



引用格式:郑成成,向泓舟,陈永祁,等. 超大跨度悬索桥涡激振动响应与振动控制[J]. 科学技术与工程, 2022, 22(18): 8103-8109.

Zheng Chengcheng, Xiang Hongzhou, Chen Yongqi, et al. Vortex-induced vibration response and vibration control of super-span suspension bridge[J]. Science Technology and Engineering, 2022, 22(18): 8103-8109.

超大跨度悬索桥涡激振动响应与振动控制

郑成成^{1,2}, 向泓舟¹, 陈永祁^{2*}, 郑久建¹

(1. 燕山大学建筑工程与力学学院, 秦皇岛 066004; 2. 北京奇太振控科技发展有限公司, 北京 100037)

摘 要 超大跨度钢箱梁悬索桥的结构阻尼和刚度较小,其竖向模态频率低且密集,随风速变化加劲梁可能先后发生多次涡激振动。首先针对某超大跨度悬索桥,进行有限元建模和动力分析。为研究悬索桥多模态涡激振动响应机理和有效抑振措施,在忽略气动刚度和气动阻尼影响时,通过简化 Scanlan 经验非线性涡激力数学模型得到简谐涡激力数学模型。然后以各竖向模态涡振最大位移响应为优化目标,基于液体黏滞阻尼器参数敏感性分析和调谐质量阻尼器(tuned mass damper,TMD)参数优化设计方法,分别确定阻尼器参数和 TMD 参数。最后探讨了黏滞阻尼器耗能系统控制悬索桥多阶竖向模态涡振的可行性,详细分析了 TMD 系统控制涡激振动的效果。结果表明:在塔梁间设置黏滞阻尼器对各竖向模态主要起振区域的涡振位移控制效果不理想;TMD 系统能有效抑制常遇风速范围内加劲梁的多阶竖向模态涡振响应,将最大振幅严格控制在容许值以内,提高了加劲梁抵抗涡振变形的能力。

关键词 超大跨度悬索桥;多模态竖向涡振;液体黏滞阻尼器;调谐质量阻尼器;振动控制

中图分类号 U448.25 U447; 文献标志码 A

Vortex-induced Vibration Response and Vibration Control of Super-span Suspension Bridge

ZHENG Cheng-cheng^{1,2}, XIANG Hong-zhou¹, CHEN Yong-qi^{2*}, ZHENG Jiu-jian¹

(1. College of Construction Engineering and Mechanics, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China;

2. Beijing Qitai Shock Control and Scientific Development Co., Ltd., Beijing 100037, China)

[Abstract] The structural damping and stiffness of the super-long-span steel box girder suspension bridge are small, and its vertical modal frequency is low and dense. With the change of wind speed, the stiffening girder may occur many times of vortex-induced vibration. Firstly, finite element modeling and dynamic analysis were carried out for a super-long-span suspension bridge. In order to study the multi-modal vortex-induced vibration response mechanism and effective vibration suppression measures of suspension bridge, while neglecting the effects of aerodynamic stiffness and aerodynamic damping, the simple harmonic vortex excitation mathematical model was obtained by simplifying the Scanlan empirical nonlinear vortex excitation mathematical model. Then, with the maximum displacement response of each vertical mode as the optimization objective, based on the parameter sensitivity analysis of the fluid viscous damper (FVD) and the tuned mass damper(TMD) parameter optimization design method, the damper parameters and TMD parameters were determined respectively. Finally, the feasibility of viscous damper energy dissipation system to control multi-order vertical modal vortex vibration of suspension bridge was discussed, and the effect of TMD system to control vortex-induced vibration was analyzed in detail. The results show as follows. Setting up viscous dampers between the towers and girders has an unsatisfactory effect on the vortex displacement control of the main vibration region of each vertical mode. The TMD system can effectively restrain the multi-order vertical modal vortex vibration response of the stiffening girder in the range of frequently encountered wind speed, strictly control the maximum amplitude within the allowable value, and improve the ability of the stiffening girder to resist vortex vibration deformation.

