

典型钢混 II 型主梁断面的涡振特性 及其响应预测研究*

韩艳^{1†} 彭峥权¹ 李凯^{1,2} 胡朋¹

(1.长沙理工大学 土木工程学院,长沙 410114)

(2.西北工业大学 航空学院,西安 710072)

摘要 为研究 II 型主梁断面的涡振特性及预测其响应,以某大跨钢混 II 型梁斜拉桥为背景,在风洞中测试了不同质量与不同阻尼比的主梁涡振特性,通过自由振动试验识别了主梁的动力参数,并提取了不同风速下主梁的幅变阻尼比及幅变频率.进一步,基于幅变气动导数建立了主梁的涡激力模型,同时通过涡激力模型实现了不同阻尼比下主梁涡振振幅及涡振区间的预测.研究表明,钢混 II 型主梁在不同风速范围内竖向模态参数呈现不同的发展规律,可划分为 5 个风速区间;基于 Scanlan 自激力模型建立了只包含 H_1^* 和 H_4^* 两个气动导数的涡激力模型,通过与风洞试验的涡振振幅和涡振区间结果进行对比,验证了涡激力模型及其涡振气动导数方法的正确性,同时与不同阻尼比下的风洞试验结果对比,验证了该涡激力模型具有普适性.研究结论可为 II 型主梁断面的涡振机理与涡激力模型的建立提供参考.

关键词 II 型主梁, 模态阻尼比, 气动导数, 涡激力模型, 响应预测

中图分类号:O322;TH113

文献标志码:A

Study on Vortex-Induced Vibration Characteristics of a Typical Steel-Concrete II Girder and Its Response Prediction*

Han Yan^{1†} Peng Zhengquan¹ Li Kai^{1,2} Hu Peng¹

(1.School of Civil Engineering, Changsha University of Technology, Changsha 410114, China)

(2.School of Aeronautics, Northwest University of Technology, Xi'an 710072, China)

Abstract In order to study the vortex-induced vibration characteristics of the II-shaped girder section and predict its response, taking a long-span steel-concrete II-shaped girder cable-stayed bridge as the background, the vortex-induced vibration characteristics of the girder with different mass and damping ratios were tested in the wind tunnel. The dynamic parameters of the girder were identified by free vibration test, and the amplitude-varying damping ratio and amplitude-varying frequency of the girder under different wind speeds were extracted. Furthermore, the vortex-induced force model of the main beam is established based on the amplitude-varying aerodynamic derivative. At the same time, the vortex-induced force model is used to predict the vortex-induced vibration amplitude and vortex-induced vibration interval of the main beam under different damping ratios. The results show that the vertical modal parameters of the steel-concrete II-shaped girder show different development rules in different wind speed ranges, which can be divided into five wind speed ranges. Based on the Scanlan self-excited force model, a vortex-induced force model containing only two aerodynamic derivatives of H_1^* and H_4^* is established. By com-

2022-12-22 收到第 1 稿,2023-03-18 收到修改稿.

* 国家重点实验室开放研究基金项目(BHSLK21-03-KF),长沙理工大学校级科研资助项目(CX2021SS18),State Key Laboratory Open Research Fund(BHSLK21-03-KF),Changsha University of Science and Technology(CX2021SS18).

† 通信作者 E-mail:ce_hanyan@163.com

paring with the results of vortex-induced vibration amplitude and vortex-induced vibration interval of wind tunnel test, the correctness of the vortex-induced force model and its vortex-induced aerodynamic derivative method is verified. At the same time, compared with the wind tunnel test results under different damping ratios, it is verified that the vortex-induced force model is universal. The research conclusions can provide reference for the establishment of vortex vibration mechanism and vortex excitation force model of Π -shaped main girder section.

