文章编号:1674-2974(2022)05-0017-09

DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2022045

基于精确阻尼调控的桥梁竖弯涡振 Sc 数影响

华旭刚 1,2,马伟猛 1,2,黄智文 1,2†,陈政清 1,2,万田保 3,孙英杰 4,刘曙光 4

(1. 风工程与桥梁工程湖南省重点实验室(湖南大学),湖南长沙410082;

2. 湖南大学 土木工程学院,湖南长沙 410082;

3. 中铁大桥勘测设计院集团有限公司,湖北 武汉 430056;

4. 中铁桥隧技术有限公司,江苏南京 210061)

摘要:在桥梁气动外形和来流风场确定的条件下,Sc数(Scruton number)是影响大跨度桥梁涡振响应大小的关键因素.为了开展Sc数对大跨度桥梁竖向涡振影响的精细化研究,首先研制了适用于桥梁节段模型风洞试验的永磁式板式电涡流阻尼器,可为弹性悬挂节段模型系统提供可连续调节的、理想线性黏滞阻尼.然后以带风嘴的开口断面钢混组合梁桥为研究对象,针对+3°、0°和-3°三个风攻角和不同的Sc数开展了节段模型竖向涡振试验.根据试验结果,总结了节段模型涡振振幅的风速变化曲线随名义阻尼比的变化规律,分析了最大涡振振幅随Sc数变化规律的函数拟合,并对桥梁高阶模态涡振响应进行了预测.研究发现不同风攻角下主梁竖向涡振的锁定风速区间都随Sc数的增大而缩小,最大振幅都随Sc数的增加而降低,但变化曲线有显著差别;通过对三组及以上不同Sc数的节段模型风洞试验结果进行函数 拟合,可以较好地预测节段模型最大涡振振幅随Sc数的变化规律;在模态阻尼比相同的条件下,大跨度悬索桥各阶竖弯模态的涡振振幅基本相同,高阶模态涡振更容易出现不满足规范限值的情况.研究成果为大跨度桥梁竖弯涡振响应的精细化预测提供了重要方法.

关键词:涡振;桥梁;节段模型;阻尼比;电涡流阻尼 中图分类号:U441.3 文献标志码:A

Effect of *Sc* Number on Vertical Vortex-induced Vibration of Bridges Based on Precise Damping Adjustment

HUA Xugang^{1,2}, MA Weimeng^{1,2}, HUANG Zhiwen^{1,2†}, CHEN Zhengqing^{1,2}, WAN Tianbao³, SUN Yingjie⁴, LIU Shuguang⁴

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

 $\ensuremath{\text{2. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; }$

3. China Railway Major Bridge Reconnaissance & Design Institute Co, Ltd, Wuhan 430056, China;

4. China Railway Bridge & Tunnel Technologies Co, Ltd., Nanjing 210061, China)

Abstract: Under the condition that the aerodynamic shape of the bridge and the incoming wind field are determined, the *Sc* number is one of the key factors affecting the vortex-induced response of long-span bridges. In order

* 收稿日期:2021-08-05
 基金项目:国家自然科学基金资助项目(51808210), National Natural Science Foundation of China(51808210)
 作者简介:华旭刚(1978—),男,浙江义乌人,湖南大学教授,博士生导师
 * 通信联系人,E-mail: zwhuang213@hnu.edu.cn

