

DOI: 10.11779/CJGE202008007

# 基于双台阵模拟地震空间差动效应的模型箱参数解析

禹海涛<sup>1</sup>, 陈希卓<sup>2</sup>, 李攀<sup>2, 3</sup>

(1. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 3. 苏州大学轨道交通学院, 江苏 苏州 215131)

**摘要:** 基于多台阵的地下结构振动台试验, 需要借助模型箱的设计来实现地震空间差动效应的模拟, 即通过模型箱将多台面离散差动输入转换为实际地震连续差动输入。目前有关多台阵模型箱设计参数的选取尚无参照的解析表达式或图表可循。针对典型的双台阵试验系统, 建立双台阵模型箱的简化计算模型与荷载边界条件, 基于积分变换和留数定理, 推导出双台面输入条件下模型箱动力响应的解析解, 直观给出模型箱动力响应与模型箱参数之间的解析关系。以实际地震连续差动输入为目标, 得到了基于双台阵模拟地震空间差动效应的模型箱参数解析表达式。最后通过多台面振动台空箱试验, 验证了该模型箱参数解析表达式的正确性, 可以用于指导基于双台阵模拟基岩面连续差动输入的模型箱设计。

**关键词:** 地震动输入; 空间差动效应; 振动台; 模型箱; 解析解

中图分类号: TU92

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)08-1428-07

**作者简介:** 禹海涛(1983—), 男, 博士, 教授, 主要从事地下结构抗震与抗爆动力学方面的研究工作。E-mail: yuhaitao@tongji.edu.cn。

## Analytical solution for design parameters of model box to simulate seismic spatial variability effect using double-array shaking tables

YU Hai-tao<sup>1</sup>, CHEN Xi-zhuo<sup>2</sup>, LI Pan<sup>2, 3</sup>

(1. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. School of Rail Transportation, Soochow University, Suzhou 215131, China)

**Abstract:** Based on the multi-point shaking table tests on underground structures, the simulation of the seismic spatial variability effect can be realized by the design of model box, that is, the model container can be used to realize the equivalent transformation from the discrete multi-point shaking of the table into a continuous non-uniform seismic excitation. However, neither analytical solutions nor experimental data are available in the current literatures to obtain the design parameters of the model box. The simplified analysis model and boundary conditions of the model box are established for the typical double-array shaking table test system. According to the integral transformation and residue theorem, the analytical solution for dynamic response of the model box on the double-array shaking tables is derived, and thus the analytical relationship between the dynamic response and the parameters of the model box can be directly expressed from the proposed solution. By taking the continuous non-uniform seismic input as benchmark, the analytical expression for the design parameters of the model box is obtained. Finally, the proposed solution is verified by a series of shaking table tests. The analytical solution can be used for the design of the model box to simulate the seismic spatial variability effect based on double-array shaking tables.

**Key words:** seismic input; spatial variability effect; shaking table; model box; analytical solution

## 0 引言

随着岩土与地下工程的发展, 涌现出越来越多复杂条件下的大型地下结构, 如已建成的近 6 km 长的港珠澳大桥超长沉管隧道<sup>[1]</sup>。地震发生时, 由于场地条件复杂、结构尺寸较大, 地震波达到的各点时会存在明显的时间间隔, 导致各点产生运动相位差, 这种现象称之为地震动空间差动效应, 它会显著放大岩土

体和结构的地震响应。在 1985 年墨西哥城地震、1995 年日本神户地震、1999 年中国台湾集集地震以及 2008

**基金项目:** 国家重点研发计划项目 (2018YFC1504305, 2018YFC0809602, 2017YFC1500703); 国家自然科学基金项目 (41922059, 51978431, 51678438); 上海市科学技术委员会项目 (18DZ1205103, 17DZ1203804, 17DZ1203402)

收稿日期: 2019-07-29

\*通信作者 (E-mail: yongpanli@163.com)

年汶川地震中, 长隧道结构就因地震空间差动效应而沿纵向发生较大程度的破坏<sup>[2-6]</sup>。数值分析也表明<sup>[7-9]</sup>, 地震动差动效应对长隧道动力响应以及岩土工程自由场分析具有不可忽视的影响。

多点振动台试验是研究地震动作用下结构动力响应的有效方法, 主要需要借助模型箱的设计来实现地震空间差动效应模拟, 即将多点振动台产生的离散输入转换为地震波的非一致连续输入。目前多点振动台的模型箱常设计为分离式剪切型箱体<sup>[10]</sup>和连续体模型箱<sup>[11]</sup>, 但难以合理模拟行波传播的相位变化。文献<sup>[12~17]</sup>提出了4台阵节段式刚性模型箱, 验证了该箱体模拟行波输入的可行性。但是该模型箱的试验条件要求较高, 需要具备4个独立的振动台面, 不易推广实现。而且该方案是通过试算的方式给出模型箱参数, 并未得到模型箱设计参数的解析表达, 拟合的精度和适用范围有待提高。

