

节段模型弹性悬挂系统阻尼调节用电涡流阻尼器的设计与性能验证

黄智文^{1,2,3}, 马伟猛^{1,2,3}, 冯云成⁴, 华旭刚^{1,2,3}, 陈政清^{1,2,3}

(1. 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; 2. 湖南大学土木工程学院, 湖南长沙 410082; 3. 湖南大学桥梁工程安全与韧性全国重点实验室, 湖南长沙 410082; 4. 中交第一公路勘察设计研究院有限公司, 陕西西安 710075)

摘要: 为了能够精细、连续调节风洞试验中的节段模型弹性悬挂系统阻尼, 设计了一种双侧永磁板式电涡流阻尼器。介绍了该电涡流阻尼器的基本构造, 并分析出其设计要点; 采用电磁有限元稳态分析方法分析了该电涡流阻尼器构造的合理性, 并预测了其工作量程, 分析了导体板的运动速度和位置偏移对其工作性能的影响; 推导出该电涡流阻尼器给节段模型悬挂系统提供的竖向和扭转附加阻尼比的关系, 并利用试验验证了电涡流阻尼的线性特性及阻尼器对节段模型悬挂系统竖向和扭转附加阻尼的协同调节能力。研究表明: 双侧永磁板式电涡流阻尼器可为不同缩尺比节段模型悬挂系统提供连续可调的线性黏滞阻尼, 且其阻尼系数稳定, 不易受模型前后、左右和上下位置偏移的影响, 也适用于节段模型大幅弯扭耦合颤振风洞试验; 通过沿节段模型的斜对角对称安装两台电涡流阻尼器, 可实现节段模型悬挂系统竖向和扭转阻尼比的协同调节, 为实现节段模型弯扭耦合风致振动的精细化研究提供了条件。

关键词: 桥梁; 风洞试验; 节段模型; 电涡流阻尼器; 阻尼器

中图分类号: U441+.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2024)11-1826-10

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2024.11.004

引言

大跨度桥梁频率低、阻尼小、质量轻^[1], 容易出现颤振、涡激共振等各类风致振动问题, 一般需要借助节段模型风洞试验来研究其抗风稳定性问题^[2]。为了准确预测实桥的抗风性能, 特别是涡激共振^[3]和“软”颤振^[4]等对结构阻尼特别敏感的风致振动形式, 要求节段模型悬挂系统的阻尼比能够精细调节至抗风规范建议值, 以实现在实桥涡振振幅或“软”颤振振幅的准确预测, 因此对节段模型悬挂系统的阻尼调节装置提出了较高的要求。

节段模型悬挂系统阻尼主要包括固有机械阻尼和附加阻尼两部分^[5]。在常规振幅下, 固有机械阻尼较小^[6], 通过阻尼装置给节段模型悬挂系统附加阻尼是调节节段模型悬挂系统阻尼比的关键。目前, 常用的节段模型悬挂系统阻尼装置按照安装位置的差异可大致分为螺旋弹簧阻尼措施和模型阻尼器两类。其中, 螺旋弹簧阻尼措施主要指在螺旋弹簧上附加阻尼装置, 如缠绕电工胶带^[7]、绑扎橡皮

筋^[8]或钢绞线圈^[5,9]等; 模型阻尼器主要指在节段模型端部安装阻尼装置, 如安装硅油阻尼桶^[10-12]和电涡流阻尼器^[13-14]。然而, 上述阻尼装置均存在一定程度的局限性。譬如, 缠绕电工胶带提供的附加阻尼稳定性较差; 绑扎橡皮筋或钢绞线圈会对系统刚度产生较大影响, 并且提供的附加阻尼非线性较强^[5]; 硅油阻尼桶提供的黏滞阻尼受制于被硅油浸没的剪切板的面积和形状, 不易连续调节^[10]; 电磁式电涡流阻尼器虽然能够提供可连续调节的线性黏滞阻尼, 但同样面临电磁铁发热和装置加工复杂等问题。

永磁板式电涡流阻尼器主要由永磁体和导体板构成, 当导体板在磁场中作切割磁感线运动时, 导体板内部会产生电涡流, 进而受到阻碍其运动的电磁力作用, 并将电能转化为热能耗散掉。永磁板式电涡流阻尼器可根据导体板的数量分为单层式和多层式两种, 其中单层式又可根据导体板两侧永磁体分布情况分为单侧永磁板式和双侧永磁板式两种。汪志昊等^[15]研究了双侧永磁板式电涡流阻尼器的磁路构造优化方式, 发现沿垂直导体板运动方向, 单侧相邻永磁体按同性布置能够优化磁路, 而沿导体板运

动方向,单侧相邻永磁体按同性布置则会劣化磁路。黄智文等^[16]研究了单侧永磁板式电涡流阻尼器的磁路构造优化方式,发现多个永磁体对之间保持方向一致且沿垂直导体板运动方向布置能够优化磁路,优化效果随相邻永磁体对间距的减小而增大。

华旭刚等^[17]介绍了一种适用于节段模型涡振试验的双侧永磁板式电涡流阻尼器,分析了安装电涡流阻尼器后节段模型悬挂系统的竖向阻尼特性,但并未详细阐述该电涡流阻尼器的阻尼性能及设计方法,也未涉及节段模型悬挂系统扭转阻尼比的调节。为此,本文结合三维电磁场有限元稳态分析方法和模型试验对双侧永磁板式电涡流阻尼器的阻尼性能等进行了系统研究。

1 电涡流阻尼器及节段模型悬挂系统设计

1.1 双侧永磁板式电涡流阻尼器的基本构造

图1分别给出了双侧永磁板式电涡流阻尼器的构造示意图与实物照片。它主要由导体板、永磁体阵列、磁体背铁、间距调节装置和底座组成。导体板、永磁体阵列和磁体背铁构成电涡流阻尼发生器。当模型发生振动时,固定在其上的导体板也同步振动,并通过切割磁力线产生电涡流阻尼。永磁体阵列及其背铁都固定在底座支架顶部的滑台上,通过滑台上的摇柄装置可调节左右两侧永磁体阵列之间的气隙,从而改变阻尼系数的大小。阻尼器底座通过支撑脚与风洞底面相连,通过调节支撑脚的高度可以适应不同的模型位置。

