

文章编号: 1000-7598(2009)06-1620-07

复杂应力条件下饱和砂土排水剪切强度的试验研究

冷 艺^{1,2,3}, 栾茂田^{1,2}, 许成顺⁴, 马太雷^{1,2}

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 大连 116024; 2. 大连理工大学 土木水利学院岩土工程研究所, 大连 116024;
3. 中交水运规划设计院有限公司, 北京 100007; 4. 北京工业大学 建筑工程学院, 北京 100022)

摘 要: 针对相对密度为 30 % 的福建标准砂, 利用土工静力-动力液压-三轴扭转多功能剪切仪, 在不同初始固结条件下控制试验过程的平均主应力保持不变, 改变中主应力系数和主应力方向, 进行了应力控制式单调排水剪切试验, 着重探讨中主应力系数和主应力方向对砂土剪切强度的耦合影响。试验结果表明: 在相同的试验条件下, 中主应力系数对饱和标准砂的应力-应变关系具有影响, 但对体变特性的影响并不明显。上述现象同初始固结应力比的大小无关。平均主应力一定, 广义剪应力随中主应力系数增大而降低的趋势同时依赖于主应力方向的作用。中主应力系数对内摩擦角的放大效应同样受到主应力方向的影响。基于广义双剪应力准则, 引入考虑主应力方向影响程度的权重系数, 结合试验结果给出了考虑中主应力系数和主应力方向耦合影响的强度指标表达式。

关 键 词: 单调排水剪切; 中主应力系数; 主应力方向; 相变状态; 峰值状态; 内摩擦角

中图分类号: TU 441

文献标识码: A

Experimental research on behaviors of saturated sand subject to drained shear strength under complex stress conditions

LENG Yi^{1,2,3}, LUAN Mao-tian^{1,2}, XU Cheng-shun⁴, MA Tai-lei^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. Institute of Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 3. CCCC Water Transportation Consultants Co., Ltd, Beijing 100007, China; 4. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100022, China)

Abstract: The experimental tests of Fujian standard sand with relative density of 30 % are performed by using soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus. A series of stress-controlled drained monotonic shear tests are conducted under complex stress conditions with constant mean principal stress. The coefficient of intermediate principal stress and orientation of principal stress are varied so that their coupled influences on shear behaviors of saturated sand are explored. Based on the comparative experimental results, under the same initial condition, coefficient of intermediate principal stress influences the stress-strain relationship of saturated sand, but does not make obvious effect on volumetric strain features. It is shown that the drained shear behaviors of sand are not dependant on consolidation stress ratio and considerably depend on coefficient of intermediate principal stress as well as orientation of principal stress. Furthermore, both coefficients of intermediate principal stress and orientation of principal stress affect friction angles at phase-transformation state(PTS) and at peak state. Finally, introducing a factor for weighing the influence of orientation of principal stress, and combining with the test results, an expression for strength indices taking coupled effect of coefficient of intermediate principal stress and orientation of principal stress into account is obtained by using generalized twin-shear stress criterion.

Key words: drained monotonic shearing; coefficient of intermediate principal stress; orientation of principal stress; phase-transformation state; peak state; internal friction angle

1 引 言

当前土力学的研究热点问题之一是如何真实模拟土体的受力情况, 这是由于在实际工程中的任何

施工或自然因素(如地下水位变动), 都会引起地基内应力状态的改变, 即主应力方向、中主应力系数和固结应力比等将发生不同程度的变化。在现阶段研发出的各种土工试验设备, 例如真三轴仪^[1]、三

收稿日期: 2007-09-27

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 50579006; 50639010)。

第一作者简介: 冷艺, 女, 博士, 主要从事土工实验与分析、海洋土力学等方面的科学研究工作。E-mail: lxx@dlut.edu.cn

轴-扭转多功能剪切仪等,能够进行不同复杂应力条件的试验,为进一步的理论研究提供实际数据基础。国内外学者已经开展大量的试验研究工作。

Yamada 与 Ishihara 等^[2]利用真三轴仪对三维应力条件下砂土进行单调不排水试验,发现当轴向主应力相对于其他主应力较小时,砂土的不排水剪切特性有更显著的剪缩性。通过对混凝土进行试验的结果表明^[3],中主应力对混凝土及岩土材料的强度具有一定的放大效应及区间效应。Yoshimine 与 Ishihara 等^[4]针对日本丰浦砂进行应变控制式试验发现,主应力方向和中主应力系数是决定砂土单调剪切特性的重要因素。Uthayakumar 等^[5]对多轴加载条件下的静态液化研究指出,中主应力系数、主应力方向角均对应力路径、应力-应变关系具有不同程度的影响。吉嶺充俊等^[6]对现场试验的结果分析认为,饱和砂土在三轴压缩和三轴拉伸条件下表现出截然相反的剪切特性与大主应力方向、中主应力系数有关。王洪瑾等^[7]利用空心圆柱扭剪仪发现,击实黏性土的破坏强度对主应力方向存在依赖性。以上所列的试验条件组合,如主应力方向、中主应力系数都是有所限制的,而且试验数据大多是在不排水条件下测得的。同时,目前国内功能完善的空心圆柱三轴扭剪仪不多,相应的试验成果有限。因此,通过施加各种复杂的荷载组合,系统研究砂土剪切特性的排水试验资料,仍需要进一步补充。