to conduct a refinement study on the effect of Sc number on vertical vortex-induced vibration (VVIV) of long-span bridges, firstly a permanent magnet plate eddy current damper was developed, and it was utilized to provide linear and adjustable viscous damping for the spring-suspended sectional model system. Then wind tunnel test for a section model of a steel-concrete composite girder bridge with wind fairings was conducted under three different wind attack angles of $+3^{\circ}$, 0° and -3° , respectively, and several different Sc number. Based on the experiments, the variation of VVIV displacement with the wind velocity for different nominal damping ratio was obtained, the maximum displacement of the VVIV versus Sc number relationship was analyzed by curve fitting, and the higher-order modal vortexinduced vibration response of the bridge was predicted. It is found that the lock-in wind speed region as well as the maximum amplitude decrease with the increase of Sc number under all the three wind attack angles, though their varying tendencies are significantly different. The maximum amplitudes for different Sc numbers can be well predicted by curve fitting of the results of wind tunnel tests for at least three different Sc numbers. On the assumption of the same modal damping ratio, the vortex-induced vibration amplitudes of all vertical bending modes of long-span suspension bridges are almost the same. As a result, the vortex-induced vibration amplitudes of higher-order modes are more difficult to meet the specification limits. The research results provide a novel method for refinement prediction of VVIV response of long-span bridges.

Key words: vortex-induced vibration; bridge; sectional model; damping ratio; eddy current damping

主梁竖向涡振是大跨度桥梁在常遇风速下容易 发生的一种风致振动现象.主梁涡振响应的锁定风 速区间和幅值大小主要受主梁断面气动外形、来流 特性和结构动力特性等因素的影响^[1-3].在结构动力 特性参数中,模态阻尼比和质量是两个重要参数,它 们对主梁涡振响应的影响通常可归纳为无量纲参数 Scruton数的影响^[4].Scruton数简称*Sc*数,它是结构无 量纲质量和阻尼比的乘积,最早由Scruton在对烟囱 等圆柱体结构涡振的研究中提出^[5].对于主梁竖向 涡振,文献[6]对*Sc*数的原始定义进行了修正,其表 达式为*Sc*=4π*m*ξ/(*ρBD*),其中*m*表示主梁单位长度 的质量;ξ表示结构模态阻尼比;ρ表示空气密度;*B* 和*D*分别表示主梁宽度和高度.本文将采用*Sc*数的 上述定义形式.

研究 Sc 数对主梁涡振的影响是实桥涡振响应预 测及控制的重要环节.一方面,大跨度桥梁各阶竖弯 模态的等效质量和阻尼比都可能存在差异,因此要 预测不同模态的涡振响应,就需要分析 Sc 数的影响 规律.郭震山等^[7]和王守强等^[8]分别以虎门大桥和西 堠门大桥为背景对大跨度悬索桥的模态阻尼比进行 了统计分析,结果发现大跨度悬索桥的竖弯模态阻 尼比一般随模态阶次的增大而减小.实际上,由于大 跨度桥梁阻尼比实测统计资料较少,目前国内外不 同桥梁规范对阻尼比的建议值也存在较大差异.例 如,对于钢混组合缆索承重桥梁,我国抗风设计规范 建议的模态阻尼比为1%^[9],而英国桥梁设计规范 BD 49/01的建议值则为0.48%^[10].另一方面,当采用 调谐质量减振器等机械阻尼措施进行涡振控制时, 可首先确定主梁涡振响应随模态阻尼比或Sc数的变 化规律,然后再根据所需的附加模态阻尼比或Sc数 开展阻尼器参数设计.

目前,有大量文献报道了气动外形和来流特性 对桥梁涡振的影响规律^[11-12],但有关Sc数对桥梁涡 振的影响仍缺乏系统的研究.在试验研究方面, Klamo等^[13]研制了电磁电涡流阻尼装置,并依托该 装置分析了阻尼对水中圆柱体结构横流向涡振振幅 和频率的影响规律.Larsen^[14]基于风洞试验研究了 一个钝体箱形断面分别在均匀流场和紊流下的竖向 涡振振幅随Sc数的变化规律,并提出了一种涡激力 的广义范德玻振子经验模型.李永君等[15]以东海大 桥颗珠山桥为背景研究了质量和阻尼比对桥梁扭转 涡振的影响,发现增大质量参数或阻尼参数都可以 减小扭转涡振幅值. Marra等^[16]通过节段模型风洞试 验研究了Sc数对宽高比为4:1的矩形断面竖向涡振 的影响规律,并由此提出了改进的Scanlan 非线性经 验涡激力模型,但只考虑了0°风攻角的试验工况.在 理论研究方面,为了提高桥梁涡振响应的预测精度, 近年来许多学者致力于拓展半经验涡激力数学模型

的适用性,使之能够在不同的Sc数下成立^[17-19].在针 对海洋立管等圆柱体结构的流致涡振研究中,Vandiver^[20]提出了一种新的无量纲阻尼参数,并分析了 它在三维涡振幅值响应预测中的优势.Garcia等^[21] 分析了圆柱体结构涡振中固有阻尼比对系统附加质 量和升力的影响.

