、实验土力学、应用土力学和计算土力学是 21 世纪土力学的四大支柱或重要分支，而实验土力学是土力学学科发展的基础。

本文利用先进的土工静力-动力液压三轴-扭转剪切仪，系统地研究了初始主应力方向角、中主应力系数和不同循环荷载类型对饱和砂土孔压发展规律的影响。但是在本文的试验研究里只是针对了饱和的福建标准砂一种相对密度，一种初始平均有效固结应力，一种初始偏应力比的条件下进行的不排水试验。而我们已经知道饱和砂土的动孔隙水压力发展随着土性条件、动静荷条件、固结应力条件和排水条件的不同，土的动孔压具有不同的增长规律(不排水条件)与消散(扩散)规律(排水条件)。因此，本文的结论仍避免不了它的局限性。

此外，采用残余孔压为研究对象，无法揭示孔压的瞬时波动情况，这种方法只能是将孔压与某种条件下的主要影响因素建立一种经验性的联系，其关键是模型的适用条件和参数的选取。为此，本文从孔压产生发展的机理入手，通过研究砂土的变形特征来解释孔压的发展变化规律。但是，本文的工作仅限于对现象的合理解释，尚不足以形成系统的理论以预测孔压的发展变化过程。这些问题需要在以后的研究中进一步加以解决。

参考文献

- [1] 郭莹. 复杂应力条件下饱和松砂的不排水动力特性试验研究[D]. 辽宁: 大连理工大学, 2003.
- [2] Madsen O S. Wave-induced pore pressures and effective stresses in a porous bed[J]. *Geotechnique*, 1978, 28(4): 377-393.
- [3] Ishihara K, Towhata I. Sand response to cyclic rotation of principal stress directions as induced by wave loads[J]. *Soils and Foundations*, 1983, 23(4):11-26.
- [4] 栾茂田, 郭莹, 李木国, 王静, 王栋, 崇金著等. 土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪研制中的若干问题探讨[A]. 土动力学与岩土地震工程[C]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002, 546-522.
- [5] 栾茂田, 郭莹, 李木国, 王静, 王栋, 崇金著. 土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪研发及应用[J]. 大连理工大学学报, 2003, 43(5): 670-675.
- [6] 栾茂田, 王栋, 郭莹, 王飞, 刘占阁, 许成顺等. 海床与海洋地基的动力分析理论与设计方法研究进展评述[A]. 土动力学与岩土地震工程[C]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002, 28-47.
- [7] 孟上九, 曹文海, 袁晓铭. 地震荷载下土体残余应变及孔压研究综述[J]. *世界地震工程*, 2001, 17(3): 49-53.
- [8] 谢定义. 土动力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1988.
- [9] 沈珠江. 理论土力学[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000.
- [10] 谢定义, 张建民. 饱和砂土瞬态动力学特性与机理分析[M]. 西安: 陕西科学技术出版社, 1995.
- [11] 刘颖, 谢君斐. 砂土震动液化[M]. 北京: 地震出版社, 1984.
- [12] 沈瑞福, 王洪瑾, 周克骥, 周景星. 动主应力连续旋转下砂土孔隙水压力发展及海床稳定性判断[J]. *岩土工程学报*, 1994, 16(3): 70-78.
- [13] 张建民, 谢定义. 饱和砂土振动孔隙水压力增长的实用算法[J]. *水利学报*, 1991, (8): 45-51.
- [14] Martin G R, Finn W D L, Seed H B. Fundamentals of liquefaction under cyclic loading[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 1975, 101(GT5): 423-438.
- [15] 徐杨青, 郭见扬. 波浪荷载下海洋土孔隙水压力内时模型的研究[J]. *岩土力学*, 1991, 12(3): 43-52.
- [16] 徐干成, 谢定义, 郑颖人. 一个新的内时参量动孔压模型及其适应性研究[J]. *水利学报*, 1995, (12): 39-53.
- [17] 邵生俊. 砂土的物态本构模型及应用[M]. 西安: 陕西科学技术出版社, 2001.