在土的强度理论研究方面,由于广泛应用于岩土工程的数值分析与计算中的 Mohr-Coulomb 强度准则,采用的抗剪强度指标一般通过三轴压缩试验确定,土体应力状态呈轴对称关系,无法考虑中主应力系数和主应力方向对强度的影响,与很多情况下土体的实际受力状态不相符合。因此,研究中主应力系数和主应力方向对土的抗剪强度的耦合影响具有重要的理论意义及实用价值。

目前,关于考虑中主应力效应的强度准则已有很多地讨论。由日本松岡元等所提出的 SMP 准则,反映了中主应力对砂土抗剪强度的影响,能够较好地表示一般应力状态下砂土的强度特性,因而得到推广和完善^[8-9]。Lade-Duncan 提出的弹塑性模型采用不关联流动准则,既考虑中主应力对土的抗剪强度的影响,又能反映三轴压缩及三轴拉伸条件下的强度指标的不同,但如果应力状态及三轴压缩条件下的内摩擦角一定, $\sin\phi_c/\sin\phi_c$ 值则定,因此,不能反映有些土的真正的 $\sin\phi_c/\sin\phi_c$ 值^[10]。俞茂宏^[11]提出的双剪应力强度理论,考虑了 2 个较大主剪应力对材料屈服的影响。姚仰平^[12]在此基础上,发展

出广义双剪应力破坏准则,既可考虑中主应力效应又能考虑三轴压缩与三轴拉伸条件下的强度指标差异。综上所述,围绕着中主应力效应的破坏准则研究已取得很大的进展。应结合试验资料,考虑主应力方向的影响,进一步发展适合于砂土的强度准则。

本文利用大连理工大学研发的“土工静力-动力液压-三轴扭转多功能剪切仪”^[13],对均等或非均等固结的福建标准砂,进行 12 组排水条件的应力控制式单调剪切试验,在平均主应力一定的前提下,通过数据对比,探讨中主应力系数和主应力方向对饱和砂土排水剪切强度的耦合影响。

2 试验条件与方法

2.1 试验条件

针对内径 60 mm、外径 100 mm 和高度 150 mm 的空心圆柱试样进行试验操作,分别控制其内侧压力 p_i 、外侧压力 p_o 、竖向荷载 W 和扭矩 M_T ,能够实现各种不同固结条件与应力路径的加载^[13-14]。

2.2 试验土料与试样制备

采用福建标准砂作为试验土料,经测定,该砂土的基本参数如下:比重为 $G_s=2.643$;颗粒尺寸为 $d_{50}=0.34$ mm;不均匀系数为 $C_u=1.542$;最大与最小孔隙比分别为 $e_{\max}=0.848$, $e_{\min}=0.519$;最大与最小干密度分别为 $\rho_{d\max}=1.74$ kg/m³, $\rho_{d\min}=1.43$ kg/m³。

控制试样的相对密度为 $D_r=30\%$,采用分层干装的方法制备成样,然后依次通入 CO₂ 和无气水,再施加 200 kPa 的反压联合对试样进行饱和,保证制备的所有砂样的孔压系数 B 均达到 98% 以上^[13]。

2.3 试验参数及方法

引入中主应力系数 b 的概念,将大主应力方向与竖向之间的夹角定义为主应力方向角 α ,且最大、最小主应力 σ_1 、 σ_3 和中主应力 σ_2 分别表示为

$$b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (1)$$

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

$$\sigma_1, \sigma_3 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2} \right)^2 + \tau_{z\theta}^2} \quad (3)$$

$$\sigma_2 = \sigma_r \quad (4)$$

式中: σ_z 、 σ_θ 与 $\tau_{z\theta}$ 分别表示空心圆柱试样的轴向与环向正应力及由扭矩所形成的剪应力。同时,平均主应力 p 、广义剪应力 q 、广义偏应力比 η 、广义