采用节段模型风洞试验和理论分析研究结构阻 尼比或*Sc*数对桥梁涡振响应的影响,其关键在于为 节段模型系统提供稳定、可靠和精确可调的线性黏 滞阻尼.目前桥梁节段模型风洞试验中主要采用油 阻尼桶、缠绕钢丝绳或电工胶带等方式来调节节段 模型悬挂系统的阻尼比,但上述方法都有很明显的 局限性.例如,油阻尼桶提供的剪切黏滞阻尼一般具 有较好的线性特性,但其阻尼系数与剪切面的形状 和面积相关,难以实现连续调节;缠绕钢丝绳或电工 胶带产生的阻尼都在一定程度上依赖于材料之间的 摩擦,因此都具有一定的非线性,也难以实现精确、 连续调节^[22].此外,若采用电磁电涡流阻尼,则可能 存在电磁铁发热的问题.

为了开展Sc数对大跨度桥梁竖向涡振影响的精 细化研究,本文首先研制了适用于桥梁节段模型风 洞试验的、阻尼系数精确可调的永磁式板式电涡流 阻尼器,结合电磁有限元分析和自由衰减振动试验 验证了阻尼器的阻尼特性.然后通过改变节段模型 系统的附加阻尼比来改变系统的Sc数,以带风嘴的 开口断面钢混组合梁为研究对象,通过节段模型风 洞试验研究了实桥在+3°、0°和-3°三个风攻角下的 竖向涡振响应随Sc数的变化规律,并据此对桥梁高 阶模态涡振响应进行了预测.

1 板式电涡流阻尼器研制及性能测试

1.1 永磁式板式电涡流阻尼器的基本构造

图1给出了永磁式板式电涡流阻尼器的基本构 造.可以看到,板式电涡流阻尼器由永磁体、永磁体 背铁、导体板、底座和间距调节装置构成.其中,导体 板固定在节段模型的端部,与节段模型一起沿竖向 运动;底座固定在风洞地面,其距离地面的高度可以 调节;永磁体分别布置在导体板的两侧,其中沿导体 板运动方向的磁极交替布置,沿垂直于导体板运动 方向的磁极相同布置.导体板两侧永磁体之间的空 气间隙可连续调节,从而实现阻尼器的阻尼系数以 及节段模型系统阻尼比的连续调节.永磁体背铁由 高磁导率材料制作,这样使阻尼器自身形成闭合磁 路,不会对试验仪器产生电磁干扰,同时还提高了电 涡流阻尼器的耗能效率.永磁体采用钕铁硼稀土永 磁体,厚度20mm;导体板采用铝板,厚度6mm.



Fig.1 Schematic diagram of plate eddy current damper

本文只研究节段模型的竖向涡振,因此电涡流 阻尼器安装在节段模型左右两端的中心位置,如图2 所示.当节段模型振动时,模型带动导体板也做上下 振动,从而使永磁体与导体板之间发生相对运动.于 是导体板切割磁力线,并在其上产生电涡流,电涡流 产生的磁场与永磁体磁场相互作用,产生一个阻碍 导体板和永磁体相对运动的阻尼力,即电涡流阻尼 力.从能量转化的角度看,电涡流阻尼器把节段模型 的振动能量首先转化为导体板内的电能,并最终转 化为热能耗散掉,由此产生了阻尼效应.