[Keywords] super-span suspension bridge; multi-mode vertical vortex vibration; fluid viscous damper (FVD); tuned mass damper (TMD); vibration control

大跨度悬索桥作为一种柔性结构体系,具有阻尼小,刚度小,竖向模态频率低且密集的特点,在常遇风速范围内容易产生多阶涡激振动^[1]。与其他风致振动不同,涡激振动是一种带有自激性质的限

收稿日期: 2021-11-28; 修订日期: 2022-02-26

基金项目: 河北省自然科学基金(E2019203413);河北省教育厅项目(ZD2019096)

第一作者: 郑成成(1991—),男,汉族,河南商丘人,硕士。研究方向:大跨度桥梁的消能减震。E-mail:1284812623@qq.com。

*通信作者: 陈永祁(1944—),男,汉族,福建福州人,博士,高级工程师。研究方向:建筑结构及桥梁振动控制。E-mail: qitai@bluelakeint.com。

投稿网址:www.stae.com.cn

幅振动,与结构的气动特性有关,虽不会造成桥梁严重破坏,但对行车安全和结构耐久性影响较大^[2]。

涡振作为一种由低风速诱发的风致振动,其发生频率和概率均高于其他风振形式,已成为大跨度悬索桥主要振动形式之一。丹麦大带东桥在常遇风速范围内出现了最大振幅为 0.35 m 的多阶竖向涡振^[3];中国西堠门大桥在正常运营阶段也观测到了多阶模态涡振现象^[4];虎门大桥发生大幅振动的主要原因也被证实与沿桥设置的水马改变了钢箱梁的气动外形有关,而结构阻尼比的下降则成为后来出现持续涡振的主要原因^[5]。与一般桥梁不同,大跨度悬索桥通常自振周期长,竖向模态频率低且密集,涡振起振风速小,因此在 25 m/s 风速限值内,虽然风致涡振一般以单一模态形式出现,但随风速变化可能存在多阶竖向模态先后发生涡激振动^[1]。

多模态涡振对悬索桥产生的累积效应远高于单一模态涡振影响,特别当竖向涡振位移接近甚至超过振幅容许值时,不仅会阻碍行车视距带来安全隐患,还可能造成主要构件的疲劳破坏。目前国内外对于桥梁涡激振动已有一些研究,但对超大跨度悬索桥主要起振区域的多模态竖向涡振的有效控制方案还缺乏深入研究。常规控制方案主要从调整加劲梁断面的外形入手,通过设置导流板、风嘴、稳定板等附属装置改善结构的气动特性,以达到控制涡振的目的。Bai 等^[6]研究了不同高宽比主梁截面的涡振特性,分析比较了几种不同形状气动措施的减振效果;胡传新等^[7]采用节段模型风洞试验和计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)数值模拟的方法,研究了栏杆扶手抑流板对涡激振动的抑制机理;Yang 等^[8]通过风洞试验研究了不同风攻角下自发射流法对单箱梁涡激振动的抑制效果。而对于某些特殊桥梁,加劲梁气动外形无法改变或改变后仍无法解决涡振问题时,采用液体黏滞阻尼器(fluid viscous damper, FVD)或调谐质量阻尼器(tuned mass damper, TMD)等机械措施则成为主要选择。王修勇等^[9]采用仿真分析和风洞试验的方法研究了单面碰撞调谐质量阻尼器(SS-PTMD)对主梁涡振的控制效果。Dai 等^[10]分别从可靠性、鲁棒性和有效性的角度,研究了 TMD 抑制涡振的效果。华旭刚等^[1]通过在加劲梁与桥塔间设置电涡流阻尼器,研究了半主动控制对飘浮体系大跨度悬索桥塔-梁交汇处的多阶竖向涡振的抑振效果。文献[11-13]研究表明黏滞阻尼器用于建筑结构抗风效果显著,且具有较好的经济性。与电涡流阻尼器相比,黏滞阻尼器无需外接电源,其工作稳定性和

可靠性更好,然而尚没有将其用于桥梁涡振控制的研究。此外,现有研究多以单一模态涡振控制和气动措施控制为主,对超大跨度悬索桥(主跨 2 000 m 以上)主梁起振区域可能出现的多模态涡振的控制研究较少。

基于此,现针对常遇风速下超大跨度悬索桥的多模态涡振问题,在确定各阶竖向涡振起振风速和振幅容许值的基础上,分析比较了在塔梁间设置竖向黏滞阻尼器耗能系统和分模态设置 TMD 抑振系统对加劲梁风致涡激振动的控制效果。

1 工程概述

某超大跨度公路悬索桥,加劲梁采用流线型扁平钢箱梁,高 4.5 m,宽(含风嘴)49.7 m,设水平导流板及中央稳定板,跨径布置为(主跨)2 300 m + 717 m(边跨),缆跨布置为 660 m + 2 300 m + 1 220 m,矢跨比为 1/9。梁上吊索间距为 16 m,主缆横向间距为 42.9 m。南、北主塔采用“门式”钢箱-钢管混凝土组合结构,设上、中、下三道横梁,主塔高为 350 m,辅塔高为 150 m。主缆采用 2 060 MPa 的高强钢丝,钢丝直径 6.0 mm,主缆直径 1.19 m。基础采用钻孔灌注桩。