本文针对具有普遍意义的双台阵试验系统, 基于模型箱计算模型与简化假定, 利用积分变换和留数定理推导出双台面简谐行波输入条件下模型箱动力响应的解析解。以基岩面的地震动连续差动输入为目标, 推导出基于双台阵模拟地震空间差动效应的模型箱参数解析表达式。最后通过多台面振动台空箱试验, 对解析计算得到的模型箱参数进行了验证。

## 1 双台阵模型箱

在双台阵试验系统中, 地震动差动效应模拟的关键是利用两个独立的振动台面来实现非一致地震动的连续多点激励, 具体需满足以下目标: ①模型箱各点的加速度响应的峰值保持一致; ②模型箱各点加速度响应的主频保持一致; ③模型箱各点时间差沿行波传播方向应保持一致, 即加速度响应的相位保持均匀变化。

在文献<sup>[12~17]</sup>提出的节段式刚性模型箱的基础上, 本文针对具有普遍意义的双台阵试验系统, 改进得到一种模型箱方案, 具体形式如图1所示。模型箱设计为3个区域, 主要由两个主动箱和一个随动箱构成, 主动箱和随动箱之间采用刚性连接。主动箱通过螺栓固定于振动台面, 作为地震激励源; 随动箱放置于托架的滑动球铰上, 高度与主动箱保持一致, 通过主动箱带动随动箱参与振动。滑动球铰主要包括钢球和底座, 横断面如图2所示, 通过螺栓固定在托架上以减小箱底和托架之间的摩擦。箱体的材料全部为钢材制成, 侧壁钢板外部采用横纵交错排列的槽钢对模型箱进行加固, 内部粘贴聚苯乙烯泡沫板以减轻边界效应。为有效实现差动效应的模拟, 在以上设计要点的基础上, 还需要从解析的角度进一步给出模型箱的

材料以及箱体长度等具体设计参数。

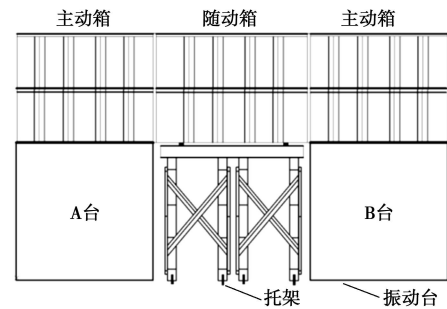


图1 双台阵模型箱设计

Fig. 1 Design of model box on dual-array shaking tables

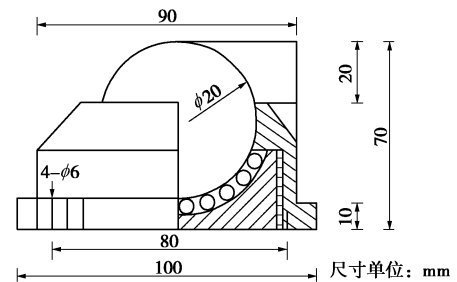


图2 滑动球铰横断面图

Fig. 2 Cross section of sliding spherical hinge

## 2 模型箱参数解析

### 2.1 双台阵动力响应解析解

简化分析将模型箱假定为弹性梁体系, 即各箱体均为欧拉-伯努利梁<sup>[12-15]</sup>。由于本文模型箱的设计断面刚度较大, 其横断面剪切变形较小, 因此假定模型箱为欧拉-伯努利梁较为合理。

建立如图3所示的坐标系。主动箱的长度为 $a$ , 随动箱的长度为 $b$ , 梁截面弯曲刚度为 $EI$ , 单位长度质量为 $\rho A$ 。其中 $E$ 为弹性模量,  $I$ 为梁截面惯性矩,  $\rho$ 为梁密度,  $A$ 为梁截面积。定义 $y(x, t)$ 为梁挠度,  $F(x, t)$ 为简谐线荷载,  $C$ 为行波波速, 主动箱之间的时间差为 $\Delta t = b/C$ , 则作用在两台面上的简谐行波荷载可以表示为

$$F_i(x, t) = \begin{cases} P \sin[2\pi\Omega(t - (i-1)\Delta t)] & (x_{2i-2} \leq x \leq x_{2i-1}) \\ 0 & (\text{其他}) \end{cases}, \quad (1)$$

式中,  $\Omega$ ,  $P$ 分别为简谐荷载的频率和幅值, 区间 $[x_{2i-2}, x_{2i-1}]$ 为各简谐荷载的作用范围,  $i=1, 2$ 。