图2 板式电涡流阻尼器的安装照片



1.2 板式电涡流阻尼器性能

本文以钢混组合梁为研究对象,图3给出了节 段模型横断面设计尺寸,其中模型宽度B=0.633 m, 高度D=0.046 m,长度L=1.740 m,每延米质量m=11.273 kg,竖向振动的固有频率 $f_n=2.87$ Hz,几何缩尺 比 $\lambda_L=60$,试验风速比 $\lambda_U=2.1$.



在开展节段模型风洞试验前,通过电磁有限元 分析和节段模型的自由衰减振动试验对永磁式板式 电涡流阻尼器的理想线性阻尼特性进行了验证,在 电磁有限元分析软件COMSOL中建立了板式电涡流 阻尼器的有限元模型,分析了4种不同气隙条件下 板式电涡流阻尼器的阻尼系数随模型振动速度的变 化规律,并根据节段模型系统的质量和自振频率把 上述阻尼系数转换为节段模型系统的附加结构阻尼 比.为了便于对比,不同振动速度下的附加结构阻尼 比均除以速度为0.01 m/s时的附加阻尼比,以无量纲 化.分析结果如图4所示,可以看到,不管气隙如何 变化,节段模型系统的附加结构阻尼比都几乎不随 其振动速度(即导体铝板的振动速度)变化,说明文 中板式电涡流阻尼器的阻尼性能与模型振动状态无 关.需要说明的是,根据模型固有频率和以往试验中 钢混组合梁断面的涡振响应大小,分析时保守估计 了模型的最大振动速度为0.2 m/s,对应最大涡振振 幅为0.011m,约为0.24倍模型高度.





板式电涡流阻尼器的线性阻尼特性还可以从安 装阻尼器前后节段模型系统的附加阻尼比随振幅的 变化上得到验证.图5给出了无阻尼器时由自由衰 减振动试验得到的节段模型阻尼比和频率随振幅变 化曲线,可以看到,节段模型系统的阻尼比随节段模 型振幅的增大而近似呈线性增大,但节段模型系统 的固有频率随振幅变化非常小,可认为是常数.值得 注意的是,无阻尼器时由自由衰减振动试验得到的 阻尼包括因模型变形和构件摩擦等因素产生的机械 阻尼,以及无风环境下的气动阻尼^[23].



安装板式电涡流阻尼器后,首先通过自由衰减 振动得到节段模型系统的总阻尼比随振幅的变化曲 线,再减去无阻尼器时系统的阻尼比(见图5),就得 到板式电涡流阻尼器提供的附加阻尼比.图6根据 附加阻尼比随振幅的变化结果进一步统计了附加阻 尼比的平均值 ξ_0 及其变动率 δ 随气隙大小的变化规 律.其中 ξ_0 为1~10 mm的振幅区间内,附加阻尼比的 平均值;变动率 $\delta=(\xi_{max}-\xi_{min})/\xi_0$,其中 ξ_{max} 和 ξ_{min} 分别为 1~10 mm振幅区间内,附加阻尼比的最大值和最小 值.从图6可知,不同气隙下附加阻尼比的变动率 δ 都很小,大部分工况都在4%以内.因此,不同气隙下 附加阻尼比可认为是一常量,并可用平均值 ξ_0 表示.



Fig.6 Average value and variation rate of additional damping ratio under different air gaps

需要说明的是,本文在分析阻尼或Sc数对节段 模型涡振响应的影响时,将计入阻尼器的附加阻尼、 节段模型系统的机械阻尼和无风环境下的气动阻尼 (即图5中识别的系统阻尼),以下称为总阻尼.实际 上,节段模型发生涡振时,应将无风环境下的气动阻 尼排除在影响因素之外,但要准确分离机械阻尼和 无风环境下的气动阻尼难度较大^[24-25].考虑到无风 环境下的气动阻尼相对附加阻尼较小,本文为了简 化分析,把无风环境下的气动阻尼合并到机械阻尼 中,得到的涡振预测结果将偏于保守.