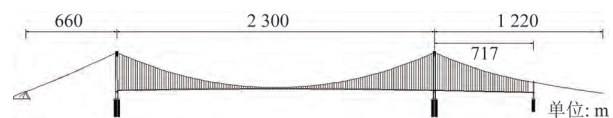


图1 悬索桥总体布置图

Fig. 1 Overall layout of suspension bridge

2 模型分析

2.1 建立模型

利用 Midas/civil 有限元软件,建立悬索桥的动力分析模型如图 2 所示。其中,采用空间板单元模拟桥面系;主梁、索塔和桥墩均采用空间梁单元模拟;主缆和吊索采用只受拉的桁架单元模拟,并考虑垂度效应引起的几何刚度影响。北塔和辅塔与主梁间设有抗风支座,采用 Link 单元模拟,可提供竖向刚度,而南塔与加劲梁间无竖向约束。主缆锚固和桥墩底部均采用固结形式。



图2 悬索桥有限元模型

Fig. 2 Finite element model of suspension bridge

2.2 动力特性分析

根据建立的悬索桥计算模型,进行结构动力特

性分析,表 1 给出了悬索桥前 9 阶的自振周期、频率和振型特征。结果表明,超大跨度悬索桥具有自振周期长、振动频率低且密集的特点。此外主跨段加劲梁的竖弯振型较为活跃,正对称竖弯与反对称竖弯交替出现,且多位于高阶模态。

表 1 悬索桥自振特性
Table 1 Natural vibration characteristics of suspension bridge

阶数	周期/s	频率/Hz	振型特征
1	27.616	0.036	主跨梁一阶正对称横弯
2	16.488	0.061	加劲梁纵飘
3	13.535	0.074	主跨梁一阶反对称横弯
4	11.183	0.089	加劲梁纵飘
5	10.181	0.098	主跨梁一阶正对称竖弯
6	8.003	0.125	加劲梁整体二阶正对称横弯
7	7.019	0.142	主跨梁一阶反对称竖弯
8	6.775	0.147	主跨梁一阶反对称横弯
9	6.741	0.148	主跨梁二阶正对称竖弯

3 涡振机理与数值计算

结构风致响应特征与其刚度大小有关。超大跨度悬索桥作为大柔度结构,其竖向刚度较小,使共振响应在脉动风效应中的占有比例较大,所引起的结构动力效应特征显著^[14]。因此,在超大跨度悬索桥的抗风设计中,需要考虑脉动风荷载引起的加劲梁动力作用及共振响应。此外,由于悬索桥超大的跨径布置和较小的刚度体系,使加劲梁在风荷载作用下可能存在多阶竖向模态涡激振动问题。

为锁定悬索桥主要竖向模态频率分布区间,选取一条脉动风时程作为激励荷载并作用在加劲梁上,通过非线性时程分析得到不同桥跨处竖向模态频率的分布情况(图 3)。由图 3 可知,引起该悬索桥加劲梁涡激振动的模态频率主要分布在 0.09 ~ 0.2 Hz 区间内,属于低频振动问题,且主跨 1/4(3/4)、1/2

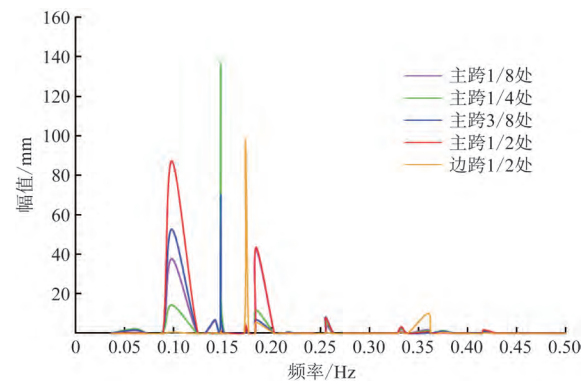


图 3 悬索桥加劲梁竖向模态频率分布
Fig. 3 Vertical modal frequency distribution of stiffening girder of suspension bridge

处和边跨 1/2 处的涡振反应较为强烈,可作为主要控制部位。由于各竖向模态频率、阻尼和质量的不同,导致引起结构涡激振动的起振风速和容许振幅存在较大差别,如表 2 所示。因此,在进行风致桥梁涡激振动分析时,应首先计算出各竖向模态的起振风速和涡振振幅容许值,进而确定对应涡激力。

风速与漩涡脱落频率、迎风面结构断面尺寸存在以下关系:

$$U = \frac{fD}{S_i} \tag{1}$$

式(1)中: U 为风速, m/s; f 为漩涡脱落频率, Hz; D 为钝体断面迎风面尺寸, m; S_i 为 Strouhal 数(对于接近流线型的钢箱梁, S_i 一般取 0.08 ~ 0.12, 这里取 0.1)。