在任意动荷载下欧拉-伯努利梁位移响应的退化解为<sup>[18]</sup>

$$y(x, t) = \frac{1}{\pi} \frac{1}{\rho A} \int_{-\infty}^{+\infty} \int_0^{+\infty} \frac{\cos[u(r-x)]}{\sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^4}.$$

$$\left\{ \int_0^t F(r,s) \sin \left[ \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^4 (t-s) \right] ds \right\} du dr \quad (2)$$

式中,  $r$ ,  $u$  和  $s$  为积分变换的变换变量。

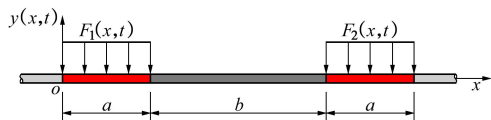


图3 离散非一致输入下无限长欧拉-伯努利梁

Fig. 3 Infinite Bernoulli-Euler beam subjected to discrete non-uniform input

将式(1)代入式(2)推导出两台面简谐行波荷载作用下的梁挠度为

$$y(x,t) = \frac{2P}{\pi \rho A} \sum_{i=1}^2 \left\{ \int_0^{+\infty} \frac{\sin \frac{u(x_{2i-1} - x_{2i-2})}{2} \cos \frac{u(x_{2i-2} + x_{2i-1} - 2x)}{2}}{\sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^3 \left( \frac{EI}{\rho A} u^4 - 4\pi^2 \Omega^2 \right)} \right. \\ \left. \left\{ \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^2 \sin \{2\pi \Omega [t - (i-1)\Delta t]\} - \right. \right. \\ \left. \left. 2\pi \Omega \sin \left\{ \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^2 [t - (i-1)\Delta t] \right\} \right\} du \right\} \quad (3)$$

将式(3)对时间求导, 得到加速度  $a(x,t)$  为

$$a(x,t) = \frac{2P}{\pi EI} \sum_{i=1}^2 \int_0^{+\infty} f(u) du \quad (4)$$

式中,

$$f(u) = \frac{\sin \frac{u(x_{2i-2} - x_{2i-1})}{2} \cos \frac{u(x_{2i-1} + x_{2i-2} - 2x)}{2}}{u^5 - 4\pi^2 \Omega^2 \frac{\rho A}{EI} u} \\ \left\{ (2\pi \Omega)^2 \sin \{2\pi \Omega [t - (i-1)\Delta t_i]\} - \right. \\ \left. 2\pi \Omega \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^2 \sin \left\{ \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} u^2 [t - (i-1)\Delta t_i] \right\} \right\} \quad (5)$$

$f(u)$  存在 5 个奇异点  $0, \pm\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}i$ ,  $\pm\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}$ , 因此构造如图 4 所示的积分围道, 形成一个剔除奇异点的闭合空间, 来求解积分。该围道由以原点为圆心、 $R$  为半径的大半圆弧  $C_R$  和分别以  $0, \pm\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}$  为圆心,  $\delta$  为半径的 3 个小半圆弧  $C_{\delta 1}, C_{\delta 2}, C_{\delta 3}$ , 以及 4 个直线段  $L_1, L_2, L_3, L_4$  构成。当  $\delta$  和  $R$  分别趋近为 0 和  $\infty$  时, 可通过 3 个小半圆弧  $C_{\delta 1}, C_{\delta 2}, C_{\delta 3}$  来剔除域内存在的奇异点, 4 个直线段  $L_1, L_2, L_3, L_4$  以及大半圆弧  $C_R$  来连接曲线段构成闭合区间并将积分围道扩展到无限域内。

考虑该围道上的复变积分得

$$\oint_C f(z) dz = \int_{C_R} f(z) dz + \int_{C_{\delta 1}} f(z) dz + \int_{C_{\delta 2}} f(z) dz + \int_{C_{\delta 3}} f(z) dz + \int_{L_1+L_2+L_3+L_4} f(z) dz \quad (6)$$