为了展现板式电涡流阻尼器阻尼系数的连续可 调功能,采用电磁有限元分析和节段模型系统的自 由衰减振动试验,对比分析了节段模型系统的附加 阻尼比随永磁体与导体板之间气隙大小的变化规 律,结果如图7所示.可以看到,随着气隙的减小,节 段模型系统的附加阻尼比逐渐增大.当气隙大于4 cm时,由阻尼器提供的附加阻尼比几乎为零;当气 隙减小到2 cm时,附加阻尼比可增大到2%,可完全 抑制节段模型的竖向涡振.此外可以发现,由有限元 分析预测的附加阻尼比与实测结果非常接近,证明 了板式电涡流阻尼器设计方案的可行性.



2 阻尼及 Sc 数对节段模型涡振的影响

2.1 竖向涡振位移响应风速区间随阻尼的变化

因为机械阻尼和无风环境下的气动阻尼具有振幅依赖性,所以当附加阻尼较小时,系统的总阻尼及 对应的 Sc 数也具有较明显的振幅依赖性.桥梁涡振 研究的主要目的之一是预测实桥最大涡振振幅,因 此可取各工况下节段模型最大涡振振幅对应的总阻 尼比作为该工况下的名义阻尼比,再由此计算 Sc 数,即 $Sc = 4\pi m \xi_n / (\rho BD)$,其中 ξ_n 表示节段模型名义阻 尼比.

图 8 为没有附加阻尼时,不同风攻角下节段模型的无量纲竖向涡振振幅随折减风速的变化曲线,其中无量纲振幅定义为η =y/D,无量纲折减风速定义为V,=U/f_nB,其中U为来流风速.可以看到,在+3°、0°和-3°来流风攻角下节段模型系统的名义阻尼比均为0.1%,主梁均只有一个竖向涡振锁定风速区间,且不同风攻角下的涡振锁定风速区间基本一致,无量纲最大涡振振幅约为0.12.



图 8 无阻心益时主采室问两被狼脑与风迷天系 Fig.8 Vertical vortex-induced vibration amplitude versus wind speed of main beam without dampers

通过板式电涡流阻尼器不断增大节段模型系统 的附加阻尼比,得到不同风攻角下名义阻尼比不断 增大时,节段模型的无量纲竖向涡振振幅随折减风 速的变化情况,如图9所示.可以看到,不同风攻角 下,节段模型的竖向涡振最大振幅和涡振锁定折减 风速区间均随着名义阻尼比的增大而逐渐减小,但 变化趋势不同.例如,对于+3°风攻角,即使名义阻尼 比增大到1%,主梁的竖向涡振也没有完全消失.而 对于-3°风攻角,当系统的名义阻尼比略大于0.37% 时,竖向涡振就基本消失.





2.2 最大竖向涡振振幅随 Sc 数的变化曲线

根据上一节试验结果进一步统计得到节段模型 竖向涡振的最大涡振振幅随名义阻尼比及Sc数的变 化曲线,分别如图10和图11所示.可以看到,随着名 义阻尼比或Sc数的不断增加,不同风攻角下的最大 涡振振幅不断降低,但不同风攻角下的变化规律不 相同.+3°风攻角下的节段模型竖向涡振峰值响应下 降最慢,-3°风攻角下的节段模型竖向涡振峰值响应 下降最快,0°风攻角下的节段模型竖向涡振峰值响应 下降康度介于前两者之间.此外,随着阻尼比或Sc 数的增大,最大涡振振幅对阻尼比或Sc数的敏感程 度逐渐降低.

