

DOI: 10.11779/CJGE201604010

# 交通荷载应力路径下砂土地基变形特性研究

熊 焕<sup>1</sup>, 郭 林<sup>2</sup>, 蔡袁强<sup>1,2</sup>

(1. 浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 温州大学建筑与土木工程学院, 浙江 温州 325035)

**摘 要:** 在交通荷载作用下, 地基土单元不仅偏应力大小周期性变化而且主应力轴连续旋转。为了研究交通荷载应力路径下地基土单元排水变形特性, 利用动态空心圆柱仪对  $K_0$  固结下饱和砂土进行了一系列“苹果型”动力循环应力路径以及普通动力循环应力路径试验。两组应力路径试验结果的对比表明交通荷载应力路径引起的主应力轴连续旋转会加速竖向永久变形的累积, 并且对竖向回弹模量具有软化作用, 而且随着循环应力比的增大, 两种应力路径下变形特性差异变得更加明显。最后, 基于 Uzan 回弹模量模型提出了相应的修正公式用来考虑主应力轴旋转效应。

**关键词:** 交通荷载; 主应力轴旋转; 竖向变形特性

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)04-0662-08

**作者简介:** 熊 焕(1988-), 男, 博士, 主要从事土动力学方面研究。E-mail: xionghuan12345@126.com。

## Deformation behaviors of sandy subgrade soil under traffic load-induced stress path

XIONG Huan<sup>1</sup>, GUO Lin<sup>2</sup>, CAI Yuan-qiang<sup>1,2</sup>

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Architecture and Civil Engineering College, Wenzhou University, Wenzhou 325035, China)

**Abstract:** Under traffic load, the magnitude of deviatoric stress of subgrade soil varies periodically, and the principal stress axis rotates continually. In order to study the drained deformation behaviors characteristics of subgrade soil due to traffic load-induced stress path, a series of apple-shaped dynamic cyclic stress path tests and conventional dynamic stress path tests are conducted on  $K_0$ -consolidated saturated sand using the dynamic hollow cylinder apparatus. Comparisons between the results under the two different stress paths indicate that the continuous rotation of the principal stress axis will accelerate the accumulation of the vertical permanent strains and aggravate the degradation of the resilient modulus. And with the increasing of CSR, the discrepancies in the deformation behaviors under different stress paths become more apparent. Finally, a modified formula for the resilient modulus is proposed to evaluate the principal stress rotation effects based on the Uzan model.

**Key words:** traffic load; principal stress rotation; vertical deformation behavior

## 0 引 言

随着国民经济的快速发展, 公路、铁路等交通行业也迅猛发展, 同时引发的交通荷载作用下地基沉降问题日益突出。国内外许多现场监测数据表明, 在交通循环荷载作用下, 地基会产生相当可观的附加沉降。例如, 日本 Saga 机场跑道在 20 多年的长期交通荷载作用下产生了多达 15 cm 的附加沉降<sup>[1]</sup>。刘学均等<sup>[2]</sup>的研究表明, 在长期交通荷载作用下公路路面结构总变形中, 路基和地基的变形所占比例能达到 70% 以上。考虑到交通荷载是造成路基路面在运营期间产生巨大附加沉降的主要原因<sup>[3]</sup>, 因此针对交通荷载应力路径下地基土体变形特性的研究显得尤为重要。

在交通荷载作用下, 地基土单元应力状态十分复杂。近几年, 国内外许多学者利用数值分析或室内试

验研究了交通荷载下地基土单元应力路径。Powrie 等<sup>[4]</sup>等通过数值模拟的方法分析了轨道交通荷载下土体应力变化, 并提出了利用空心圆柱仪 HCA 施加简谐荷载来近似模拟土体的应力状态。Ishikawa 等<sup>[5]</sup>针对日本轨道系统利用室内模型试验模拟了轨道枕木下土单元在循环列车荷载振动下的应力分布。边学成等<sup>[6]</sup>基于 2.5 维有限元数值方法建立轨道-路堤-地基耦合分析模型, 分析了列车荷载作用下地基土单元经历的应力路径。丁智等<sup>[7]</sup>通过数值解析的方法发现单个轮载移动线正下方计算土单元的主应力轴顺时针旋转了 180°。陈国兴等<sup>[8]</sup>利用动态空心圆柱仪自定义加载函

**基金项目:** 国家杰出青年科学基金项目 (51025827); 国家自然科学基金项目 (51408441); 浙江省自然科学基金项目 (LQ14E080011)

**收稿日期:** 2015-02-06

数在室内试验中实现了轨道交通振动作用下路基土单元“苹果型”应力路径的模拟过程。从国内外学者研究可以发现,在交通荷载作用下,地基土单元不仅偏应力大小周期性变化而且主应力轴连续旋转。

