

文章编号:1002-3682(2015)03-0001-11

椭圆形主应力轴旋转路径下饱和密砂 动强度特性试验研究*

王忠涛, 宋 莉, 刘 鹏

(大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室, 辽宁 大连 116023)

摘 要:针对海床在波浪荷载作用下的应力状态,利用大连理工大学的“土工静力-动力液压-三轴扭转多功能剪切仪”,针对相对密实度为 70% 的福建标准砂进行了一系列应力控制式轴向-扭转双向耦合的不排水循环剪切试验。通过分别控制轴向与扭转应力幅值,研究了椭圆形主应力轴旋转应力路径下两个剪切分量对饱和砂土的动强度及其剪切特性的影响。结合所得试验结论,说明了目前广泛用于动强度分析的循环剪应力表达式无法正确反映椭圆形主应力轴旋转应力路径下的动强度,并提出了一个新的动应力表达式用于分析复杂应力路径的动强度特性。

关键词:主应力轴旋转;饱和密砂;椭圆形应力路径;动强度

中图分类号: TU441

文献标识码: A

在海洋工程中,波浪荷载是一种重要的基本荷载。波浪荷载的周期性变化在海床表面产生了循环往复的波压力。在这种循环波压力的作用下,正应力的偏差与剪应力及其组合而成的总偏差应力均在循环的变化着,同时海床中各点土单元的主应力轴也将发生连续不断的旋转^[1-2]。与波浪荷载相类似,地震荷载以及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^[3]。已有试验结果表明,主应力轴连续旋转会对砂土的剪切特性产生显著影响^[4]。Ishihara 等^[1]、Towhata 等^[5]相继利用空心三轴扭转试验仪对奉浦砂进行了一系列的循环轴向-扭转双向耦合剪切试验(以下简称循环旋转试验)。结果显示,在偏差应力大小不变的情况下,仅主应力轴方向的连续旋转就能引起超孔隙水压力,并导致土体较大塑性变形的产生和强度的降低。郭莹^[4]采用福建标准砂进行了循环扭剪、循环三轴以及循环旋转试验。试验结果表明在主应力轴连续旋转条件下,砂土的动强度明显降低,相比于循环扭剪条件下,动强度约降低 30% 左右。

然而目前多数的循环旋转试验都是针对理想的圆形应力路径进行的,即偏差应力的幅值同剪应力的幅值相同而初始相位角相差 90°。但实际工程中土体所处的应力状态十

* 收稿日期:2015-04-22

资助项目:国家自然科学基金项目——波浪作用下海床液化激励及分析方法研究(50909014);高等学校博士学科点专项科研基金资助课题——考虑主应力轴旋转效应与状态依赖性的沙土现代本构模型及其在海洋工程中的应用(20120041130002)

作者简介:王忠涛(1974-),男,副教授,硕士,主要从事海洋土力学方面研究. E-mail: zhongtao@dlut.edu.cn

(王佳实 编辑)

分复杂,偏差应力的幅值同剪应力的幅值往往不会完全相同,这时由主应力轴旋转所形成的应力路径就是椭圆形。目前针对波浪条件下椭圆形应力路径的砂土研究在国内外都还相对较少,金丹^[6]针对相对密实度为30%的福建标准砂,开展一系列主应力轴连续旋转条件下的系列动强度试验,包括圆形应力路径试验和椭圆形应力路径试验。试验结果表明:在椭圆形应力路径试验中,当所施加的竖向偏差应力与剪应力幅值之比发生变化时,饱和砂土试样的动强度将会发生较大范围的变化。然而由于目前所普遍采用的动应力表达式无法准确地反映循环旋转试验条件下土体所遭受的动应力大小,使得椭圆形应力路径下的土体动强度的确定变得十分困难。