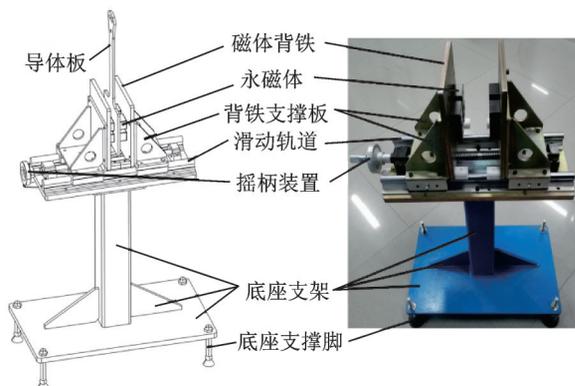


图1 电涡流阻尼器的构造示意图与实物照片

Fig.1 Structure diagram and physical photo of eddy current damper

值得说明的是,阻尼器导体板与节段模型端杆可采用两种连接方式,如图2所示。对涡振研究中振幅较小的试验工况,可采用如图2(a)所示的竖向连接方式,以降低永磁阵列的安装高度;对后颤振研

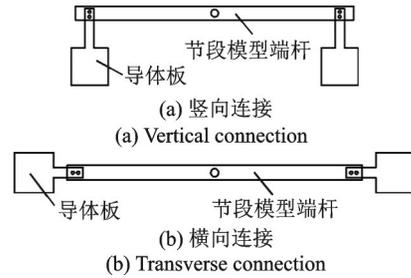


图2 阻尼器导体板与节段模型端杆的连接方式

Fig.2 Connection type between conductor plate of damper and end bar of sectional model

究中弯扭耦合大幅振动的工况,可采用如图2(b)所示的横向连接方式,以保证大幅扭转振动过程中导体板沿端杆中心对称,提高阻尼性能的稳定性。

1.2 节段模型-电涡流阻尼器弹性悬挂系统

图3为电涡流阻尼器在节段模型弹性悬挂系统中的安装示意图,二者共同构成节段模型-电涡流阻尼器弹性悬挂系统。其中节段模型弹性悬挂系统主要由刚性模型、端杆、螺旋弹簧和电涡流阻尼器组成,模型与端杆固结,8根螺旋弹簧对称分布在模型四角,与端杆相连,给悬挂系统提供刚度;两台或四台电涡流阻尼器沿模型斜对角或四角安装,给悬挂系统同时提供竖向和扭转阻尼。

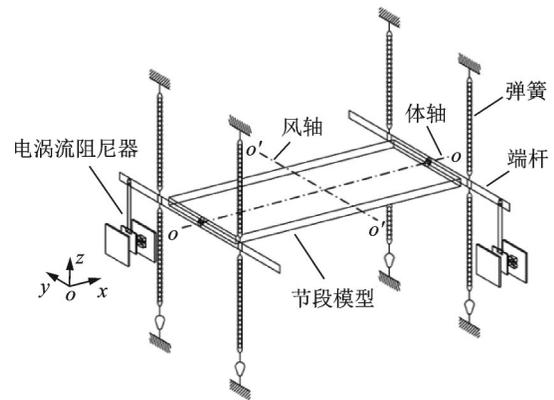


图3 安装有电涡流阻尼器的节段模型弹性悬挂系统示意图
Fig.3 Schematic diagram of a sectional model elastic suspension system with eddy current dampers

节段模型弹性悬挂系统主要用于研究桥梁涡振和颤振性能,因此可将其简化为仅有竖向和扭转两自由度的二维平面振动系统(如图4所示),其自由振动方程为:

$$\begin{cases} m\ddot{y} + (c_{d,h} + c_h)\dot{y} + 8ky = 0 \\ I_0\ddot{\theta} + (c_{d,t} + c_t)\dot{\theta} + 2kl^2\theta = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中 m 和 I_0 分别为系统的质量和惯性矩; y 和 θ 分别为模型竖向和扭转变形; $c_{d,h}$ 和 $c_{d,t}$ 分别为阻尼器提供的竖向和扭转附加阻尼系数; c_h 和 c_t 分别为节段模型悬挂系统原始的竖向和扭转阻尼系数; k 为单根螺旋弹簧的拉伸刚度; l 为弹簧水平间距。

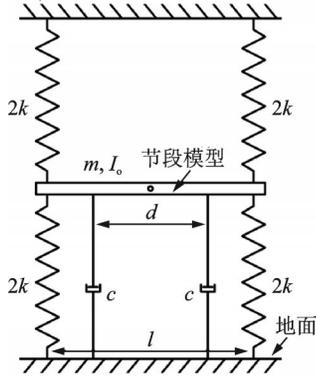


图4 两自由度节段模型平面振动系统示意图

Fig.4 Schematic diagram of plane vibration system of sectional model with two-degree-of-freedom

当节段模型悬挂系统仅发生竖向振动或小幅扭转振动时,电涡流阻尼器均可简化为仅沿竖向出力的阻尼装置,此时对于安装两台阻尼器的工况,阻尼器提供的竖向和扭转附加阻尼比分别为:

$$\begin{cases} \Delta\zeta_h = \frac{c_{d,h}}{2m\omega_h} = \frac{2c}{2m\omega_h} = \frac{c}{2\pi m f_h} \\ \Delta\zeta_t = \frac{c_{d,t}}{2I_0\omega_t} = \frac{cd^2}{4I_0\omega_t} = \frac{cd^2}{8\pi I_0 f_t} \end{cases} \quad (2)$$

式中 $c_{d,h} = 2c, c_{d,t} = 0.5cd^2$; c 为单台阻尼器的电涡流阻尼系数; d 为两台阻尼器的水平距离; ω_h 和 ω_t 分别为竖向和扭转固有角频率; f_h 和 f_t 分别为竖向和扭转固有频率。

电涡流阻尼器是一种速度型阻尼装置,在阻尼器设计时需要确定阻尼器的最高工作速度。对于单纯的竖向或扭转振动,可假定节段模型以固有频率作竖向或扭转简谐振动,由此估算阻尼器工作的最大竖向和扭转速度分别为:

$$\begin{cases} v_{h,max} = 2\pi y_0(t)f_h \\ v_{t,max} = \pi d\theta_0(t)f_t \end{cases} \quad (3)$$

式中 y_0 和 θ_0 分别为竖向和扭转振幅。可以看到,阻尼器的工作速度主要与节段模型的振幅和振动频率有关。

需要说明的是,对于图3所示的节段模型悬挂系统,节段模型除发生竖向和扭转振动外,还可能沿来流方向发生静风偏移,或沿体轴方向发生侧摆。节段模型的位移会传递到导体板,引起导体板与永磁体阵列相对位置的变化,从而可能影响到电涡流阻尼力及阻尼系数的大小,因此必需进行详细评估。