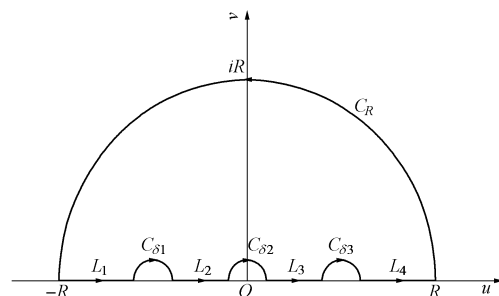


图4 积分围道

Fig. 4 Integral contour

定义该围道中  $\delta \rightarrow 0, R \rightarrow \infty$ , 且由于  $f(u)$  为偶函数, 结合留数定理可得

$$\int_{L_1+L_2+L_3+L_4} f(z) dz = \int_{-\infty}^{\infty} f(u) du = 2 \int_0^{\infty} f(u) du \quad (7)$$

$$\int_{C_R} f(z) dz = i(\pi - 0) \lim_{z \rightarrow 0} f(z) = 0 \quad (8)$$

$$\int_{C_{\delta 1}} f(z) dz + \int_{C_{\delta 2}} f(z) dz + \int_{C_{\delta 3}} f(z) dz = i(0 - \pi) \cdot \left[ \lim_{z \rightarrow 0} f(z) + \lim_{z \rightarrow \sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}} f(z) + \lim_{z \rightarrow \sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}} f(z) \right] = 0 \quad (9)$$

由将式(7)~(9)代入式(6)可得到

$$\int_0^{\infty} f(u) du = \frac{1}{2} \oint_C f(z) dz \quad (10)$$

根据留数定理有

$$\oint_C f(z) dz = 2\pi i \cdot \text{res } f(z) \Big|_{z=\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}i} \quad (11)$$

式中,  $\text{res}$  为在  $f(z)$  围道内奇异点对应的留数。

联立式(4), (10), (11) 可得

$$a(x,t) = \sum_{i=1}^2 \left\{ \left[ e^{-\frac{(x_{2i-1}-x_{2i-2})\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}}{2}} - e^{\frac{(x_{2i-1}-x_{2i-2})\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}}{2}} \right] \right. \\ \left[ e^{\frac{(x_{2i-1}+x_{2i-2}-x)\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}}{2}} + e^{(x-\frac{x_{2i-1}+x_{2i-2}}{2})\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}} \right] \\ \left. \frac{PEI}{32\pi^2 \Omega^2 \rho^2 A^2} \sin[2\pi \Omega (t - (i-1)\Delta t)] \right\} \quad (12)$$

式(12)为双台面输入条件下的加速度响应解析解的化简形式, 该表达形式可以直观反映模型箱动力响应与模型箱参数之间的解析关系。

## 2.2 模型箱参数分析

要实现地震空间差动效应的模拟, 首先要保证箱体各点加速度响应的峰值和主频保持一致, 即式(12)中  $a(x,t)$  的幅值和频率随  $x$  的变化较小。可以发现, 当模型箱体材料采用钢材时, 结构的刚度  $EI$  远大于单位长度质量  $\rho A$ ,  $\sqrt{2\pi\Omega^4 \rho A/EI}$  趋近于 0, 可以对式(12)进行泰勒展开, 不考虑截断误差, 式(12)

可以近似简化为

$$a(x, t) = \sum_{i=1}^2 \left\{ \frac{(x_{2i-2} - x_{2i-1}) \sqrt{2\pi\Omega} \sqrt{\frac{\rho A}{EI}} PEI}{16\pi^2 \Omega^2 \rho^2 A^2} \sin\{2\pi\Omega[t - (i-1)\Delta t]\} \right\} \quad (13)$$

由式(13)可以得到,  $a(x, t)$  的近似幅值和频率不会随  $x$  的不同而变化, 即箱体各点加速度响应的峰值与主频均可以保持一致。因此当模型箱箱体采用钢材时, 可以保证加速度响应幅值和主频满足地震空间差动效应模拟的要求。

除此之外, 以实际地震动连续差动输入为目标, 还需要保证模型箱各点时间差沿行波传播方向保持一致, 即加速度响应的相位均匀连续变化。而在实际的振动台试验中, 行波是以材料自身的剪切波速在结构中传递, 当输入的荷载波速等于材料剪切波速时, 可保证各点加速度响应的相位均匀连续变化。而试验行波波速是指考虑模型相似比关系的实际试验输入波速, 由于相似比的折减, 其通常远远小于材料剪切波速。因此需要利用解析解中相位变化和模型箱参数的关系, 实现材料剪切波速和试验行波波速的等效转化, 使两者具有一致的相位变化。

由式(1)和图2可得, 随动箱长度  $b = x_2 - x_1$ , 主动箱长度  $a = x_1 - x_0 = x_3 - x_1$ 。设行波波速为  $C$ , 时间差  $\Delta t = b/C$ , 取随动箱中点分析, 即  $x_h = x_2 + (x_2 - x_1)/2 = a + b/2$ , 代入式(12)得到

$$a(x_h, t) = \left( e^{-\left(\frac{a}{2}\right)\sqrt{2\pi\Omega}\sqrt{\frac{\rho A}{EI}}} - e^{\left(\frac{a}{2}\right)\sqrt{2\pi\Omega}\sqrt{\frac{\rho A}{EI}}} \right) \cdot \left[ e^{\left(\frac{a+b}{2}\right)\sqrt{2\pi\Omega}\sqrt{\frac{\rho A}{EI}}} + e^{\left(-\frac{a+b}{2}\right)\sqrt{2\pi\Omega}\sqrt{\frac{\rho A}{EI}}} \right] \cdot \frac{PEI}{16\pi^2 \Omega^2 \rho^2 A^2} \cos\left(\pi\Omega \frac{b}{C}\right) \sin\left(2\pi\Omega t - \pi\Omega \frac{b}{C}\right) \quad (14)$$