本文利用土工静力-动力三轴-扭转多功能剪切仪^[7],针对相对密实度 $D_r=70\%$ 的福建标准砂,进行一系列椭圆形应力路径下的循环旋转试验,探讨了偏差应力分量和剪应力分量对饱和密砂动强度的影响。并由此提出了一个能够普遍适用于循环三轴,循环扭转以及循环旋转试验的动应力表达式,进而为分析砂土在复杂应力条件下的动强度提供了一个可能的方法。

1 动强度

动强度是指在某一特定循环次数下使试样产生破坏应变或达到液化状态时的动应力^[8]。而动应力通常采用循环剪应力 τ_{cyc} 来表示^[9],其表达式为

$$\tau_{cyc} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{zx}^2} \quad (1)$$

式中, σ_1, σ_3 分别为最大主应力和最小主应力; σ_z, σ_x 分别为平均轴向应力和环向应力; τ_{zx} 为平均剪应力。可以看出循环剪应力是由偏差应力 $(\sigma_z - \sigma_x)/2$ 和平均剪应力 τ_{zx} 两个应力分量组成的。

本节将首先验证在循环三轴试验和循环扭剪试验中,循环剪应力可以正确反映土体所承受的动应力;而在循环旋转试验中循环剪应力不能完整和准确地反映出土体所承受的动应力大小。

1.1 循环三轴试验和循环扭剪试验

目前,土工试验中通常采用循环三轴试验或循环扭剪试验确定土体的动强度,循环三轴试验和循环扭剪试验的应力状态和应力路径见图1和图2。对于循环三轴试验,分别在竖向和水平向施加幅值为 a 的动应力;对于循环扭剪试验,施加了幅值为 b 的剪应力。由图2可以看出循环三轴试验和循环扭剪试验的应力路径是在 X 和 Y 轴上的一条直线,同时主应力轴方向会发生突然的 180° 转向, p 为围压。

对循环三轴试验而言,循环剪应力可以表达为

$$\tau_{cyc} = \max\left(\sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{zx}^2}\right) = \max\left(\sqrt{\left(\frac{a + a}{2}\right)^2 + \cos^2\theta}\right) = a \quad (2)$$

对循环扭剪试验而言,循环剪应力可以表达为

$$\tau_{cyc} = \max\left(\sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{zx}^2}\right) = \max(\sqrt{b^2 \sin^2\theta}) = b \quad (3)$$