针对偏应力大小周期性变化对土体变形特性的影响,国内外学者利用循环三轴试验进行了大量试验研究<sup>[9-12]</sup>。在这种加载条件下,土单元主应力轴的方向始终固定在竖直方向,因而大主应力方向只能保持在 $0^\circ$ 或者突变到 $90^\circ$ ,无法实现主应力轴连续旋转。虽然真三轴试验能够独立控制三个方向的主应力<sup>[13]</sup>,但三个大主应力轴方向是固定不变的或者相互突变,同样无法实现主应力轴连续旋转。空心圆柱仪由于可以独立控制内外围压、轴向力以及扭矩,因而可以实现主应力轴连续旋转。近几年,越来越多的学者针对主应力轴旋转对土体变形、孔压等特性的影响进行了大量研究。Yang等<sup>[14]</sup>对饱和砂土进行了一系列主应力轴连续旋转不排水试验,发现主应力轴连续旋转对塑性变形以及孔压发展具有显著影响。Zhang等<sup>[15]</sup>针对饱和砂土研究了排水条件下主应力轴连续旋转对土体变形特性的影响。虽然这些试验结果系统分析了主应力轴连续旋转对土体不排水及排水变形特性的影响,但是动力循环过程中采用的都是基于波浪荷载的应力路径。在波浪荷载应力路径下,主应力轴连续旋转过程中偏应力大小保持恒定,因而在扭剪平面内表现为圆形应力路径,与交通荷载引起的“苹果型”应力路径具有显著差别。虽然姚兆明等<sup>[16]</sup>开展了偏应力大小和主应力方向同时周期性变化的循环扭剪试验分析了软黏土竖向变形发展,但是动力循环应力路径中主应力轴旋转被限制在很小的范围之内( $-12.5^\circ \sim 12.5^\circ$ ),仍然不能模拟交通荷载下土单元“苹果型”应力路径。

为了真正模拟交通荷载引起的应力路径并且系统研究这种复杂应力路径下地基土单元变形特性,本文利用动态HCA针对 $K_0$ 固结下饱和砂土进行了一系列“苹果型”动力循环应力路径以及普通动力循环应力路径试验。根据两组应力路径试验结果的对比分析,全面揭示了交通荷载应力路径对土体竖向变形及回弹模量的影响,并提出了考虑主应力轴旋转的竖向回弹模量修正公式。

## 1 试验仪器及应力应变参数介绍

试验采用的仪器为从英国GDS进口的5 Hz空心圆柱仪(HCA)。HCA主体结构主要由轴向控制器、扭转控制器、顶帽、内外围压控制器、反压控制器、数字控制系统以及动力控制系统组成。内外围压和反

压均通过无气水液压提供。空心圆柱试样尺寸为 $200\text{ mm} \times 100\text{ mm} \times 60\text{ mm}$ (高度 $\times$ 外径 $\times$ 内径)。HCA的优点在于能够独立控制轴向力 $W$ 、扭矩 $M_r$ 以及内外围压 $P_o, P_i$ ,从而可以实现4个应力分量轴向应力 $\sigma_z$ 、径向应力 $\sigma_r$ 、环向应力 $\sigma_\theta$ 以及剪应力 $\tau_{z\theta}$ 的单独控制。

取出空心圆柱试样的一个薄壁单元,其受力情况见图1,各主应力分量(文中若无特殊说明,均表示有效应力)计算公式如下:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \tau_{z\theta}^2}, \quad (1)$$

$$\sigma_2 = \sigma_r, \quad (2)$$

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

平均主应力 $p$ 和偏应力 $q$ 运用下列公式计算:

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad (4)$$

$$q = \sigma_1 - \sigma_3. \quad (5)$$

大主应力轴方向相对于竖直方向的夹角,即主应力轴旋转角:

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta}\right). \quad (6)$$

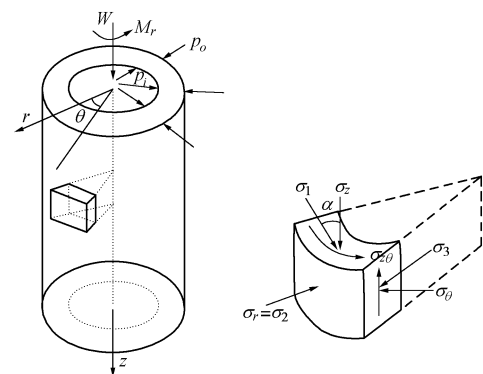


图1 空心圆柱试样受力状态

Fig. 1 Stress state in hollow cylinder torsional shear

## 2 试验设计

### 2.1 试样制备以及饱和

试验材料采用标准日本丰浦砂,其物理指标:比重 $G_s=2.65$ ,平均粒径 $D_{50}=0.18\text{ mm}$ ,不均匀系数 $C_u=1.50$ ,最大和最小孔隙 $e_{\max}=0.977, e_{\min}=0.605$ 。

试验采用的试样相对密度为60%,通过试样体积反算出试样理论质量为1500 g。制样方法采用空中砂雨法,将称好的试样平均分成10等份分别保持相同落距通过漏斗均匀落入内外膜之间。试样制备前通过反复尝试不同落距使得实际试验中试样相对密度控制在 $60\% \pm 2\%$ 。

试样成型后通过施加 30 kPa 反压保证试样直立, 然后依次通过 CO<sub>2</sub> 和无气水对试样进行饱和, 接着施加 200 kPa 反压同时保持 30 kPa 有效围压进行反压饱和, 反压饱和过程持续 12 h 直到 *B* 值检测大于 0.98。