2 电涡流阻尼器构造的合理性分析

2.1 电涡流阻尼器构造方案对比

为了满足涡振和后颤振等非线性风振响应的研

究需求,节段模型弹性悬挂系统的阻尼装置应具备易于调节、线性度好、稳定性高等特点,经过综合分析,本文采用如图5所示的双侧永磁板式电涡流阻尼单元。图5中, d_1 和 d_2 分别表示磁体阵列中每行两端磁体的中心间距和每列两端磁体的中心间距。在导体板两侧,相对位置的永磁体异向磁极相对;在单个侧面上,永磁体磁极沿运动方向交替布置,垂直于运动方向同向布置。双侧永磁板式电涡流阻尼单元利用两侧永磁体之间的气隙大小调节阻尼系数。

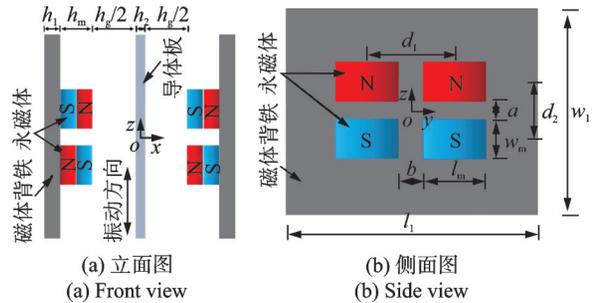


图5 双侧永磁板式电涡流阻尼单元

Fig.5 Double-side permanent magnet plate type eddy current damping unit

在已有的研究中,大吨位电涡流阻尼装置主要采用单侧永磁板式电涡流阻尼单元,其基本构造如图6所示^[18-19]。对于单侧型电涡流阻尼单元,可以把导体板和背铁固定在节段模型的端杆上,利用导体板和永磁体之间的气隙大小来调节阻尼系数的大小。

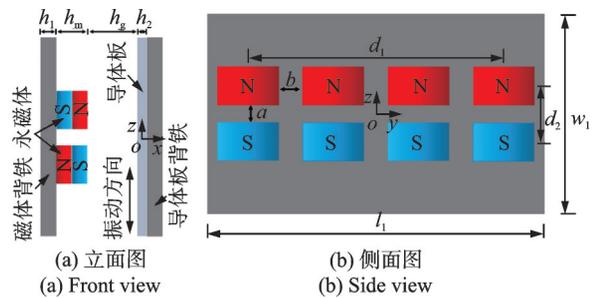


图6 单侧永磁板式电涡流阻尼单元

Fig.6 Single-side permanent magnet plate type eddy current damping unit

2.2 两种电涡流阻尼器的基本性能

为对比两种电涡流阻尼单元的基本性能,二者均采用4对尺寸相同的永磁体以及材料和厚度相同的导体板,其布置方式分别如图5和6所示。对于每种布置方式,保持永磁体的列间距 b 不变、行间距 a 变化,设计出6个电涡流阻尼器分析工况如表1所示。各工况的阻尼器永磁体与导体板之间的空气间隙均用总气隙大小 h_g 表示,其中双侧式为两侧空气

间隙之和。单块永磁体尺寸为 l_m (长) $\times w_m$ (宽) $\times h_m$ (厚) $=0.040\text{ m}\times 0.025\text{ m}\times 0.020\text{ m}$, 剩余磁感应强度 $B_r=1.4\text{ T}$, 相对磁导率 $\mu_{rm}=1.0$; 磁体背铁和导体板背铁的尺寸相同, 长和宽分别用 l_1 和 w_1 表示, 厚度 $h_1=0.010\text{ m}$, 电导率 $\sigma_1=2.0\times 10^6\text{ S/m}$; 导体板采用 6061-T4 铝材, 长和宽分别用 l_2 和 w_2 表示, 且 $l_2=l_1$, $w_2=w_1$, 厚度 $h_2=0.006\text{ m}$, 电导率 $\sigma_2=2.3\times 10^7\text{ S/m}$ 。各工况对应的背铁及导体板平面尺寸、永磁体间距等其他尺寸如表 1 所示。其中背铁与导体板的长和宽足够大, 以保证电涡流阻尼系数的计算结果不受边界条件的影响。

表 1 不同电涡流阻尼器工况及各工况的几何参数

Tab. 1 Different working conditions and corresponding geometric parameters of eddy current damper

工况	构型	a/m	b/m	d_1/m	d_2/m	l_2/m	w_2/m
1		0.010			0.035		0.130
2	双侧式	0.025	0.015	0.055	0.050	0.205	0.175
3		0.050			0.075		0.250
4		0.010			0.035		0.130
5	单侧式	0.025	0.015	0.165	0.050	0.535	0.175
6		0.050			0.075		0.250

采用电磁有限元稳态分析方法计算了两种阻尼器在不同工况下的电涡流阻尼系数, 导体板运动速度取 $v=0.6\text{ m/s}$, 结果如图 7 所示。可以发现, 当总气隙大小大于 8 mm 时, 在相同气隙条件下, 双侧永磁板式电涡流阻尼单元的阻尼系数总是稍大于单侧永磁板式电涡流阻尼单元, 说明采用本文的构造形式可以使电涡流阻尼器保持较高的耗能能力, 有利于实现阻尼装置的轻量化。此外, 随着总气隙大小的增大, 两种阻尼器的阻尼系数都不断降低, 阻尼系数的变化率则逐渐减小。这说明如果采用单侧永磁板式电涡流阻尼单元, 其阻尼系数很容易受节段模型左右摆动影响, 而双侧永磁板式电涡流阻尼单元的总气隙大小只由导体板两侧永磁体的相对位置决定, 不受模型运动影响, 其阻尼性能的稳定性更高。

对比工况 1~3, 工况 4~6 可以发现, 永磁体阵列的行间距会影响两种电涡流阻尼器的阻尼系数, 但其影响程度与气隙相比则较小, 所以在阻尼器设计中行间距可根据经验取值, 不必追求参数优化设计。

上述两种电涡流阻尼单元的导体板都固定在节段模型的端杆上, 除电涡流阻尼力外, 导体板和节段模型还可能受到永磁体的横向电磁吸力。图 8 选取工况 1 和 4 计算了节段模型所受横向电磁吸力随总气隙大小的变化情况。从图 8 中可知, 在不同总气隙大小下, 安装双侧永磁板式电涡流阻尼器的节段