可以看出循环剪应力的大小同所施加的动应力的幅值相一致,因此循环剪应力正确

地反映了循环三轴试验和循环扭剪试验条件下土体所承受的动应力大小。

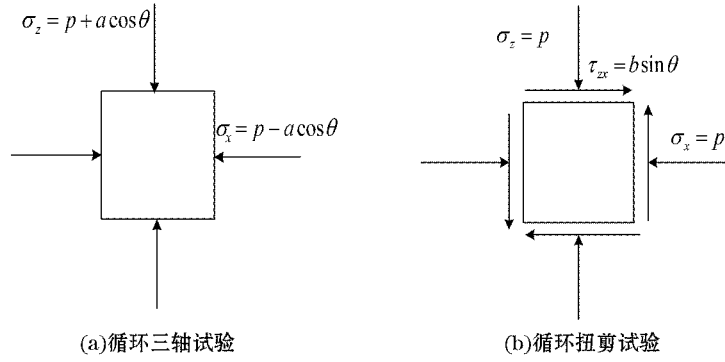


图 1 应力状态
Fig. 1 Stress state

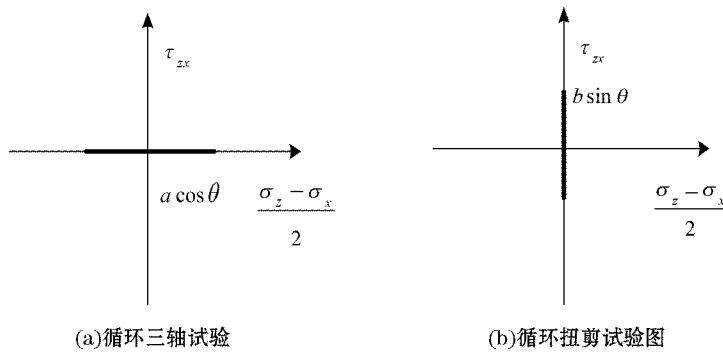


图 2 应力路径
Fig. 2 Stress paths

1.2 循环旋转试验

循环旋转试验不同于以上的两种试验,其主应力轴方向在试验过程中为连续旋转,且应力路径在一般条件下为椭圆形,其应力状态和应力路径见图 3 和图 4。

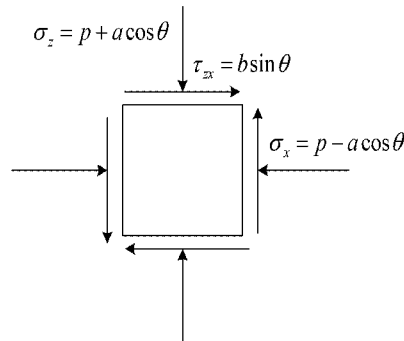


图 3 循环旋转试验中的土体单元的应力状态图
Fig. 3 Stress states of soil mass in the cyclic rotation tests

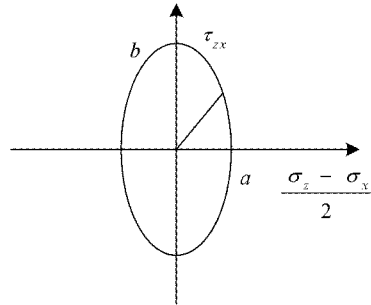


图4 循环旋转试验中的土体单元的应力路径

Fig. 4 Stress paths of soil mass in the cyclic rotation tests

循环剪应力可以表达为

$$\begin{aligned} \tau_{cyc} &= \max\left(\sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{zx}^2}\right) = \max(\sqrt{(a\cos\theta)^2 + (b\sin\theta)^2}) \\ &= \max(\sqrt{a^2 + (b^2 - a^2)\sin^2\theta}) \end{aligned} \quad (4)$$

因此

$$\begin{cases} \tau_{cyc} = a & a > b \\ \tau_{cyc} = b & a < b \\ \tau_{cyc} = r & a = b = r \end{cases} \quad (5)$$

可以看出循环剪应力只能反映出两个应力分量中相对较大的分量,而较小的应力分量则被忽略,即循环剪应力要么等于偏差应力、要么等于剪应力。这就造成了当所施加的外力中偏差应力和剪应力中较大的一方相同时,所得循环剪应力都会一样。如图5所示的6个椭圆形应力路径,其应力分量中较大的一个都相等,因此对于这6个形状和面积大小完全不同的椭圆形应力路径,它们的循环剪应力都是相同的。这与土体实际遭受的应力状态显然是不符的。

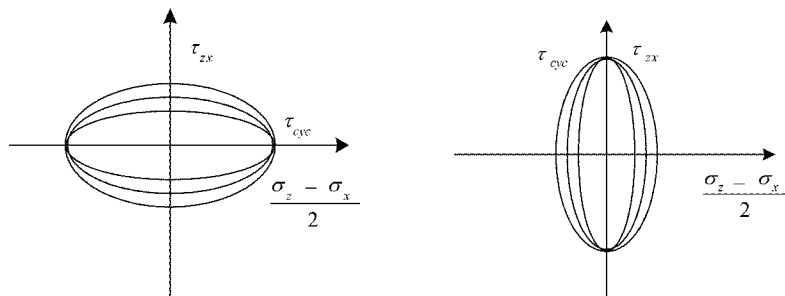


图5 不同椭圆形旋转应力路径 \$\tau_{cyc}\$ 的示意图

Fig. 5 A schematic diagram of different ellipse rotation stress path \$\tau_{cyc}\$