Key words Π girder, modal damping ratio, aerodynamic characteristic parameter, vortex-induced force model, response prediction

引言

随着我国经济的高速发展,大跨度桥梁的跨径逐渐增长、桥梁结构的外形愈发细长,大跨度桥梁呈现轻柔的特点,使得桥梁风致振动问题日益凸显.涡激振动作为常见的风致振动现象,一直以来都是大跨度桥梁抗风研究的重点.虽然涡振不会像颤振那样对桥梁结构产生较大的破坏,但长时间的涡振会造成大跨度桥梁结构的疲劳损伤,从而影响桥梁的正常使用.

对于涡振控制的研究大多通过气动措施来改变主梁的气动外形,从而实现对涡振的抑制.如赵林等^[1]针对常见的主梁类型,对其涡振、颤振被动气动措施进行了总结.李春光等^[2]发现相较于其他常见的被动气动控制措施,风嘴对于边叠合梁起到很好的涡振抑制作用.王景奇等^[3]对板桁结合梁的涡振性能、被动气动控制措施进行了试验研究,发现检修道栏杆和防撞栏杆是引起主梁涡振的主要原因,而改变两者的外形又不能够很好地抑制涡振,但安装水平翼板能够很好地抑制涡振.然而,上述是基于风洞试验对涡振实现抑制,但不能够对涡振特性及抑制机理进行很好的揭示.为了深入探究涡振特性及机理,部分学者通过 CFD 流体软件对涡振的机理进行直观分析,如 Kubo 等^[4]基于大涡模拟的方法对水平隔板抑制涡振进行了机理研究.杨婷^[5]通过风洞试验与 CFD 方法对中央开槽箱梁的涡振及抑制措施进行了机理研究,发现检修车轨道是引起涡振的主要原因.上述方法虽然能够较为直观地分析涡振,但若想真正评估涡振对结构产生的影响,以及了解涡振的非线性特性及细观机理,还需要进行涡激力模型的提取与分析.如, Ehsan 和 Scanlan^[6]基于自由振动试验获得了“衰减到共振”和“增长到共振”的位移响应曲线,并提出了一种识别经验非线性

自激力模型参数的方法. Larsen^[7]提出了一种基于范德波尔型的单自由度涡激力模型.

目前虽然提出了众多的涡激力模型^[6-8],但这些涡激力模型主要针对特定桥梁断面提出,而针对不同的桥梁断面,其参数还需要改变,甚至需要通过补充参数来进行完善,普适性较差.此外,以往的气动力模型研究中,对涡振气动阻尼比的研究较少,这也影响对涡振机理的解释.

针对上述问题,本文以一座典型钢混 Π 型梁的斜拉桥为工程背景,采用风洞试验方法研究了不同阻尼比与不同质量对 Π 型主梁涡振特性的影响;进一步,考察了不同风速下主梁的幅变阻尼比与幅变频率.基于幅变气动导数建立了主梁的涡激力模型,同时通过涡激力模型实现了不同阻尼比下主梁涡振振幅及涡振区间的预测.研究结论可为 Π 型主梁涡振机理与涡激力模型的建立提供参考.

1 工程概况及风洞试验

1.1 工程概况

本文以武汉市某特大斜拉桥为工程背景,该桥为钢-混组合梁斜拉桥(155m+450m+155m),采用半漂浮体系.主梁标准横断面为如图 1 所示的 Π 形断面,其中主梁宽 23.75m、高 2.08m,宽高比为 11.4.主梁两边对称布置防撞护栏及检修道护栏,内设实体式横隔板.

1.2 风洞试验布置

该桥的节段模型风洞试验在长沙理工大学风工程与风环境试验研究中心边界层风洞高速试验段中进行,如图 2 所示.该模型缩尺比为 1:50,模型长 $L=1.54\text{m}$,宽 $B=0.475\text{m}$,高 $H=0.06\text{m}$,长宽比为 3.24.为保证主梁断面附近气流的二元特

性,节段模型两端设置了端板.节段模型采用弹簧 悬挂系统安装.