剪应变 γ_g 及内摩擦角 ϕ 分别定义为

$$p = \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (5)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (6)$$

$$\eta = q/p \quad (7)$$

$$\gamma_g = \sqrt{\frac{2}{9}[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]} \quad (8)$$

$$\phi = \arcsin\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3}\right) \quad (9)$$

保持试验过程的平均主应力 $p = 100$ kPa 不变, 对相对密度 $D_r = 30\%$ 的试样, 在均等或非均等固结条件下共进行 12 组应力控制式排水剪切试验, 具体的试验条件见表 1。

表 1 单调排水剪切试验条件

Table 1 Conditions of drained monotonic shear tests

试样尺寸/mm	固结条件	$p = 100$ kPa, $D_r = 30\%$	
		b	$\alpha/(^\circ)$
空心圆柱试样 100×60×150 (内径×外径×高度)	偏压固结 $\eta_0 = 0.43$	0	0、30、45、60、90
		0.5	0、30、45、60、90
	均压固结 $\eta_0 = 0$	0	45
		0.5	45

2.4 试验预先设定应力路径与实测应力路径

针对空心试样, 在三向非均等固结应力条件下, 预先设定的试验进程与试样应力状态如图 1 所示, 可以清楚地看到土体的受力情况及通过 p - q 平面所示意的应力变化过程, 图 1(a) 中用虚线与实线分别表示出固结与剪切过程的应力路径, 点 C 表示固结完成状态。为了考察中主应力系数和中主应力方向等因素的影响, 分别控制试验过程的中主应力系数、主应力方向角和平均主应力保持不变, 仅改变广义剪应力, 在 q - α - b 空间和 π' 平面上形成的各种单调加载剪切应力路径如图 2 所示, 图中实线表示固结完成后进行剪切的应力路径^[14]。

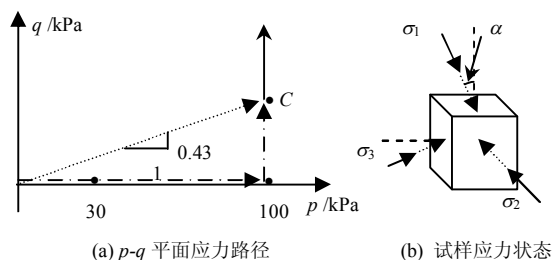


图 1 固结与剪切时设计的试验应力路径与应力状态
Fig.1 Designed stress paths and stress conditions

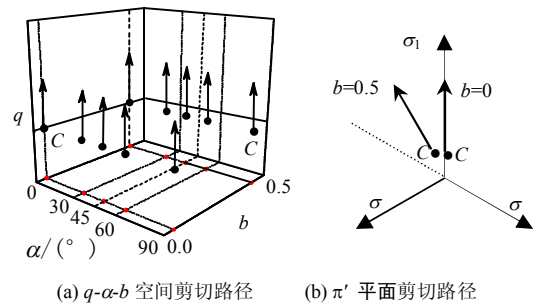


图 2 试验设定的剪切应力路径
Fig.2 Designated shear stress paths during tests

针对中主应力系数和主应力方向角的控制方式, 图 3 给出了试验过程中实测到的剪切应力路径, 同时测得的应力路径如图 4 所示。进行对比分析后认为, 在整个试验过程中虽然略有波动, 但基本能够保持参数不变, 从而达到了设计目的。

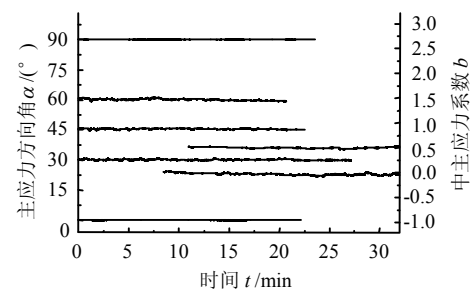


图 3 实测的试验剪切应力路径
Fig.3 Actual shear stress paths measured from tests

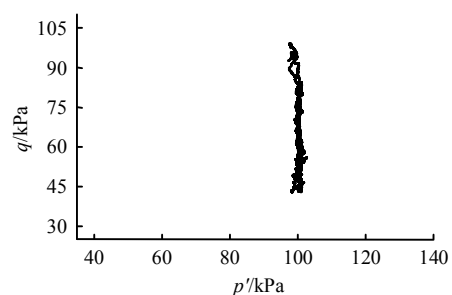


图 4 试验实测的应力路径
Fig.4 Actual stress paths measured from tests

3 试验结果及分析

3.1 偏压固结条件下砂土的单调剪切特性

针对偏压固结的空心试样展开一系列试验, 控制中主应力系数 $b=0$ 和 $b=0.5$, 主应力方向角 α 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° 和 90° 的 10 种工况条件, 实测的广义剪应力 q 和体应变 ε_v 与广义剪应变 γ_g 之间的关系如图 5 所示。其中点 C 表示固结结束时的应力状态, 实心圆点表示砂土由剪缩状态向剪胀状态过渡的临界状态, 即相变状态(Phase