- [18] 万良勇. 不同类型孔隙水压力的动力效应研究[D]. 陕西: 西安理工大学, 2002.
- [19] Yoshimine M, Ishihara K, Vargas W. Effects of principal stress direction and intermediate principal stress on undrained shear behavior of sand[J]. *Soils and Foundations*, 1998, 38(3):179-188.
- [20] Sato K and Yoshida N. Effect of principal stress direction on undrained cyclic shear behavior of dense sand[A]. *Proceedings of the Ninth International Offshore and Polar Engineering Conference[C]*, France, 1999, 542-547.
- [21] 李万明, 周景星. 扭剪与三轴试验中孔压不均匀性的研究[J]. *岩土力学*, 1991, 12(4): 33-39.
- [22] 王洪瑾, 马奇国, 周景星, 周克骥. 土在复杂应力状态下的动力特性研究[J]. *水利学报*, 1996, (4):57-64,72.
- [23] 付磊, 王洪瑾, 周景星. 主应力偏转对砂砾料动力特性影响的试验研究[J]. *岩土工程学报*, 2000, 22(4): 435-440.
- [24] Symes M J, Gens A, Hight D W. Undrained anisotropy and principal stress rotation in saturated sand[J]. *Geotechnique*, 1984, 34(1): 11-27.
- [25] Ishihara K, Yamazaki A. Analysis of wave-induced liquefaction in seabed deposits of sand[J]. *Soils and Foundation*, 1984, 24(3): 85-100.
- [26] Dakoulas P, Sun Y. Behavior of fine sand under cyclic rotation of principal stresses using the hollow cylinder apparatus[A]. *Proceedings of Second International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics[C]*, 1991, St. Louis, Missouri, 535-542.
- [27] 王平安, 于澍. 主应力轴旋转下饱和砂土振动孔隙水压力发展和变化的研究[J]. *西安建筑科技大学学报*, 1996, 28(4): 433-437.
- [28] 王平安. 复杂应力条件下饱和砂土振动孔压变化规律的试验研究[D]. 西安:西安建筑科技大学, 1995.
- [29] Ishihara K, Yamazaki A, Haga K. Liquefaction of K_0 -consolidation sand and under cyclic rotation of principal stress direction with lateral constraint[J]. *Soils and Foundations*, 1985, 25(4):63-74.
- [30] 周海林, 王星华. 动三轴实验中的饱和砂土孔隙水压力分析[J]. *铁道学报*, 2002, 24(6): 93-98.
- [31] Seed H B, Martin P P, Lysmer J. Pore-water pressure changes during soil liquefaction[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 1976, 102 (GT4): 323-346.
- [32] 谢定义, 张建民. 往返荷载下饱和砂土强度变形瞬态变化机理[J]. *土木工程学报*, 1987, 20(3): .
- [33] 郭莹, 栾茂田, 许成顺, 何杨. 主应力方向变化对松砂不排水动强度特性的影响[J]. *岩土工程学报*, 2003, 25(6): 666-670.
- [34] Shamoto Y, Zhang J M, Goto S. Mechanism of large post-liquefaction deformation in saturated sand[J]. *Soils and Foundations*, 1997, 37(2): 71-80.
- [35] 张建民. 砂土的可逆性和不可逆性剪胀规律[J]. *岩土工程学报*, 2000, 22(1): 12-17.
- [36] 矫德全, 陈愈炯. 土的各向异性和卸荷体缩[J]. *岩土工程学报*, 1994, 16(4): 9-16.

- [37] 李广信, 郭瑞平. 土的卸荷体缩与可恢复剪胀[J]. 岩土工程学报, 2000, 22(2): 158-161.
- [38] 刘元雪, 施建勇. 土的可恢复剪胀德一种解释[J]. 岩土力学, 2002, 23(3): 304-308.
- [39] Huang W. X. Investigation on stability of saturated sand foundations and slopes against liquefaction[A]. In: ISSFE eds. Paris: Proceedings of the Fifth international Conference of Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1961.
- [40] 汪闻韶. 饱和砂土振动孔隙水压力试验研究. 水利学报, 1962.
- [41] 沈珠江, 王仁钟. 反复荷载作用下砂土变形的平均过程理论[J]. 水利水运科学研究, 1980, (4): 43-60.
- [42] 沈珠江. 饱和砂土的动力渗流变形计算. 水利学报, 1980, (2).
- [43] 沈珠江. 土动力液化变形的有效应力分析方法. 水利水运科学研究, 1982, (4).
- [44] Dobry R, Powell D J, Yokel F Y, etc. Liquefaction of saturated sand – the stiffness method[A]. Mult Proceeding 7th World Conference on Earthquake Engineering[C]. Detroit: ASCE, 1980. 25-32.
- [45] 谢定义, 姚仰平. 轴、扭耦合三轴试验成果及其动力非线性模拟计算[A]. 土动力学理论与实践. 第五届全国土动力学学术会议论文集[C]. 大连: 大连理工大学出版社, 1998. 11-19.
- [46] 姚仰平, 谢定义. 振动拉压扭剪三轴仪及其试验研究[J]. 西安建筑科技大学学报, 1996, 28(2): 129-133.
- [47] 郭莹, 何杨, 栾茂田, 许成顺, 史旦达, 李木国. 初始主应力方向对饱和松砂孔压特性影响的试验研究[A]. 第九届土力学及岩土工程学术会议论文集[C]. 北京: 清华大学出版社, 2003, 1069-1072.
- [48] 许成顺, 栾茂田, 郭莹, 何杨, 史旦达, 李木国. 固结应力状态对砂土动力特性影响的试验研究[A]. 第九届土力学及岩土工程学术会议论文集[C]. 北京: 清华大学出版社, 2003. 1086-1090.
- [49] 王洪瑾, 张国平, 周克骥. 固有和诱发各向异性对击实粘性土强度和变形特性的影响[J]. 岩土工程学报, 1996, 18(3): 1-10.
- [50] 刘元雪, 郑颖人. 含主应力轴旋转的土体本构关系研究进展[J]. 力学进展, 2000, 30(4): 597-604.
- [51] 沈珠江. 复杂荷载条件下砂土液化变形的结构性模型[A]. 土动力学理论与实践. 第五届全国土动力学学术会议论文集[C]. 大连: 大连理工大学出版社, 1998. 1-10.
- [52] 殷宗泽, 徐志伟. 土体的各向异性及近似模拟[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(5): 547-551.
- [53] 沈珠江. 关于土力学发展前景的设想[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(1): 110-111.
- [54] 谢定义. 21世纪土力学的思考[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(4): 111-114.