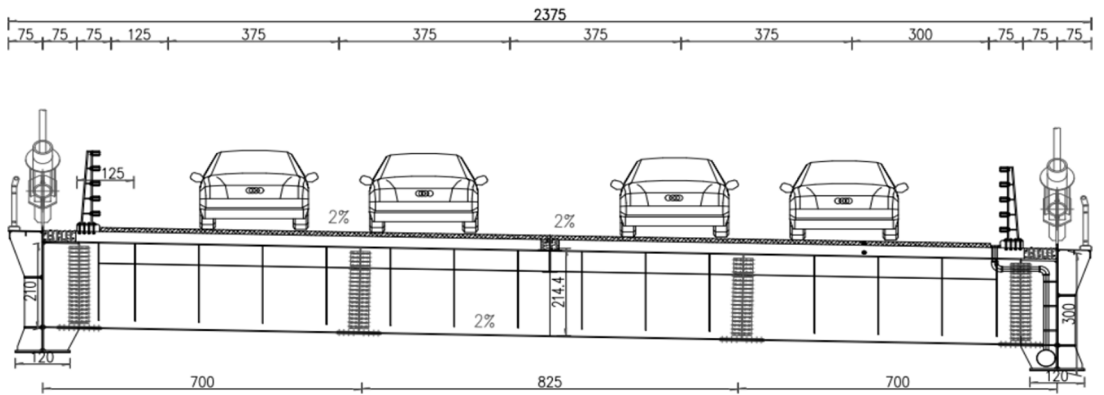


图 1 主梁横断面

Fig.1 Cross section of main beam



图 2 主梁节段模型试验

Fig.2 Experiment of Main Beam Segment Model

在均匀流场中,对主梁原断面进行+3°攻角下的涡振测振试验.试验工况如表 1 所示,主梁模型不同阻尼比及不同质量下无量纲风速与主梁竖向涡振振幅关系见图 3 与图 4.

由图 3 可知,在 5 种不同阻尼比下主梁均出现振幅严重超过规范允许值的竖弯涡振现象.

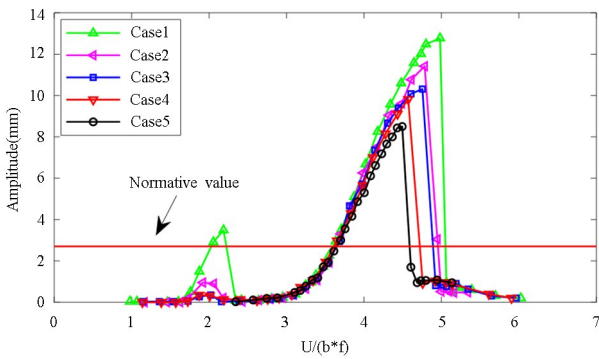


表 1 质量与阻尼比试验工况

Table 1 Mass and damping ratio test conditions

Case	m / kg	$\xi_h / \%$	f_h / Hz
1	22.6400	0.37%	5.143
2	22.6400	0.43%	
3	22.6400	0.48%	
4	22.6400	0.54%	
5	22.6400	0.73%	
6	15.055	0.569%	6.066
7	16.9910	0.461%	5.837
8	18.9520	0.406%	5.579
9	20.8880	0.379%	5.346
10	22.6400	0.37%	5.100
11	26.5700	0.355%	4.734

图 3 不同阻尼比下竖向涡振振幅与无量纲风速关系

Fig.3 The relationship between vertical vortex vibration amplitude and dimensionless wind speed under different damping ratios