2 试验土料及试验方法

本节将通过试验说明应力分量中较小一方对土体动强度的影响,从而证明循环剪应力在反映椭圆形应力路径下土体动强度时的局限性。

2.1 试验土料

试验土料为经过粒径筛选的福建标准砂($d_{\max} < 0.5 \text{ mm}$),通过相关土工试验获得其基本参数为:比重 $G_s = 2.643$;颗粒尺寸 $d_{50} = 0.34 \text{ mm}$;不均匀系数 $C_u = 1.542$;最大干密度 $\rho_{d_{\max}} = 1.51 \text{ g/cm}^3$,最小干密度 $\rho_{d_{\min}} = 1.37 \text{ g/cm}^3$;对应最大孔隙比 $e_{\max} = 0.848$,最小孔隙比 $e_{\min} = 0.519$,土料颗粒级配曲线如图 6 所示。

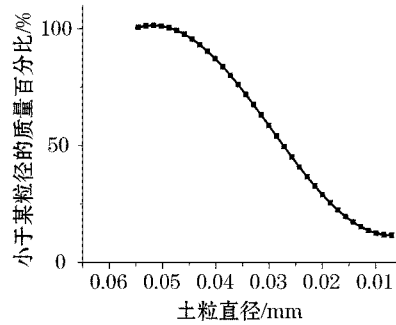


图 6 试验土料颗粒级配曲线

Fig. 6 Distribution curves of particle size of the tested sands

试验中砂土的相对密实度控制为 70%。采用分层干装方法进行试样制备并依次通 CO_2 、无气水及施加反压等方法进行试样饱和,使砂样的孔压系数 B 值均达到 98% 以上。本文均采用同一种固结路径,即在不排水条件下同时施加内外侧压至设计平均固结压力 $p = 100 \text{ kPa}$,然后上下同时排水,固结至变形稳定。试验中采用的双出力传感器可以实现竖向荷载与扭矩的同时施加。

2.2 试样尺寸及应力状态

试样采用空心圆柱试样,外径和内径分别为 70 mm 和 30 mm,高为 100 mm,土样及橡皮样模型如图 7。



图 7 空心圆柱样

Fig. 7 Hollow cylindrical rubber specimen

空心圆柱试样单元体的应力状态如图8所示。

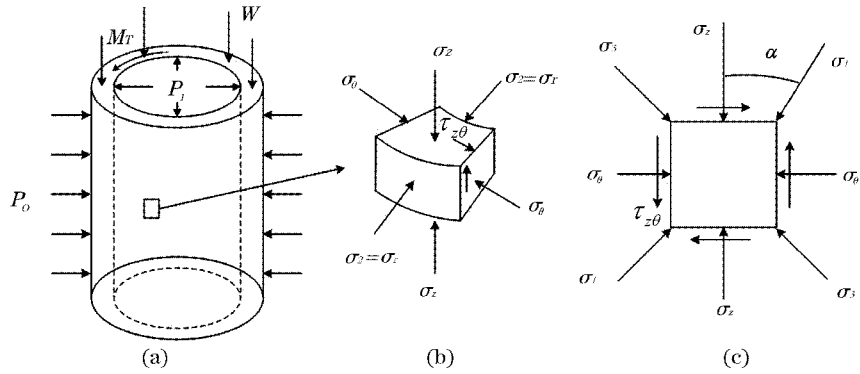


图8 空心圆柱试样中土的应力状态

Fig. 8 Stress state of the soil in the hollow cylindrical specimen

2.3 试验方法

在循环旋转试验中通过独立施加循环的竖向荷载 W 与扭矩 M_t , 来控制竖向与水平向所产生的偏差应力 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 与水平向所产生的剪应力 $\tau_{z\theta}$ 的大小和初始相位角, 从而实现不同大小和形状的椭圆形应力路径。试验中所施加的偏差应力和剪应力荷载都为正弦波, 频率都为 0.1 Hz, 初始相位角差为 90° , 可见图 9。

