

# 杠杆式调谐质量阻尼器对双吊索尾流致振的减振优化

杨维青<sup>1,2</sup>, 华旭刚<sup>2</sup>, 温青<sup>3</sup>, 黄智文<sup>2</sup>, 陈政清<sup>2</sup>

(1. 广西交通设计集团有限公司, 广西南宁 530000; 2. 湖南大学风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 湖南长沙 410082; 3. 湖南科技大学结构抗风与振动控制湖南省重点实验室, 湖南湘潭 411201)

**摘要:** 围绕双索股长吊索整体风致振动及其减振控制问题, 开展了节段模型风洞试验和基于杠杆式调谐质量阻尼器的减振设计和试验研究。通过节段模型测振风洞试验, 研究了悬索桥双圆柱索股的整体风致振动特性及其不稳定区间; 推导了考虑自激力作用的吊索整体振动杠杆式调谐质量阻尼器最优设计参数, 并分析了各参数对减振效果的影响; 根据最优参数设计了杠杆式调谐质量阻尼器, 进行了双吊索整体尾流致振的控制实验, 验证了各参数对减振效果的影响。结果表明: 双吊索在 6°-10° 风攻角区间发生了大幅风致振动; 与基于简谐力外荷载作用的 TMD 优化相比, 按基于自激力作用的运动方程进行 TMD 参数优化, 能显著减少抑制尾流致振的 TMD 质量比; 杠杆式调谐质量阻尼器能有效提高双吊索整体风致振动起振风速, 阻尼器参数偏离会降低减振效果, 其中频率偏差影响最为明显。

**关键词:** 振动控制; 尾流致振; 双吊索; 杠杆式调谐质量阻尼器; 优化设计

**中图分类号:** U441+.3; U448.25 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)04-0819-09

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.04.019

## 引言

随着大跨度缆索承重桥梁跨径的不断增大, 其上的吊索也随之增长。长吊索具有频率低、质量轻、阻尼小、长细比大的特点, 每个吊点通常布置 2 根或者 4 根吊索, 相邻吊索存在显著的气动干扰, 因此, 在实际工程中, 长吊索大幅振动时有发生。例如, 日本明石海峡大桥、丹麦大带桥和中国西堍门大桥<sup>[1]</sup>的吊索都发生过大风致振动。为此, 国内外学者针对并列吊索尾流致振的机理、减振措施开展了广泛研究<sup>[1-8]</sup>。

目前, 吊索风致振动控制措施主要有结构措施、空气动力学措施以及机械措施三种。其中, 安装分隔器是一种常见方法, 如丹麦大带东桥和西堍门大桥<sup>[1,9]</sup>均采用分隔器进行了吊索风致振动控制, 实桥观测结果表明: 安装分隔器后, 虽然有效地抑制了索间的相对振动(碰索), 但是对于多索股整体振动的减振效果并不明显。

国内外学者对安装分隔器后并列吊索整体振动研究较少。Wen 等<sup>[9]</sup>通过整体双吊索节段模型风洞试验发现: 增大结构阻尼可以提高临界风速。安装调谐质量减振器(TMD)可以有效地提高结构的阻

尼特征, 该方法已在高耸结构、大跨桥梁振动控制中广泛应用<sup>[10-13]</sup>。并列吊索整体风致振动振幅大, 要求 TMD 运动质量的行程大, 采用杠杆式 TMD<sup>[11]</sup>(Lever-type Tuned Mass Dampers, LT-TMD)可以有效解决该问题。

鉴于此, 本文以某大桥吊索为实际工程背景, 开展了更加精细的双吊索整体风致振动节段模型试验和 LT-TMD 减振优化设计和试验验证, 研究风攻角和结构阻尼对双吊索整体风致振动的影响, 探索 LT-TMD 减振方法提高临界风速的可行性。本文首先开展了不同风攻角和不同阻尼比下整体双吊索风致振动风洞试验, 然后, 研究 LT-TMD 减振控制的最优参数及各参数对减振效果的影响, 最后, 通过风洞试验验证了 LT-TMD 减振效果。

## 1 并列双吊索整体风振特性

### 1.1 试验概况

双吊索节段模型测振试验在湖南大学风工程试验研究中心 HD-2 的高速试验段中进行。以某大桥吊索为原型, 设计了节段模型。节段模型缩尺比为

1:2,吊索采用两根直径 $D=44\text{ mm}$ 的光面钢管模拟,模型两端安装木制端板,以提高模型上流场的二维特征。双吊索节段模型的设计参数如表1所示。考虑到在工程实际中双吊索的横顺风向刚度相近,因此,采用十字弹性悬挂方法悬挂节段模型,弹簧水平倾角约 $45^\circ$ ,如图1所示。双圆柱的空间位置定义如图2所示,坐标原点为两圆柱圆心连线中心, $x'$ 轴平行于来流方向, $y'$ 轴垂直于来流方向,攻角 $\alpha$ 顺时针为正。试验在均匀流场中进行,风速范围为 $0\text{--}30\text{ m/s}$ (相应雷诺数为 $0\text{--}90411$ )。

试验中,双吊索间距 $P=3D$ 。为了研究风攻角对风致振动的影响,开展了 $5^\circ, 6^\circ, 7^\circ, 8^\circ, 9^\circ, 10^\circ$ 和 $15^\circ$ 风攻角试验。为了研究结构固有阻尼比对风致振动的影响,在 $7^\circ$ 风攻角下分别进行了阻尼比在 $0.17\%\text{--}1.1\%$ 之间变化的风洞试验。结构阻尼比是通过在悬挂弹簧上粘贴胶带来改变的,通过静风中自由振动试验识别结构的阻尼比。

表1 吊索弹性悬挂节段模型的主要参数

Tab. 1 Main parameters of section model for elastic suspension of sling

参数名称	单位	实际值	相似比	模型值
吊索直径 $D$	m	0.088	1:2	0.044
单位长度质量 $m$	kg/m	70.4	1:3.94	17.86
横风向振动频率 $f_v$	Hz	0.368	4.27:1	1.572
顺风向振动频率 $f_u$	Hz	0.368	4.27:1	1.572