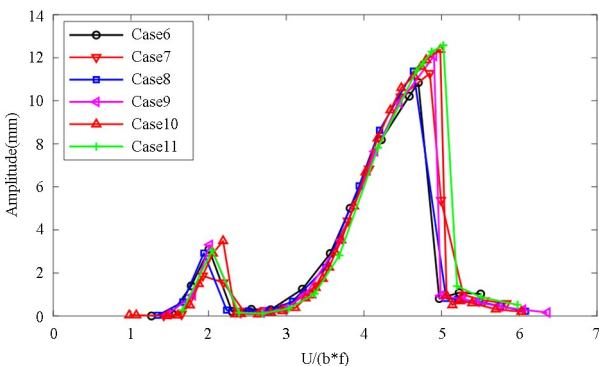


图 4 不同质量下竖向涡振振幅与无量纲风速关系

Fig.4 The relationship between vertical vortex vibration amplitude and dimensionless wind speed under different mass

当阻尼比为 0.73% 时,竖向涡振最大振幅为 8.501mm.随着阻尼比的减小,竖向涡振最大振幅显著上升,当阻尼比为 0.37% 时,竖向涡振最大振幅达到 12.78mm.当无量纲风速处于 1.603~2.343 范围时,随着阻尼比的减小,主梁竖向涡振现象愈发明显.由此可知,该主梁实际存在两个涡振锁定区间.由图 3 可知,对于大风速涡振锁定区间,随着阻尼比的减小,涡振锁定区间的范围将逐渐扩大,

对于小风速涡振锁定区间,区间范围的变化并不明显.因此阻尼比对竖向涡振振幅以及涡振锁定区间的范围具有影响.

为考察主梁质量对竖向涡振振幅的影响,共进行了6组测振试验.由图4可知,随着模型质量的增加,竖向涡振振幅呈小幅度的增加.对于大风速涡振锁定区间,随着模型质量的增加,涡振锁定区间范围有所扩大,同时可知,质量对小涡振风速锁定区间范围的影响也有相似规律.

2 涡振气动导数的识别

2.1 系统参数识别方法

为了识别大振幅范围内涡振的气动导数,首先需要静风环境中基于自由振动试验识别出主梁模型的结构特性参数^[9].

在风洞试验中,弹簧悬挂系统的运动控制方程为:

$$M\ddot{q} + c_{m,q}(q, \dot{q})\dot{q} + k_{m,q}(q, \dot{q})q = f_{q,0}(t) + f_{q,static}(t) + f_{q,se}(t) \quad (1)$$

式中: M 为广义质量; q 、 \dot{q} 、 \ddot{q} 分别为广义位移、速度、加速度.由于本文主要针对竖向涡振,因此广义位移选择竖向位移 h ,而与竖向位移相关的广义质量为 m ; $c_{m,q}$ 与 $k_{m,q}$ 为机械阻尼系数与刚度系数; $f_{q,0}(t)$ 为非风致附加气动力; $f_{q,static}(t)$ 为静风荷载; $f_{q,se}(t)$ 为均匀流场中的风致气动力.

由于结构特性参数的识别需要在静风环境中进行自由振动试验,因此式(1)变为:

$$M[\ddot{q} + 2\xi_{m,q}(q, \dot{q})\omega_{m,q}(q, \dot{q})\dot{q} + \omega_{m,q}^2(q, \dot{q})q] = 0 \quad (2)$$

式中: $\omega_{m,q}(q, \dot{q})$ 为结构固有圆频率; $\xi_{m,q}(q, \dot{q})$ 为结构固有阻尼比.由于上式中结构固有频率与结构固有阻尼比中含有速度与位移,是个极为复杂的函数,对式(2)进行简化可以得到:

$$M[\ddot{q} + 2\xi_{m,q}(A_q)\omega_{m,q}(A_q)\dot{q} + \omega_{m,q}^2(A_q)q] = 0 \quad (3)$$

式(3)中结构特性参数变为随振幅变化的参数.式(3)的渐近解为:

$$q(t) = A_q(t)\cos[\omega_{m,q}(t)t + \varphi_0] \quad (4)$$

式中: $A_q(t)$ 为瞬时振幅; $\omega_{m,q}(t)$ 为瞬时结构圆频率; φ_0 为初始相位.而瞬时圆频率与瞬时振幅的识别需要对自由振动位移时程进行希尔伯特变换