2.4 试验设计思路

试验中围压均为 100 kPa, 固定偏差应力和剪应力二者中一方的幅值为 15 kPa 不变而另一方分别为 5, 10, 15, 20, 25 kPa, 测定试样达到破坏时的破坏周次 N 。由于破坏周次 N 同动强度存在负相关的对应关系, 从而验证两个应力分量(偏差应力和剪应力)中较小一方对土体动强度的影响。定义相对剪应力比 R :

$$R = \frac{(\sigma_z - \sigma_\theta)/2}{\tau_{z\theta}} \quad (6)$$

其中某荷载组合应力路径如图 10。

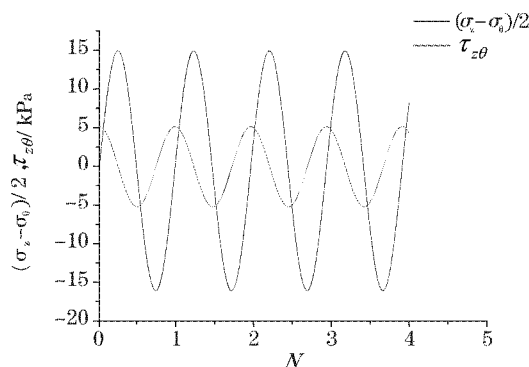


图9 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2, \tau_{z\theta}$ 随周次变化趋势

Fig. 9 Changing trend of $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ and $\tau_{z\theta}$ with time