2.2 *K*<sub>0</sub> 固结

在饱和过程完成后, 土单元应力状态处于图 2 中的 *A* 点, 此时有效围压为 30 kPa。国外学者通过大量室内试验研究发现日本丰浦标准砂平均静力侧向系数大致为 0.5<sup>[17]</sup>。因此本文试验中侧向固结系数 *K*<sub>0</sub>=0.5。首先按照一定比例施加内外围压和轴向力使得固结点沿着 *AB* 线到达 *K*<sub>0</sub> 固结线 *BC*, 此时固结点 *B* 对应的应力状态为 *q*=30 kPa, *p*=40 kPa。到达 *B* 点后等比例加载围压和轴向力使试样沿着 *BC* 线进行 *K*<sub>0</sub> 固结直到固结点 *C*, *C* 点应力状态为 *q*=75 kPa, *p*=100 kPa。为了保证试样充分固结, 试样在达到固结点 *C* 后会保持当时应力状态排水固结持续 12 h。在 *K*<sub>0</sub> 固结完成后通过测量试样内外径变化发现试样侧向变形几乎可以忽略, 从而说明本文采用的 *K*<sub>0</sub> 固结方式是行之有效的。

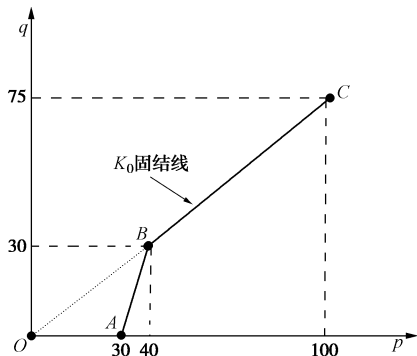


图 2 *K*<sub>0</sub> 固结过程  
Fig. 2 Process of *K*<sub>0</sub>-consolidation

2.3 动力应力路径设计

为了研究交通荷载应力路径引起的主应力连续旋转对土体变形特性的影响, 本文设计了两组应力路径的动力加载试验: NP 系列和 WP 系列。在 NP 系列试验中, 只在试样的轴向方向施加循环的压缩波形, 波形示意图见图 3 (a)。由于在这种加载条件下没有扭剪应力的存在, 而且轴向应力始终为正值, 因而 NP 试验中试样的大主应力轴始终保持在竖直方向, 没有引起主应力轴的旋转。在 WP 系列试验中, 同时在试样轴向和扭剪方向施加循环的如图 3 (b) 所示自定义波形, 波形方程如下:

$$\sigma_z^{cyc} = \sigma_z^{ampl} \left[ \frac{1}{2} \cos(2\omega t) - \cos(\omega t) + 0.5 \right], \quad (7)$$

$$\tau_{z\theta}^{cyc} = \tau_{z\theta}^{ampl} \left[ \sin(\omega t) - \frac{1}{2} \sin(2\omega t) \right], \quad (8)$$

式中,  $\omega = 2\pi f$ , *f* 为加载频率,  $\sigma_z^{ampl}$  和  $\tau_{z\theta}^{ampl}$  分别是动

力加载中轴向应力和扭剪应力幅值。从 WP 试验加载波形图可以看出来, 在动力加载过程中试样的轴向应力以及扭剪应力都在周期性变化, 从而引起主应力轴周期性连续旋转。

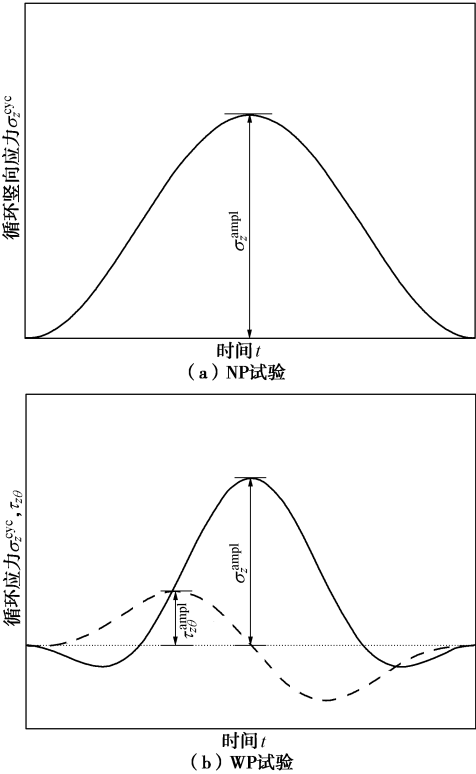


图 3 加载波形图

Fig. 3 Sketches of loading waveforms in two series tests

两组试验均在排水条件下进行动力剪切, 而且动力波形加载的频率都为 0.1 Hz, 加载循环圈数为 10000 圈。试验在动力加载过程中内外围压相等且保持恒定。本系列试验一共采用了四组循环应力比 CSR, 并且针对每组 CSR, WP 试验中采用了两组不同扭剪应力比  $\eta$ , 试验方案汇总见表 1。CSR 和  $\eta$  定义如下:

$$CSR = \sigma_z^{ampl} / 2p'_0, \quad (9)$$

$$\eta = \tau_{z\theta}^{ampl} / \sigma_z^{ampl}, \quad (10)$$

式中, *p*<sub>0</sub>' 为固结完成后初始有效平均主应力。

表 1 试验方案

Table 1 Test programs

试验系列	试验编号	$\sigma_z^{ampl}$ /kPa	$\tau_{z\theta}^{ampl}$ /kPa	CSR	$\eta$
NP 系列	101	42	0	0.21	0
	102	66	0	0.33	0
	103	78	0	0.39	0
	104	102	0	0.51	0
WP 系列	201	42	7	0.21	1/6
	202	42	14	0.21	1/3
	203	66	11	0.33	1/6
	204	66	22	0.33	1/3
	205	78	13	0.39	1/6
	206	78	26	0.39	1/3
	207	102	17	0.51	1/6
	208	102	34	0.51	1/3