进行求解:

$$\tilde{q}(t) = H[q(t)] = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{q(\tau)}{t - \tau} d\tau \quad (5)$$

通过 $\tilde{q}(t)$ 与 $q(t)$ 能够得到:

$$\omega_q(t) = \frac{d\varphi(t)}{dt} = \frac{d(\arctan(\tilde{q}(t)/q(t)))}{dt} \quad (6)$$

$$A_q(t) = \sqrt{q^2(t) + \tilde{q}^2(t)} \quad (7)$$

式(6)与式(7)为瞬时圆频率与瞬时振幅.瞬时阻尼比表达式:

$$\xi(t) = \frac{\ln[A(t + \Delta t)/A(t)]}{\omega(t) * \Delta t} \quad (8)$$

幅变圆频率可以通过 $\omega_q(t)$ 与 $A_q(t)$ 进行最小二乘法进行拟合求得.幅变阻尼比可以借助 $\xi(t)$ 与 $A_q(t)$ 进行最小二乘法拟合求得.

2.2 结构参数非线性特性

对于涡振气动导数的识别,阻尼比较小的主梁相较于阻尼比较大的主梁具有更好的适应性,因此本试验采用小阻尼比的模型对结构特性参数及气动特性参数进行识别.图5为结构特性参数随振幅的演变规律,由图可知,结构阻尼比具有复杂的非线性现象,在振幅1.2~28mm范围内,结构阻尼比保持在0.08%~0.48%范围内;在振幅1.2~16.5mm时,结构阻尼比随振幅的增加而增加,当振幅超过16.5mm时,结构阻尼比将随之减小.总的来说,结构阻尼比整体较小,满足涡振气动导数识别中小阻尼比的条件.结构频率与结构阻尼比呈现相反的发展趋势,且频率保持在5.1Hz左右.

2.3 非线性涡振参数特性

对涡振气动导数的识别,首先需要每个风速下进行无初始位移激励及初始激励,赋予主梁较大初始位移的自由振动试验来获取位移响应.

图6为 $U = 5.15\text{m/s}$ 时无初始激励及初始激励自由振动试验识别的位移响应.在无初始激励下,振幅从0mm发展到8.69mm;在初始激励下,振幅由43.56mm衰减至8.69mm.因此两种自由振动下识别的位移最终都能够回到稳定振幅值.图7为位移曲线提取出的频率与阻尼比.

由图7可知,系统竖向模态频率随振幅的增加呈现下降的趋势,而系统竖向模态阻尼比则随振幅的增加呈现上升的趋势.由激励作用下识别的竖向

模态参数与无激励下识别的竖向模态参数在相等

的稳定振幅大小处交会。

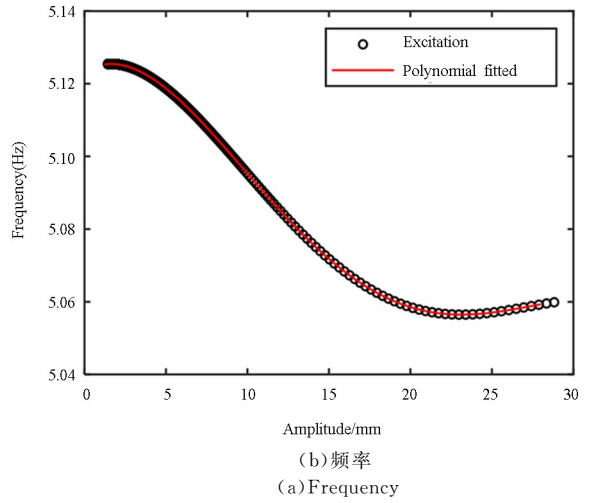
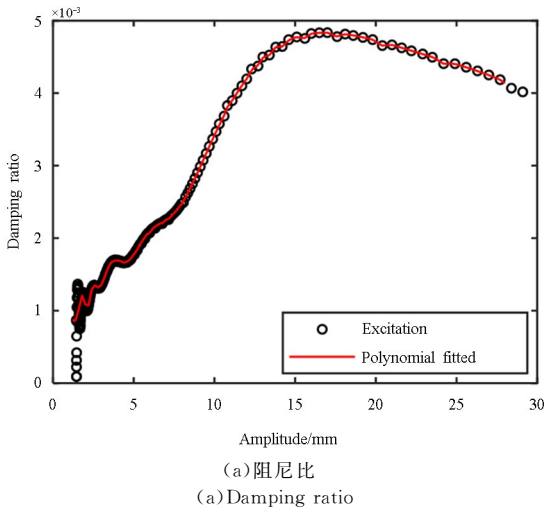