基于式(1)可计算出引发此流线型扁平钢箱梁悬索桥产生涡激振动的起振风速在 4.41 ~ 8.28 m/s。可见桥梁跨径越大,振动频率就越低,引发涡激振动的风速就越小,即在常遇风速下很容易产生多阶竖向涡振。

表 2 悬索桥竖向涡振参数及振型云图
Table 2 Vertical vortex vibration parameters and mode cloud diagram of suspension bridge

模态号	频率/Hz	起振风速/(m·s ⁻¹)	振幅容许值/m	振型云图
5	0.098	4.41	0.408	
9	0.148	6.66	0.270	
14	0.173	7.79	0.231	
17	0.184	8.28	0.217	

此外,不同竖弯模态对应的振幅容许值也存在较大差别。根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTC/T D60 3360-01—2018)^[15]规定,桥梁各阶涡振振幅容许值的计算公式为

$$h_a = \frac{0.04}{f_b} \quad (2)$$

式(2)中: h_a 为涡振振幅容许值; f_b 为涡振的竖弯频率。

从式(2)可以看出,随着悬索桥的竖弯模态阶次升高,振动频率越来越大,涡振振幅容许值则越来越小,即高阶竖弯模态对应的振幅容许值更小。虽然该规范适用于跨径 200 m 以下的桥梁,但随着竖弯频率减小,其结果反而更加严格,所以大跨度悬索桥按规范公式计算涡振容许振幅是偏安全的^[1]。

对于涡激力的计算本文主要参考了 Scanlan 改进的经验非线性数学模型^[16]:

$$\begin{aligned} F(y, \dot{y}, \ddot{y}, U, t) &= m(\ddot{y} + 2\xi\omega_n\dot{y} + \omega_n^2 y) \\ &= \frac{1}{2}\rho U^2 D [Y_1(K) \left(1 - \varepsilon \frac{\dot{y}^2}{D^2}\right) \dot{y} + \\ &\quad Y_2(K) \frac{\dot{y}}{D} + C_L(K) \sin(\omega t + \varphi)] \end{aligned} \quad (3)$$

式(3)中: m 为系统质量; y 、 \dot{y} 、 \ddot{y} 分别为模型的位移、速度、加速度响应; ρ 为空气密度; ξ 为阻尼比; $K = \omega_n D/U$,表示折算频率; ω_n 为系统的自振圆频率; $Y_1(K)$ 、 $Y_2(K)$ 、 $C_L(K)$ 和 ε 分别为气动阻尼参数、气动刚度参数、动升力参数和非线性参数,且均为 K 的函数; ω 为主梁表面涡脱圆频率; t 为时间; φ 为相位差。

在忽略气动刚度和气动阻尼影响时,即假设 $Y_1 = Y_2 = 0$,则 Scanlan 经验非线性涡激力数学模型可简化为简谐涡激力数学模型^[17]:

$$\begin{aligned} F(y, \dot{y}, \ddot{y}, U, t) &= m(\ddot{y} + 2\xi\omega_n\dot{y} + \omega_n^2 y) \\ &= \frac{1}{2}\rho U^2 D C_L(K) \sin(\omega t + \varphi) \end{aligned} \quad (4)$$

4 涡激振动控制分析

根据超大跨度悬索桥有限元模型的动力分析结果,在临近涡振振幅容许值下,对比研究了两种约束体系,即在南塔与加劲梁间设置竖向黏滞阻尼器耗能系统和在加劲梁各阶模态竖向涡振易起振位置布设 TMD 抑振系统,对常遇风速范围内悬索桥可能发生的多阶竖向模态涡激振动的控制效果进行分析研究。

4.1 阻尼器耗能系统控制分析

阻尼系数和速度指数是决定黏滞阻尼器性能

的关键参数,为研究阻尼器对悬索桥涡激振动的控制效果,需进行参数敏感性分析以确定二者的最优值。设计方案为:在南塔与主梁间设置 2 个竖向黏滞阻尼器,阻尼系数在 0 ~ 6 000 (kN·s)/m 范围内取值,0 ~ 1 000 (kN·s)/m 内间距取 200 (kN·s)/m,1 000 ~ 6 000 (kN·s)/m 内间距取 500 (kN·s)/m。速度指数分别取值为 0.1、0.2、0.3、0.5、0.7、1.0。根据数值计算结果,选取悬索桥加劲梁涡激振动反应最为强烈的第 5 阶竖向模态下主跨段 1/2 处的涡振位移和速度及阻尼器出力作为评价指标,其结果如图 4 所示。