### 3 试验结果及讨论

#### 3.1 应力路径对比

图4(a)给出了NP试验和WP试验在动力循环加载情况下实际得到的应力路径(CSR=0.39)。图中点O(75, 0)为 $K_0$ 固结完成后动力加载的起始点。从图中可以看出, NP试验中由于只在试样轴向施加了循环荷载, 因而得到的应力路径为水平来回循环的直线。WP试验得到的应力路径与理论上交通荷载引起的应力路径相似, 表现为“苹果型”应力路径, 而且随着扭剪应力比 $\eta$ 的增大, 应力路径沿着纵轴拉伸。为了方便研究动力加载过程中主应力大小及其方向的变化, 相对于全量定义的偏应力 $q$ 以及大主应力方向 $\alpha$ , 本文从增量角度定义了循环偏应力 $q^{\text{cyc}}$ 和循环大主应力方向 $\alpha^{\text{cyc}}$ 。具体在图4(a)中, 点O和应力路径上任一点A连线的距离为 $q^{\text{cyc}}$ 的大小, 而线段OA与水平方向的夹角为 $\alpha^{\text{cyc}}$ 的2倍。 $q^{\text{cyc}}$ 和 $\alpha^{\text{cyc}}$ 计算公式如下:

$$q^{\text{cyc}} = \sqrt{(\sigma_z^{\text{cyc}})^2 + (2\tau_{z\theta}^{\text{cyc}})^2} \quad (11)$$

$$\alpha^{\text{cyc}} = \frac{1}{2} \arctan \frac{2\tau_{z\theta}^{\text{cyc}}}{\sigma_z^{\text{cyc}}} \quad (12)$$

这里需要注意的是, 由于在动力加载过程中内外围压相等且保持恒定, 根据环向应力计算公式可知,  $\sigma_\theta$ 在动力循环过程中是恒定的, 故在图4(a)及式(11)和(12)中水平分量只有 $\sigma_z^{\text{cyc}}$ 一项。

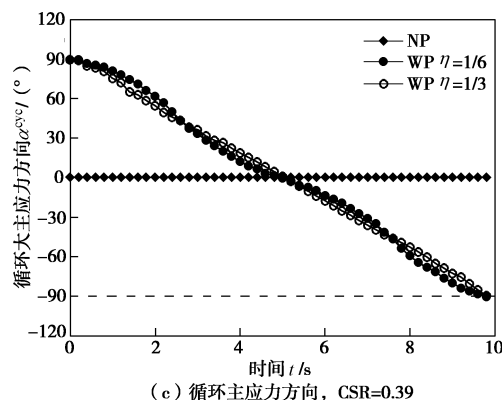
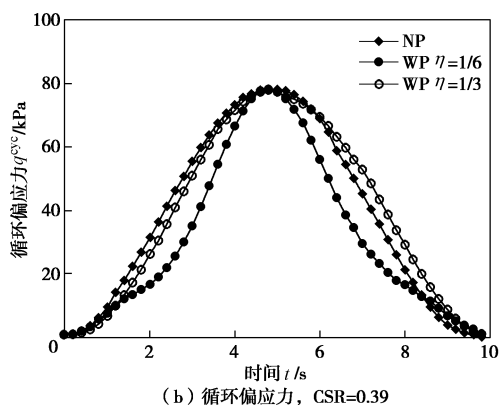
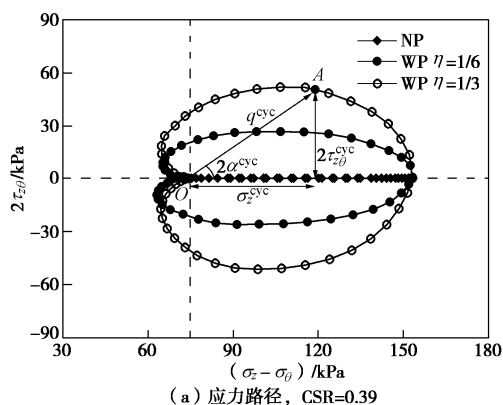


图4 NP和WP试验中应力状态

Fig. 4 Stress states in NP and WP tests

图4(b)和(c)分别给出了NP试验和WP试验循环偏应力 $q^{\text{cyc}}$ 和循环大主应力方向 $\alpha^{\text{cyc}}$ 在一个循环周期内的变化情况。从图4(b)可以看出NP试验以及不同扭剪应力比下的WP试验具有完全一样的峰值循环偏应力。而另一方面从图4(c)可以看出, NP试样中循环大主应力方向始终固定在竖直方向, 而WP试验循环大主应力方向在 $90^\circ \sim -90^\circ$ 内周期性变化, 换言之, WP试验中主应力轴方向是周期性连续旋转的。