图 5 结构特性参数

Fig.5 Structural characteristic parameters

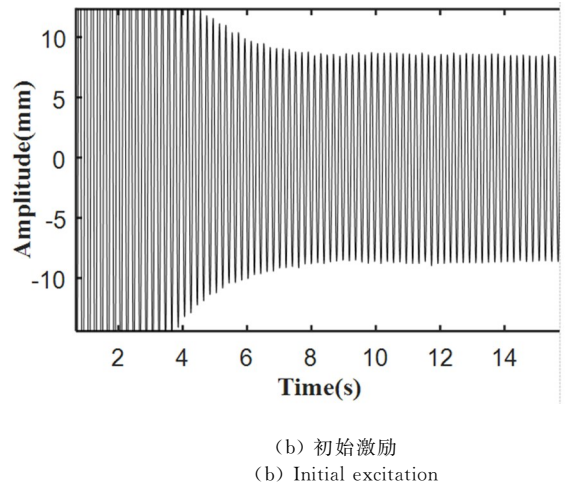
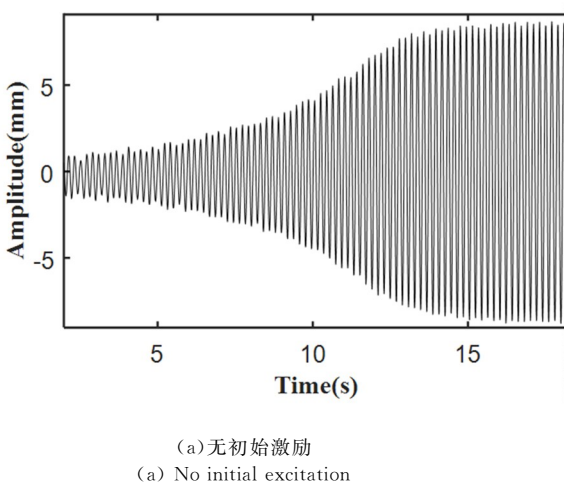


图 6 风速 5.15m/s 下两种自由振动试验竖向位移曲线

Fig.6 Vertical displacement curves of two free vibration tests under wind speed of 5.15 m/s

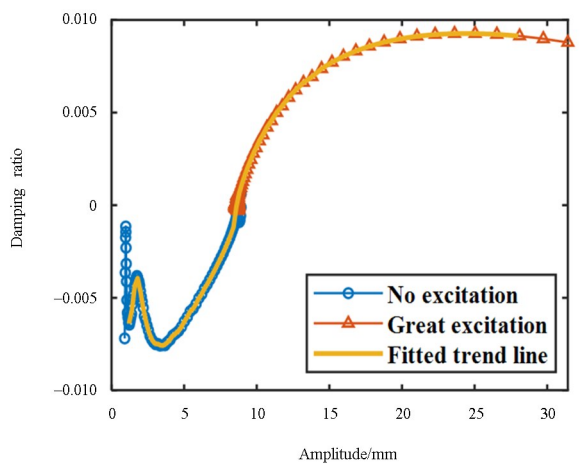
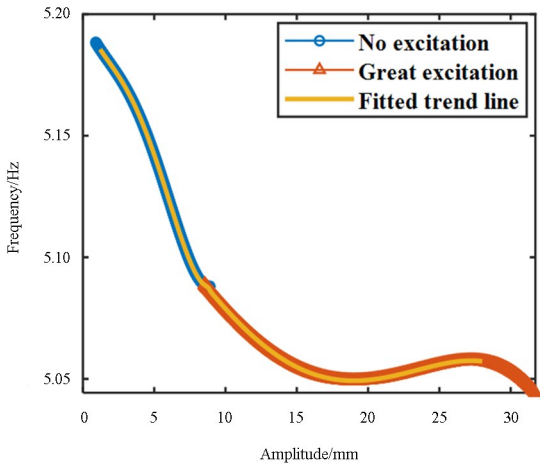