图1 十字弹性悬挂吊索节段模型图

Fig. 1 Cross elastic suspension sling section model

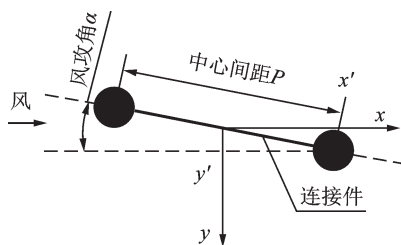


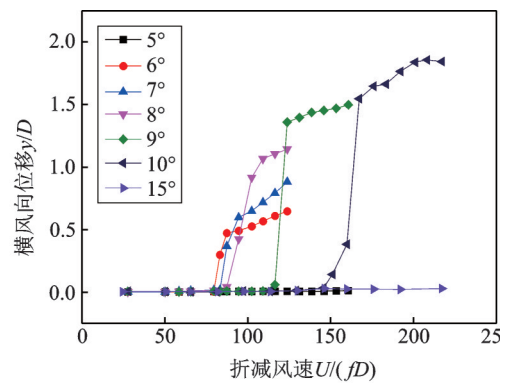
图2 中心间距 $P$ 及攻角 $\alpha$ 定义

Fig. 2 Definition of center distance  $P$  and angle of attack  $\alpha$

1.2 风攻角对风致振动的影响

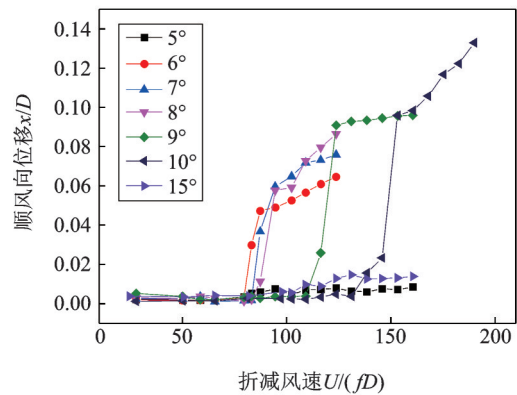
不同风攻角下双吊索整体振动风洞试验如图3

所示,实测结果表明:(1)当风攻角区间为 $6^\circ\text{--}10^\circ$ 时,在试验风速范围内,观测到双吊索整体大幅风致振动现象,随着风攻角从 $6^\circ$ 增加到 $10^\circ$ ,起振风速也随之增加, $10^\circ$ 风攻角时的起振风速是 $6^\circ$ 风攻角时的1.9倍;(2)双吊索大幅振动时的运动轨迹是一个以横风向运动为主的椭圆,横顺风向位移比约为10,椭圆主轴与来流方向的夹角没有明显随着风速和风攻角的改变而改变, $7^\circ$ 风攻角时的运动轨迹与其振幅随着折减风速变化的曲线如图4所示;(3)当风攻角不在 $6^\circ\text{--}10^\circ$ 区间内时,结合吴其林<sup>[14]</sup>的研究成果,未发现明显振动。



(a) 横风向位移

(a) Cross-wind displacement



(b) 顺风向位移

(b) Downwind displacement

图3 双吊索整体振动位移响应( $P=3D, \zeta=0.17\%$ )

Fig. 3 Overall vibration and displacement response of double slings ( $P=3D, \zeta=0.17\%$ )

1.3 阻尼比对临界风速的影响

图5给出了在 $3D$ 间距、 $7^\circ$ 风攻角下,结构阻尼比对双吊索整体风致振动临界风速的影响。由图可知:随着结构阻尼比的增加,双吊索尾流致振临界风速也随之增加,阻尼比由 $0.17\%$ 增至 $1.1\%$ 时,临界风速增加了1.73倍。研究表明<sup>[11]</sup>,发生双吊索尾流致振的临界风速可以近似表达为

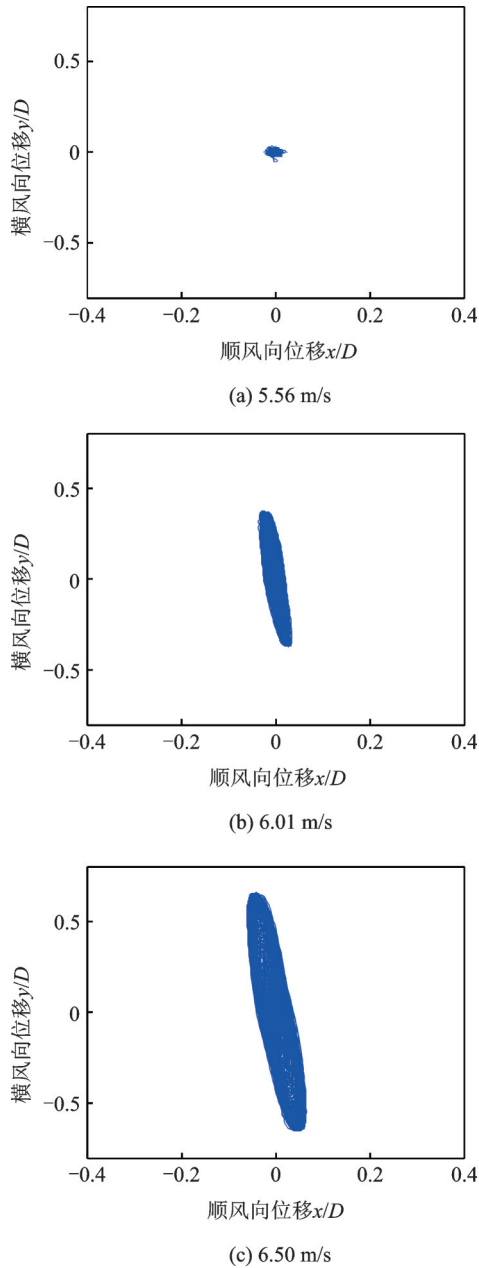


图 4 7°风攻角时不同风速双吊索运动轨迹图

Fig. 4 Trajectory diagram of dual slings with different wind speeds at 7° wind angle of attack