#### 3.2 竖向应变及回弹模量的发展

图5(a)和(b)分别给出了NP试验和WP试验在一个循环周期内竖向应变典型发展曲线。从图中可以看出, 两种应力路径下竖向应变基本都是先在前半加载周期增长到一个最大值(总应变 $\varepsilon_z^t$ ), 然后在后半卸载周期恢复一部分应变(回弹应变 $\varepsilon_z^r$ ), 而且在一个荷载循环周期结束后还有部分应变无法恢复(永久应变 $\varepsilon_z^p$ )。在循环荷载作用下, 地基土的回弹特性可以作为预测其长期变形的依据<sup>[18]</sup>, 而工程上一般用竖向回弹模量 $M_z^r$ 来描述土的回弹特性。竖向回弹模量可用下式计算:

$$M_z^r = \sigma_z^{\text{ampl}} / \varepsilon_z^r \quad (13)$$

图6给出了不同循环应力比下NP试验和WP试验竖向应变发展的对比。当CSR=0.21时, 从图6(a)可以看出, 随着循环圈数的增加, 竖向应变不断累积, 而且竖向应变前期累积速率明显大于后期。具体而言, 在前1000圈的循环周期内, 3组试验的永久竖向变形的累积量都超过最终10000圈累积量的60%以上。同时对比NP和WP试验结果可以发现, 虽然两种应力路径动力循环过程中循环偏应力幅值相同, 但是WP试验得到的永久竖向应变明显大于NP试验得到的, 而且两者差距随着循环圈数增加而不断增大。因此动力循环过程中交通荷载应力路径引起的主应力轴连续旋转会明显加速竖向应变的累积, 而且对比WP试验

中不同扭剪应力比下竖向应变的发展可以发现, 在更高扭剪应力比下, 这种加速效果更加明显, 从而导致更多的永久竖向变形的累积。

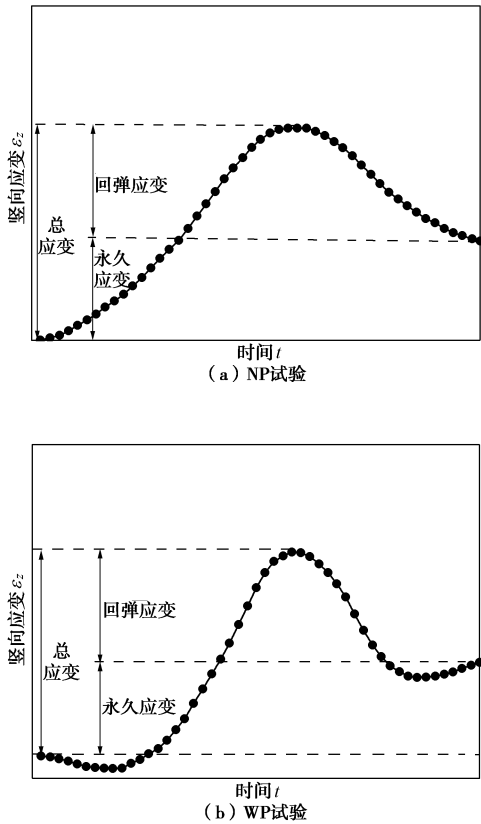


图 5 单个周期内竖向应变典型发展曲线  
Fig. 5 Typical vertical strains developed in a single cycle

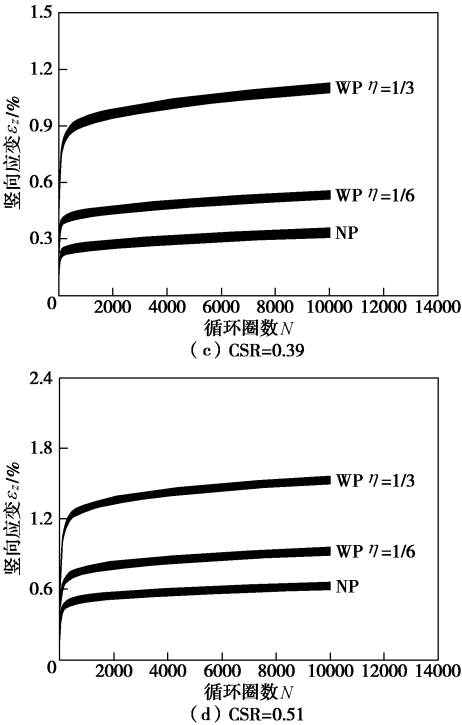
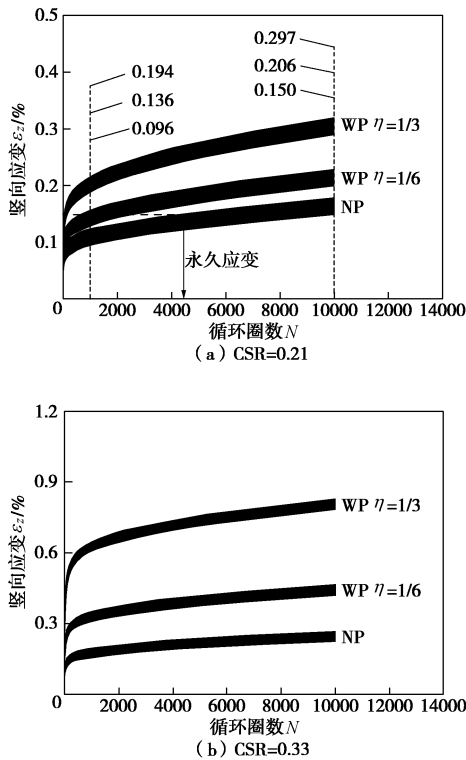