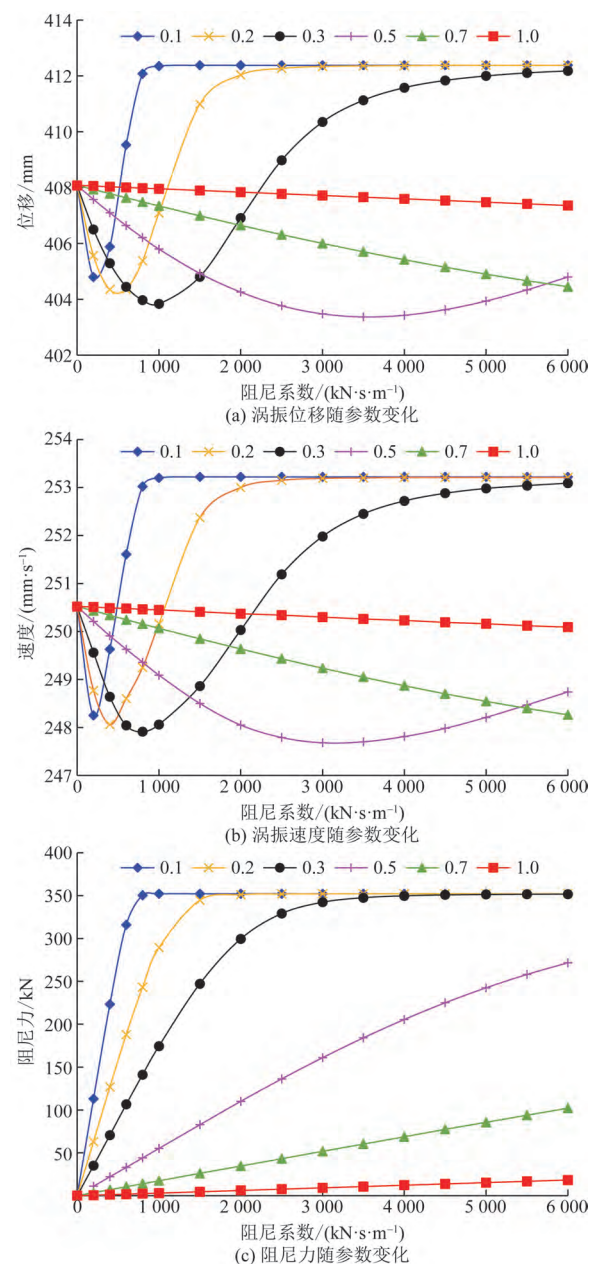


图 4 阻尼器参数变化对结果的影响

Fig. 4 Influence of damper parameter changes on the results

图4(a)和图4(b)的分析结果表明,黏滞阻尼器参数变化对加劲梁竖向涡振位移和速度的影响规律具有一致性,当速度指数取0.1~0.3时,位移和速度随阻尼系数的增大呈现出迅速减小再增大而后保持不变的趋势,而当速度指数取0.5~1.0时,位移和速度则随阻尼系数的增大呈现出缓慢减小再增大后保持不变的趋势,且速度指数越大变化越缓慢[在阻尼系数取8 000 (kN·s)/m时,速度指数取0.7的规律曲线才开始出现拐点];图4(c)的结果表明,阻尼器出力表现出随阻尼系数先增大后不变,随速度指数增大而减小的变化规律,且速度指数越大,出力水平随阻尼系数的增大,规律曲线趋于稳定越慢。

考虑到速度指数取0.7及以上时,跨中竖向振动位移和速度随阻尼系数减小缓慢,控制效果不太明显,且阻尼系数越大相应阻尼器的质量和体积也越大,不仅生产技术要求更高,也增加了安装难度,经济性欠佳^[18]。因此,综合考虑上述多种因素的影响,当阻尼系数和速度指数取(1 000, 0.3)或(3 500, 0.5)时较为合理。

为进一步确定阻尼器参数,将两组值分别代入其他竖向模态涡振的计算中,通过对涡振位移响应最强烈位置控制效果的比较筛选出最优值,结果如表3所示。分析表明,两组阻尼器参数对各阶竖向涡振位移的控制效果都不太明显且十分接近,因此从经济性角度考虑,可选取(1 000, 0.3)为黏滞阻尼器的最终取值。

与采用飘浮体系的一般悬索桥不同,该超大跨径悬索桥除南塔与加劲梁之间无竖向支座外,北塔和辅塔与加劲梁间均设置了竖向支座,因此当加劲梁发生风致涡激振动时,由于梁端竖向支座的约束作用,使塔-梁交汇处的竖向相对位移并不明显。正

