

DOI: 10.11779/CJGE20231122

基于广义剪应变的各向异性固结饱和砂土超静孔压发展模型

赵福堂, 吴祁新, 郑俊杰, 郑烨炜*

(武汉大学土木建筑工程学院, 湖北 武汉 430072)

摘要: 各向异性固结条件下饱和砂土中超静孔隙水压力的发展规律对于理解砂土液化行为至关重要。使用空心圆柱扭剪仪进行了一系列扭剪试验, 研究了初始固结条件(初始平均有效应力 p'_0 、固结应力比 K)和循环加载条件(循环应力比 CSR)对饱和砂土的广义剪应变 γ_g 和超静孔压比 r_u 发展规律的影响。试验结果表明, 各向异性固结条件下的砂土表现出三类破坏模式: 循环迁移、循环液化和残余累积变形。在所有3种破坏模式下, 归一化超静孔压比 $r_{u,n}$ 都与 γ_g 相关。据此提出了考虑各向异性固结条件的饱和砂土超静孔隙水压力预测模型。该模型能合理预测不同固结应力状态下超孔隙水压力的发展。

关键词: 饱和砂土; 各向异性固结; 液化; 超静孔压; 广义剪应变

中图分类号: TU435 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2025)02-0315-09

作者简介: 赵福堂(1990—), 男, 博士研究生, 主要从事土动力学方面的研究工作。E-mail: zhaofutang314@whu.edu.cn。

Generalized shear strain-based model for development of excess pore water pressure in saturated sand under anisotropic consolidation

ZHAO Futang, WU Qixin, ZHENG Junjie, ZHENG Yewei

(School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

Abstract: The development pattern of the excess pore water pressure in saturated sand under anisotropic consolidation conditions is crucial for understanding the liquefaction behavior of sand. In this study, a series of torsional shear tests are conducted using the hollow-cylinder torsional apparatus to examine the influences of the initial consolidation conditions (initial mean effective stress p'_0 and consolidation stress ratio K) and cyclic loading conditions (cyclic stress ratio, CSR) on the development patterns of the generalized shear strain (γ_g) and excess pore water pressure ratio (r_u) in saturated sand. The experimental results indicate that the sands under anisotropic consolidation exhibit three failure modes: cyclic mobility, cyclic liquefaction and residual cumulative deformation. The normalized r_u can be correlated with γ_g for all the three failure modes. A prediction model for the excess pore pressure is proposed considering the anisotropic consolidation conditions for saturated sand. The model can reasonably predict the development of pore water pressure under different consolidation stress states.

Key words: saturated sand; anisotropic consolidation; liquefaction; excess pore water pressure; generalized shear strain

0 引言

砂土液化是岩土工程中重大地震灾害的主要原因之一。饱和砂土在地震荷载作用下孔压累积发展, 引起砂土的有效应力降低, 土的抗剪强度丧失, 从而发生液化^[1-4]。通常可液化场地除水平自由场地之外, 实际工程中多以倾斜或存在上覆荷载的场地居多, 这类场地的土体多处于各向异性固结状态, 即倾斜场地土体可处于拉伸固结状态, 上覆荷载场地土体可处于压缩固结状态。这些具有不同初始应力状态的场地在地震荷载作用下具有明显不同的破坏模式, 如场地的侧向流滑或震陷^[2-3, 5]。因此, 开展砂土不同初始应力

状态下孔压发展和变形特性的研究具有现实意义。

目前, 关于饱和砂土液化的研究成果多以各向同性固结状态为主, 如张建民等^[5]、刘汉龙等^[6]、陈国兴等^[7]、许成顺等^[8]和陈育民等^[9]。上述学者针对各向同性固结饱和砂的液化大变形机理、应力-应变特征和本构关系进行了系统的研究。研究表明, 超静孔压增长是导致砂土液化的主要原因, 孔压经历快速增长、

基金项目: 国家重点研发计划项目(2022YFC3080400); 国家自然科学基金项目(52208366; 52078392)

收稿日期: 2023-11-17

*通信作者(yzheng@whu.edu.cn)

稳定增长和再稳定 3 个阶段, 孔压增长过程中砂土的剪胀与剪缩交替出现^[9-11]。

针对压缩状态下各向异性固结砂土的循环响应, 研究者们也开展了相关研究^[10-13], 研究表明: 固结应力比对超静孔压发展影响很大, 孔压峰值随固结应力比增加而明显减小, 试样最终因剪胀而破坏。然而, 对拉伸状态下各向异性固结砂的循环剪切特性的研究较少, 其超静孔压发展规律和变形特性有待进一步认识。

基于饱和砂土孔压发展的基本特征, 研究者们已提出许多描述孔压增长的模型, 如应力模型^[14]、应变模型^[15]和能量模型^[16-17]等。进一步地, 孙锐等^[18]、郭莹^[19]、Chen 等^[20]考虑各向异性压缩固结状态对饱和砂土的影响, 分别建立了相应的孔压应变型^[19]和应力型模型^[18, 20]。可见, 通过应变综合反映土体中孔压的发展规律是常用的孔压预测方法。此外, 还有研究^[12, 21]将砂土单调加载结果与循环加载结果进行对比, 得到单调加载应力路径可以作为循环加载应力路径的边界条件, 并在此基础上建立了与静力强度参数相关的孔压预测模型。然而, 能够反映土体不同固结状态(包括拉伸固结状态, 压缩固结状态和各向同性固结状态)的应变型孔压模型有待进一步探究。

本文针对饱和砂土, 开展了一系列各向异性固结条件下的不排水循环扭剪试验和单调剪切试验。研究了不同初始平均有效应力 p'_0 , 固结应力比 K 和循环应力比 CSR 下饱和砂土的超静孔压与广义剪应变的响应特征。根据试验结果, 建立了基于广义剪应变和考虑各向异性固结状态的饱和砂土超静孔压发展预测模型。