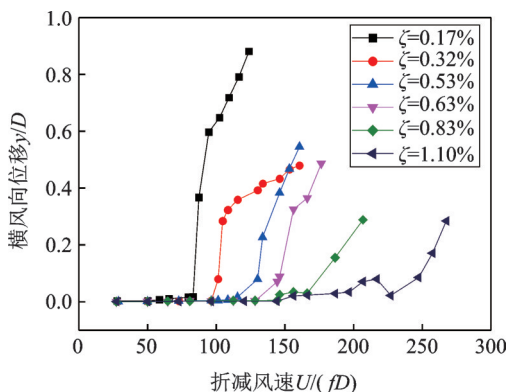


图 5 双吊索横风向振动响应随折减风速的变化曲线

Fig. 5 Variation curve of cross-wind vibration response of double slings with reduced wind speed

$$\frac{U_{cr}}{fD} = c \left( \frac{m\delta}{\rho D^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

式中  $U_{cr}$  为在不同阻尼下测得的临界速度(m/s);  $\delta=2\pi\zeta$  为结构阻尼;  $c$  为常数;  $D$  为吊索直径(mm);  $f$  为吊索的模态频率(Hz);  $m$  为单位长度拉索质量(kg/m);  $\rho$  为空气密度(kg/m<sup>3</sup>), 一般取  $\rho=1.25$  kg/m<sup>3</sup>。

根据实测结果, 利用最小二乘法拟合得到公式(1)中系数  $c$  为 8.65。实测值和拟合的临界风速随结构阻尼比变化的函数曲线如图 6 所示。

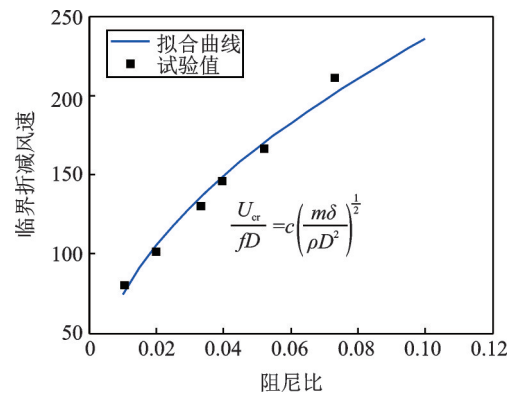


图 6 试验值和拟合函数曲线的比较

Fig. 6 Comparison of test value and fitting function curve

以上研究结果表明, 通过增大结构阻尼比可提高尾流致振的临界风速, 为工程实践提供了可靠依据。根据表 1 和公式(1), 假设双吊索间距为  $3D$ , 在  $7^\circ$  风攻角下, 如果要求临界风速大于 30 m/s, 则需结构阻尼  $\delta > 0.076$  或结构阻尼比大于 1.21%。

## 2 LT-TMD 减振控制优化设计

### 2.1 自激励作用下的 LT-TMD 减振参数优化

实测双吊索整体风致振动主要为横风向单模态振动, 忽略顺风向振动, TMD 仅控制横风向振动, 因此, 安装 TMD 后, 结构-TMD 减振系统可以简化为一个 2 自由度的耦合振动系统。实测双吊索整体风致振动属于气动自激励导致的驰振。TMD 减振控制时, 需要考虑气动自激励作用, 并以提高驰振临界风速为减振目的。根据准定常理论, 气动自激励力可以表示为气动负阻尼项, 即  $-c_a \dot{y}$ 。LT-TMD 与结构耦合的减振系统模型如图 7 所示, 其动力方程为<sup>[15]</sup>:

$$[m_T(\ddot{z} + \ddot{y}) + c_T \dot{z}]L_2 + Nk_2 y L_1 = 0 \quad (2)$$

$$Nk_2 z + F_s = c_T \dot{z} + m_T(\ddot{y} + \ddot{z}) \quad (3)$$

$$m_1 \ddot{y} + (c_0 - c_a) \dot{y} + k_1 y = F_{con} \quad (4)$$

$$F_{con} = c_T \dot{z} - F_s - Nk_2 z = -m_T(\ddot{z} + \ddot{y}) \quad (5)$$

式中  $m_1$  为结构总质量,  $m_T$  为 LT-TMD 质量块,  $k_1$

为结构刚度,  $k_2$  为 LT-TMD 弹簧刚度,  $c_0$  为结构阻尼,  $c_T$  为 LT-TMD 阻尼,  $c_a$  为气动阻尼,  $N=L_1/L_2$ 。其中式(2)和(3)是对杠杆受力分析得到, 分别通过竖向力和力矩平衡建立的, 式(4)是主结构受力平衡方程。结合式(2)-(5), 可得 LT-TMD 控制方程为:

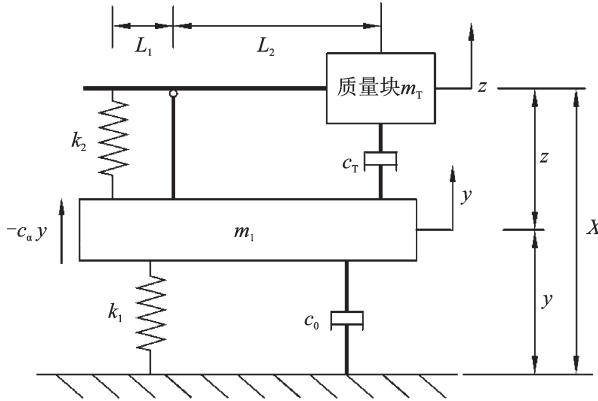


图7 LT-TMD 结构系统模型图

Fig. 7 LT-TMD structural system model diagram

为了得到无量纲形式的控制方程, 引入变量  $\mu=m_T/m_1$ ,  $X=x/L$ ,  $Y=y/L$ ,  $Z=X-Y$ ,  $\tau=\omega_1 t$ ,  $\gamma=\omega_T/\omega_1$ ,  $\zeta_1=c_1/(2\sqrt{m_1 k_1})$ ,  $\zeta_T=c_T/(2\sqrt{m_T k_T})$ 。其中,  $L$  为结构特征尺寸;  $\omega_1$  为结构固有频率,  $\omega_1=\sqrt{k_1/m_1}$ ;  $\omega_T$  为 TMD 固有频率,  $\omega_T=\sqrt{k_T/m_T}$ ;  $\zeta_1$  为结构总阻尼比,  $\zeta_1=\zeta_a-\zeta_0$ ,  $\zeta_a$  为气动阻尼比,  $\zeta_0$  为结构阻尼比;  $c_1$  为结构总阻尼,  $c_1=c_a-c_0$ 。将以上变量代入式(6)和(7), 可得:

$$\ddot{Y} - 2\zeta_1 \dot{Y} + Y - 2\zeta_T \mu \gamma \dot{Z} - \mu \gamma^2 Z = 0 \quad (8)$$

$$\ddot{Z} + 2\zeta_T \gamma \dot{Z} + \gamma^2 Z + \ddot{Y} = 0 \quad (9)$$

设:  $Y=Y_0 e^{i\tau}$ ,  $Z=Z_0 e^{i\tau}$ , 可得方程组(8)-(9)对应的特征方程为

$$\lambda^4 + b_3 \lambda^3 + b_2 \lambda^2 + b_1 \lambda + b_0 = 0 \quad (10)$$

其中

$$\begin{aligned} b_3 &= 2\zeta_T \gamma (1 + \mu) - 2\zeta_1, \\ b_2 &= 1 + \gamma^2 - 4\zeta_1 \zeta_T \gamma + \mu \gamma^2, \\ b_1 &= 2\zeta_T \gamma - 2\zeta_1 \gamma^2, b_0 = \gamma^2 \end{aligned} \quad (11)$$

根据 Rowbottom<sup>[15]</sup> 提出的在自激力作用下结构-TMD 系统的稳定边界可以表征为系统特征值为零这一理论, 可以得到

$$\lambda = \pm ia, ib \quad (12)$$

由式(12)可得

$$\lambda^4 + \lambda^2(a^2 + b^2) + a^2 b^2 = 0 \quad (13)$$

结合式(13)和(10), (11)可得:

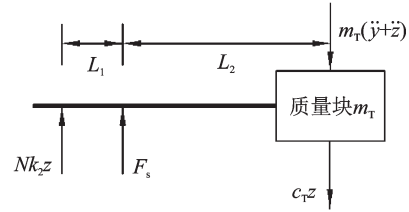
$$2\zeta_T \gamma (1 + \mu) - 2\zeta_1 = 0, 2\zeta_T \gamma - 2\zeta_1 \gamma^2 = 0 \quad (14)$$

$$1 + \gamma^2 - 4\zeta_1 \zeta_T \gamma + \mu \gamma^2 = a^2 + b^2, \gamma^2 = a^2 b^2 \quad (15)$$

$$m_1 \ddot{y} + 2(c_0 - c_a) \dot{y} + k_1 y - c_T (\dot{x} - \dot{y}) - N^2 k_2 (x - y) = 0 \quad (6)$$

$$m_T \ddot{x} + c_T (\dot{x} - \dot{y}) + N^2 k_2 (x - y) = 0 \quad (7)$$

引入  $k_T = N^2 k_2$ , 需要说明的是  $k_T$  可以理解成质量块  $m_T$  对应的实际等效刚度。



由式(14)和(15)可得 LT-TMD 的最优参数如下

$$\gamma = \sqrt{\frac{1}{1 + \mu}}, \zeta_T = \sqrt{\frac{1}{2} - \frac{1}{2\sqrt{1 + \mu}}} \quad (16)$$

系统的等效阻尼比为

$$\zeta_{eq} = \sqrt{\frac{(1 + \mu) - \sqrt{1 + \mu}}{2}} \quad (17)$$

当气动阻尼比大于  $\zeta_{eq}$  时, 系统的总阻尼比  $\zeta_1$  小于零, 系统才有可能失稳, 因此,  $\zeta_{eq}$  可视为系统所能承受的最大气动阻尼比。

## 2.2 不同 TMD 参数优化方法的比较

不同的激励形式, TMD 的最优参数不同<sup>[16]</sup>。自由振动、随机振动、简谐激励振动和自激振动的 TMD 最优参数对比如表 2 所示。TMD 的最优频率和最优阻尼比以及系统等效阻尼比随质量比的变化如图 8 所示。由表 2 和图 8 可知: 与其他三种方法相比, 相同质量比下, 基于自激振动的 TMD 参数优化方法获得的 TMD 阻尼比相对较小, 但是系统的等效阻尼比相对较大, 因此, 为了达到相同的减振效率, 基于自激振动的 TMD 参数优化方法需要的质量比小, 但是, TMD 的行程增大, LT-TMD 能有效解决 TMD 行程大的难点。

## 2.3 LT-TMD 各参数对结构减振效果的影响

通过数值仿真分析, 研究了 TMD 的频率和阻尼比以及质量比对驰振临界风速的影响。系统的等

表 2 四种不同振动形式的 TMD 最优参数设计方法

Tab. 2 TMD optimal parameter design method for four different vibration forms

振动形式	最优频率比 $\gamma$	最优阻尼比 $\zeta_T$	系统等效阻尼比 $\zeta_{eq}$
自由振动	$\frac{1}{1+\mu}$	$\sqrt{\frac{\mu}{1+\mu}}$	$\sqrt{\frac{\mu}{2}}$
随机振动	$\frac{\sqrt{1+\mu/2}}{1+\mu}$	$\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\mu(1+3\mu/4)}{(1+\mu)(1+\mu/2)}}$	$\frac{\sqrt{\mu/(1+\mu)}}{4(1+3\mu/4)}$
简谐激励振动	$\frac{1}{1+\mu}$	$\sqrt{\frac{3\mu}{8(1+\mu)}}$	$\frac{\sqrt{\mu/(2+\mu)}}{2}$
自激振动	$\sqrt{\frac{1}{1+\mu}}$	$\sqrt{\frac{1}{2} - \frac{1}{2\sqrt{1+\mu}}}$	$\frac{\sqrt{(1+\mu) - \sqrt{1+\mu}}}{2}$