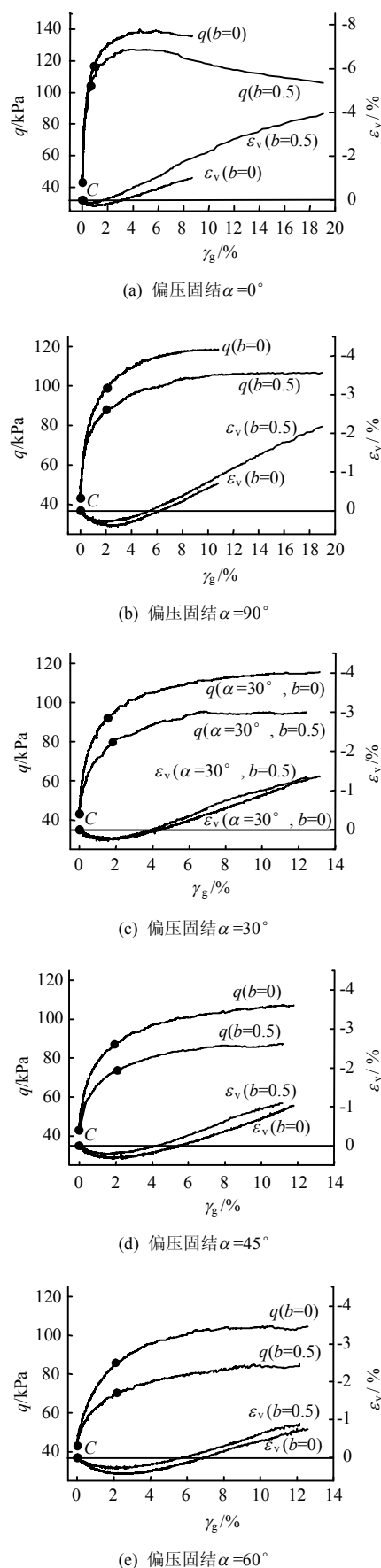


图5 偏压固结条件下体应变-广义剪应变及应力-应变关系
Fig.5 Volumetric strain-generalized shear strain relationships and stress-strain relationships under anisotropic consolidation

Transformation State, PTS)^[15]。由图可见, 当受到较低的平均主应力(100 kPa)作用时, 中主应力系数对砂土排水条件的应力-应变关系具有影响。 $\alpha=0^\circ$ 的工况出现应变软化, 当变形较小时, b 对 $q-\gamma_g$ 关系几乎没有影响, 随着变形的增大, b 的影响随之增大, 同时 b 不同对 ε_v 的变化略有影响。在其余的工况条件下, 剪切过程中饱和标准砂始终表现为应变硬化特征, 最终在某一应力水平下趋于稳定; 当初始条件相同时, α 一定, $b=0.5$ 同 $b=0$ 的情况相比, q 明显降低。相比之下, 体变特性受中主应力系数变化的影响并不显著。这种排水剪切特性与不排水条件的情况十分吻合。不排水试验结果^[14]表明, 中主应力系数对孔隙水压力的影响并不显著, 而随着 b 的增加, 应力比逐渐降低。值得注意的是, 试验中标准砂最终表现出剪胀特性, 同 b 与 α 无关, 变形初始阶段表现为体积剪缩, 达到相变状态后发生剪胀。

将剪切过程中相变状态所对应的广义剪应力定义为相变广义剪应力 q_{PT} , 将达到峰值状态时对应的广义剪应力称为峰值广义剪应力 q_p 。由于仪器量程的限制, 各种工况条件最终的应变大小不同。当 $\alpha=0^\circ$ 发生应变软化时存在明显的峰值点; 仅发生应变硬化时, $\alpha=30^\circ$ 和 $\alpha=90^\circ$ 的工况进入稳态即为峰值状态, $\alpha=45^\circ$ 和 $\alpha=60^\circ$ 的条件认为在广义剪应变达到 12 % 左右出现峰值状态。表 2 详细列出了由试验得到的相变与峰值状态的广义剪应力, 数据绘制于图 6 中。不难发现, 当 $p=100$ kPa 不变且其余试验条件相同时, 中主应力系数增大, 则抗剪强度降低, 而这种影响同时依赖于主应力方向的作用。当 b 由 0 变为 0.5 时, 不同 α 对应的 q_{PT} 与 q_p 的变化率列于表 3 中。受到主应力方向的影响, q 的降低趋势逐渐明显; α 越接近 $(45^\circ + \phi/2)$, q_{PT} 与 q_p 的变化率越大, 偏离 $(45^\circ + \phi/2)$ 方向后, 这种变化率又会减小。其根本原因可能是由于装样时形成了水平层理面, 依据 Mohr-Coulomb 强度准则, 砂土发生破坏时, 滑动面与大主应力作用面之间的夹角为 $(45^\circ + \phi/2)$ 。当 α 接近 $(45^\circ + \phi/2)$ 时, 强度薄弱面与水平层理面平行, 即沿水平层理面的砂粒之间的联结咬合力最低, 因而, 此时砂土所发挥的强度最低; 继续改变方向, 使得 $\alpha > (45^\circ + \phi/2)$, 破坏强度回升。