因如此,在南塔与加劲梁间设置的竖向黏滞阻尼器,由于缺乏足够的工作行程,阻尼器的耗能作用受到极大限制,导致其对悬索桥竖向涡振位移的控制效果不理想。

4.2 TMD 抑振系统控制分析

在常遇风速4.41~8.28 m/s范围内,超大跨度悬索桥加劲梁主要有4阶竖向模态容易发生涡激振动,且多个振型不只存在一个波峰或波谷。因此可根据各阶竖向振型波峰或波谷的分布特点,分散设置TMD抑振系统以避免加劲梁同一位置负载过大。此外由于各竖向模态频率不同,需按式(5)~式(7)分别计算出控制对应涡振振型所采用TMD系统的质量、刚度和阻尼参数。

$$M_{ti} = M_{si}\mu \quad (5)$$

$$k_i = M_{ti} (2\pi f_i)^2 \quad (6)$$

$$C_i = 2\xi \sqrt{M_{ti} k_i} \quad (7)$$

式中: M_{ti} 为第*i*阶竖向模态TMD系统的总质量; M_{si} 为第*i*阶竖向模态振型的参与质量; μ 为质量比; k_i 为第*i*阶竖向模态TMD系统的弹簧刚度; f_i 为第*i*阶竖向模态频率; C_i 为第*i*阶竖向模态黏滞阻尼器的阻尼系数; ξ 为阻尼比。

基于TMD参数优化设计方法^[19],在综合考虑方案实行难度系数,抑振效果,经济性等多因素的影响下,以各阶涡振竖向位移为优化目标,在给定质量比为1%和阻尼比为15%的前提下,经过优化计算确定了控制各阶竖向涡振TMD系统的参数及分布位置如表4所示。为验证TMD系统的抑振效果,根据对称性和反应最大原则,分别选取第5阶模态振型下主跨1/2处,第9阶模态振型下主跨1/4处,第14阶模态振型下边跨1/2处和第17阶模态振型下主跨1/8处的涡振竖向位移进行控制前后时程响应对比分析,结果如图5所示。

图5结果表明,根据悬索桥不同竖向模态涡振在加劲梁上的分布规律而设置对应参数的TMD系统,不仅能大大提高TMD的有效利用率,避免设置过多造成悬索桥局部负载过大,还能充分发挥各TMD系统的工作效率,有效抑制常遇风速范围内可能发生的多阶竖向涡振,扩大振幅容许值的范围,提高加劲梁抵抗涡振变形的能力。此外,竖向模态频

表3 各竖向模态涡振位移响应

Table 3 Vortex vibration displacement response of each vertical mode

阶次	位置	原结构/mm	阻尼器参数(C, α)/mm	
			(1 000, 0.3)	(3 500, 0.5)
9	主跨1/4处	269.97	270.04	269.94
14	边跨1/2处	231.01	224.57	224.36
17	主跨1/8处	213.32	208.12	207.72

表4 TMD抑振系统的分布位置及计算参数

Table 4 The distribution position and calculation parameters of the TMD vibration suppression system

阶次	分布位置及个数	质量/t	刚度/(kN·m ⁻¹)	阻尼系数/(kN·s·m ⁻¹)	共计
5	主跨1/2处(15)	5.30	2.01	0.98	15
9	主跨1/4(15)、3/4(15)处	6.27	5.42	1.75	30
14	边跨1/2处(20)	4.35	5.14	1.42	20
17	主跨1/8(10)、1/2(15)、7/8(10)处	5.31	7.09	1.84	35