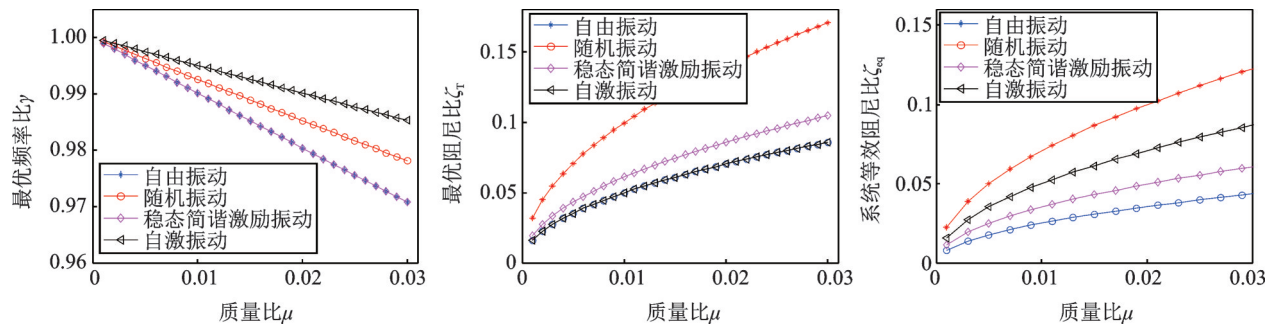


图 8 最优频率比和最优阻尼比随质量比的变化曲线

Fig. 8 Variation curve of optimal frequency ratio and optimal damping ratio with mass ratio

效阻尼比越大, 驰振临界风速提高越多。

表 3 LT-TMD 设计参数的取值与变化范围

Tab. 3 Setting value and variation range of LT-TMD design parameters

	质量比 $\mu$	频率比 $\gamma$	阻尼比 $\zeta_T$
取定值	0.0072	0.9964	0.0423
取值范围	0.0001-0.03	0.8-1.2	0.0001-0.03

取定值的参数组为一种最优参数组。

仿真分析时, 各参数的取值与变化范围如表 3 所示。当质量比取 0.0072 时, TMD 的频率比和阻尼比对系统等效阻尼比的影响如图 9 所示。由图可知: 当质量比一定时, 存在唯一最优阻尼比和频率比

使得系统等效阻尼比最大; TMD 频率和阻尼比偏离最优值时, 减振效率显著降低。

当频率比  $\gamma$  取定值 0.996 时, TMD 的阻尼比和质量比对系统等效阻尼比的影响如图 10 所示。由图可知: TMD 质量比从零增大到某一个特定值时, 系统等效阻尼比随之迅速增大, 而超过这一特定值时, 等效阻尼比趋于一个稳定值, 这个值随着 TMD 的阻尼比增大而增大。

当阻尼比  $\zeta_T$  取定值 0.0423 时, TMD 的频率和质量比对系统等效阻尼比的影响如图 11 所示。由图可知: 当 TMD 频率比为与阻尼比对应的最优值时, 对应质量比处的等效阻尼比为极大值; 当频率失

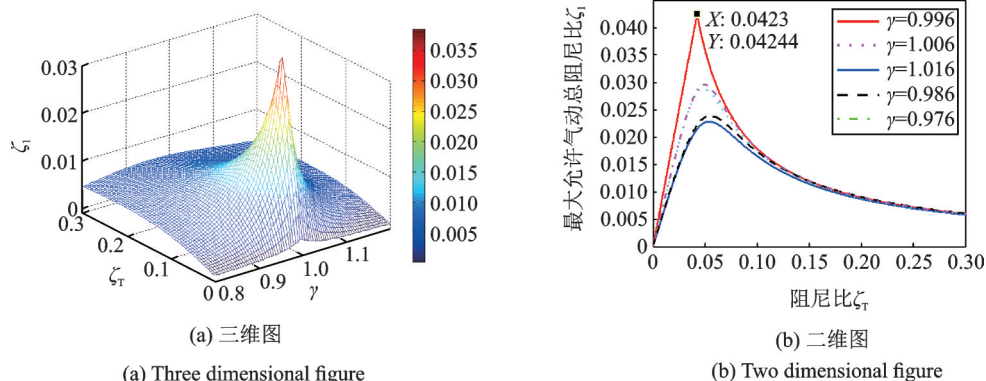


图 9 LT-TMD 的阻尼比和频率比对最大允许气动总阻尼比的影响

Fig. 9 The influence of damping ratio and frequency ratio of LT-TMD on the maximum allowable aerodynamic total damping ratio

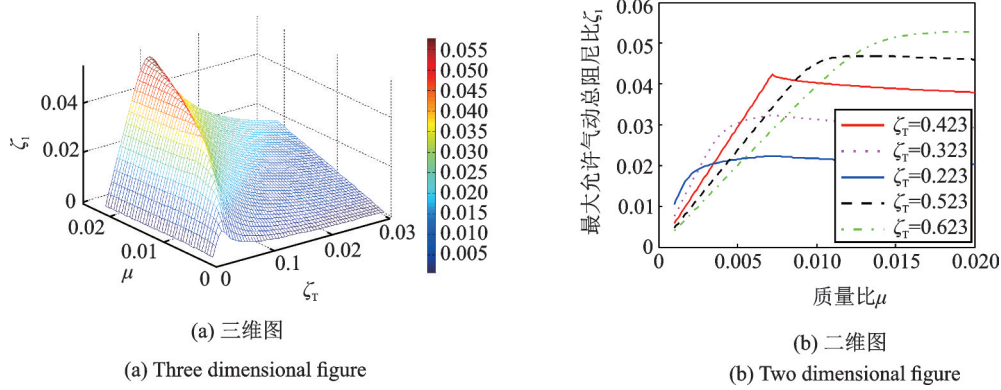


图10 LT-TMD的阻尼比和质量比对最大允许气动总阻尼比的影响

Fig. 10 The influence of damping ratio and mass ratio of LT-TMD on the maximum allowable aerodynamic total damping ratio