表2 试验实测的相变广义剪应力与峰值广义剪应力
Table 2 Generalized deviator stresses at PTS and at peak state measured from tests

q /kPa	b	$\alpha /(^{\circ})$				
		0	30	45	60	90
q_{PT}	0	115.36	93.08	88.65	85.66	100.31
	0.5	104.17	79.32	74.13	71.32	88.05
q_p	0	140.26	113.02	107.33	104.24	118.86
	0.5	127.43	95.460	87.480	84.530	105.03

表 3 不同中主应力系数下广义剪应力的变化关系

Table 3 Decrease of generalized deviator stress at PTS and at peak state for different values of b

$b=0.5$ 比 $b=0$ q 值的降低率	$\alpha/(^{\circ})$				
	0	30	45	60	90
$q_{PT}/\%$	10.7	17.3	19.6	20	13.9
$q_P/\%$	10.1	18.4	22.7	23.3	13.2

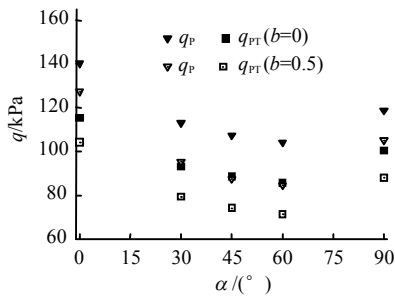


图 6 偏压固结条件下得到的相变及峰值广义剪应力
Fig.6 Generalized deviator stresses at PTS and at peak state under anisotropic consolidation

3.2 均压固结条件下中主应力系数的影响

对均压固结的试样,进行 $\alpha=45^{\circ}$, $b=0$ 和 $b=0.5$ 两种工况的排水试验,图 7 为试验关系曲线。同偏压固结情况相类似,当 $p=100$ kPa 时, $b=0.5$ 同 $b=0$ 的情况相比,标准砂的抗剪强度降低,两者的峰值强度相差约 27%,并最终表现为剪胀特性。因此,中主应力系数对砂土的应力-应变关系具有影响,对体变特性的影响并不明显,这种现象同初始固结应力比的大小无关。

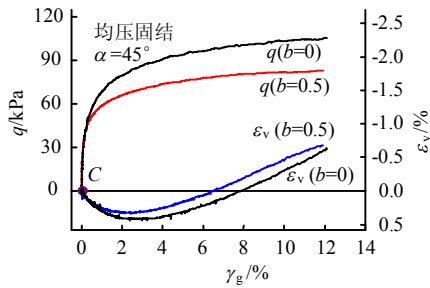


图 7 均压固结条件下中主应力系数的影响
Fig.7 Effect of coefficient of intermediate principal stress on shear behavior under isotropic consolidation

3.3 中主应力系数和主应力方向角对内摩擦角耦合影响

现有研究资料大都表明,中主应力系数和主应力方向对砂土的强度指标具有显著影响。为了进一步探讨上述因素对内摩擦角的影响关系,表 4 列出不同试验条件下得到的相变内摩擦角 ϕ_T 和峰值内摩擦角 ϕ_P 。由表可见,两种状态对应的摩擦角都不是常量,中主应力系数对内摩擦角的放大效应^[3]也

与主应力方向有关。当 b 由 0 变为 0.5 时,不同 α 对应的 ϕ_T 与 ϕ_P 的增长率列于表 5 中。随着 α 的逐渐增大, b 对 ϕ 的放大效应呈现降低的趋势; α 越接近 $(45^{\circ} + \phi/2)$, ϕ_T 与 ϕ_P 的增长率越小,但偏离 $(45^{\circ} + \phi/2)$ 方向后,其增长率又会变大。同时应该注意到,相变和峰值状态的变化率基本一致。因此,选取上述两种状态的内摩擦角进行研究,具有代表性,可以深入地探讨中主应力系数和主应力方向对砂土强度指标的耦合影响。