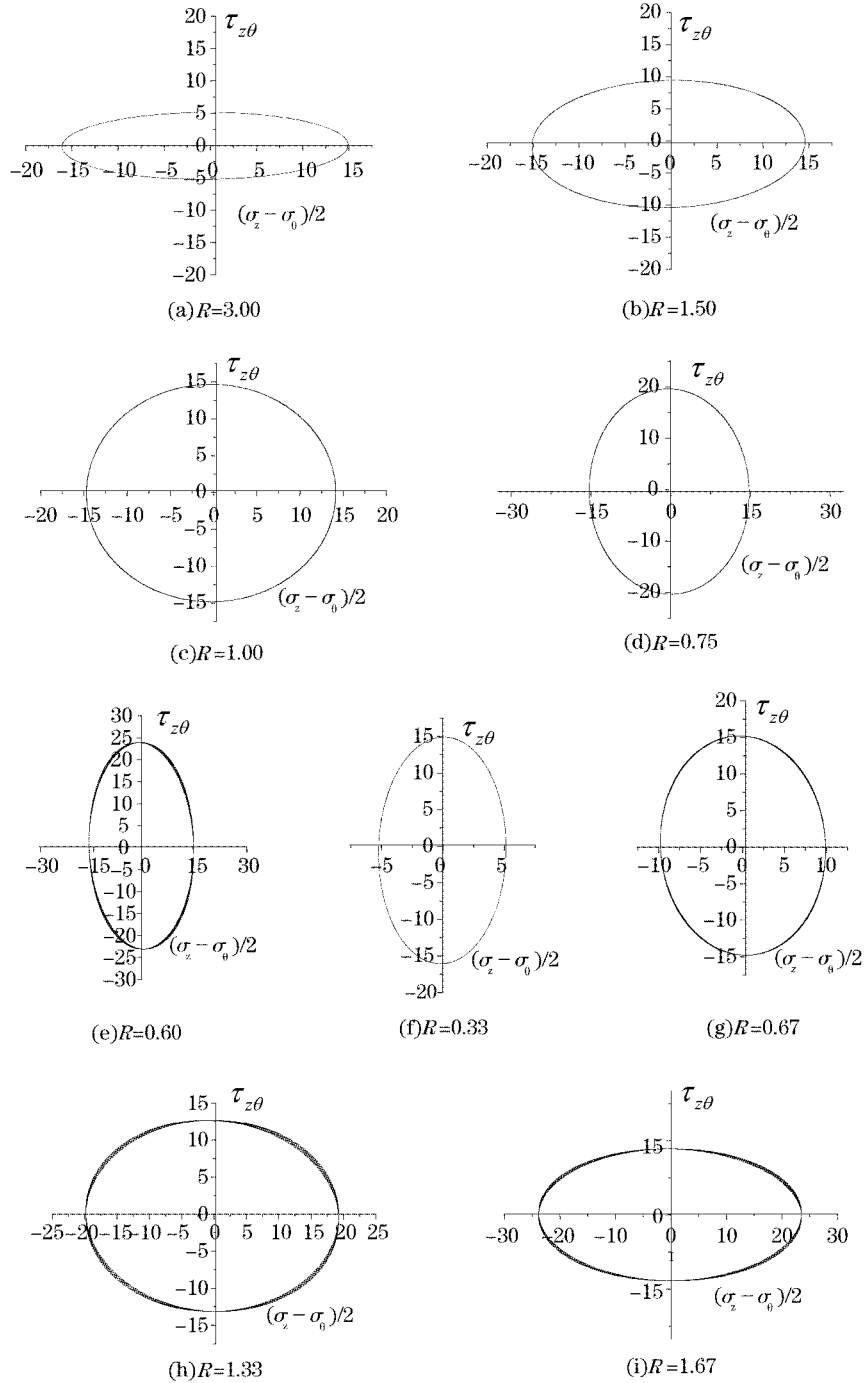


图 10 轴向-扭转双向耦合椭圆形应力路径图(kPa)

Fig. 10 The axial-torsional bidirectional coupling elliptical rotation stress paths(kPa)

3 试验结果及其分析

在均等固结条件下所进行的循环剪切试验,破坏准则通常包括:1)初始液化标准:即超孔隙水压力达到平均有效固结压力时所对应的循环应力条件(包括循环应力幅值与循环次数);2)应变幅值标准:即某种应变分量的幅值达到某一限定值如5%时所对应的循环应力幅值与循环次数。在部分试验结果中发现在循环荷载作用过程中,残余孔隙水压力最终将稳定在某一水平不再增长,而各个变形分量仍然会迅速发展^[10]。在这种条件下,本文采用第二个准则作为液化标准。为了综合反映各种动应变的共同作用效果,采用广义剪应变 γ_g 达到5%作为破坏标准^[11],广义剪应变 γ_g 可表示为

$$\gamma_g = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2} \quad (7)$$

式中, $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ 分别为大主应变、中主应变和小主应变。

3.1 固定 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 变 $\tau_{z\theta}$ 试验

试验中保持 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 为 15 kPa 不变,调整 $\tau_{z\theta}$ 分别为 5, 10, 15, 20, 25 kPa, $\tau_{z\theta}$ 与破坏周次的关系如图 11 所示。

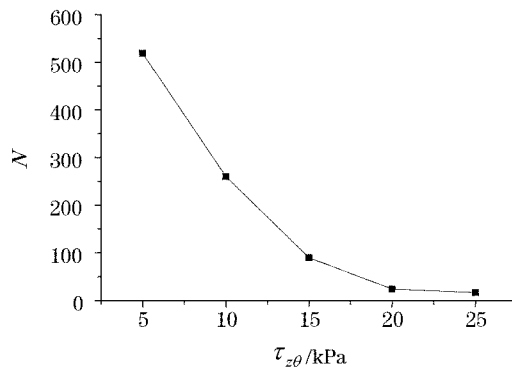


图 11 100 kPa 围压条件下 $\tau_{z\theta}$ 与破坏周次 N 的关系

Fig. 11 Relationship between $\tau_{z\theta}$ and N under the condition of 100 kPa