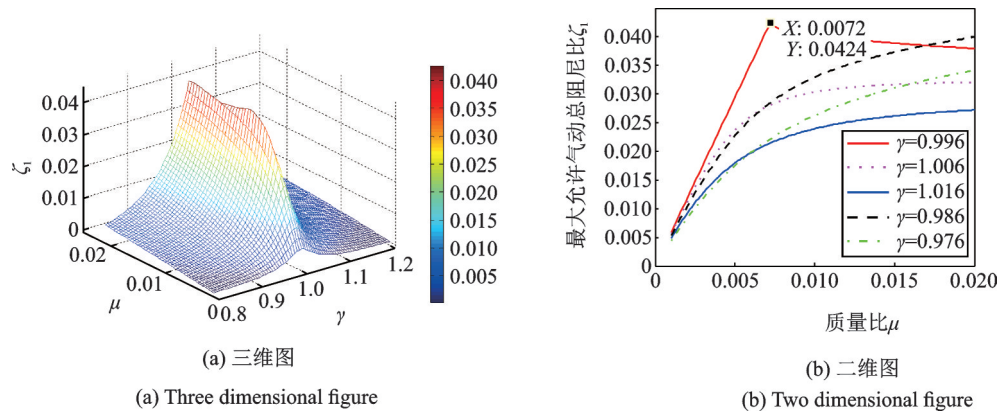


图11 LT-TMD的质量比和频率比对最大允许气动总阻尼比的影响

Fig. 11 The influence of the mass ratio and frequency ratio of LT-TMD on the maximum allowable aerodynamic total damping ratio

调时,随着质量比增大,等效阻尼比增大。

不同设计参数对LT-TMD的减振效果影响各不相同,但是,每个特定质量比,总存在唯一的TMD最优频率比和阻尼比,使得其减振效果最佳。最优设计条件下,系统等效阻尼比随质量比的变化如图12所示。由图可知,系统等效阻尼比随着质量比增加而增大,增大趋势随着质量比增大而减小,因此,在实际工程中LT-TMD的质量比通常在0.005-0.02之间选取。

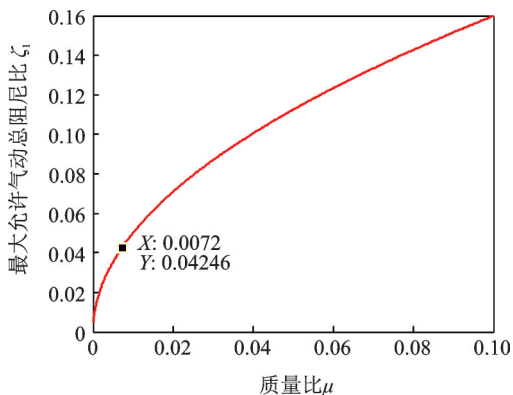


图12 最大允许气动总阻尼比随着质量比的变化曲线

Fig. 12 The variation curve of the maximum allowable total aerodynamic damping ratio with the mass ratio

### 3 并列双吊索风致振动LT-TMD减振试验

#### 3.1 试验概况

##### 3.1.1 LT-TMD设计

设计的LT-TMD如图13所示,系统由支架、轴承、杠杆、拉簧、电涡流阻尼元件组成。杠杆和支架通过轴承连接,轴承位于杠杆左端1/6处,即 $N=1/5$ 。拉簧提供刚度,拉簧刚度和质量都可以根据参数设置的不同进行改变。永磁铁置于铝板一侧固定在框架上,通过调整铝板和永磁铁的间距调节TMD

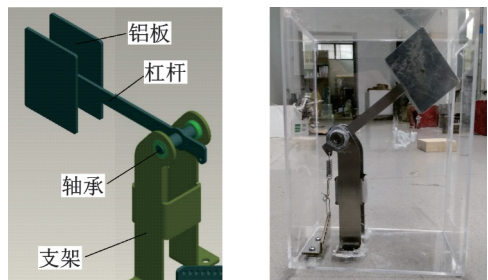


图13 LT-TMD结构示意图

Fig. 13 LT-TMD structure diagram

的电涡流阻尼大小。为了减小风荷载的影响,阻尼器外面安装了透明玻璃罩。由于框架尺寸的限制,LT-TMD的有效工作行程为8 cm。通过自由振动试验,识别独立LT-TMD的阻尼比和固有频率分别为3.07%和1.587 Hz。

3.1.2 试验模型布置与工况

风洞中双吊索节段模型悬挂系统如图14所示。悬挂系统的横风向和顺风向频率均为1.572 Hz,阻尼比分别为0.17%和0.18%。LT-TMD刚度与模型右侧端板外部,不影响模型的风场,如图14所示。试验风速区间为3-30 m/s,对应雷诺数为9041.1-90411。利用激光位移计测量结构位移响应。开展了共11个工况试验,各试验工况说明如表4所示。

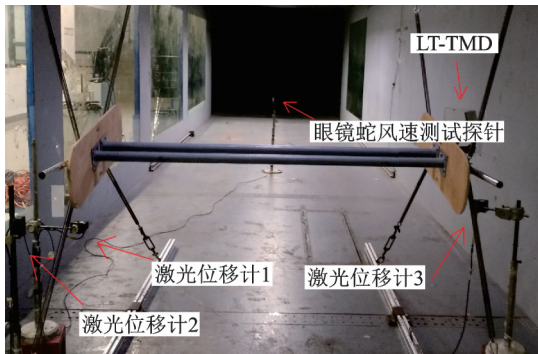


图14 双吊索减振试验模型示意图

Fig. 14 Schematic diagram of double sling vibration reduction test model

表4 风洞试验工况说明表

Tab. 4 Wind tunnel test conditions description table

工况	风攻角/(°)	质量比 $\mu_i/\%$	频率比 $\gamma$	阻尼比 $\zeta_T/\%$	结构阻尼比 $\zeta_0/\%$
1	7	0.399	0.991	4.234	0.17
2	9	0.72	0.996	4.231	0.17
3	9	1.04	0.999	4.232	0.17
4	9	1.84	0.992	4.239	0.17
5	9	0.72	0.993	11.12	0.17
6	9	0.72	0.997	16.71	0.17
7	9	0.72	0.996	21.03	0.17
8	9	0.72	0.995	33.22	0.17
9	9	0.72	1.112	4.230	0.17
10	9	0.72	0.863	4.256	0.17
11	9	0.72	0.945	4.211	0.17

3.2 试验结果与分析

3.2.1 LT-TMD的减振效应

按照表4中工况2调试了LT-TMD并安装于模型上。在9°风攻角、折减风速122.2条件下,当LT-TMD锁定时,双吊索开始起振,振幅明显增大,起振

时横风向位移时程如图15所示。当LT-TMD开启时,吊索横风向位移很小,在1 mm以内波动,LT-TMD稳定工作,位移响应在1.6 mm内波动,如图16所示。继续增大风速,吊索位移略微增大,LT-TMD位移增大。最后达到某一风速,因LT-TMD行程限制,LT-TMD无法正常工作,LT-TMD的减振作用降低,吊索位移明显振动,失去稳定。