图 6 不同循环应力比下竖向应变的发展  
Fig. 6 Development of vertical strains with different CSR  
从图 6 (b)、(c)、(d) 可以看出, 不同循环应力比下, 竖向应变随着循环圈数变化规律基本相似, 但较大循环应力比下, NP 试验和 WP 试验中竖向回弹应变和永久应变都更大。另一方面, 随着循环应力比增大, 主应力轴连续旋转对竖向应变累积的加速作用更加明显, 针对不同应力路径动力循环下第 10000 圈竖向永久应变的累积量, 从图 7 可以看出, 永久应变的累积量随着扭剪应力比变化曲线在低循环应力比 (CSR=0.21) 下相对平缓, 而在高循环应力比 (CSR=0.51) 下增长趋势更加剧烈。具体而言, CSR=0.21 时, WP 试验中  $\eta=1/3$  对应的第 10000 圈竖向永久应变为相应 NP 试验的 1.98 倍, 而 CSR=0.51 时倍数增长到 3.30。

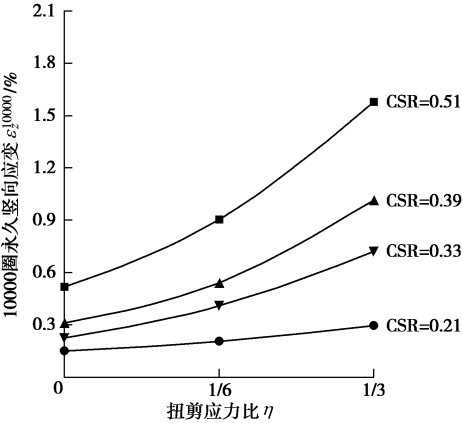


图 7 第 10000 圈竖向永久应变的累积量  
Fig. 7 Accumulation of permanent vertical strains at 10000th cycle

图 8 给出了不同循环应力比下 NP 试验和 WP 试验竖向回弹模量发展的对比。从图 8 (a) 可以看出, 随着循环圈数增加, 两种动力循环应力路径得到的竖向回弹模量均表现为前期快速减小, 大约循环 2000 圈后达到稳定阶段。同时可以注意到, WP 试验的竖向回弹模量要低于 NP 试验, 而且随着扭剪应力比增大, 竖向回弹模量降低得更多。因此交通荷载应力路径引起的主应力轴连续旋转会造成土体模量的减弱, 从而使土体更加容易产生变形, 而且这种模量减弱效应随着  $\eta$  增大而更加明显。如图 8 (b)、(c) 和 (d) 所示, 进一步对比不同循环应力比下的竖向回弹模量发展情况可以发现随着循环圈数增加, 不同 CSR 下 NP 试验和 WP 试验竖向回弹模量都是前 2000 圈循环过程中快速减小, 而后趋于稳定, 同时随着 CSR 增大, 主应力轴连续旋转引起土体模量减弱的现象趋于明显。例如, CSR=0.21 时, WP 试验中  $\eta=1/6$  对应的稳定回弹模量(第 10000 圈)为相应 NP 试验的 0.97 倍,  $\eta=1/6$  时为 0.93 倍, 而 CSR=0.51 时则变成 0.94 倍和 0.89 倍。

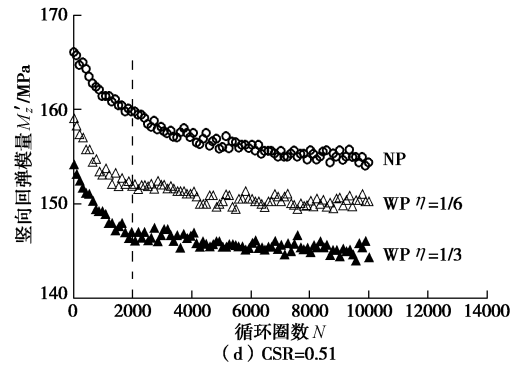
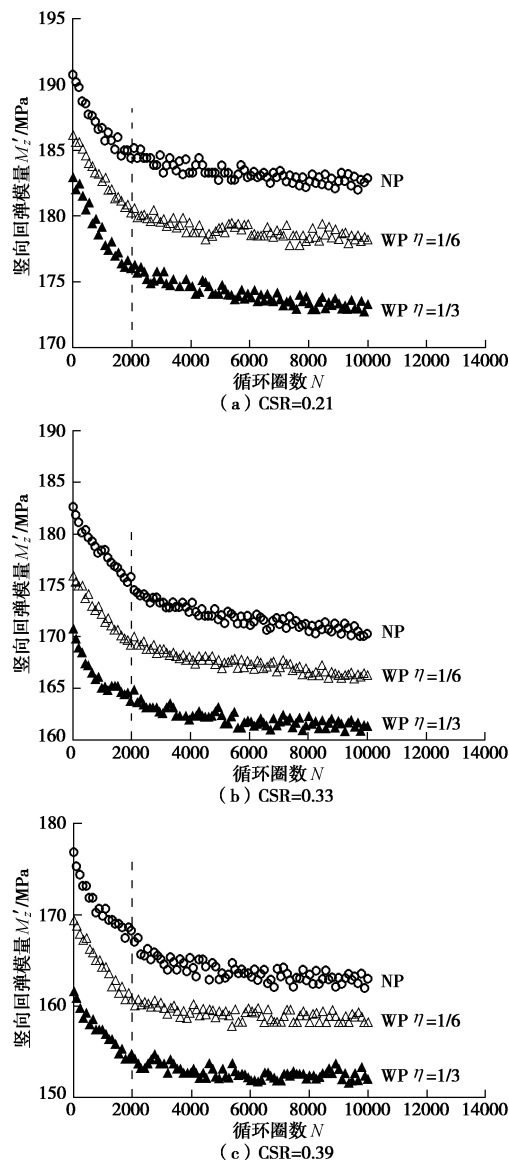