1 试验概况

1.1 试验材料

试验砂为福建标准砂, 砂样的颗粒分布曲线见图 1。经过测试, 砂样的基本物理性质见表 1, 该类砂为级配不良砂。

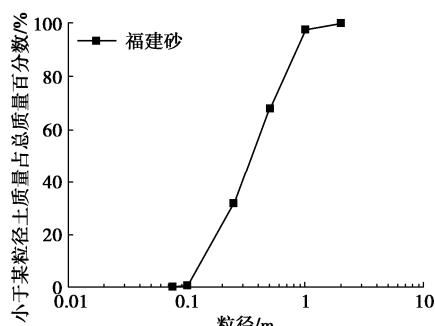


图 1 福建砂级配曲线

Fig. 1 Grain-size distribution curve of Fujian sand

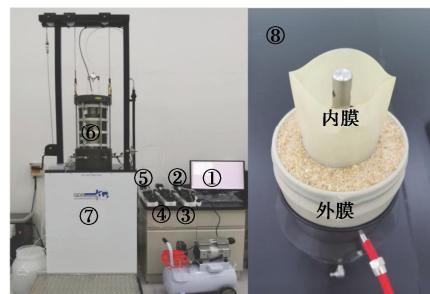
表 1 福建砂基本物理性质指标

Table 1 Physical property indexes of Fujian sand

d_{50}	C_u	G_s	e_{\max}	e_{\min}
0.35	2.92	2.65	0.73	0.51

1.2 试验设备

试验设备使用 GDS 空心圆柱扭剪装置(如图 2)。该装置可分别独立控制轴力 W 、扭矩 M_T 、内围压 p_i 和外围压 p_0 (图 3(a))。单元体上的应力分量包括轴向应力 σ_z 、扭剪应力 $\tau_{z\theta}$ 、环向应力 σ_θ 和径向应力 σ_r (图 3(b)), 对应的应变分量包括轴向应变 ε_z 、扭剪应变 $\gamma_{z\theta}$ 、环向应变 ε_θ 、径向应变 ε_r (图 3(c))。



①-计算机; ②-数据采集; ③-反压控制; ④-内围压控制器;
⑤-外围压控制器; ⑥-压力室; ⑦-轴向载荷(轴向位移)/扭矩
(扭转角)控制系统; ⑧-空心圆柱试样

图 2 GDS 空心圆柱扭剪装置

Fig. 2 GDS hollow cylinder torsional shear system

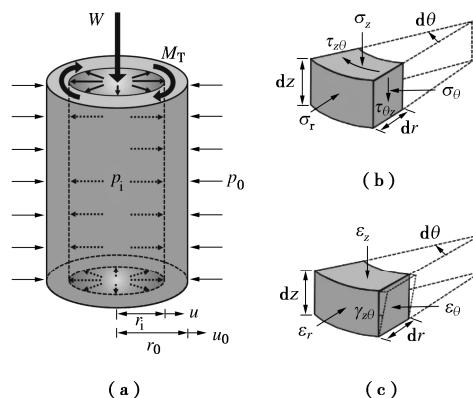


图 3 试样应力状态

Fig. 3 Stress states of specimen

1.3 试样制备与试验过程

试样内部空心, 其尺寸为内半径 $r_i = 30 \text{ mm}$, 外半径 $r_0 = 50 \text{ mm}$, 高 $H = 200 \text{ mm}$ (图 2⑧)。试样使用干砂法制备, 制备过程中初始相对密度控制在 35%。将称好质量的砂分层装入组装好的模具中, 每一次按体积压实到规定高度, 压实面做刮毛处理, 保证试样整体均匀性。制备好的试样密封后装入压力室进行饱和。为了达到较高饱和度, 饱和分 3 个过程: 首先, 往试样通入 CO_2 气体 30 min 置换其内部空气; 然后从试样底部通入除气水, 直到试样顶部排水管无气泡排出; 最后, 分多级反压饱和至 300 kPa, 通过 B 检测

表 2 各向异性固结砂循环加载试验方案

Table 2 Test programs for cyclic loading of anisotropically consolidated sand

Test no.	固结状态	p'_0 /kPa	$K = \sigma'_{1c}/\sigma'_{3c}$	$CSR = \tau_{z\theta}/p'_0$	Test no.	固结状态	p'_0 /kPa	$K = \sigma'_{1c}/\sigma'_{3c}$	$CSR = \tau_{z\theta}/p'_0$
1	拉伸	100	0.6	0.175	21	拉伸	200	0.8	0.200
2	拉伸	100	0.6	0.200	22	各向同性	200	1.0	0.200
3	拉伸	100	0.6	0.250	23	各向同性	200	1.0	0.225
4	拉伸	100	0.8	0.175	24	各向同性	200	1.0	0.250
5	拉伸	100	0.8	0.200	25	压缩	200	1.5	0.200
6	拉伸	100	0.8	0.250	26	压缩	200	1.5	0.2125
7	各向同性	100	1.0	0.200	27	压缩	200	1.5	0.250
8	各向同性	100	1.0	0.250	28	压缩	200	2.0	0.250
9	各向同性	100	1.0	0.300	29	压缩	200	2.0	0.275
10	压缩	100	1.5	0.250	30	压缩	200	2.0	0.2875
11	压缩	100	1.5	0.300	31	拉伸	100	0.6	(静载)
12	压缩	100	1.5	0.350	32	拉伸	100	0.8	(静载)
13	压缩	100	2.0	0.300	33	各向同性	100	1.0	(静载)
14	压缩	100	2.0	0.350	34	压缩	100	1.5	(静载)
15	压缩	100	2.0	0.400	35	压缩	100	2.0	(静载)
16	拉伸	200	0.6	0.1375	36	拉伸	200	0.6	(静载)
17	拉伸	200	0.6	0.175	37	拉伸	200	0.8	(静载)
18	拉伸	200	0.6	0.1875	38	各向同性	200	1.0	(静载)
19	拉伸	200	0.8	0.150	39	压缩	200	1.5	(静载)
20	拉伸	200	0.8	0.1875	40	压缩	200	2.0	(静载)

使 $B \geq 0.98$ ($B = \Delta u / \Delta \sigma_3$, Δu 为孔压增量, $\Delta \sigma_3$ 为围压增量) 时认为试样达到饱和。