从图 11 中可见, $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 保持其值(15 kPa)不变 $\tau_{z\theta}$ 时,随着 $\tau_{z\theta}$ 的增大,试样达到破坏所需要的次数逐渐降低,当变化的荷载分量足够大时,试样破坏周次趋于相同。

3.2 固定 $\tau_{z\theta}$ 变 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 试验

固定 $\tau_{z\theta}$ 为 15 kPa 不变,调整 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 分别为 5, 10, 15, 20, 25 kPa, $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 与破坏周次的关系如图 12 所示。

由图 12 可见, $\tau_{z\theta}$ 保持其值(15 kPa)不变,破坏周次随着 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 的增大而减小,且变化趋势与固定 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 时大体相同。

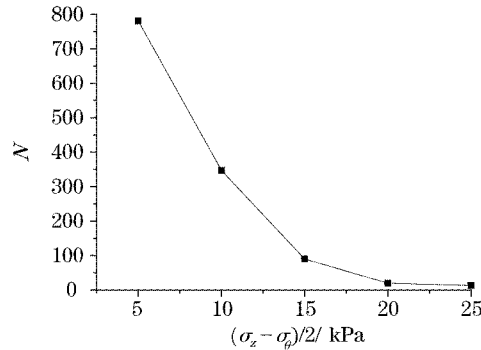
图 12 100 kPa 围压条件下 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 与破坏周次 N 的关系

Fig. 12 Relationship between $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ and N under the condition of 100 kPa ambient pressure

4 新的动应力指标

通过固定 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 变 $\tau_{z\theta}$ 试验次及固定 $\tau_{z\theta}$ 变 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 的试验结果可以看出,循环剪应力不能正确地反映循环旋转试验中土体所承受的动强度,因此需要提出一个新的动应力指标。

4.1 新的指标

对于耦合循环试验,不能只考虑由循环扭矩产生的动剪应力,或循环轴应力产生的动正应力与剪应力的共同作用,因此建议采用式(8)所给出的等效综合动剪应力 τ_m ,作为主应力方向连续旋转的特殊耦合循环试验的动强度,计算公式为

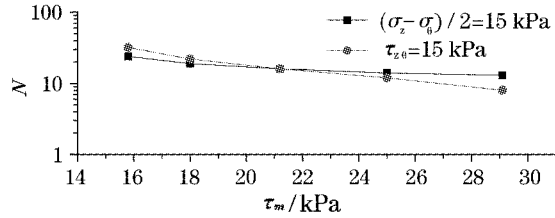
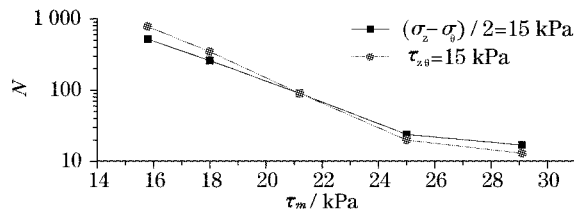
$$\tau_m = \sqrt{\max\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \max(\tau_{z\theta})^2} \quad (8)$$

式中, τ_m 为等效综合动剪应力。

4.2 改变的荷载分量对 τ_m 的影响

综合以上试验,得出了固定某一荷载分量而改变另一荷载分量时 τ_m 的变化趋势图,如图 13,14 所示。

图 13 表示在 50 kPa 围压下,改变某一荷载分量时,等效综合动剪应力 τ_m 与破坏周次 N 的对应关系。由图中当固定某一荷载分量,而逐渐增大另一荷载分量时,动强度与取对数后的破坏周次基本呈线性关系,随着变化的荷载分量逐渐增大,试样破坏所需要的周次明显降低,即动强度逐渐增大,当荷载分量足够大时,试样破坏周次降低缓慢,最后趋于稳定,说明若采用循环剪应力作为动应力指标有不妥之处。从这两条曲线可以看出不论固定竖向应力分量还是剪应力分量保持不变,砂土破坏周次随 τ_m 的变化趋势大体相同,且相同的动应力指标所对应的破坏周次 N 相差并不大,说明本文所提出的动应力指标 τ_m 可以表征砂土的动强度。100 kPa 围压下试验得出的结果与 50 kPa 围压基本一致,如图 14 所示。