表 4 不同试验条件下的相变与峰值内摩擦角

Table 4 Friction angles at PTS and at peak state measured from tests

$\phi/(^{\circ})$	b	$\alpha/(^{\circ})$				
		0	30	45	60	90
ϕ_{PT}	0	28.65	22.85	21.79	21.35	25.22
	0.5	37.32	27.21	24.61	23.78	30.68
ϕ_P	0	34.79	28.46	26.95	26.64	31.29
	0.5	45.77	33.74	30.36	29.48	38.19

表 5 不同中主应力系数下内摩擦角的变化关系

Table 5 Increase of friction angles at PTS and at peak state for different values of b

$b=0.5$ 比 $b=0$ ϕ 值的增长率	$\alpha/(^{\circ})$				
	0	30	45	60	90
$\phi_{PT}/\%$	30.7	19.1	12.9	11.3	21.6
$\phi_P/\%$	31.2	18.6	12.6	10.7	22.0

当 $b=0$ 时测得标准砂的相变及峰值内摩擦角同主应力方向角之间的变化规律如图 8 所示,拟合试验数据,得到抛物线型关系经验公式

$$\left. \begin{aligned} \phi_{PT} &= 0.003\alpha^2 - 0.3\alpha + \phi_{PT0} \\ \phi_P &= 0.003\alpha^2 - 0.3\alpha + \phi_{P0} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式中: ϕ_{PT0} 和 ϕ_{P0} 表示当 $b=0$, $\alpha=0^{\circ}$ 时对应的 ϕ_{PT} 和 ϕ_P 。

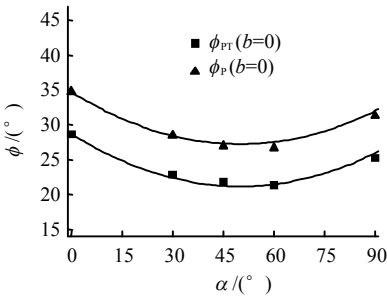


图 8 相变及峰值内摩擦角与主应力方向的关系($b=0$)
Fig.8 Relationship between friction angles and orientation of principal stress at PTS and at peak state ($b=0$)

姚仰平^[12]等人推导出的广义双剪应力破坏准则考虑中主应力的放大效应,同时能够反映三轴拉

伸与三轴压缩条件下的强度指标差异。该准则对砂土的表述为

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= \tau_{13} + w_0 \tau_{12} - \beta_1 (\sigma_{13} + w_0 \sigma_{12}) = 0, & f_1 &\geq f_2 \\ f_2 &= \tau_{13} + w_0 \tau_{23} - \beta_2 (\sigma_{13} + w_0 \sigma_{23}) = 0, & f_2 &> f_1 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式中: $\tau_{ij} = \frac{\sigma_i - \sigma_j}{2}$, $\sigma_{ij} = \frac{\sigma_i + \sigma_j}{2}$; β_1 和 β_2 用于反映砂土在三轴拉伸与三轴压缩条件下强度指标之间的差异。

经过整理, 得到不同中主应力系数 b 对应的内摩擦角 ϕ_b

$$\sin \phi_b = \begin{cases} \frac{(1+w_0) \sin \phi_c}{(1+w_0) - w_0 b (1 + \sin \phi_c)}, & b \leq b_c \\ \frac{(1+w_0) k \sin \phi_c}{(1+w_0 b) + w_0 (1-b) k \sin \phi_c}, & b > b_c \end{cases} \quad (12)$$

式中: $k = \sin \phi_c / \sin \phi_c$ ($\sin \phi_c$ 和 $\sin \phi_c$ 分别为三轴拉伸与压缩状态下内摩擦角的正弦值) 为应力状态硬化参数; b_c 为临界应力状态参数; w_0 为反映中主剪应力对材料破坏影响程度的权重系数 ($w_{\min} \leq w_0 \leq 1$)。 b_c 和 $w_{\min}$ 通过下式计算

$$b_c = \frac{-1 + (1+w_0)k - w_0 k \sin \phi_c}{w_0 (1+k)} \quad (13)$$

$$w_{\min} = \begin{cases} \frac{1-k}{k(1-\sin \phi_c)}, & k < 1 \\ \frac{k-1}{1+k \sin \phi_c}, & k \geq 1 \end{cases} \quad (14)$$