模型受到的横向电磁吸力几乎为零, 因此不会引起节段模型的侧向位移, 有利于保持阻尼性能的稳定性。安装单侧永磁板式电涡流阻尼器的节段模型受到很大的横向电磁吸力, 例如当 $h_g=4\text{ mm}$ 时, 横向电磁吸力为 857 N。随着总气隙大小的增大, 横向电磁吸力逐渐减小, 当总气隙大小增大到 $h_g=20\text{ mm}$ 时, 仍然有 100 N 以上的横向电磁吸力。节段模型悬挂系统本身不受侧向约束, 因此这种电磁吸力会使导体板与永磁体不断靠近, 阻尼器难以稳定工作。

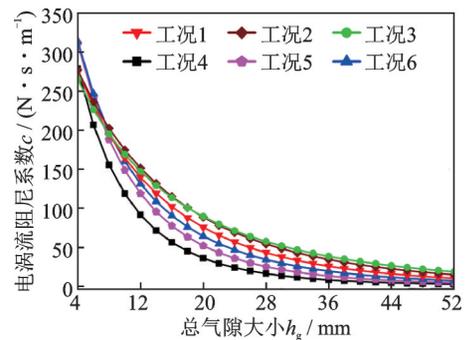


图 7 电涡流阻尼系数随总气隙大小的变化

Fig. 7 Variation of eddy current damping coefficients with the size of the total air gaps

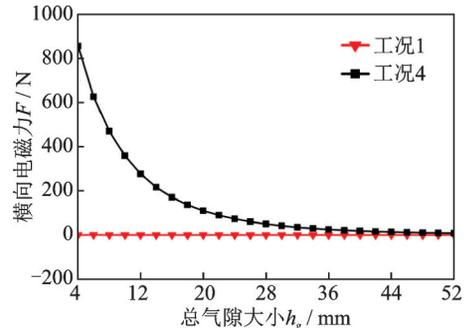


图 8 节段模型所受横向电磁吸力随总气隙大小的变化

Fig. 8 Variation of transverse electromagnetic suction on the sectional model with the size of the total air gaps

3 阻尼器适用性和稳定性分析

本节从阻尼器工作量程、工作速度、节段模型各方向偏移和振幅大小对阻尼系数的影响来评估阻尼器的适用性和稳定性。双侧永磁板式电涡流阻尼单元的设计参数与第 2 节工况 1 基本相同, 仅稍微增大永磁体背铁尺寸至 $0.170\text{ m}(l_1)\times 0.190\text{ m}(w_1)\times 0.010\text{ m}(h_1)$, 增大导体板尺寸至 $0.140\text{ m}(l_2)\times 0.130\text{ m}(w_2)\times 0.006\text{ m}(h_2)$ 。

3.1 阻尼器的工作量程

经过文献调研^[20-22], 得到主梁常规比例节段模

型和大缩尺比节段模型的动力特性参数主要分布范围如表 2 所示。以阻尼系数要求更高的大缩尺比节段模型悬挂系统为对象,两台阻尼器间距 $d=1.3$ m,计算总气隙大小 $h_g=20$ mm 时,电涡流阻尼器提供的竖向和扭转附加阻尼比随模型质量和频率的变化,结果如图 9 所示。可以发现,电涡流阻尼器提供的竖向附加阻尼比范围为 0.9%~7.5%,扭转附加阻尼比范围为 0.5%~6.8%。如果减小总气隙大小,附加阻尼比范围还能进一步增大,能够满足不同缩尺比模型在不同工况下的试验需求。

表 2 主梁节段模型的动力特性参数主要分布范围

Tab. 2 Main distribution range of dynamic characteristic parameters of the main girder sectional models

缩尺比	m/kg	$I_o/(\text{kg}\cdot\text{m}^2)$	f_n/Hz	f_t/Hz
常规比例	10~50	0.4~2.0	1.5~6.0	3~10
大缩尺比	100~350	20~140	1.5~3.5	3.5~6.5

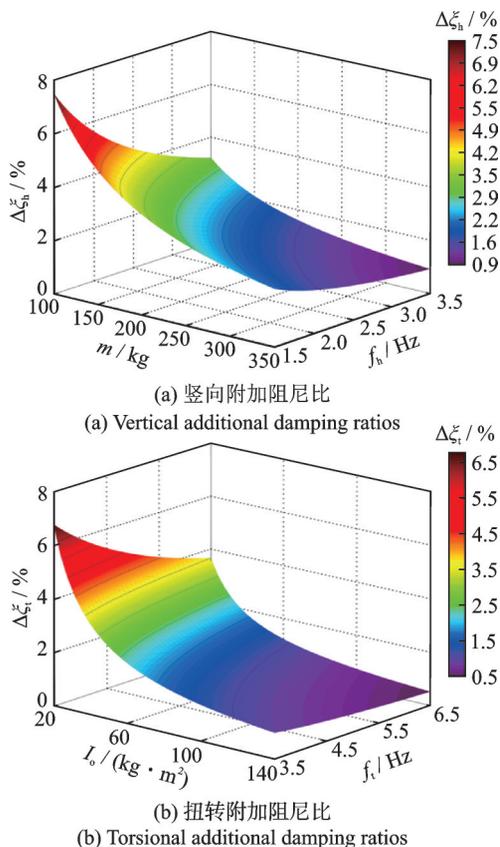


图 9 不同质量和频率下节段模型悬挂系统的附加阻尼比
Fig. 9 Additional damping ratios of sectional model suspension systems under different masses and frequencies

3.2 模型运动速度的影响

保持阻尼器总气隙大小 $h_g=20$ mm 不变,分析无量纲电涡流阻尼系数随导体板运动速度的变化规律,如图 10 所示。各工况的无量纲电涡流阻尼系数

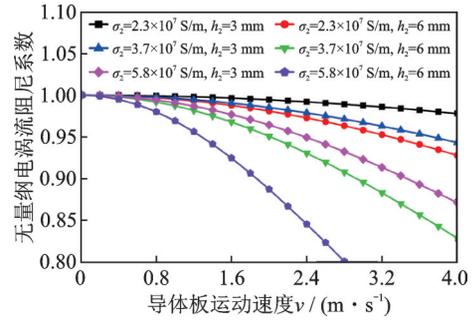


图 10 无量纲电涡流阻尼系数随导体板运动速度的变化
Fig. 10 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with the velocity of conductor plate