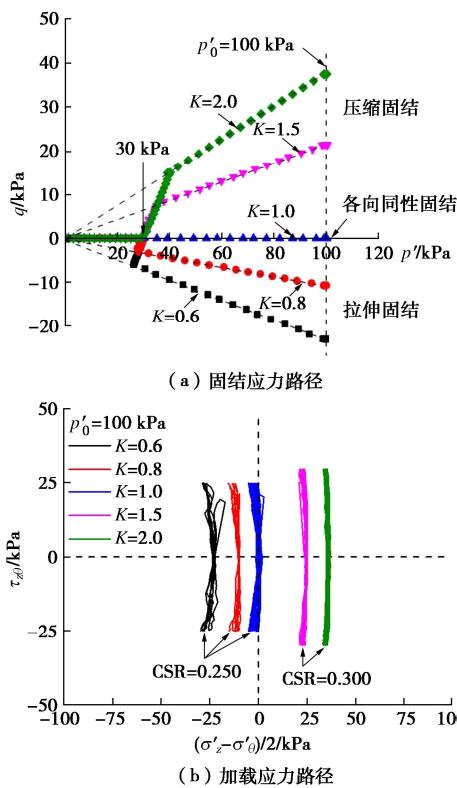


图 4 固结与循环加载的应力路径

Fig. 4 Stress paths consolidation and cyclic loading

试样饱和完成后, 开始固结。固结应力比定义为 $K = \sigma'_{1c}/\sigma'_{3c}$, σ'_{1c} 和 σ'_{3c} 为固结时的大、小主应力。固结状态包括各向同性固结 ($K=1$)、拉伸固结 ($K<1$)

和压缩固结 ($K>1$), 固结应力路径见图 4 (a)。在各向异性固结前, 先进行 30 kPa 的各向同性固结, 以保证试样的初始稳定性。空心圆柱扭剪的循环加载应力路径在 $\tau_{z\theta} - (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 空间中如图 4 (b) 所示, 循环应力比定义为 $CSR = \tau_{z\theta}/p'_0$, p'_0 为平均有效应力。当排水量不再持续变化时, 认为固结完成, 且平均有效应力保持在 100, 200 kPa。固结完成后进行循环加载试验和单调加载试验, 试验方案见表 2。

2 试验结果与分析

2.1 循环加载典型试验结果

根据不同初始应力状态饱和砂土循环加载试验, 即拉伸状态 ($K=0.8$)、各向同性状态 ($K=1.0$) 和压缩状态 ($K=2.0$) 3 个试验工况, 本研究得到三类典型的饱和砂土液化发展模式, 下面从应变分量, 滞回曲线和超静孔隙水压力的演变过程, 分析三类典型试验结果。

图 5 为各应变分量与循环次数 N 的关系。由图 5 (a) 可知, 拉伸状态下饱和砂土的各应变分量在第 9 圈左右发生明显变化, 轴向应变 ε_z 负向发展最明显, 环向应变 ε_θ 和径向应变 ε_r 正向发展, 表明拉伸状态下试样在循环扭剪过程中以轴向伸长变形为主, 同时径向发生明显收缩; 而剪应变 $\gamma_{z\theta}$ 波动幅度均小于前三者, 表明剪应变发展会受到轴向拉伸变形的限制。由图 5 (b) 可知, 各向同性状态下饱和砂土的各应变分量在第 65 圈左右发生明显变化, 此时 $\gamma_{z\theta}$ 波动幅度最

明显。虽然 ε_z 也向负方向发展, 试样也有径向收缩趋势, 但不会限制剪应变的进一步增大。由图 5(c) 可知, 压缩状态下饱和砂的各应变分量从循环加载一开始便发生明显累积, ε_z 正向发展最明显, ε_θ 和 ε_r 负向发展, 表明压缩状态下试样在循环扭剪时以轴向压缩变形为主, 同时径向发生明显膨胀; 而 $\gamma_{z\theta}$ 波动幅度均小于前三者, 表明剪应变发展会受到轴向压缩变形的限制。

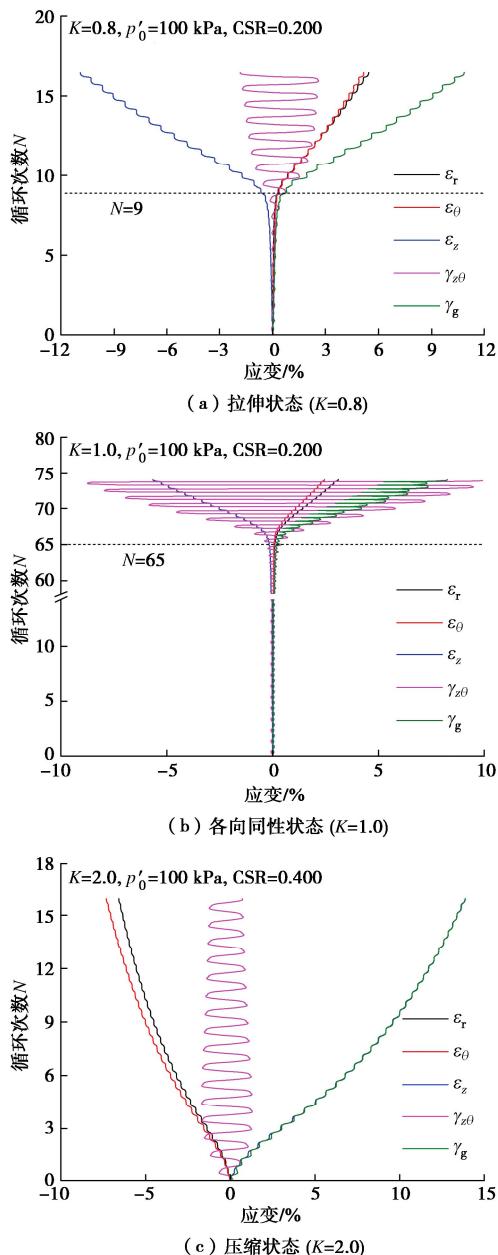


图 5 应变分量与循环次数的关系

Fig. 5 Relationship between strain components and number of cycles

图 6(a)~(c) 分别为饱和砂土在固结应力比 $K = 0.8, 1.0$ 和 2.0 时循环扭剪作用下的有效应力路径发展曲线。图 7 为与之相对应的超静孔压累计值 u_e 的演