2.3 最大竖向涡振振幅随 Sc 数的变化曲线拟合

利用板式电涡流阻尼器可实现节段模型系统阻 尼比的连续调节,得到最大涡振振幅随阻尼比或Sc 数的精确变化规律.但从实际工程的角度看,应尽量 减少振幅预测所需Sc数的试验工况,提高试验效率. 提高试验效率的一个重要方法就是对最大竖向涡振 振幅随 Sc 数的变化曲线进行函数拟合.参考 Sc 数对圆柱体涡振振幅的影响规律^[26-27],采用两种函数形式对图 11 所示试验数据进行拟合,其中函数一为分数形式,函数二为幂指数形式,即

$$\eta_{\max} = \frac{a}{1+b \cdot Sc^c},\tag{1}$$

$$\eta_{\max} = a_1 \cdot e^{-b_1 \cdot Sc}.$$
 (2)

式中:a、b和c表示函数一的待拟合参数;a₁和b₁表示 函数二的待拟合参数,从物理意义上看,a和a₁表示 当Sc数等于零时结构可能达到的极限涡振振幅;η_{max} 表示主梁无量纲涡振振幅.



Fig.10 Peak value of vertical vortex-induced vibration versus nominal damping ratio



不同风攻角下函数一和函数二的参数识别结果 见表1, 拟合函数和试验数据的对比如图12所示.从 图12可看到, 在试验的Sc数范围内, 函数一和函数 二均能较好地拟合主梁的最大涡振振幅随Sc数的变 化规律, 但当Sc数小于试验范围时, 函数一和函数二 的拟合结果偏差逐渐增大. 从表1可看到, 对于函数 一,3个风攻角下的极限涡振振幅基本相同,均在 0.135左右;对于函数二,从-3°风攻角到+3°风攻角, 对应的极限涡振振幅逐渐减小.总体来看,函数二预 测的极限涡振振幅大于函数一.

表1 最大涡振振幅随 Sc 数变化的拟合函数识别结果

Tab.1 Fitting results of the dimensionless maximum vortex-induced vibration amplitude function

风攻角/ (°)	函数一			函数二	
	a	b	с	a_1	b_1
+3	0.1386	0.011 0	1.594	0.1507	0.0447
0	0.1345	0.003 4	2.076	0.165 5	0.059 5
-3	0.134 5	0.004 8	2.261	0.179 5	0.093 8





选择合适的试验方案可在保证拟合精度的前提 下进一步减少工作量,下面以+3°风攻角为例,说明 试验方案对函数拟合精度的影响,结果如图13(a)~ (d)所示.对于函数一:方案一的拟合误差最大,说明 当Sc数小于试验范围时,函数一难以准确描述主梁 涡振振幅随Sc数的变化规律.相反,若用Sc数较小 时的试验数据预测高Sc数的主梁涡振响应,则相对 误差较小(见图13(b)).试验方案三和试验方案四都 保留了Sc数最小和最大的试验工况,然后再选取Sc 数介于二者之间的一个或两个工况.从图13(c)和图 13(d)可发现,上述两种方案的拟合误差都较小,可 有效预测不同Sc数下的主梁涡振振幅.

对比函数一和函数二的拟合结果可发现,函数 二能更精确地描述节段模型的最大涡振振幅随 Sc 数 的变化规律,即使要预测的 Sc 数小于试验范围,函数 二的预测结果也非常准确,因此函数二将用于下文 实桥涡振响应预测研究.值得说明的是,函数二的适 用性还有待针对不同的桥梁断面开展进一步研究.



Fig.13 Effect of test scheme on Sc number fitting function

3 实桥主梁高阶模态涡振响应预测

基于节段模型的最大涡振振幅预测公式(2),可 进一步得到实桥各阶竖弯模态的涡振振幅预测 公式:

 $\eta_{i,\max} = \lambda_{L} \cdot \lambda_{i,s} \cdot \lambda_{i,c} \cdot a_{1} \cdot e^{-b_{1} \cdot sc}$. (3) 式中: $\eta_{i,\max}$ 表示某个风攻角下实桥第*i*阶竖弯模态的 最大涡振振幅; λ_{L} 表示几何缩尺比; $\lambda_{i,s}$ 表示第*i*阶竖 弯模态的振型修正系数; $\lambda_{i,c}$ 表示第*i*阶竖弯模态的 涡激力展向相关性修正系数.其他参数的物理意义 如前文所示.