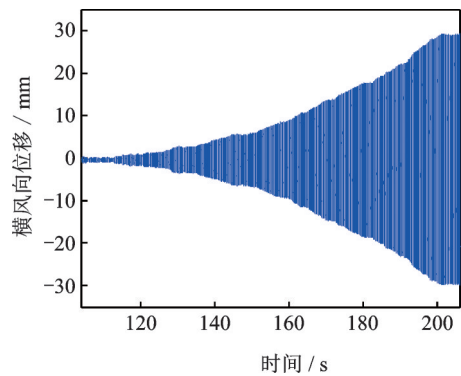


图15 无LT-TMD模型横风向位移响应时程曲线

Fig. 15 Time history curve of cross-wind direction displacement

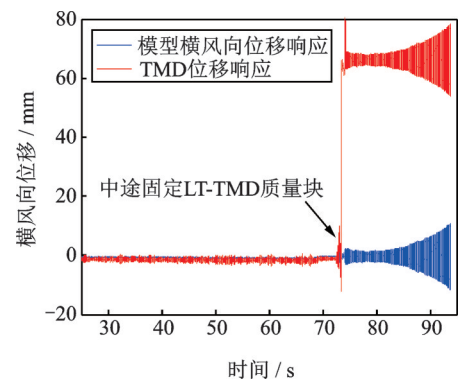


图16 安装LT-TMD模型横风向位移响应时程曲线

Fig. 16 Install LT-TMD model cross-wind direction

7°风攻角时,有无LT-TMD减振的双吊索整体风致振动振幅随风速的变化如图17所示。由图可知,未安装LT-TMD的模型在折减风速为80.4时发

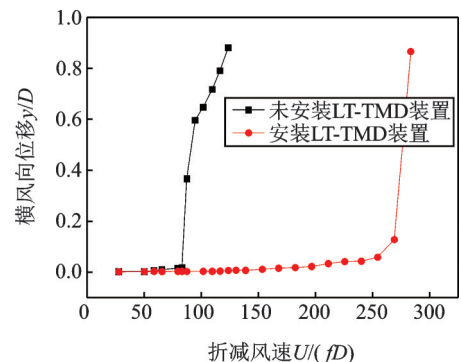


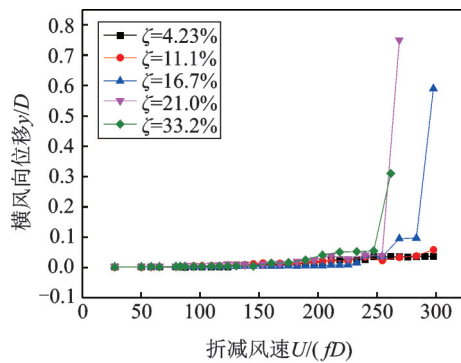
图17 模型的横风向位移响应随着折减风速变化的曲线

Fig. 17 The model's cross-wind displacement response curve with reduced wind speed

生失稳;而安装了LT-TMD之后,直到折减风速达到283.4时才发生失稳。可见最优LT-TMD对模型的尾流致振临界风速有很大的影响,效果很显著。

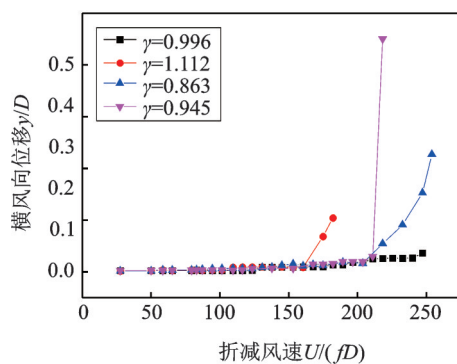
### 3.2.2 参数偏差对双吊索减振效果的影响

为了验证LT-TMD参数偏离对减振效果的影响,开展了10个工况的减振试验,各工况LT-TMD的参数如表4所示。不同工况实测风致振动特征如图18所示。由图可知:1)当LT-TMD的阻尼比偏离最优阻尼比越大时,模型的起振风速降低越大,如图18(a)所示,图中,因风洞实验室风速限制,无法继续提高风速,阻尼比为4.23%和11.1%的工况未吹到起振风速;2)当LT-TMD的频率偏离最优频率越大时,模型的起振风速降低越大,频率偏离11%,起振风速从大于250急剧降低到约170,频率偏离对LT-TMD减振效果影响显著。试验结果与第2节理论分析结果基本吻合。



(a) 阻尼比的影响

(a) Influence of damping ratio



(b) 频率比的影响

(b) Influence of frequency ratio

图18 模型的横风向位移随着折减风速变化的曲线

Fig. 18 The curve of the model's cross-wind displacement with reduced wind speed

## 4 结论

针对双吊索整体风致振动特征及基于LT-TMD的减振控制开展了试验和理论分析研究,得

到如下结论:

(1)当来流风攻角处于 $6^{\circ}$ - $10^{\circ}$ 时,双吊索易发生大幅整体风致振动,其振动轨迹是一个以横风向振动为主的椭圆。双吊索整体风致振动的临界风速与结构阻尼比呈正相关关系。

(2)基于自激振动的TMD参数优化方法需要的TMD质量较少,但是,TMD阻尼比相对较小,要求TMD行程较大。

(3)减振试验表明LT-TMD对双吊索整体风致振动的临界风速提高十分明显,LT-TMD的参数偏离会导致减振效果降低,尤其是频率比偏差会显著降低LT-TMD减振效果。