化。由图 6(a), (c) 可知, 受前期各向异性固结的影响, $K = 0.8$ 和 $K = 2.0$ 工况下的饱和砂土不会达到有效应力为“0”的状态, 这是因为各向异性固结饱和砂土的超静孔压累积值 (u_e) 不会到达初始平均有效应力值 $p'_0 = 100 \text{ kPa}$ (如图 7 所示), 两者的主要区别是拉伸状态下的残余有效应力小于压缩状态下的残余有效应力 ($p' = 16, 50 \text{ kPa}$), 即使压缩状态下的循环动应力比更大 (CSR = 0.2 和 0.4), 该观测结果表明试样在拉伸状态下比压缩状态下更容易发生破坏。与此同时, 如图 6(b) 所示, 各向同性固结饱和砂在循环加载下最终到达“0”有效应力状态, 砂土经过相变发生液化, 相应的 u_e 到达 $p'_0 = 100 \text{ kPa}$ (如图 7 所示)。

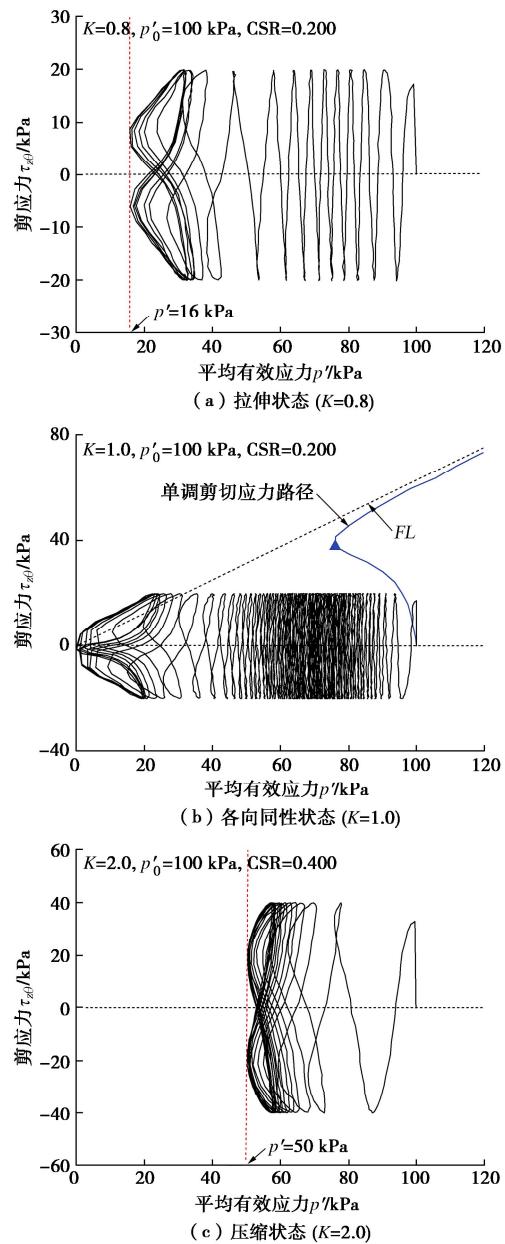


图 6 循环有效应力路径

Fig. 6 Cyclic effective stress paths

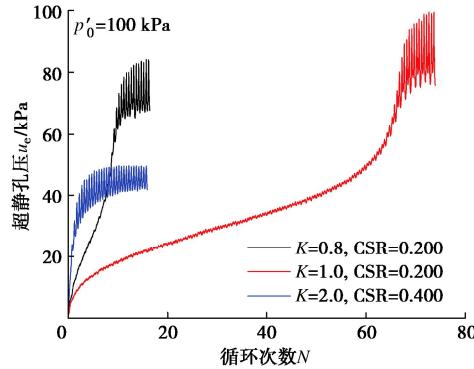


图 7 超静孔压与循环次数关系

Fig. 7 Relationship between excess pore water pressure and number of cycles

2.2 单调加载试验结果

图 8 为饱和砂土在固结应力比 $K = 0.6, 0.8, 1.0, 1.5$ 和 2.0 时单调剪切作用下有效应力路径发展曲线。相同固结应力比下, 平均有效应力 p' 先随偏应力 q 的持续增大而非线性减小, 当 p' 到达最小值(即相转换点)后又反向线性增大, 这是因为剪切初期试样发生剪缩导致孔压增大, 引起 p' 减小, 直到减小至相转换点之后, 试样又发生剪胀而导致孔压持续减小, p' 反向持续增大。压缩状态下, 相同 K 和不同 p'_0 的静力破坏线(FL)最终互相重合, 而相应拉伸状态下, FL 由于试样拉伸而发生颈缩, 最终不会重合。破坏应力比($\eta_{FL} = q/p'$)随 K 的增大而出现增长趋势。相同 K 下, 围压增大提高了试样的相变强度。另一方面, 相同试验条件下可以观察到, 单调加载应力路径可以确定循环加载路径的破坏边界, 以 $K = 1.0$, $p'_0 = 100$ kPa 和 CSR = 2.0 工况下试样为例(如图 6(b)), 循环应力路径随加载周期逐渐向左演化, 经过相转换状态, 最终靠近 FL 之后发生液化。这表明静力加载试验结果在一定程度上可以反映循环加载的破坏过程。