需要说明的是,主梁各阶竖弯模态的振型修正 系数和涡激力展向相关性修正系数都与涡激力的数 学模型和振型函数有关,目前尚缺乏定论.本文从工 程实用的角度考虑,各阶竖弯模态的振型修正系数 都按Scanlan非线性涡激力模型和简谐波振型计算, 即 λ_{i} ,=2/ $\sqrt{3}$ ≈1.15;涡激力展向相关性修正系数按 完全相关考虑, λ_{i} ,=1.

通过结构有限元分析可得到大桥每延米的等效 质量,各阶竖弯模态的阻尼比则参照英国抗风规范 取为0.48%,由此计算得到大桥前15阶模态的Sc数 如图14所示.可以看到,大桥各阶竖弯模态的Sc数 基本相同,都在19左右.利用公式(3)可预测+3°风攻 角和0°风攻角下,主梁各阶竖弯模态的最大涡振振 幅,结果如图15所示.图中还依据我国《公路桥梁抗 风设计规范》(JTG/T 3360-01—2018)^[9]给出了各阶 竖弯模态的涡振振幅容许值.可以看到,各阶竖弯模 态的最大涡振振幅基本相等,但对应的规范容许值 则随着竖弯频率的增加按反比例关系逐渐减小.因 此,高阶模态的涡振振幅比低阶模态更容易超过规



Fig.14 The Sc number of each vertical bending mode



范容许值,而且模态阶次越高,可能超过规范容许值的程度也越大.综上,对于大跨度悬索桥必须检验高阶竖弯模态的涡振振幅是否满足规范要求.仅对一阶竖弯模态进行最大涡振振幅检验,一般是偏于不

4 结 论

安全的.

 1)永磁式板式电涡流阻尼器可为节段模型系统 提供连续可调的、精确的线性黏滞阻尼,为节段模型 涡振试验的阻尼比调节提供了新方法.

2)不同风攻角下的主梁竖向涡振峰值都随 Sc 数的增大而减小,但风攻角不同,变化的规律也存在显著差异.总体来看,幂指数函数能较好地反映主梁竖向涡振峰值随 Sc 数的变化规律.

3)大跨度悬索桥各阶竖弯模态的涡振振幅基本 相等,高阶模态的涡振响应更容易超过规范限值,应 予以重视.

参考文献

[1] 陈政清.桥梁风工程[M].北京:人民交通出版社,2005:
 129-138.
 CHEN Z Q. Wind engineering of bridge[M]. Beijing: China Com-

munications Press, 2005: 129-138. (In Chinese)

- [2] EHSAN F, SCANLAN R H. Vortex-induced vibrations of flexible bridges [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1990, 116(6): 1392-1411.
- [3] SIMIU E, SCANLAN R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design [M]. 3nd ed. New York: Wiley, 1996: 217-230.
- [4] ZDRAVKOVICH M M. Scruton number: a proposal[J]. Journal of

Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, $1982\,,\,10\,(3)$: $263{-}265\,.$