为任意速度下的阻尼系数与速度 $v=0.01$ m/s 时阻尼系数的比值。可以发现,随着导体板运动速度的增大,阻尼系数逐渐降低,且电导率越大,板厚越大,对应的降幅也越大,因此宜选择电导率较低的薄铝板作为电涡流阻尼器的导体材料。实际上,对处于竖向或小幅扭转状态的节段模型悬挂系统,导体板的最大竖向工作速度一般在 3.0 m/s 以内,如果选择电导率为 2.3×10^7 S/m、厚度为 6 mm 的铝板,阻尼系数随速度的下降量在 5% 以内,可以忽略不计。

3.3 模型位置偏移的影响

3.3.1 左右偏移的影响

导体板的左右偏移主要是由模型左右晃动引起的。图 11 为不同总气隙大小下阻尼器的无量纲电涡流阻尼系数随导体板左右偏移量的变化情况。无量纲电涡流阻尼系数为偏移后的阻尼系数与未偏移状态阻尼系数的比值。可以发现,随着左右偏移量的增大,各总气隙大小下的无量纲电涡流阻尼系数逐渐增大,且增速逐渐加快,增大总气隙大小可降低左右偏移的影响。例如,在 20 mm 总气隙大小下,当导体板左右偏移量小于 3 mm 时,阻尼系数的增量小于 5%。实际上,节段模型的涡振或颤振都以竖向和扭转振动为主,非人为因素引起的模型左右偏移量仅为毫米级,对阻尼器性能影响较小。

3.3.2 前后偏移的影响

模型受到的静风阻力会使其沿来流方向偏移。图 12 为不同总气隙大小下阻尼器的无量纲电涡流阻尼系数随导体板前后偏移量的变化情况。可以发现,随着左右导体板前后偏移量的增大,各总气隙大小下的无量纲电涡流阻尼系数均不断下降,且各总气隙大小对应的下降速度基本相同。当前后偏移量小于 14 mm 时,阻尼系数的下降量小于 5%。实际上,在节段模型风洞试验中会采用钢丝绳来限制模型沿来流方向的位移,同时可以增大导体板的宽度以适应模型偏移,保持阻尼系数的稳定。

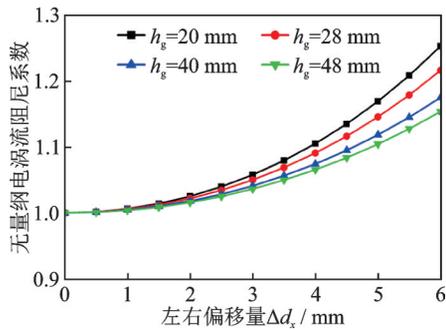


图 11 无量纲电涡流阻尼系数随导体板左右偏移量的变化
Fig. 11 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with the left-right offset of conductor plate

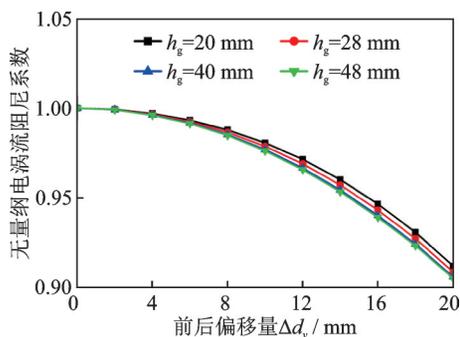


图 12 无量纲电涡流阻尼系数随导体板前后偏移量的变化
Fig. 12 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with the front-back offset of conductor plate

3.3.3 上下偏移的影响

模型的竖向振动以及升力作用都会使导体板产生上下偏移。图 13 为不同总气隙大小下阻尼器的无量纲电涡流阻尼系数随导体板上下偏移量的变化情况。可以发现,当导体板的上下偏移量小于 25 mm 时,阻尼系数都基本保持不变;超过 25 mm 以后,无量纲电涡流阻尼系数逐渐下降,且总气隙大小越大,下降速度越快。当上下偏移量小于 32 mm 时,各总气隙大小下的无量纲电涡流阻尼系数的下

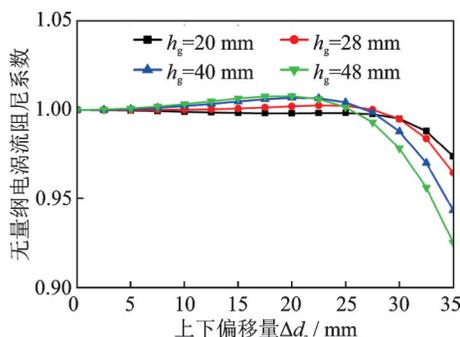


图 13 无量纲电涡流阻尼系数随导体板上下偏移量的变化
Fig. 13 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with the up-down offset of conductor plate

降量均小于 5%,阻尼器性能保持稳定。

3.3.4 耦合偏移的影响

导体板可能随节段模型同时发生前后、左右和上下耦合偏移,并发生扭转振动。为了分析耦合偏移和扭转振动工况下阻尼性能的稳定性,首先根据单向偏移的计算结果选取最不利偏移组合,即导体板左右、前后和上下偏移分别取为 0, 14 和 27.5 mm,然后计算不同总气隙大小下无量纲电涡流阻尼系数随节段模型扭转角的变化情况,结果如图 14 所示。可以发现,在 $0^\circ \sim 7^\circ$ 扭转角范围内,各总气隙大小对应的无量纲电涡流阻尼系数均位于 0.945~0.975 之间。说明对于竖向或小幅扭转状态,导体板的耦合偏移和扭转角对阻尼器性能的影响都很小,满足阻尼性能的稳定性要求。

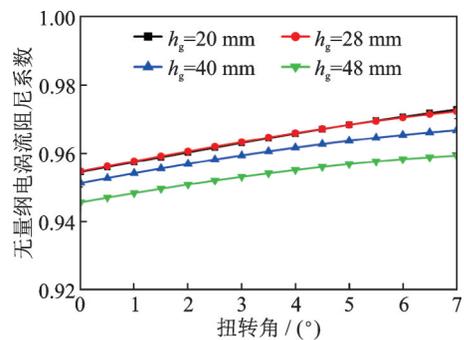


图 14 耦合偏移下无量纲电涡流阻尼系数随扭转角的变化
Fig. 14 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with the torsion angles under coupling offset

3.3.5 大幅弯扭耦合运动的影响

对于后颤振而言,要求阻尼器在大幅弯扭耦合运动中保持阻尼性能的稳定性。此时宜将导体板与模型端杆横向连接,如图 2(b)所示,以减小节段模型大幅扭转时导体板横向速度分量对扭转阻尼系数的影响,而保持扭转阻尼系数的稳定性。