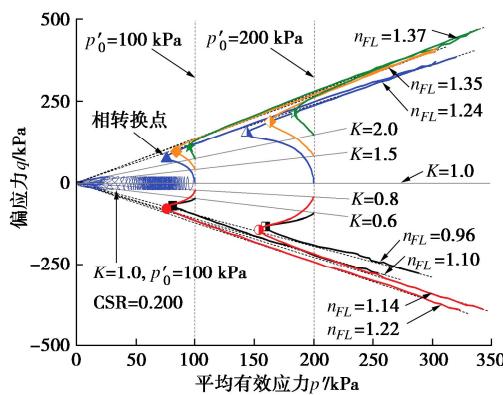


图 8 静力有效应力路径

Fig. 8 Static effective stress path

通过莫尔-库仑强度准则, 得到了福建砂的有效相

变内摩擦角(ϕ'_{PT})和有效破坏内摩擦角(ϕ'_{FL})。图 9 为 ϕ'_{PT} 与 K 之间的关系, 可见 ϕ'_{PT} 随 K 的增大而明显增长, 拉伸状态下 ϕ'_{PT} 的增长幅度大于压缩状态下的增长幅度。压缩状态下, 高围压的 ϕ'_{PT} 略大于低围压的 ϕ'_{PT} , 而拉伸状态下刚好相反。图 10 为饱和砂土单调加载破坏包络线, 由图可知福建砂压缩状态下的 ϕ'_{FL} 为 33° , 拉伸状态下的 ϕ'_{FL} 为 28° 。

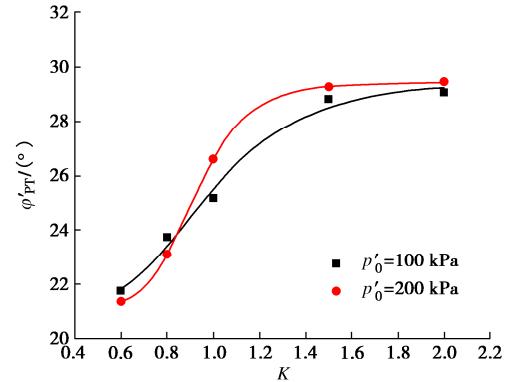


图 9 相变摩擦角与固结应力比关系

Fig. 9 Relationship between friction angle of phase transformation and consolidation stress ratio

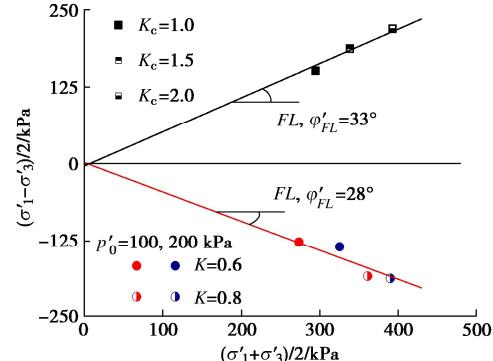


图 10 破坏包络线与破坏摩擦角

Fig. 10 Failure envelope and friction angle of failure

2.3 超静孔压发展规律

为了便于试验结果对比, 定义超静孔压比 r_u 为一个加载周期内 u_e 峰值与初始平均有效正应力 p'_0 的比值($r_u = u_e / p'_0$)。图 11 显示了所有试样不同 K 和 CSR 下的 r_u-N 关系。由图 11 可知, 随着 CSR 的增大, r_u 累积加快且达到峰值时所需的循环次数更少, 而 p'_0 的增大产生的影响刚好与 CSR 相反。根据不同 K 值下 r_u 的发展规律, $K = 0.6$ 和 $K = 2.0$ 的 r_u-N 发展为“快增-稳定”的两阶段模式(图 11(a), (e)), $K = 1.0$ 的 r_u-N 发展为“快增-稳增-快增-稳定”的 4 阶段模式(图 11(c)), $K = 0.8$ 和 $K = 1.5$ 的 r_u-N 发展与 $K = 1.0$ 相似, 但是其稳定值不会到达 p'_0 值(图 11(b), (d))。结合 2.2 节典型的试验结果变化规律, 可将第

一类称为“循环迁移破坏”，第二类为“循环液化破坏”，第三类为“累积变形破坏”。超孔隙水压力的发展特征综合反映了循环加载过程中试样内部颗粒结构和外部荷载传递改变对不同破坏模式的影响。

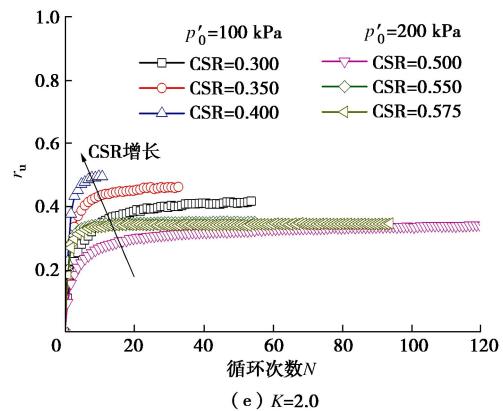
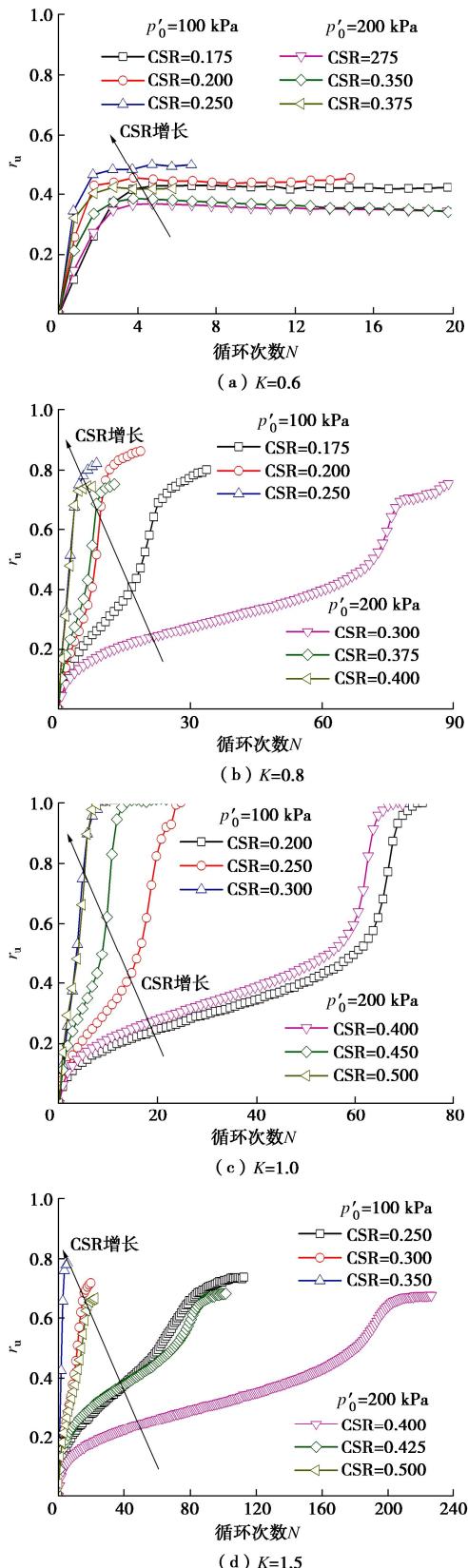