个人简历与攻读硕士学位期间所参加的科研项目及所完成与发表的学术论文

I 个人简历

何杨, 男, 中共党员, 1978年6月3日出生于黑龙江省讷河市。1999年毕业于大连理工大学工业与民用建筑工程专业, 获得工学学士学位。1999年留校任土木水利学院99级队辅导员。2000年9月进入硕一博连读硕士阶段, 2002年9月进入硕一博连读博士阶段。主要从事海洋土力学理论与试验、岩土力学基本理论等方面的工作。

II 所参加的主要科研项目

1. 作为主要骨干参加我校“211工程”学科建设项目“土工静力-动力液压三轴-扭转多功能剪切仪”调试与开发工作。
2. 作为主要技术骨干参加了国家自然科学基金项目50179006“复杂应力状态下土的本构模型及其在海床动力学中的应用”。

III 完成与发表的论文

1. 郭莹, 何杨, 栾茂田, 许成顺, 史旦达. 初始主应力方向对饱和松砂孔压特性影响的试验研究. 第九届土力学与岩土工程学术会议, 北京, 2003, 1065-1068. (论文第四章)
2. 郭莹, 栾茂田, 何杨, 许成顺. 复杂应力条件下饱和松砂孔隙水压力增长特性的试验研究. 地震工程与工程振动 (已录用, 待刊出)
3. 栾茂田, 许成顺, 何杨等. 主应力方向对饱和砂土静力不排水特性的影响试验研究. 岩土工程学报. (已完成, 待发表)
4. 郭莹, 栾茂田, 许成顺, 何杨. 主应力方向变化对松砂不排水动强度特性的影响. 岩土工程学报, 2003, 25(6): 666-670.
5. 许成顺, 栾茂田, 郭莹, 何杨, 史旦达. 固结应力状态对砂土动力特性影响的试验研究. 第九届土力学与岩土工程学术会议, 北京, 2003, 1086-1090.
6. 郭莹, 史旦达, 栾茂田, 许成顺, 何杨, 李木国. 初始主应力方向对松砂动力变形特性影响的试验研究. 第九届土力学与岩土工程学术会议, 北京, 2003, 1069-1072.
7. 郭莹, 栾茂田, 史旦达, 许成顺, 何杨. 初始应力条件对松砂动力变形影响的试验研究. 岩土力学 (审稿中)

致 谢

本文是在栾茂田教授、郭莹副教授的悉心指导、无私帮助下完成的。在研究生学习期间，从栾老师和郭老师那里不仅受到了渊博学识的教育，而且学到了科学严谨的治学态度，敏锐的学术思想。他们崇高的敬业精神以及高尚的人格熏陶都给作者留下了深刻的印象，激励着作者去克服研究中的难关，并将使作者受益终生。值此论文完成之际，对栾老师和郭老师对我的辛勤无私的教诲、孜孜不倦的教导、细致入微的关怀表示衷心的感谢和由衷的敬意。

在作者学习和论文完成期间，还得到了岩土工程研究所杨庆教授、崇金著高工、赵维高工、年廷凯老师、唐洪祥老师、黎勇老师、王栋老师和王忠涛老师的支持和帮助，值此向各位老师表示诚挚的谢意！

感谢许成顺同学，在作者学习和进行大量试验的过程中给予的无私帮助。她严谨的工作作风和勤奋的学习精神是作者学习的榜样。感谢刘占阁同学给予作者的支持和鼓励。感谢史旦达、张振东和刘艳华同学，一起进行了大量的试验。

感谢杨新辉、赵少飞、孔德森、李湛、肖成志、张金利、冯晓莹、樊成等博士生的指导与关怀；感谢董秀竹等同学的借鉴和帮助。

最后感谢我的父母、妻子姚涛和所有的家人，他们的长期支持、理解与鼓励永远是我前进的动力。