下面以文献[23]中 Π 形截面节段模型的弯扭耦合后颤振为背景,分析大幅弯扭耦合运动中电涡流阻尼器性能的稳定性。已知模型宽度 $B=0.40$ m、质量 $m=11.72$ kg、质量惯矩 $I_0=0.31$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^2$)。双侧永磁板式电涡流阻尼单元的导体板尺寸取为 0.205 m (l_2) \times 0.270 m (w_2) \times 0.003 m (h_2),总气隙大小 $h_g=48$ mm,导体板中心间距 $d=0.67$ m,如图 15 所示。节段模型弯扭耦合后颤振为准简谐振动,其圆频率 $\omega_1=22.61$ rad/s,竖向振幅 $y_{0,\max}=12$ mm,扭转振幅 $\theta_{0,\max}=12^\circ$,扭转和竖向位移相位差 φ_1 和 φ_2 考虑 0° 和 90° 两种工况,由此可得导体板弯扭耦合运动的位移和速度时程,进而通过有限元分析得到不同时刻导体板位于不同位置时,电涡流阻尼器阻尼系

数的变化情况,结果如图16所示。无量纲电涡流阻尼系数为导体板振动过程中的阻尼系数与低速竖向或扭转振动时竖向阻尼系数或扭转阻尼系数的比值。无量纲时间为运动时间 t 与耦合运动周期 T 的比值。可以发现,振动过程中竖向和扭转阻尼系数均呈周期性变化,且对于不同的相位差,竖向和扭转阻尼系数的变化量均在5%以内,说明通过合理设计的电涡流阻尼器能够满足大幅弯扭耦合颤振对阻尼器阻尼性能的稳定性要求。

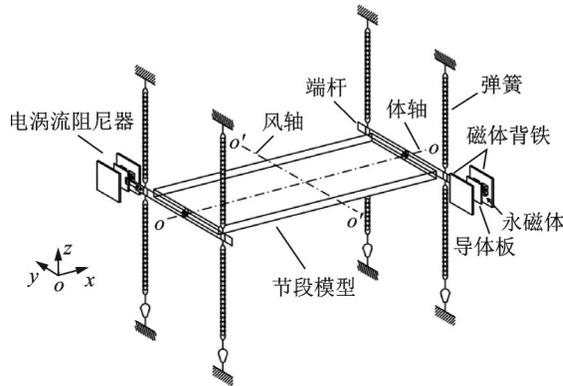


图15 阻尼器导体板横向安装示意图

Fig. 15 Schematic diagram of conductor plate for transverse installation

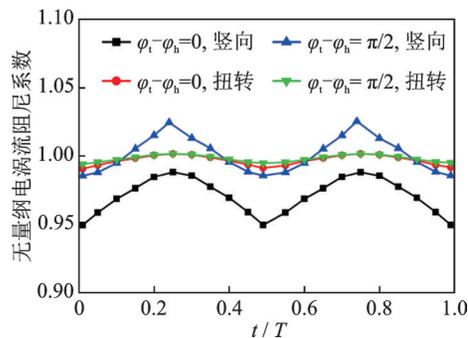


图16 大幅弯扭耦合振动下无量纲电涡流阻尼系数随时间的变化

Fig. 16 Variation of dimensionless eddy current damping coefficients with time under coupled bending-torsional vibration with large amplitudes

4 电涡流阻尼器性能验证试验

4.1 电涡流阻尼的线性特性验证

为了验证双侧永磁电涡流阻尼器的性能,制作了如图17所示的大缩尺比主梁节段模型,其基本参数如表3所示(B 和 D 分别表示宽度和高度),并将两台电涡流阻尼器装置沿斜对角安装在节段模型的两端,阻尼器参数与第3节中相同。通过对比阻尼器安装前后节段模型悬挂系统阻尼比的变化可以计算阻尼系数的大小,并分析其特征。



(a) 立面图
(b) 侧面图

图17 电涡流阻尼器的安装照片

Fig. 17 Installation photo of eddy current dampers

表3 大缩尺比主梁节段模型的基本参数

Tab. 3 Basic parameters of sectional model of main beam with large scale ratio

B/m	D/m	m/kg	$I_0/(kg \cdot m^2)$	f_b/Hz	f_t/Hz
1.52	0.11	245.44	55.74	2.41	4.52

以扭转模态为例进行分析,图18为不同总气隙大小下电涡流阻尼器给节段模型悬挂系统提供的扭转附加阻尼比随扭转角的变化情况。可以发现,随着扭转角的增大,不同总气隙大小下对应的扭转附加阻尼比基本保持不变,表明电涡流阻尼器能够给节段模型悬挂系统提供的扭转附加阻尼是线性的。另外,在涡振试验过程中发现节段模型的横向偏移量均在1 mm以内,说明双侧永磁板式电涡流阻尼器具有良好的适应性。图18还对比了通过自由衰减振动试验及电磁有限元分析计算所得的模型附加扭转阻尼比,可以看到,不同总气隙大小下数值分析和试验结果都非常吻合,进一步证明了采用电磁有限元稳态分析计算板式电涡流阻尼单元阻尼系数的可靠性。

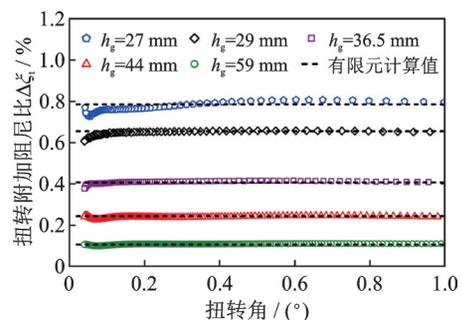


图18 节段模型的扭转附加阻尼比随扭转角的变化

Fig. 18 Variation of torsional additional damping ratios with the torsional angles of sectional model

4.2 竖向和扭转附加阻尼比协同调节能力验证

采用电涡流阻尼器可以实现竖向和扭转附加阻尼比的协同调节。下面以小振幅工况为例,推导电涡流阻尼器提供的竖向与扭转附加阻尼比关系,大

幅弯扭耦合振动的结果可由有限元分析进一步修正:

$$\Delta\xi_t = \frac{c_{d,t}}{2I_o\omega_t} \cdot \frac{2m\omega_h}{c_{d,h}} \Delta\xi_h = \frac{d^2 m\omega_h}{4I_o\omega_t} \Delta\xi_h = \frac{d^2}{2lr} \Delta\xi_h \quad (4)$$