图 11 各向异性固结砂的孔压发展

Fig. 11 Development of excess pore water pressure in anisotropically consolidated sands

3 基于广义剪应变的超静孔压预测模型

饱和砂土在循环加载过程中受初始固结应力比的影响，各应变分量的演化模式表现出很大差异，难以做统一对比（如图 5 所示）。因此，本文使用广义剪应变 γ_g 综合反映各向异性固结饱和砂土的变形发展：

$$\gamma_g = \sqrt{\frac{2}{9} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2]} \quad (1)$$

式中： ε_1 ， ε_2 ， ε_3 分别为大、中、小主应变。

图 12 显示了不同围压 p'_0 、循环应力比 CSR 条件下超静孔压比的峰值 ($r_{u,\max}$) 与 K 的关系。在图 12 中， $r_{u,\max}$ 随 K 的增大而先增大后减小， $K=1$ 时 $r_{u,\max}$ 达到最大值。CSR 和 p'_0 值似乎对峰值孔压比的影响很小。基于压缩状态下的饱和砂土循环加载试验，Vaid 等^[21]提出了残余孔压与固结应力比和峰值强度摩擦角的关系式。结合拉伸固结状态下的试验结果，本文在 Vaid 等^[21]所提出公式的基础上进一步建立了考虑拉伸和压缩状态下的 $r_{u,\max}$ 与 K 和 φ'_{FL} 的关系式：

$$r_{u,\max} = 1 \pm \frac{1-K}{1+1.5K} \times \frac{3-\sin(\varphi'_{FL})}{2\sin(\varphi'_{FL})} \quad (2)$$

式中： φ'_{FL} 为上文相同试验条件下通过单调剪切试验得到的有效破坏内摩擦角。值得注意的是式中符号“±”，当试样处于拉伸状态时取“-”，压缩状态时取“+”。

将不同加载条件下归一化的超静孔压比 ($r_{u,n} = r_u / r_{u,\max}$) 与广义剪应变 γ_g 关系表示于图 13，发现两者具有显著的对应关系，而不随 K 、CSR 和 p'_0 的改变而发生变化。据此可使用基于广义剪应变的双曲线函数表征这种关系：

$$r_{u,n} = \frac{r_u}{r_{u,\max}} = \frac{a\gamma_g}{b + \gamma_g} \quad (3)$$

式中： a 和 b 为拟合参数，与试验条件和土的类型相

关, 本文中福建饱和砂土 a 取 1.06, b 取 0.21。

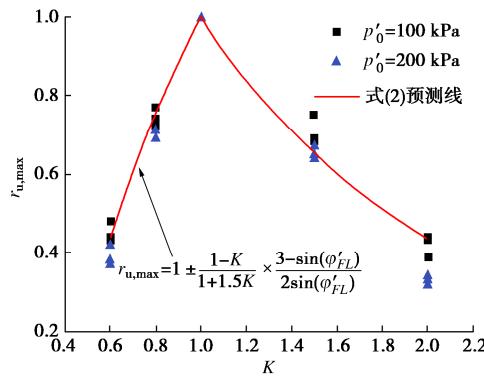


图 12 峰值孔压比与固结应力比关系

Fig. 12 Relationship between peak pore pressure ratio and consolidation stress ratio

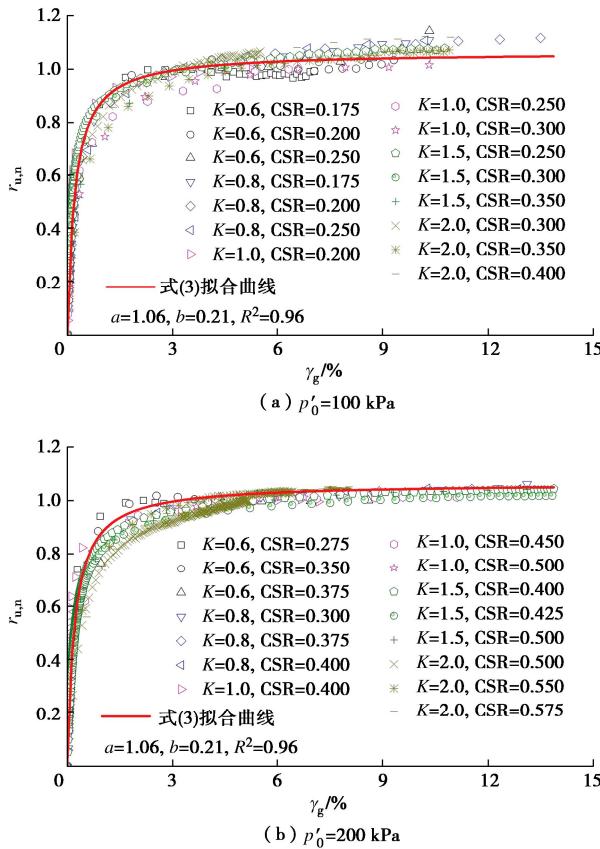


图 13 归一化的超静孔压比与广义剪应变关系

Fig. 13 Normalized pore pressure ratio versus generalized shear strain

最后, 将得到的式(1)代入式(3)即可得到各向异性固结砂土基于广义剪应变的超静孔压比预测模型:

$$r_u = \frac{1.06\gamma_g}{0.21 + \gamma_g} \left(1 \pm \frac{1-K}{1+1.5K} \times \frac{3-\sin(\varphi'_{FL})}{2\sin(\varphi'_{FL})} \right)。 \quad (4)$$