由式(14)可以看出加速度响应的相位与随动箱长度和行波波速  $C$  的比值有关, 因此可以通过调整参数使两种波速具有一致的相位变化。当随动箱长度  $b$  与剪切波速  $v_s$  和试验行波波速  $C_a$  存在以下关系:

$$b = n \frac{v_s}{\Omega} = (1-n) \frac{C_a}{\Omega} \quad (15)$$

式中,  $n$  为  $0 \sim 1$  之间的常数。可通过将满足式(15)的剪切波速和试验行波波速分别代入到式(14)中, 求解出两种波速条件下的相位。对比可发现此条件下, 剪切波速和试验行波波速对应相位之和不随时间  $t$  变化, 始终保持定值  $\pi$ , 即两种波速对应相位随时间的变化一致。通过数值积分可验证剪切波速和试验行波波速对应相位之和不随箱体各点位置  $x$  变化, 也均为

定值  $\pi$ , 即两种波速对应的加速度相位随位置的变化也一致。因此式(15)条件下, 可以满足剪切波速和试验行波波速具有一致的相位变化。

材料的剪切波速  $v_s$  为

$$v_s = \sqrt{\frac{E}{2(1+\mu)\rho}} \quad (16)$$

式中,  $\mu$  为泊松比。

将式(16)代入式(15)可以得到

$$b = \frac{\sqrt{\frac{E}{2(1+\mu)\rho}} C_a}{\Omega \sqrt{\frac{E}{2(1+\mu)\rho}} + \Omega C_a} \quad (17)$$

当随动箱长度  $b$  满足式(17)时, 可以实现材料剪切波速和试验行波波速在相位变化方面的等效, 从而达到模型箱加速度响应的相位均匀连续变化。

由式(17)可知, 最佳随动箱长度与输入荷载参数密切相关。为了研究行波波速和频率对随动箱长度的影响, 行波波速  $C_a$  分别取 100, 200, 300, 400 m/s, 频率  $f$  取  $0 \sim 50$  Hz, 泊松比  $\mu = 0.3$ , 密度  $\rho = 7850 \text{ kg/cm}^3$ , 弹性模量  $E = 2.06 \times 10^{11} \text{ Pa}$ 。不同行波波速条件下最佳随动箱长度与频率关系曲线如图5所示。由图5可知, 随着频率的增加, 最佳随动箱长度呈现非线性降低。不同行波波速对应的随动箱长度也不同, 最佳随动箱长度会随行波波速的增加而增加。当输入荷载参数给定时, 最佳随动箱长度可唯一确定。

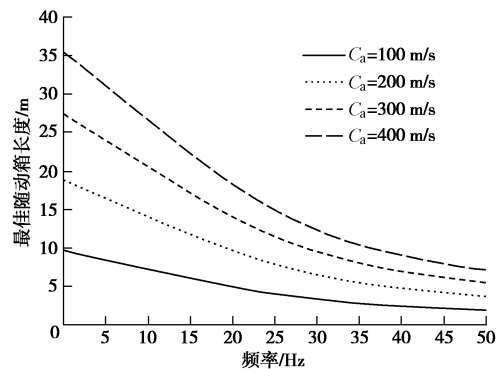


图5 最佳随动箱长度与频率关系曲线

Fig. 5 Length-frequency spectra of inactive box

通过对双台振动力响应解析解的参数化分析, 可以得到: 在双台面振动台试验中, 为了更好地实现地震空间差动效应的模拟, 建议采用钢材制作模型箱箱体; 随动箱长度与材料参数、输入荷载参数应满足式(17)所示的解析关系。