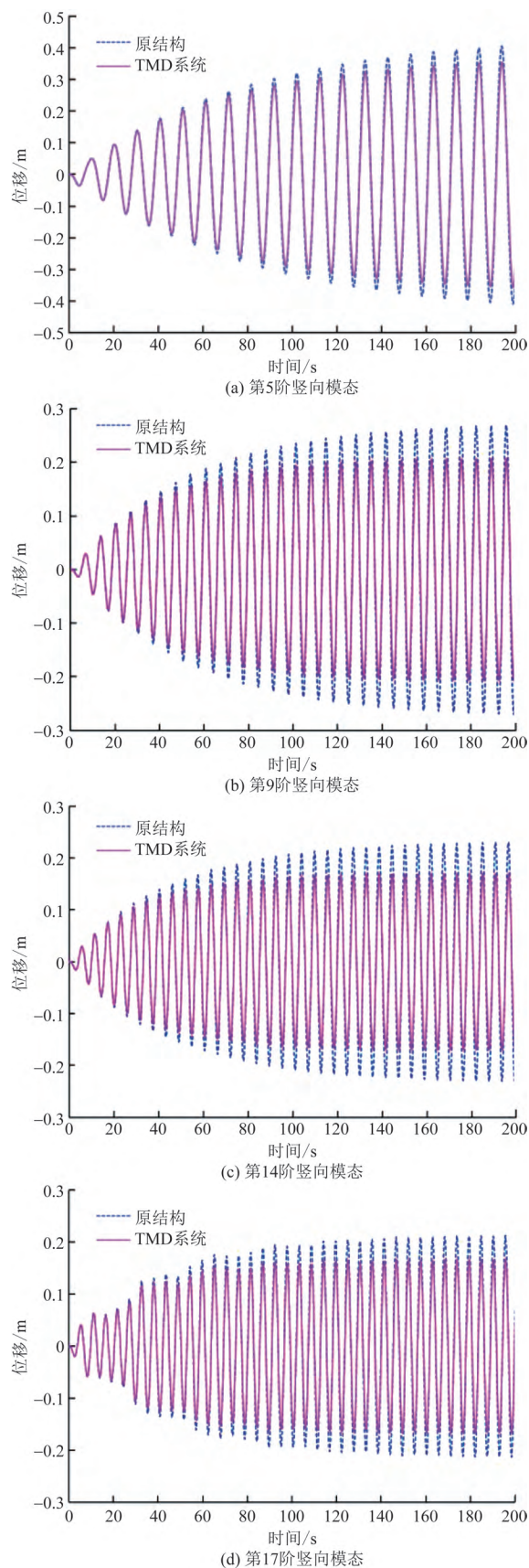


图5 各阶竖向模态涡振位移时程对比

Fig. 5 Time history comparison of Vortex vibration displacement response of each vertical mode

率大小对 TMD 系统的工作效果也有一定影响,如涡振频率为 0.098 Hz 的第 5 阶模态,在根据计算结果满额配置 TMD 系统的情况下,其减振率也仅达到 12.66%,而对于其他几个高阶竖向模态涡振,在优化计算适当减少各阶 TMD 系统布置数量的情况下,各阶涡振减振率仍达到了 20% 以上。这主要与 TMD 系统对频率变化很敏感有关,只有当 TMD 自身频率非常接近结构受控振型频率时,抗风效果才会很好。单从整体减振效果看,TMD 抑振系统则明显优于黏滞阻尼器耗能系统。

5 结论

(1)在塔梁间设置竖向黏滞阻尼器耗能系统,对塔梁交汇处的竖向涡振位移有一定抑制效果,但由于梁端竖向支座的约束作用,使阻尼器缺少足够的工作行程,其耗能作用受到极大限制,导致其对大跨度悬索桥竖向涡振位移的控制效果不理想。此外,阻尼器布置位置离加劲梁竖向涡振的起振区域太远,在一定程度上也加大了控制难度。

(2)针对超大跨径悬索桥不同模态竖向涡振的振动频率、理论振幅容许值,基于 TMD 参数优化设计方法,经过分析计算确定控制加劲梁各阶竖向涡振 TMD 系统的质量、刚度和阻尼参数。根据各阶竖向涡振起振区域的分布规律,分散设置 TMD 系统,不仅能提高 TMD 的有效利用率,避免设置过多造成悬索桥局部负载过大和造价过高,还能充分发挥各 TMD 系统的工作能力。

(3)与竖向黏滞阻尼器耗能系统相比,TMD 系统能有效抑制常遇风速范围内加劲梁可能发生的多阶模态竖向涡振,将最大振幅严格控制在允许范围内,并提高加劲梁抵抗涡振变形的能力。此外,采用竖向黏滞阻尼器控制大跨度悬索桥多模态涡振的方案可行性还需进一步探讨。

参 考 文 献

- [1] 华旭刚,黄智文,陈政清. 大跨度悬索桥的多阶模态竖向涡振与控制[J]. 中国公路学报, 2019, 32(10): 115-124.
Hua Xugang, Huang Zhiwen, Chen Zhengqing. Multi-mode vertical vortex vibration and control of long-span suspension bridge[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10): 115-124.
- [2] 华旭刚,李龙龙,陈政清,等. 高阶模态涡振锁定区间气动力展向相关性研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2020, 17(6): 1436-1445.
Hua Xugang, Li Longlong, Chen Zhengqing, et al. Experimental study of spanwise correlation of vortex shedding lift forces of sectional models undergoing different modes of vibration[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2020, 17(6): 1436-1445.
- [3] Frandsen J B. Simultaneous pressures and acceleration measured full-scale on the Great Belt East suspension bridge[J]. Journal of Wind

- Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89(1): 95-129.
- [4] Li H, Laima S J, Ou J P, et al. Investigation of vortex induced vibration of a suspension bridge with two separated steel box girders based on field measurements [J]. Engineering Structures, 2011, 33(6): 1894-1907.
- [5] 赵林, 刘丛菊, 葛耀君. 桥梁结构涡激共振的敏感性[J]. 空气动力学学报, 2020, 38(4): 694-704.
Zhao Lin, Liu Congju, Ge Yaojun. Vortex-Induced vibration sensitivity of bridge girder structures[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2020, 38(4): 694-704.
- [6] Bai H, Li R, Xu G J, et al. Aerodynamic performance of Π -shaped composite deck cable-stayed bridges including VIV mitigation measures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2020, 208: 104451.
- [7] 胡传新, 赵林, 周志勇, 等. 流线型闭口箱梁抑流板抑制涡振机理研究[J]. 振动工程学报, 2020, 33(1): 1-11.
Hu Chuanxin, Zhao Lin, Zhou Zhiyong, et al. Suppressing mechanism of spoilers on vortex induced vibrations around a streamlined closed-box girder based on characteristics of aerodynamics forces and flow field [J]. Journal of Vibration Engineering, 2020, 33(1): 1-11.
- [8] Yang W H, Chen W L, Li H. Suppression of vortex-induced vibration of single-box girder with various angles of attack by self-issuing jet method [J]. Journal of Fluids and Structures, 2020, 96: 103017.
- [9] 王修勇, 胡仁康, 邹晨枫, 等. 单面碰撞 TMD 及其桥梁涡激振动控制研究[J]. 振动与冲击, 2020, 39(1): 169-174.
Wang Xiuyong, Hu Renkang, Wu Chenfeng, et al. Single-side pounding TMD and its application in bridge's VIV control[J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(1): 169-174.
- [10] Dai J, Xu Z D, Gai P P. Parameter determination of the tuned mass damper mitigating the vortex-induced vibration in bridges [J]. Engineering Structures, 2020, 221: 111084.
- [11] 陈永祁, 崔禹成, 马良喆. 深圳恒裕金融中心液体黏滞阻尼器抗风性能验证项目及测试案例[J]. 建筑结构, 2021, 51(S1): 906-911.
Chen Yongqi, Cui Yucheng, Ma Liangzhe. Shenzhen Hengyu Financial Center fluid viscous damper wind-resistance performance validation items and test case[J]. Building Structure, 2021, 51(S1): 906-911.
- [12] 周云, 胡登云, 张超, 等. 变性能黏滞阻尼器隔震结构体系抗风与隔震分析[J]. 建筑结构, 2017, 47(8): 76-81.
Zhou Yun, Hu Dengyun, Zhang Chao, et al. Wind resistant and seismic isolation analysis of isolated structure incorporated with segmented-performance viscous damper [J]. Building Structure, 2017, 47(8): 76-81.
- [13] 陈永祁, 曹铁柱, 马良喆. 液体黏滞阻尼器在超高层结构上的抗震抗风效果和经济分析[J]. 土木工程学报, 2012, 45(3): 58-66.
Chen Yongqi, Cao Tiezhu, Ma Liangzhe. The function and economic effectiveness of fluid viscous dampers for reduction of seismic and wind vibrations of high-rise buildings [J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(3): 58-66.
- [14] 《中国公路学报》编辑部. 中国桥梁工程学术研究综述·2021 [J]. 中国公路学报, 2021, 34(2): 1-97.
Editorial Department of China Journal of Highway and Transport. Review on chinas bridge engineering research: 2021 [J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, 34(2): 1-97.
- [15] 中华人民共和国交通运输部. 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.
Ministry of Transport of the People's Republic of China. Wind-resistant design specification for highway bridges: JTG/T 3360-01—2018[S]. Beijing: China Communications Press, 2019.
- [16] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures[M]. New York: John Wiley and Sons Inc., 1996.
- [17] 黄智文, 陈政清. MTMD 在钢箱梁悬索桥高阶涡激振动控制中的应用[J]. 振动工程学报, 2013, 26(6): 908-914.
Huang Zhiwen, Chen Zhengqing. Application of multiple tuned mass damper for higher order vortex induced vibration of suspension bridgewith steel box girder[J]. Journal of Vibration Engineering, 2013, 26(6): 908-914.
- [18] 陈永祁. 桥梁工程液体黏滞阻尼器设计与施工[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2012.
Chen Yongqi. Design and construction of fluid viscous devices for shock control of bridges[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 2012.
- [19] 喻梅, 廖海黎, 李明水, 等. 基于经验线性涡激力的桥梁涡激振动 TMD 控制[J]. 工程力学, 2013, 30(6): 269-274.
Yu Mei, Liao Haili, Li Mingshui, et al. Suppression of vortex-induced vibration of bridges using TMD based on linear empirical vortex-shedding forces model[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(6): 269-274.