图 7 风速 $U=5.15\text{m/s}$ 时主梁竖向模态参数与振幅的关系曲线

Fig.7 Relation curve between vertical modal parameters and amplitude of main girder under wind speed $U=5.15\text{m/s}$

2.4 气动阻尼比

图8为主梁竖向模态阻尼比、结构固有阻尼比、气动阻尼比三部分.由图8可知结构固有阻尼比始终为正阻尼比.气动阻尼比在振幅 $0\sim 10.4\text{mm}$ 范围内为负阻尼比,在振幅 $10.4\sim 28\text{mm}$ 范围内为正阻尼比,且气动阻尼比随振幅的增大而增大.依据能量的原理可知,气动阻尼比为负阻尼比时,系统将吸收流场中的能量,从而使主梁呈现振幅不断增大的情况;而结构正阻尼比则会耗散系统的能量从而抑制主梁的振动.在小振幅范围内,负气动阻尼比远远大于结构正阻尼比,系统竖向模态总阻尼比为负阻尼,系统从流场中吸收能量,主梁竖向振幅由小振幅逐渐增大.

随着主梁竖向振幅的增大,气动阻尼比随振幅的增大逐渐趋向于正阻尼比.当主梁竖向振幅达到 8.7mm 时,气动阻尼比为 -0.282% ,结构阻尼比为 0.282% ,系统从流场中吸收的能量与消耗的能量达到平衡,主梁呈现等幅振动状态,当主梁竖向振幅超过 8.7mm 时,结构正阻尼比大于气动负阻尼比,系统竖向模态阻尼比为正值,此时系统以能量耗散为主,振幅将减小退回到 8.7mm 的等幅振动状态;当振幅小于 8.7mm 时,主梁系统竖向模态阻尼比为负值,系统以吸收流场的能量为主,主梁竖向振幅增大到 8.7mm 的稳定振动状态.

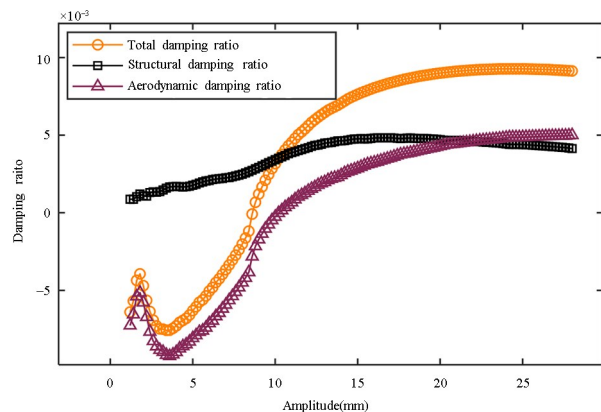


图8 风速 $U=5.15\text{m/s}$ 主梁竖向模态阻尼比、气动阻尼比、结构阻尼比对比图

Fig.8 Comparison of vertical modal damping ratio, aerodynamic damping ratio and structural damping ratio of girder at wind speed of 5.15 m/s

2.5 幅变阻尼比及幅变频率

由于该桥在不同风速下识别的竖向模态频率

与竖向模态阻尼比曲线存在差异,因此本文将识别的竖向模态参数进行风速区间的划分,如图9所示.