### 3 试验验证

基于上文推导的最佳随动箱长度解析表达式, 代入模型箱的密度、刚度和泊松比以及输入荷载的频率

和波速,可计算出最佳随动箱长度并用于模型箱设计,并通过双台面振动台空箱试验来验证模型箱参数解析式的准确性。

### 3.1 试验工况

双台阵试验系统由 A、B 两个独立的振动台构成,台面的尺寸(长×宽)均为 4 m×6 m。试验的全景图如图 6 所示,主动箱和随动箱的横断面尺寸(宽×高)为 4.5 m×1.2 m,主动箱长度为 4.0 m。整个体系包括模型箱、托架和球铰,均由钢材制成。随动箱放置于支撑托架上,与主动箱保持高度一致,支撑托架的构造见图 7(a)。根据模型参数分析结果,箱体采用薄壁钢结构,在保证承载能力的同时,有效减小箱体厚度。滑动球铰主要包括钢球和底座,如图 7(b)所示,主要用于减小托架和模型箱底部之间的摩擦。模型箱相关的计算参数分别为:每延米质量  $\rho A = 50 \text{ kg/m}$ ,每延米刚度  $EI = 1 \times 10^{11} \text{ N} \cdot \text{m} \cdot \text{rad}^{-1}$ 。

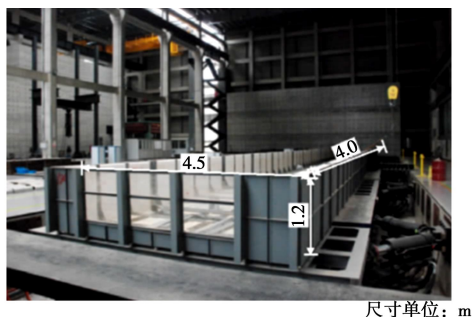
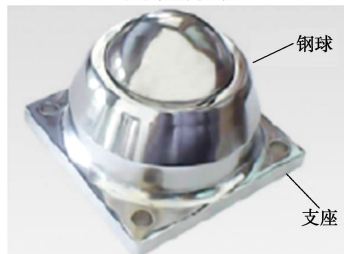


图 6 模型箱横断面

Fig. 6 Cross section of model box



(a) 支撑托架



(b) 滑动球铰

图 7 支撑系统

Fig. 7 Supporting system

结合 Buckingham- $\pi$ 理论与量纲分析方法<sup>[17]</sup>,通过相似比关系确定振动台试验输入荷载的相关参数。振动台试验采用简谐波输入,通过对上海人工合成地震动进行加速度和频率相似比折减,计算得加速度峰值和频率分别为  $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$  和 50 Hz,简谐波沿水平横向

振动。通过对基岩面剪切波速进行波速相似比折减,可得到试验行波波速  $C_a = 289 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

将模型箱的密度、刚度和泊松比以及输入荷载的频率和波速代入式(17),计算得到最佳随动箱长度  $b = 5.5 \text{ m}$ 。振动台 A 先起振,之后振动台 B 再起振,两振动台之间的时间差为两台阵之间距离与试验行波波速的比值,计算得 0.033 s。

模型箱内安装 7 个加速度计量测量各点水平加速度响应,布置方式如图 8 所示。其中  $x_1 \sim x_7$  分别为主动箱 1 中点、随动箱与主动箱 1 的连接位置、随动箱 1/4、1/2、3/4 位置、随动箱与主动箱 2 的连接位置、主动箱 2 中点。

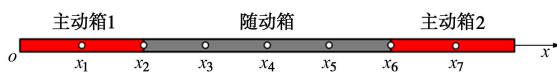


图 8 观测点位置

Fig. 8 Layout of measuring points

### 3.2 结果分析

图 9(a), (b) 给出了主动箱的加速度时程和频谱曲线,可以看到,主动箱加速度峰值和主频达到  $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$  和 50 Hz,有效实现了主动箱的地震波输入。图 10 给出了模型箱各点加速度响应峰值、主频和时间差及其与对应目标值的对比。由图 10(a)可知,各点加速度响应时间差呈现连续均匀变化,和目标值相近,表现出较好的行波传播效果。由图 10(b), (c)可知,箱体各观测点的主频响应和目标值完全吻合,峰值加速度在目标值附近呈现小幅波动,其误差主要来自于试验过程中噪声等环境因素对试验数据的干扰,但鉴于其波动较小可认为主动箱和随动箱的主频和峰值加速度基本保持一致。空箱试验结果表明,箱体加速度响应的主频、加速度幅值以及时间差均满足地震空间差动效应模拟的要求。需要说明的是,在实际振动台试验中,模型箱内会装填模型土,可将箱体与箱内模型土视为整体,采用等效刚度的方式近似考虑模型土对箱体的影响,根据土-结构相对刚度比对模型箱参数进行修正<sup>[19]</sup>,进而根据本文所提出的模型箱参数解析公式(17),得到基于双台阵模拟基岩面连续差动输入的模型箱最优设计方案。