### 参考文献:

- [1] Hua X G, Chen Z Q, Lei X, et al. Monitoring and control of wind-induced vibrations of hanger ropes of a suspension bridge[J]. Smart Structures and Systems, 2019, 23(6): 683-693.
- [2] Chen W L, Gao D L, Li H, et al. Wake-flow-induced vibrations of vertical hangers behind the tower of a long-span suspension bridge[J]. Engineering Structures, 2018, 169: 188-120.
- [3] 杜晓庆, 蒋本建, 代 钦, 等. 大跨度缆索承重桥并列索尾流激振研究[J]. 振动工程学报, 2016, 29(5): 842-850.  
Du Xiaoqing, Jiang Benjian, Dai Qin, et al. On wake-induced vibration of parallel cables in cable-supported bridges[J]. Journal of Vibration Engineering, 2016, 29(5): 842-850.
- [4] Tokoro S, Komatsu H, Nakasu M, et al. A study on wake-galloping employing full aeroelastic twin cable model[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 88(2): 247-261.
- [5] 杜晓庆, 吴葛菲, 林伟群, 等. 缆索承重桥并列索尾流致气弹失稳研究[J]. 土木工程学报, 2020, 53(8): 57-63.  
Du Xiaoqing, Wu Gefei, Lin Weiqun, et al. Study on aeroelastic instability of cable bearing bridge caused by wake of parallel cables [J]. Acta Civil Engineering, 2020, 53(8): 57-63.
- [6] 邓羊晨, 李寿英, 严杰韬, 等. 两类悬索桥吊索气动稳定性比较研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(1): 82-88.  
Deng Yangchen, Li Shouying, Yan jietao, et al. Comparative study on aerodynamic stability of two types of suspension bridges [J]. Acta Civil Engineering, 2019, 52(1): 82-88.
- [7] 李寿英, 黄 君, 邓羊晨, 等. 悬索桥吊索尾流致振的气弹模型测振试验[J]. 振动工程学报, 2019, 32(1): 10-16.  
Li Shouying, Huang Jun, Deng Yangchen, et al. Aero-



- elastic model vibration test of suspension bridge caused by wake flow [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2019, 32(1): 10-16.
- [8] 杜晓庆, 吴葛菲, 林伟群, 等. 缆索承重桥并列索尾流致气弹失稳研究[J]. *土木工程学报*, 2020, 53(8): 57-63.  
Du Xiaoqing, Wu Gefei, Lin Weiqun, et al. Study on wake-induced aeroelastic instabilities of parallel cables in cable-supported bridges [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2020, 53(8): 57-63.
- [9] Wen Q, Hua X G, Lei X, et al. Experimental study of wake-induced instability of coupled parallel hanger ropes for suspension bridges [J]. *Engineering Structures*, 2018, 167: 175-187.
- [10] 陈政清, 雷旭, 华旭刚, 等. 大跨度悬索桥吊索减振技术研究与应用[J]. *湖南大学学报(自科版)*, 2016, 43(1): 1-10.  
Chen Zhengqing, Lei Xu, Hua Xugang, et al. Research and application of suspension cable vibration reduction technology for long span suspension bridges [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2016, 43(1): 1-10.
- [11] 顾明, 项海帆, 伍杰明. 用于杨浦大桥抖振控制的MTMD研究[J]. *振动工程学报*, 1998, 11(1): 1-8.  
Gu Ming, Xiang Haifan, Wu Jieming. MTMD study on buffeting control of Yangpu Bridge [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 1998, 11(1): 1-8.
- [12] Lu X, Zhang Q, Weng D, et al. Improving performance of a super tall building using a new eddy-current tuned mass damper [J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2017, 24(3): e1882.1-e1882.17.
- [13] 华旭刚, 温青, 陈政清, 等. 大跨度双层曲线斜拉桥人致振动减振优化与实测验证[J]. *振动工程学报*, 2016, 29(5): 822-830.  
Hua Xugang, Wen Qing, Chen Zhengqing, et al. Optimization and test verification of human induced vibration reduction of long span double deck curved cable-stayed bridge [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2016, 29(5): 822-830.
- [14] 吴其林. 刚性分隔器下并列长吊索整体尾流激振风洞试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2017.  
Wu Qilin. Wind tunnel investigations into the wake induced oscillations of parallel cables coupled by rigid separators [D]. Changsha: Hunan University, 2017.
- [15] Rowbottom M D. The optimization of mechanical dampers to control self excited galloping oscillations [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1981, 75(4): 559-576.
- [16] Fujino Y, Masato Abé. Design formulas for tuned mass dampers based on A perturbation technique [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2010, 22(10): 833-854.

## Optimal design of lever-type tuned mass dampers for control of wake-induced vibrations of coupled twin-cable hangers

YANG Wei-qing<sup>1,2</sup>, HUA Xu-gang<sup>2</sup>, WEN Qing<sup>3</sup>, HUANG Zhi-wen<sup>2</sup>, CHEN Zheng-qing<sup>2</sup>

(1. Guangxi Communications Design Group Co. Ltd., Nanning 530000, China; 2. Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering of Hunan Province, Hunan University, Changsha 410082, China; 3. Hunan Provincial Key Laboratory of Structures for Wind and Vibration Control, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China)

**Abstract:** The hangers of suspension bridges at each hanger point are composed of 2 or 4 cable bundles, and the close proximity of cable bundles in each hanger may induce complex wind-induced vibrations. In this study, wind-induced vibrations of twin cable bundles with various distance of gap are investigated by wind tunnel tests and its vibration control is treated with the lever-type tuned mass dampers (LT-TMD). The wind-induced instability of coupled parallel twin hanger ropes are investigated by elastically-supported section model wind tunnel tests. The optimal parameters of the LT-TMD to control the wind-induced instability are derived based on the self-exciting force model, and the effect of the dynamic parameters of the LT-TMD on control is discussed. The wind tunnel tests of coupled parallel hanger ropes installed a LT-TMD are carried out. The results of this study indicate that: 1) the couple parallel hanger ropes tend to suffer from larger amplitude wind-induced vibrations as the wind attack range is in the range from 6° to 10°; 2) compared with the optimal design of LT-TMD based on the harmonic external exciting model, the optimal design based on the self-exciting force model can significantly reduce the mass of the LT-TMD; 3) LT-TMD can effectively improve the on-set wind speed of wind-induced instability, the deviation of dynamic parameters for the LT-TMD will reduce the vibration reduction effect, especially for the frequency deviation.

**Key words:** vibration control; wake-induced vibration; double cables; lever-type tuned mass dampers; optimal parameters

作者简介: 杨维青(1993-), 男, 硕士, 助理工程师

通讯作者: 华旭刚(1978-), 男, 博士, 教授。E-mail: cexghua@hnu.edu.cn