式中 $r = \sqrt{I_o/m}$ 为模型的回转半径。

由式(4)可知,扭转附加阻尼比 $\Delta\xi_t$ 与竖向附加阻尼比 $\Delta\xi_h$ 之间存在一一对应关系。对于特定的模型悬挂系统,通过改变阻尼器间距 d 能够调节扭转与竖向附加阻尼比的比值,实现节段模型悬挂系统竖向和扭转阻尼比的协同调节。将表3中的模型基本参数代入式(4)并化简得:

$$\frac{\Delta\xi_t}{\Delta\xi_h} = \frac{m\omega_h}{4I_o\omega_t} \cdot d^2 = 0.588d^2 \quad (5)$$

根据式(5)可以计算扭转与竖向附加阻尼比的比值随阻尼器间距的变化情况,结果如图19所示。可以发现,当 $d=1.3$ m时, $\Delta\xi_t/\Delta\xi_h=1$,表明安装于此位置的两台电涡流阻尼器能够实现模型悬挂系统的竖向和扭转附加阻尼比的完全同步调节。

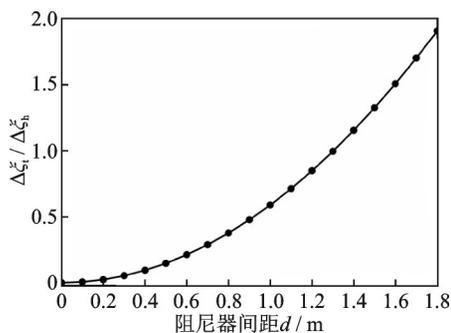
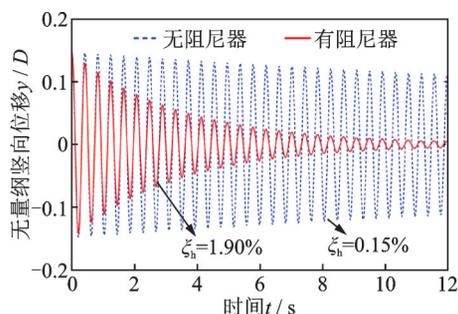
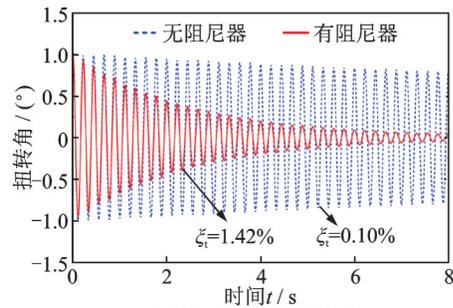


图 19 扭转与竖向附加阻尼比的比值随阻尼器间距的变化
Fig. 19 Variation of ratio values of torsional and vertical additional damping ratios with the damper spacing

选取两台电涡流阻尼器间距 $d=1.14$ m,总气隙大小 $h_g=19$ mm,分别通过竖向和扭转模态的自由衰减振动试验计算阻尼器的竖向和扭转附加阻尼比。图20(a)和(b)分别为阻尼器安装前后节段模型的竖向和扭转自由振动位移衰减时程曲线。可以发现,安装电涡流阻尼器后节段模型悬挂系统的竖



(a) 竖向自由振动位移衰减时程
(a) Decayed time-history of vertical free vibration displacement



(b) 扭转自由振动位移衰减时程
(b) Decayed time-history of torsional free vibration displacement

图 20 节段模型悬挂系统的自由振动位移衰减时程
Fig. 20 Decayed time-history of free vibration displacement of sectional model system

向和扭转阻尼比均显著提高,其中竖向阻尼比由原始状态下的0.15%提升至1.90%,扭转阻尼比由0.10%提升至1.42%,对应的扭转和竖向附加阻尼比分别为1.32%和1.75%,两者比值为0.754,与理论值0.764吻合良好。

5 结 论

(1) 双侧永磁板式电涡流阻尼器可为不同缩尺比节段模型悬挂系统提供连续可调的线性黏滞阻尼,且其阻尼系数稳定,不易受模型前后、左右和上下位置偏移的影响,也适用于节段模型大幅弯扭耦合颤振风洞试验。

(2) 通过沿节段模型的斜对角对称安装两台电涡流阻尼器可实现节段模型悬挂系统竖向和扭转阻尼比的协同调节,为实现节段模型弯扭耦合风致振动的精细化研究提供了条件。

参考文献:

[1] 黄侨,任远,许翔,等.大跨径缆索承重桥梁状态评估的研究现状与发展[J].哈尔滨工业大学学报,2017,49(9):1-9.
HUANG Qiao, REN Yuan, XU Xiang, et al. Research progress of condition evaluation for large span cable supported bridges[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2017, 49(9): 1-9.

[2] 战庆亮,周志勇,葛耀君.开口叠合梁断面气动性能的试验研究[J].桥梁建设,2017,47(1):17-22.
ZHAN Qingliang, ZHOU Zhiyong, GE Yaojun. Experimental study of aerodynamic performance of open cross sections of composite girders[J]. Bridge Construction, 2017, 47(1): 17-22.

[3] GE Yaojun, ZHAO Lin, CAO Jinxin. Case study of vortex-induced vibration and mitigation mechanism for a