但该准则仅考虑了中主应力效应, 而忽略了主应力方向的影响。在此基础上, 我们引入考虑主应力方向影响程度的权重系数 $\beta_{0\alpha}$, 得到砂土在复杂应力条件下内摩擦角正弦值的表达式

$$\sin \phi = \begin{cases} \frac{(1+w_{0b} \beta_{0\alpha}) \sin \phi_{c\alpha}}{(1+w_{0b} \beta_{0\alpha}) - w_{0b} \beta_{0\alpha} b (1 + \sin \phi_{c\alpha})}, & b \leq b_{c\alpha} \\ \frac{(1+w_{0b} \beta_{0\alpha}) k_{\alpha} \sin \phi_{c\alpha}}{(1+w_{0b} \beta_{0\alpha} b) + w_{0b} \beta_{0\alpha} (1-b) k_{\alpha} \sin \phi_{c\alpha}}, & b > b_{c\alpha} \end{cases} \quad (15)$$

式中: $\phi_{c\alpha}$ 和 ϕ_{α} 分别为中主应力系数 $b=0$ 和 $b=1$ 时任意主应力方向角 α 所对应的内摩擦角; k_{α} 为应力状态硬化参数, 即 $k_{\alpha} = \sin \phi_{c\alpha} / \sin \phi_{\alpha}$; w_{0b} 为中主应力对材料破坏影响程度的权重系数 ($w_{\min b} \leq w_{0b} \leq 1$); $b_{c\alpha}$ 为临界应力状态参数, $b_{c\alpha}$ 和 $w_{\min b}$ 可通过下式计算

$$b_{c\alpha} = \frac{-1 + (1+w_{0b})k_{\alpha} - w_{0b} k_{\alpha} \sin \phi_{c\alpha}}{w_{0b} (1+k_{\alpha})} \quad (16)$$

$$w_{\min b} = \begin{cases} \frac{1-k_{\alpha}}{k_{\alpha} (1 - \sin \phi_{c\alpha})}, & k_{\alpha} < 1 \\ \frac{k_{\alpha} - 1}{1 + k_{\alpha} \sin \phi_{c\alpha}}, & k_{\alpha} \geq 1 \end{cases} \quad (17)$$

通过三轴压缩试验 ($\alpha=0^\circ$, $b=0$) 测得内摩擦角, 代入经验公式(10)后得到任意主应力方向角 α 所对应的内摩擦角, 再代入式(15)即可得到对应于任何中主应力系数 b 和主应力方向角 α 的内摩擦角。选取适当的权重系数 w_{0b} 和 $\beta_{0\alpha}$, 即可与试验结果较为符合。结合上述试验数据, 相变和峰值状态下的 w_{0b} 分别取为 0.39 和 0.35; $\beta_{0\alpha}$ 的取值如表 6 所示, 主应力方向角接近 $45^\circ + \phi/2$ 的 $\beta_{0\alpha}$ 取值较低; 当 $\alpha=0^\circ$ 时 $\beta_{0\alpha}$ 取 1, 式(15)同式(12)一致。当 $b=0.5$ 时内摩擦角的计算结果与试验实测结果如图 9 所示。

表 6 权重系数 $\beta_{0\alpha}$ 的取值

Table 6 Values of $\beta_{0\alpha}$

权重系数 $\beta_{0\alpha}$	$\alpha / (^\circ)$				
	0	30	45	60	90
	1	0.70	0.47	0.40	0.76

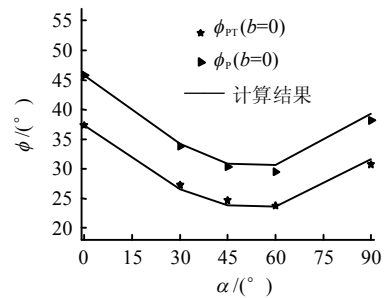


图 9 计算内摩擦角与试验结果的比较 ($b=0.5$)

Fig.9 Comparison of friction angles at PTS and at peak state computed with experimental data ($b=0.5$)

上述公式紧密联系了砂土的三轴压缩强度、 k 、 w_{0b} 和 $\beta_{0\alpha}$ 等参数, 既可以考虑中主应力系数和主应力方向角的耦合效应, 又能够反映三轴拉伸与三轴压缩条件下的强度指标差异。应该注意到, 式(10)为特定土样、特定条件下的经验公式, 具有一定的局限性。为了便于今后计算上的简化, 尚需要进行大量可靠的复杂应力条件下的三轴试验, 找出不同土类各种情况下对应的经验公式, 并统计相应的权重系数取值。在工程实践应用中, 只需测出三轴拉伸和三轴压缩条件下的内摩擦角, 即可求出任何中主应力系数和主应力方向角所对应的内摩擦角。倘若工程计算时取 $k=1$ 、 $w_{0b}=0$ 、 $\beta_{0\alpha}=1$, 则式(15)即为 Mohr-Coulomb 强度准则。