该预测模型包含固结应力比 K 和有效破坏内摩擦角 φ'_{FL} 来表征初始应力各向异性对饱和砂土超静孔隙水

压力的影响。

基于本研究的试验数据, 图 14 首先呈现了本文模型在平均有效应力 $p'_0 = 100 \text{ kPa}$, 而 K 和 CSR 不同时的预测结果与本文试验数据的对比情况。基于广义剪应变, 该模型能较好地反映拉伸状态和压缩状态下各向异性固结饱和砂土的超静孔隙水压力发展趋势。

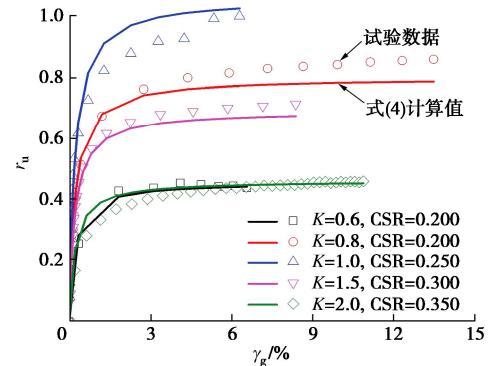
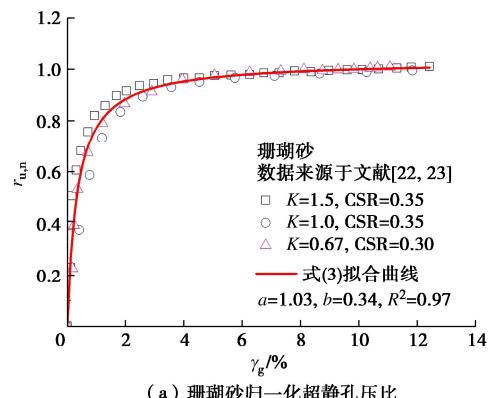


图 14 模型预测值与本文试验数据的对比 ($p'_0 = 100 \text{ kPa}$)

Fig. 14 Comparison between model prediction and experimental data reported by this study ($p'_0 = 100 \text{ kPa}$)

基于文献[22, 23]中各向异性状态下可液化珊瑚砂的相关试验数据, 图 15 进一步对本文模型的适用性进行了验证。图 15(a) 和 (b) 分别展示了各向异性固结珊瑚砂的归一化超静孔压比 $r_{u,n}$ 和超静孔压比 r_u 的模型预测值与试验结果对比情况。由图 15(a) 可知, 本文提出的公式(3)能很好地预测珊瑚砂归一化超静孔压比与广义剪应变的关系。与此同时, 图 15(b) 中各向同性固结 ($K = 1.0$) 珊瑚砂超孔隙水压比计算值与试验数据基本一致, 而各向异性固结状态下的模型预测数据与试验数据存在一定差异。该差异可能与珊瑚砂颗粒本身形状不规则、存在内孔隙和易破碎等特性有关, 这些特性会影响珊瑚砂孔压的发展规律而没有在本文提出的预测模型中得以全面体现。通过上述验证可以发现, 本文提出的预测模型总体上能合理反映拉伸状态和压缩状态下各向异性固结饱和砂土的超静孔隙水压力发展趋势。



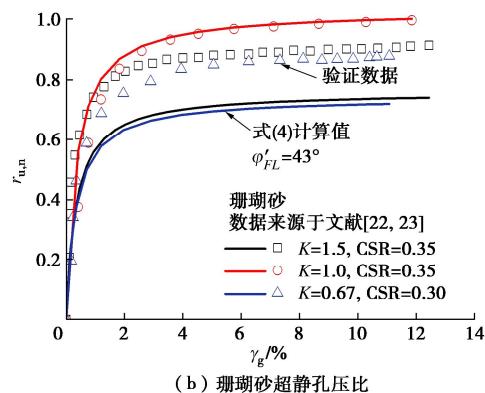


图 15 预测模型与参考文献[22]和[23]中的试验数据的对比
Fig. 15 Validation of prediction model against experimental data reported by References [22] and [23]

4 结 论

本文通过空心圆柱扭剪装置对饱和福建砂土开展了一系列考虑不同各向异性固结条件的不排水循环扭剪试验和单调剪切试验, 探究了拉伸各向异性固结、各向同性固结和压缩各向异性固结状态下饱和砂的广义剪应变和超静孔压的发展规律, 得到以下 4 点结论。

(1) K 、 p'_0 和 CSR 的改变均会引起 r_u-N 增长速率的变化。拉伸状态下 ($K<1$) r_u-N 的发展速率快于压缩状态 ($K>1$)。CSR 的增大会加快 r_u-N 增长速率, 而 p'_0 增大产生的影响刚好与 CSR 相反。进一步对比发现, K 对 r_u-N 增长速率的影响程度大于 p'_0 和 CSR。

(2) 由 K 改变引起的饱和砂土超静孔压发展模式可分为三类: “快增-稳定”的两阶段模式, “快增-稳增-快增-稳定(不液化)”的四阶段模式和“快增-稳增-快增-稳定(液化)”的四阶段模式, 各向异性固结程度越高, r_u-N 曲线越接近两阶段模式。

(3) 根据各向异性饱和砂土的变形、有效应力路径和孔压发展特征, 其破坏类型主要包括循环迁移 ($K=0.8$, $K=1.5$)、循环液化 ($K=1.0$) 和累积变形 ($K=0.6$, $K=2.0$)。峰值孔压比随 K 值的增大而先增大后减小, 前期固结程度越偏离各向同性状态, 峰值孔压比越小。

(4) 归一化后的超静孔压比与广义剪应变关系具有唯一性。建立了基于广义剪应变的各向异性固结饱和砂土的超静孔压发展预测模型, 该模型为双曲线型, 其中包含了 K 和 φ'_{FL} 来表征初始各向异性固结对饱和砂超静孔压的影响。