- long-span suspension bridge[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2022, 220: 104866.
- [4] 朱乐东, 高广中. 典型桥梁断面软颤振现象及影响因素[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2015, 43(9): 1289-1294.
- ZHU Ledong, GAO Guangzhong. Influential factors of soft flutter phenomenon for typical bridge deck sections [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2015, 43(9): 1289-1294.
- [5] GAO Guangzhong, ZHU Ledong. Nonlinearity of mechanical damping and stiffness of a spring-suspended sectional model system for wind tunnel tests[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2015, 355: 369-391.
- [6] ZHANG Mingjie, XU Fuyou. Nonlinear vibration characteristics of bridge deck section models in still air[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2018, 23(9): 4018059.
- [7] 李春光, 陈政清, 韩阳. 带悬挑人行道板流线型箱梁涡振性能研究[J]. *振动与冲击*, 2014, 33(24): 19-25.
- LI Chunguang, CHEN Zhengqing, HAN Yang. Vortex induced vibration performance of a streamlined box girder with a cantilevered walking slab[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(24): 19-25.
- [8] 童俊豪, 陈鑫. 某宽幅箱梁悬索桥气动特性节段模型风洞试验[J]. *广东公路交通*, 2020, 46(4): 47-52.
- TONG Junhao, CHEN Xin. Wind tunnel test of aerodynamic characteristics of a wide box girder suspension bridge[J]. *Guangdong Highway Communications*, 2020, 46(4): 47-52.
- [9] 宋锦忠, 徐建英. 桥梁节段模型风洞试验技术研讨[C]// 2004 全国结构风工程实验技术研讨会. 长沙, 2004: 63-65.
- [10] XU Kun, GE Yaojun, ZHAO Lin, et al. Calculating vortex-induced vibration of bridge decks at different mass-damping conditions[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2018, 23(3): 4017149.
- [11] DONG Jiahui, HUANG Lin, LIAO Haili, et al. Investigation on suppressing vortex-induced vibrations of the rectangular steel box girder for railway cable-stayed bridges by installing wind fairings[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2021, 219: 104821.
- [12] SUN Yanguo, LI Ming, LI Mingshui, et al. Spanwise correlation of vortex-induced forces on typical bluff bodies[J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2019, 189: 186-197.
- [13] MANNINI C, MARRA A M, MASSAI T, et al. Interference of vortex-induced vibration and transverse galloping for a rectangular cylinder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2016, 66: 403-423.
- [14] 陈政清, 周帅, 牛华伟, 等. 风洞试验刚性节段模型阻尼连续调节装置: CN102146980A[P]. 2011-08-10.
- CHEN Zhengqing, ZHOU Shuai, NIU Huawei, et al. Continuous damping adjustment device for rigid sectional models in wind tunnel tests: CN102146980A[P]. 2011-08-10.
- [15] 汪志昊, 张闯, 周佳贞, 等. 新型装配式竖向电涡流 TMD 试验研究[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(1): 16-22.
- WANG Zhihao, ZHANG Chuang, ZHOU Jiazhen, et al. Tests for a prefabricated vertical TMD with eddy-current damping[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(1): 16-22.
- [16] 黄智文. 电涡流阻尼器理论研究及其在桥梁竖向涡振控制中的应用[D]. 长沙: 湖南大学, 2016.
- HUANG Zhiwen. Theoretical study of eddy current damper and its application in vertical vortex-induced vibration control of bridges [D]. Changsha: Hunan University, 2016.
- [17] 华旭刚, 马伟猛, 黄智文, 等. 基于精确阻尼调控的桥梁竖弯涡振 Sc 数影响[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2022, 49(5): 17-25.
- HUA Xugang, MA Weimeng, HUANG Zhiwen, et al. Effect of Sc number on vertical vortex-induced vibration of bridges based on precise damping adjustment[J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2022, 49(5): 17-25.
- [18] WANG Z H, CHEN Z Q, WANG J H. Feasibility study of a large-scale tuned mass damper with eddy current damping mechanism[J]. *Earthquake Engineering & Engineering Vibration*, 2012, 11(3): 391-401.
- [19] 陈政清, 田静莹, 黄智文, 等. 板式电涡流阻尼系数的计算与试验修正方法[J]. *中国公路学报*, 2016, 29(10): 46-53.
- CHEN Zhengqing, TIAN Jingying, HUANG Zhiwen, et al. Calculation and test correction method of plane type eddy current damping coefficient[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2016, 29(10): 46-53.
- [20] 陈政清, 欧阳克俭, 牛华伟, 等. 中央稳定板提高桁架梁悬索桥颤振稳定性的气动机理[J]. *中国公路学报*, 2009, 22(6): 53-59.
- CHEN Zhengqing, OUYANG Kejian, NIU Huawei, et al. Aerodynamic mechanism of improvement of flutter stability of truss-girder suspension bridge using central stabilizer[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2009, 22(6): 53-59.
- [21] 张天翼, 孙延国, 李明水, 等. 宽幅双箱叠合梁涡振性能及抑振措施试验研究[J]. *中国公路学报*, 2019, 32(10): 107-114.
- ZHANG Tianyi, SUN Yanguo, LI Mingshui, et al. Experimental study on vortex-induced vibration performance and aerodynamic countermeasures for a wide-width double-box composite beam[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2019, 32(10): 107-114.

- [22] 胡传新, 赵林, 陈海兴, 等. 流线闭口箱梁涡振气动力的雷诺数效应研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(12): 118-125.
HU Chuanxin, ZHAO Lin, CHEN Haixing, et al. Reynolds number effects on aerodynamic forces of a streamlined closed-box girder during vortex-induced vibrations[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(12): 118-125.
- [23] TANG Y, HUA X G, CHEN Z Q, et al. Experimental investigation of flutter characteristics of shallow I section at post-critical regime[J]. Journal of Fluids and Structures, 2019, 88: 275-291.

Design and performance verification of a novel eddy current damper for damping adjustment of the spring-suspended sectional model system

HUANG Zhi-wen^{1,2,3}, MA Wei-meng^{1,2,3}, FENG Yun-cheng⁴, HUA Xu-gang^{1,2,3},
CHEN Zheng-qing^{1,2,3}

(1.Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering of Hunan Province, Hunan University, Changsha 410082, China;

2.School of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

3.State Key Laboratory of Bridge Safety and Resilience, Hunan University, Changsha 410082, China;

4.CCCC First Highway Consultants Co., Ltd., Xi'an 710075, China)

Abstract: In order to finely and continuously adjust the damping of a spring-suspended sectional model (SSSM) system in the wind tunnel test, a double-sided permanent magnet plate-type eddy current damper (ECD) device is developed in this paper. First, the basic structure of the ECD is introduced and its design points are analyzed. Then, the rationality of the structure for the ECD is analyzed by using the electromagnetic finite element steady-state analysis method, its working range is predicted, and the influence of the motion speed and position offset of the conductor plate on its working performance is analyzed. Finally, the relationship between the vertical and torsional additional damping ratio provided by the ECD to the SSSM system is derived, and the linear characteristics of the eddy current damping and the cooperative adjustment ability of the damper to the vertical and torsional additional damping of the SSSM system are verified by experiments. The study shows that the double-sided permanent magnet plate-type ECD can provide continuously adjustable linear viscous damping for the SSSM system with different scaling ratios, and the damping coefficient is stable and not easily affected by the front-back, left-right and up-down position offsets of the model, which is also suitable for the wind tunnel test of the SSSM system with large bending-torsional coupling vibration. By installing two dampers symmetrically along the diagonal of the SSSM system, the vertical and torsional damping ratios of the SSSM system can be cooperatively adjusted, which provides conditions for the fine study of the bending-torsional coupling wind-induced vibration of the SSSM system.

Key words: bridge; wind tunnel testing; sectional model; eddy current damping; damper

作者简介: 黄智文(1986—),男,博士,教授。E-mail: zwhuang213@hnu.edu.cn。