图 8 不同循环应力比下竖向回弹模量的发展

Fig. 8 Development of vertical resilient modulus with different CSR

另一方面, 从图 8 可以看出, 随着 CSR 增大, NP 试验的竖向回弹模量逐渐减小。为了分析循环偏应力大小对回弹模量的影响, Uzan<sup>[19]</sup>在 Hicks 等<sup>[20]</sup>的  $K-\theta$  模型基础上引入偏应力分量, 模型表达式如下:

$$M_z^r = k_1 p_a \left( \frac{\theta}{p_a} \right)^{k_2} \left( \frac{\sigma_z^{\text{ampl}}}{p_a} \right)^{k_3} \quad (14)$$

式中,  $p_a$  为大气压力,  $\theta$  为体积应力,  $\sigma_z^{\text{ampl}}$  为动力循环过程中竖向偏应力幅值,  $k_1, k_2, k_3$  为模型参数。考虑到试验过程中内外围压恒定, 体积应力也相应保持不变, 并且结合式 (9) 可以将式 (14) 简化为

$$M_z^r = k_1 \text{CSR}^{k_2} \quad (15)$$

在式 (15) 中, 模型参数  $k_1 > 0, k_2 < 0$ , 可以看出回弹模量随着 CSR 增大呈递减趋势, 同时注意到 CSR 只与竖向动应力幅值有关, 因而上述模型只适用于 NP 试验。为了定量分析 WP 试验中主应力轴旋转引起的回弹模量减弱效应, 本文引入扭剪循环应力  $\text{CSR}^t$ , 定义如下:

$$\text{CSR}^t = \sqrt{1 + 4\eta^2} \text{CSR} \quad (16)$$

式中,  $\eta$  为扭剪应力比, 结合式 (9)、(10) 和 (11) 可知:

$$\text{CSR}^t = \frac{q^{\text{ampl}}}{2p'_0} \quad (17)$$

式中,  $q^{\text{ampl}}$  为循环偏应力幅值。注意到,  $\eta = 0$  时  $\text{CSR}^t = \text{CSR}$ , 为 NP 试验典型情况。将  $\text{CSR}^t$  取代式 (15) 中的 CSR 得到能反映主应力轴旋转的竖向回弹模量修正公式:

$$M_z^r = k_1 (\text{CSR}^t)^{k_2} \quad (18)$$

图 9 给出了 NP 和 WP 试验稳定竖向回弹模量随扭剪循环应力比变化规律以及由式 (18) 对试验数据点的拟合曲线。从拟合曲线中可以得到相应模型参数  $k_1 = 133.036, k_2 = -0.201$ , 结合式 (16) 可以得到

$$M_z^r = 133.036(\sqrt{1+\eta^2} \text{CSR})^{-0.201} \quad (19)$$

从式(19)可以看出,在相同CSR下,随着 $\eta$ 的增大,回弹模量逐渐减小。因此本文通过引入扭剪应力比的回弹模量预测模型可以充分反映出在交通荷载应力路径下土体由于主应力轴连续旋转造成竖向回弹模量的减弱现象。

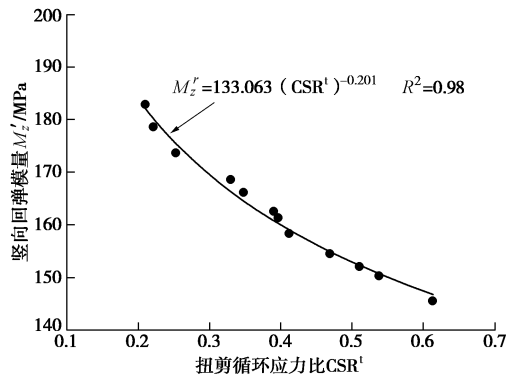


图9 稳定竖向回弹模量与CSR<sup>I</sup>关系曲线

Fig. 9 Relationship between stable vertical resilient modulus and CSR<sup>I</sup>

## 4 结 论

本文通过对饱和砂土进行了一系列“苹果型”应力路径动力循环试验(WP试验)来模拟交通荷载下地基土单元真实应力路径,并与普通应力路径动力循环试验(NP试验)进行对比分析,具体得到以下结论:

(1) 动力循环过程中,随着循环圈数的增加,NP和WP试验中竖向应变不断累积,竖向回弹模量不断减弱。另一方面竖向应变前期累计速率明显大于后期,而竖向回弹模量在循环初期迅速减弱,在循环2000圈后大致达到稳定阶段。

(2) 动力循环过程中,交通荷载应力路径引起的主应力轴旋转对土体竖向变形特性具有显著影响。在相同循环应力比下,竖向应变和竖向回弹模量都随着扭剪应力比 $\eta$ 的增大而减小,而且随着CSR增大,主应力轴旋转对竖向变形特性影响更加明显。

(3) 在Uzan回弹模量的基础上通过引入扭剪循环应力比CSR<sup>I</sup>,提出了能反映主应力轴旋转的竖向回弹模量修正公式,从而验证了主应力轴旋转对稳定竖向回弹模量的减弱作用。

## 参考文献:

[1] MIURA N, FUJIKAWA K, SAKAI A, et al. Field measurement of settlement in Saga airport highway subjected to traffic load[J]. Tsuchi-to-Kiso, 1995, **43**(449): 49 - 51.