参 考 文 献:

- [1] 张克绪. 饱和砂土的液化应力条件[J]. 地震工程与工程振动, 1984, 4(1): 99-109. (ZHANG Kexu. Stress condition

inducing liquefaction of saturated sand[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1984, 4(1): 99-109. (in Chinese))

- [2] 陈国兴. 岩土地震工程学[M]. 北京: 科学出版社, 2007. (CHEN Guoxing. Geotechnical Earthquake Engineering[M]. Beijing: Science Press, 2007. (in Chinese))
- [3] SEED H B. Soil liquefaction and cyclic mobility evaluation for level ground during earthquakes[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1979, 105(2): 201-255.
- [4] 张建民. 砂土动力学若干基本理论探究[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(1): 1-50. (ZHANG Jianmin. New advances in basic theories of sand dynamics[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(1): 1-50. (in Chinese))
- [5] 张建民, 王 刚. 砂土液化后大变形的机理[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(7): 835-840. (ZHANG Jianmin, WANG Gang. Mechanism of large post-liquefaction deformation in saturated sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(7): 835-840. (in Chinese))
- [6] 刘汉龙, 周云东, 高玉峰. 砂土地震液化后大变形特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(2): 142-146. (LIU Hanlong, ZHOU Yundong, GAO Yufeng. Study on the behavior of large ground displacement of sand due to seismic liquefaction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(2): 142-146. (in Chinese))
- [7] 陈国兴, 刘雪珠. 循环荷载作用下南京片状细砂的不排水动力性态[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(10): 1498-1504. (CHEN Guoxing, LIU Xuezhu. Undrained cyclic behaviors of Nanjing flake-shaped fine sand under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(10): 1498-1504. (in Chinese))
- [8] 许成顺, 高 英, 杜修力, 等. 双向耦合剪切条件下饱和砂土动强度特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(12): 2335-2340. (XU Chengshun, GAO Ying, DU Xiuli, et al. Dynamic strength of saturated sand under bi-directional cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(12): 2335-2340. (in Chinese))
- [9] 陈育民, 刘汉龙, 周云东. 液化及液化后砂土的流动特性分析[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(9): 1139-1143. (CHEN Yumin, LIU Hanlong, ZHOU Yundong. Analysis on flow characteristics of liquefied and post-liquefied sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(9): 1139-1143. (in Chinese))
- [10] 庄海洋, 胡中华, 王 瑞, 等. 饱和南京细砂初始液化后特大流动变形特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016,

- [38(12): 2164-2174. (ZHUANG Haiyang, HU Zhonghua, WANG Rui, et al. Cyclic torsional shear loading tests on the extremely large post-liquefaction flow deformation of saturated Nanjing sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(12): 2164-2174. (in Chinese))]
- [11] 庄海洋, 胡中华, 王瑞, 等. 南京饱和细砂液化后大变形条件下动剪切模量衰减特征研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(12): 3445-3452, 3461. (ZHUANG Haiyang, HU Zhonghua, WANG Rui, et al. Shear moduli reduction of saturated Nanjing sand under large deformation induced by liquefaction[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(12): 3445-3452, 3461. (in Chinese))]
- [12] ZHOU X Z, STUEDLEIN A W, CHEN Y M, et al. Cyclic response of loose anisotropically consolidated calcareous sand under progressive wave-induced elliptical stress paths[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2020, 146(12): 04020143.
- [13] CHEN G X, WU Q, ZHOU Z L, et al. Undrained anisotropy and cyclic resistance of saturated silt subjected to various patterns of principal stress rotation[J]. Géotechnique, 2020, 70(4): 317-331.
- [14] SEED H B, MARTIN P P, LYSMER J. Pore-water pressure changes during soil liquefaction[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1976, 102(4): 323-346.
- [15] CHEN G X, ZHAO D F, CHEN W Y, et al. Excess pore-water pressure generation in cyclic undrained testing[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, 145(7): 04019022.
- [16] 何广纳. 评价土体液化势的能量法[J]. 岩土工程学报, 1981, 3(4): 11-21. (HE Guangna. Energy analysis procedure for evaluating soil liquefaction potential[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1981, 3(4): 11-21. (in Chinese))]
- [17] NEMAT-NASSER S, SHOKOOH A. A unified approach to densification and liquefaction of cohesionless sand in cyclic shearing[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1979, 16(4): 659-678.
- [18] 孙锐, 袁晓铭. 非均等固结下饱和砂土孔压增量简化计算公式[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(9): 1021-1025. (SUN Rui, YUAN Xiaoming. Simplified incremental formula for estimating pore water pressure of saturated sands under anisotropic consolidation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(9): 1021-1025. (in Chinese))]
- [19] 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]. 大连: 大连理工大学, 2003. (GUO Ying. Experimental Study on Undrained Dynamic Characteristics of Saturated Loose Sand under Complex Stress Conditions[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2003. (in Chinese))
- [20] CHEN G X, MA W J, QIN Y, et al. Liquefaction susceptibility of saturated coral sand subjected to various patterns of principal stress rotation[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2021, 147(9): 04021093.
- [21] VAID Y P, CHERN J C. Effect of static shear on resistance to liquefaction[J]. Soils and Foundation, 1983, 23(1): 47-60.
- [22] 马维嘉, 陈国兴, 秦悠, 等. 初始主应力方向角对饱和珊瑚砂液化特性影响的试验[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(3): 592-600. (MA Weijia, CHEN Guoxing, QIN You, et al. Experimental studies on effects of initial major stress direction angles on liquefaction characteristics of saturated coral sand[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(3): 592-600. (in Chinese))
- [23] 马维嘉, 陈国兴, 李磊, 等. 循环荷载下饱和南沙珊瑚砂的液化特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2019, 41(5): 981-988. (MA Weijia, CHEN Guoxing, LI Lei, et al. Experimental study on liquefaction characteristics of saturated coral sand in Nansha Islands under cyclic loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(5): 981-988. (in Chinese))