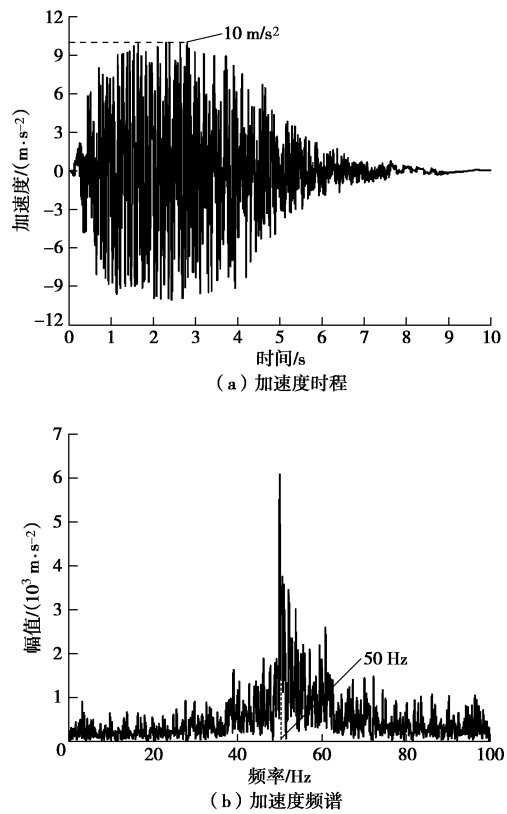


图 9 时程和频谱分析

Fig. 9 Acceleration responses for model box

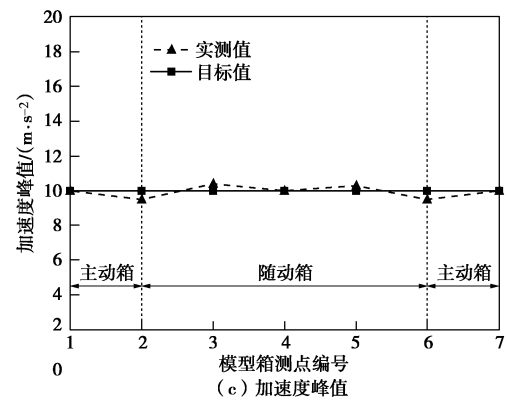
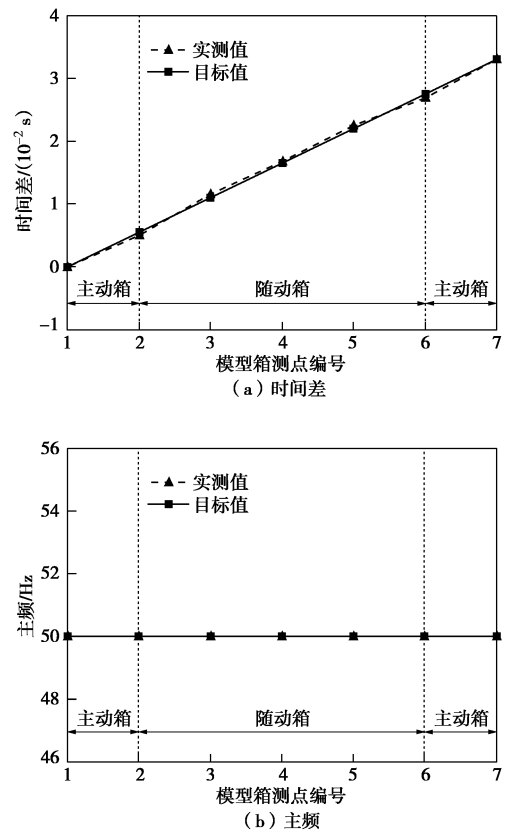


图 10 模型箱各点加速度响应

Fig. 10 Acceleration responses for model box

4 结 论

- (1) 本文提出一种基于双台阵试验系统的模型箱设计方案, 可用于地震空间差动效应的模拟。
- (2) 通过建立双台阵模型箱的简化计算模型与荷载边界条件, 并基于积分变换和留数定理, 得到双台面输入条件下模型箱动力响应的解析解。
- (3) 以实际地震动连续差动输入为目标, 推导出基于双台阵模拟地震空间差动效应的模型箱参数解析表达式, 为模型箱设计参数选取提供了科学依据。
- (4) 通过振动台空箱试验, 验证了该模型箱参数解析表达式的正确性, 可以用于指导基于双台阵模拟基岩面连续差动输入的模型箱设计。
- 本方法还可以推广到多台阵振动台模型箱设计。

参考文献:

[1] 禹海涛, 李 翀, 袁 勇, 等. 用于长隧道多点振动台试验的节段式模型箱及其适用性研究[J]. 中国公路学报, 2016, **29**(12): 166 - 174. (YU Hai-tao, LI Chong, YUAN Yong, et al. Research on segmental model test container and its validation for multi-point shaking table test of long tunnels[J]. China Journal of Highway and Transport, 2016, **29**(12): 166 - 174. (in Chinese))

[2] 袁 勇, 包 蓁, 禹海涛, 等. 考虑行波效应的盾构隧道多点振动台试验[J]. 中国公路学报, 2017, **30**(8): 174 - 182. (YUAN Yong, BAO Zhen, YU Hai-tao, et al. Multi-point shaking in consideration table test on shield tunnels of wave-passage effect[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, **30**(8): 174 - 182. (in Chinese))

[3] YU H, YUAN Y, QIAO Z, et al. Seismic analysis of a long tunnel based on multi-scale method[J]. Engineering Structures, 2013, **49**(2): 572 - 587.