- [5] SCRUTON C. On the wind-excited oscillations of stacks, towers and masts [C]//Proceedings of the International Conference on the Wind Effects on Buildings and Structures. Teddington, UK, 1963: 798-837.
- [6] MARRA A M, MANNINI C, BARTOLI G. Van der Pol-type equation for modeling vortex-induced oscillations of bridge decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2011, 99(6/7):776-785.
- [7] 郭震山,陈艾荣,项海帆.大跨缆索承重桥梁的结构阻尼特性
 [J].世界地震工程,2000,16(3):52-57.
 GUO Z S, CHEN A R, XIANG H F. Characteristics of structural damping of cable-supported bridges with long spans[J]. World Information on Earthquake Engineering, 2000, 16(3):52-57. (In Chinese)
- [8] WANG S Q, ZHAO L, GE Y J. Mode-dependent structural damping of suspension bridge [C]//The 2016 World Congress on Advances in Civil, Environmental, and Materials Research. Jeju Island, Korea, 2016: 1–8.
- [9] 公路桥梁抗风设计规范:JTG/T 3360-01-2018[S].北京:人民 交通出版社,2019:55-56.
 Wind-resistant design specification for highway bridges: JTG/T 3360-01-2018 [S]. Beijing: China Communications Press, 2019:55-56. (In Chinese)
- [10] Design rues for aerodynamic effects on bridges: BD 49/01 [S]. Dublin: National Roads Authority, 2014.
- [11] 葛耀君,赵林,许坤.大跨桥梁主梁涡激振动研究进展与思考
 [J].中国公路学报,2019,32(10):1-18.
 GE Y J,ZHAO L,XU K. Review and reflection on vortex-induced vibration of main girders of long-span bridges [J]. China Journal of Highway and Transport,2019,32(10):1-18.(In Chinese)
- [12] 许福友,丁威,姜峰,等.大跨度桥梁涡激振动研究进展与展望
 [J]. 振动与冲击,2010,29(10):40-49.
 XU F Y, DING W, JIANG F, *et al.* Development and prospect of study on vortex-induced vibration of long-span bridges [J]. Journal of Vibration and Shock,2010,29(10):40-49. (In Chinese)
- [13] KLAMO J T, LEONARD A, ROSHKO A. The effects of damping on the amplitude and frequency response of a freely vibrating cylinder in cross-flow[J]. Journal of Fluids and Structures, 2006, 22(6/ 7):845-856.
- [14] LARSEN A. A generalized model for assessment of vortexinduced vibrations of flexible structures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 57(2/3):281-294.
- [15] 李永君,葛耀君,杜柏松.大跨度桥梁质量阻尼参数对涡激振动的影响[C]//第十六届全国桥梁学术会议论文集.北京:人民

交通出版社,2004:495-520.

LI Y J, GE Y J, DU B S. Effect of mass-damping parameters on vortex-induced vibration of long-span bridges [C]//Proceedings of the 16th National Conference on Bridges. Beijing: China Communications Press, 2004: 495–520. (In Chinese)

- [16] MARRA A M, MANNINI C, BARTOLI G. Measurements and improved model of vortex-induced vibration for an elongated rectangular cylinder [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2015, 147:358-367.
- [17] ZHU L D, MENG X L, GUO Z S. Nonlinear mathematical model of vortex-induced vertical force on a flat closed-box bridge deck[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 122:69-82.
- XU K, GE Y J, ZHAO L, et al. Simulation of vortex-induced vibration of long-span bridges: a nonlinear normal mode approach [J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2018, 18(11):1850136.
- [19] ZHANG M J, WU T, XU F Y. Vortex-induced vibration of bridge decks:describing function-based model[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 195:104016.
- [20] VANDIVER J K. Damping parameters for flow-induced vibration [J]. Journal of Fluids and Structures, 2012, 35:105–119.
- [21] GARCIA E M H, BERNITSAS M M. Effect of damping on variable added mass and lift of circular cylinders in vortex-induced vibrations[J]. Journal of Fluids and Structures, 2018, 80:451-472.
- [22] GAO G Z,ZHU L D. 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.
- [23] CAO F C, GE Y J. Air-induced nonlinear damping and added mass of vertically vibrating bridge deck section models under zero wind speed[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 169:217-231.
- [24] XU F Y, ZHANG Z B. Numerical simulation of windless-airinduced added mass and damping of vibrating bridge decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 180:98-107.
- [25] ZHANG Z B, XU F Y. Added mass and damping effects on vibrating bridge decks in still air[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 191:227–238.
- [26] SARPKAYA T. A critical review of the intrinsic nature of vortexinduced vibrations [J]. Journal of Fluids and Structures, 2004, 19 (4):389-447.
- [27] SKOP R A, BALASUBRAMANIAN S. A new twist on an old model for vortex-excited vibrations [J]. Journal of Fluids and Structures, 1997, 11(4): 395-412.