图 13 50 kPa 围压下 τ_m 与破坏周次 N 的关系Fig. 13 Relationship between τ_m and N under the condition of 50 kPa ambient pressure图 14 100 kPa 围压下 τ_m 与破坏周次 N 的关系Fig. 14 Relationship between τ_m and N under the condition of 100 kPa ambient pressure

5 结 论

本文通过大量试验表明,在复杂应力条件下饱和密砂的不排水动强度特性为:

1)在椭圆应力路径试验中,当保持竖向偏差应力分量不变而改变剪应力分量,或者保持剪应力分量不变而改变竖向偏差分量时,饱和砂土样的动强度将发生较大范围的变化;

2)围压对砂土动强度影响也较为显著。围压较大时,改变竖向偏差应力或剪应力时,动强度变化较大,而在低围压情况下,这种差异并不明显;

3)当固定竖向偏差应力分量不变而剪应力分量越大或者固定剪应力分量不变而使竖向偏差应力分量越大时,试样达到破坏时所需要的周次衰减的越快,当变化的荷载分量足够大时,破坏周次会趋近于恒定。

参考文献:

- [1] 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.
- [2] MADSEN O S. Wave-induced pore pressures and effective stresses in a porous bed[J]. Geotechnique, 1978, 28(4):377-393.
- [3] 肖从真. 汶川地震震害调查与初步思考[J]. 建筑结构, 2008, 38(7):21-24.
- [4] 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.
- [5] TOWHATA I, ISHIHARA K. Shear work and pore water pressure in undrained shear[J]. Soils and Foundations, 1985, 25(3): 73-84.
- [6] 金丹. 主应力方向旋转变条件下饱和砂土的动力特性试验研究[D]. 大连:大连理工大学, 2008.
- [7] 栾茂田, 郭莹, 李木国, 等. 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.
- [8] 李作勤. 扭转三轴试验综述[J]. 岩土力学, 1994, 15(1): 80-93.
- [9] SATO K, YASAHARA K, HIGUEHI T, et al. Effect of principal stress direction on undrained cyclic shear behavior of dense sand[J]. Journal of Geotechnical Engineering, JSCE, 1996, 41(35): 199-213.
- [10] 郭莹, 栾茂田, 许成顺, 等. 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.
- [11] 李万明, 周景星. 初始主应力偏转对粉土动力特性的影响[C]//中国振动工程学会土动力学专业委员会. 第四届全国土动力学学术会议论文集. 杭州: 浙江大学出版社, 1994: 47-50.

An Experimental Study on Dynamic Strength of Saturated Dense Sand Under Complex Stress Conditions

WANG Zhong-tao, SONG Li, LIU Peng

(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology,
Dalian 116023, China)

Abstract: The strength and deformation of sand soils can be significantly impacted by continuous rotation of principal stress axes. For the stress state of seabed under the actions of wave load, a series of stress controlled and axial-torsional bidirectional coupling undrained cyclic shear tests are made of Fujian standard sand with a relative density of 70% by using the soil static and dynamic universal triaxial and torsional shear apparatus in Dalian University of Technology. The influences of the two shear components on the dynamic strength and shear characteristics of saturated sands along the ellipse rotation stress path of principal stress axes are studied by controlling the axial direction and the torsional stress amplitude respectively. The results show that the cyclic shear stress expression commonly used for dynamic strength analysis at the present cannot correctly reflect the dynamic strength along the ellipse rotation stress path of principal stress axes. Thus, a new dynamic stress expression has been proposed for the analysis of dynamic strength characteristics under complicated stress paths.

Key words: rotation of principal stress axes; saturated dense sand; ellipse stress path; dynamic strength