[2] 邓学均. 路基路面工程[M]. 北京: 人民交通出版社, 2000. (DENG Xue-jun. Subgrade and pavement engineering[M]. Beijing: China Communications Press, 2000. (in Chinese))

[3] CHAI J C, MIURA N. Traffic-load-induced permanent deformation of road on soft subsoil[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, **128**(11): 907 - 916.

[4] POWRIE W, YANG L A, CLAYTON C R I. Stress changes in the ground below ballasted railway track during train passage[J]. Journal of Rail and Rapid Transit, 2007, **221**(2): 247 - 262.

[5] ISHIKAWA T, SEKINE E, MIURA S. Cyclic deformation of granular material subjected to moving-wheel loads[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2011, **48**(5): 691 - 703.

[6] 边学成, 胡 婷, 陈云敏. 列车交通荷载作用下地基土单元体的应力路径[J]. 土木工程学报, 2008, **41**(11): 86 - 92. (BIAN Xue-cheng, HU Ting, CHEN Yun-min. Stress path in soil element of ground under moving traffic loads[J]. China Civil Engineering Journal, 2008, **41**(11): 96 - 92. (in Chinese))

[7] 丁 智, 葛国宝, 魏新江, 等. 地铁列车运营引起的地基土应力状态变化分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(增刊 2): 647 - 651. (DING Zhi, GE Guo-bao, WEI Xin-jiang, et al. Variation of stress state of foundation soils induced by running subway[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(S2): 647 - 651. (in Chinese))

[8] 陈国兴, 潘 华. 轨道交通振动作用引起的土单元应力路径特征及其在室内试验中的模拟[J]. 土木工程学报, 2010(增刊 2): 340 - 345. (CHEN Guo-xing, PAN Hua. The characteristics and laboratory test simulation of stress path induced by traffic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2010(S2): 340 - 345. (in Chinese))

[9] YASUHARA K, YAMANOUCI T, HIRAO K. Cyclic strength and deformation of normally consolidated clay[J]. Soils and Foundations, 1982, **22**(3): 77 - 91.

[10] HYDE A F L, YASUHARA K, HIRAO K. Stability criteria for marine clay under one-way cyclic loading[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1993, **119**(11): 1771 - 1789.

[11] MOSES G G, RAO S N, RAO P N. Undrained strength behaviour of a cemented marine clay under monotonic and cyclic loading[J]. Ocean Engineering, 2003, **30**(14): 1765 - 1789.

[12] LI L L, DAN H B, WANG L Z. Undrained behavior of natural marine clay under cyclic loading[J]. Ocean

- Engineering, 2011, **38**(16): 1792 – 1805.
- [13] KIRKGARD M M, LADE P V. Anisotropic three-dimensional behavior of a normally consolidated clay[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1993, **30**(5): 848 – 858.
- [14] YANG Z X, LI X S, YANG J. Undrained anisotropy and rotational shear in granular soil[J]. Géotechnique, 2007, **57**(4): 371 – 384.
- [15] ZHANG J M, TONG Z X, YU Y L, et al. Effects of cyclic rotation of principal stress axes and intermediate principal stress parameter on the deformation behavior of sands[C]// Proceedings of the Conference of Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics IV. Sacramento, California: ASCE, 2008: 18 – 22.
- [16] 姚兆明, 黄茂松, 曹 杰. 主应力轴循环旋转下饱和软黏土的累积变形[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(6): 1005 – 1012. (YAO Zhao-ming, HUANG Mao-song, CAO Jie. Cumulative deformation of saturated soft clay subjected to cyclic rotation of principal stress axis[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(6): 1005 – 1012. (in Chinese))
- [17] OKOCHI Y, TATSUOKA F. Some factors affecting K<sub>0</sub>-values of sand measured in triaxial cell[J]. Soils and Foundations, 1984, **24**(3): 52 – 68.
- [18] BROWN S F. Soil mechanics in pavement engineering[J]. Géotechnique, 1996, **46**(3): 383 – 426.
- [19] UZAN J. Characterization of granular material[J]. Transportation Research Record, 1985(1022): 52 – 59.
- [20] HICKS R G, MONISMITH C L. Factors influencing the resilient response of granular materials[J]. Highway Research Record, 1971(345): 15 – 31.
- 

## 本期广告索引

- 封2 北京筑信达工程咨询有限公司  
封3 北京理正软件股份有限公司  
封4 上海分元土木工程科技有限公司  
后插1 济南普业机电技术有限公司  
后插2 西安力创材料检测技术有限公司