4 结 论

(1) 标准砂最终表现出剪胀特性, 中主应力系数对应力-应变关系具有影响, 对体变特性的影响并不明显。上述现象同初始固结应力比的大小无关。

(2) 当 $p=100$ kPa 保持不变且其余试验条件相同时, 中主应力系数增大, 则抗剪强度降低, 而这种影响同时也依赖于主应力方向的作用。

(3) 中主应力系数对内摩擦角的放大效应同时也受主应力方向的影响, 应充分考虑两者对砂土强度指标的耦合作用。结合试验数据, 得到满足当中主应力系数 $b=0$ 时标准砂的内摩擦角同主应力方向角之间变化规律的经验公式。

(4) 基于广义双剪应力准则, 引入考虑主应力方向影响程度的权重系数 $\beta_{0\alpha}$, 给出了考虑中主应力系数和主应力方向耦合影响的强度指标表达式, 得到砂土在复杂应力状态下的内摩擦角。适当选取权重系数 w_{0b} 和 $\beta_{0\alpha}$, 可较好地符合试验结果。

致谢: 大连理工大学岩土工程研究所王栋博士对本文提出了修改建议, 在此表示由衷的感谢。

参 考 文 献

- [1] 张坤勇, 殷宗泽, 徐志伟. 国内真三轴试验仪的发展及应用[J]. 岩土工程技术, 2003, (5): 289—293.
ZHANG Kun-yong, YIN Zong-ze, XU Zhi-wei. Development and application of true triaxial apparatus in China[J]. *Geotechnical Engineering Technique*, 2003, (5): 289—293.
- [2] YAMADA Y, ISHIHARA K. Undrained deformation characteristics of loose sand under three-dimensional stress conditions[J]. *Soils and Foundations*, 1981, 21(1): 97—107.
- [3] 俞茂宏. 混凝土强度理论及其应用[M]. 北京: 高等教育出版社, 2002.
- [4] 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.
- [5] UTHAYAKUMAR M, VAID Y P. Static liquefaction of sands under multiaxial loading[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 1998, 35: 273—283.
- [6] 吉嶺充俊. さまざまな応力・ひずみ条件における砂の非排水せん断挙動[J/OL]. [2007-09-27] <http://geot.civil.metro-u.ac.jp/~my/publications/jgs-symposium99/jgs-symposium99.pdf>.
- [7] 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.
WANG Hong-jin, ZHANG Guo-ping, ZHOU Ke-ji. Effects of inherent and induced anisotropy on strength and deformation characteristics of compacted cohesive soil[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 1996, 18(3): 1—10.
- [8] 罗汀, 姚仰平, 松岡元. 基于 SMP 准则的土的平面应变强度公式[J]. 岩土力学, 2000, 21(4): 390—393.
LUO Ting, YAO Yang-ping, MATSUOKA H. Soil strength equation in plane strain based on SMP[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2000, 21(4): 390—393.
- [9] 栾茂田, 许成顺, 刘占阁, 等. 一般应力条件下土的抗剪强度参数探讨[J]. 大连理工大学学报, 2004, 44(2): 271—276.
LUAN Mao-tian, XU Cheng-shun, LIU Zhan-ge, et al. Study of shear strength parameters of soils under general stress conditions[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2004, 44(2): 271—276.
- [10] 姚仰平, 谢定义. 砂土的形变能破坏准则[J]. 西安理工大学学报, 1994, 10(1): 42—46.
YAO Yang-ping, XIE Ding-yi. Criterion for the destructiveness of sand deformation energy[J]. *Journal of Xi'an University of Technology*, 1994, 10(1): 42—46.
- [11] 俞茂宏. 双剪应力强度理论研究[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 1988.
- [12] 姚仰平, 谢定义, 俞茂宏. 复杂应力下砂土的广义双剪应力破坏准则及双硬化本构模型[J]. 西安冶金建筑学院学报, 1994, 26(4): 392—397.
YAO Yang-ping, XIE Ding-yi, YU Mao-hong. Generalized twin shear stress failure criterion and double-hardening constitutive model of sand under the complex stress state[J]. *Journal of Xi'an University of Architecture & Technology*, 1994, 26(4): 392—397.
- [13] 栾茂田, 郭莹, 李木国, 等. 土工静力-动力液压三轴一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.
LUAN Mao-tian, GUO Ying, LI Mu-guo, et al. Development and application of soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2003, 43(5): 670—675.
- [14] 许成顺. 复杂应力条件下饱和砂土剪切特性及本构模型的试验研究[博士学位论文D]. 大连: 大连理工大学, 2006.
- [15] SHIBUYA S, HIGHT D W, JARDINE R J. Local boundary surfaces on a loose sand dependent on consolidation path[J]. *Soils and Foundations*, 2003, 43(3): 85—93.