- [4] YU H T, YUAN Y, BOBET A. Multiscale method for long tunnels subjected to seismic loading[J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2013, **37**(4): 374 – 398.
- [5] 刘 鹏, 丁文其, 杨 波. 深水超长沉管隧道接头及止水带地震响应[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2013, **41**(7): 984 – 988. (LIU Peng, DING Wen-qi, YANG Bo, et al. Research on joints and gasket seismic response of deep-water long immersed tube tunnels[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2013, **41**(7): 984 – 988. (in Chinese))
- [6] IIDA H, HIROTO T, YOSHIDA N, et al. Damage to Daikai subway station[J]. *Soils and Foundations*, 1996, **36**: 283 – 330.
- [7] VANZI I. Elastic and inelastic response of tunnels under longitudinal earthquake excitation[J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2000, **4** (2): 161 – 182.
- [8] YAN X, YUAN J, YU H T, et al. Multi-point shaking table test design for long tunnels under non-uniform seismic loading[J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2016, **59**: 114 – 126.
- [9] LI P, SONG E X. Three-dimensional numerical analysis for the longitudinal seismic response of tunnels under an asynchronous wave input[J]. *Computers and Geotechnics*, 2015, **63**: 229 – 243.
- [10] CHEN J, SHI X, LI J. Shaking table test of utility tunnel under non-uniform earthquake wave excitation[J]. *Soil Dynamic & Earthquake Engineering*, 2010, **30**(11): 1400 – 1416.
- [11] 李立云, 王成波, 韩俊艳, 等. 埋地管道-场地地震反应振动台试验研究的场地响应[J]. *地震工程与工程振动*, 2015, **35**(3): 166 – 176. (LI Li-yun, WANG Cheng-bo, HAN Jun-yan, et al. Analysis of site responses during shaking table test for the interaction between pipeline and soil[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2015, **35**(3): 166 – 176. (in Chinese))
- [12] YUAN Y, YU H T, LI C, et al. Multi-point shaking table test for long tunnels subjected to non-uniform seismic loadings: Part I theory and validation[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, **108**: 177 – 186.
- [13] YU H T, YUAN Y, XU G, et al. Multi-point shaking table test for long tunnels subjected to non-uniform seismic loadings: Part II application to the HZM immersed tunnel[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, **108**: 187 – 195.
- [14] YU H T, YAN X, BOBET A, et al. Multi-point shaking table test of a long tunnel subjected to non-uniform seismic loadings[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2018, **16**(2): 1041 – 1059.
- [15] 禹海涛, 袁 勇. 长大隧道地震响应分析与试验方法新进展[J]. *中国公路学报*, 2018, **31**(10): 19 – 35. (YU Hai-tao, YUAN Yong. Review on seismic response analysis and test methods for long and large tunnels[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2018, **31**(10): 19 – 35. (in Chinese))
- [16] 袁 勇, 禹海涛, 燕 晓, 等. 超长沉管隧道多点振动台试验模拟与分析[J]. *中国公路学报*, 2016, **29**(12): 157 – 165. (YUAN Yong, YU Hai-tao, YAN Xiao, et al. Multi-point shaking table test simulation and analysis of a super-long immersed tunnel[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2016, **29**(12): 157 – 165. (in Chinese))
- [17] 燕 晓, 禹海涛, 袁 勇, 等. 沉管隧道基槽边坡振动台试验及动力特性[J]. *中国公路学报*, 2016, **29**(12): 149 – 156. (YAN Xiao, YU Hai-tao, YUAN Yong, et al. Shaking table test on seismic characteristics of trench slope of immersed tunnel[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2016, **29**(12): 149 – 156. (in Chinese))
- [18] YU H T, YUAN Y. Analytical solution for an infinite Euler-Bernoulli beam on a viscoelastic foundation subjected to arbitrary dynamic loads[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2014, **140**(3): 542 – 551.
- [19] HASHASH Y M A, HOOK J J, SCHMIDT B, et al. Seismic design and analysis of underground structures[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2001, **16**(4): 247 – 293.