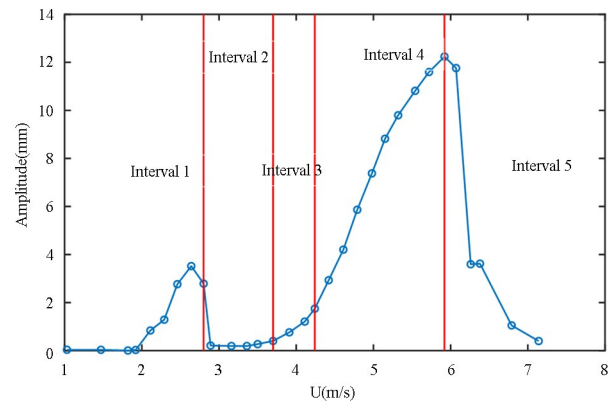


图9 风速区间划分

Fig.9 Wind speed interval division

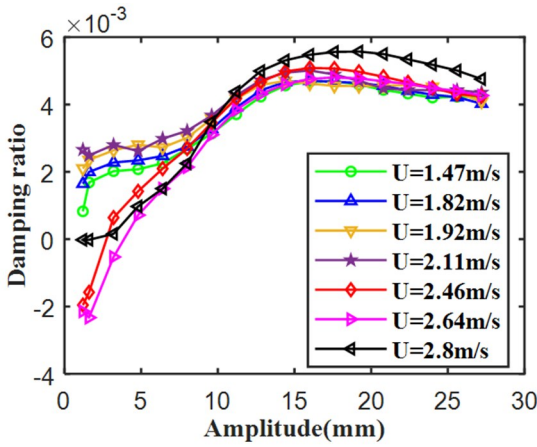
图10对应图9中的区间1.由图10可知在试验风速 $U=1.47\sim 2.8\text{m/s}$ 范围内,各风速的竖向模态参数发展趋势一致.其中在试验风速 $U=1.47\sim 2.11\text{m/s}$ 范围内,竖向模态阻尼比始终为正阻尼比,主梁竖向振幅趋向于0.当试验风速达到 $U=2.46\text{m/s}$ 时,在小振幅范围内竖向模态阻尼比则转变为负阻尼比,系统处于不稳定状态,主梁结构在负气动阻尼比作用下由小振幅增大到 2.6mm 的等幅振动状态,此时系统竖向模态阻尼比趋于0并处于稳定振动状态.试验风速 $U=2.64\text{m/s}$ 的竖向模态阻尼比与试验风速 $U=2.46\text{m/s}$ 的竖向模态阻尼比趋势相同,但试验风速 $U=2.64\text{m/s}$ 的负阻尼比大小与范围都比试验风速 $U=2.46\text{m/s}$ 大.当试验风速 $U=2.8\text{m/s}$ 时,小振幅的竖向模态阻尼比趋近于0.而频率在试验风速 $U=1.47\sim 2.8\text{m/s}$ 范围内并无明显变化,并与结构固有频率较接近.

图11对应图9中的区间2,由图11可知,在试验风速 $U=2.89\sim 3.7\text{m/s}$ 范围内,竖向模态阻尼比均为正值,且竖向模态阻尼比曲线随试验风速的增加呈现上升的趋势,与图10的竖向模态阻尼比曲线存在较大差异,此时主梁未发生涡振,频率则无太大变化.

图12对应图9中的区间3.由图12可知,在试验风速 $U=4.11\sim 4.24\text{m/s}$ 下,小振幅范围内竖向模态阻尼比相较于图11又出现了变化,在振幅较小范围内竖向模态阻尼比接近于0.通过观察图12频率曲线可知,在小振幅区域的频率值与结构固有频率存在差异,而小振幅区域属于无初始激励自由

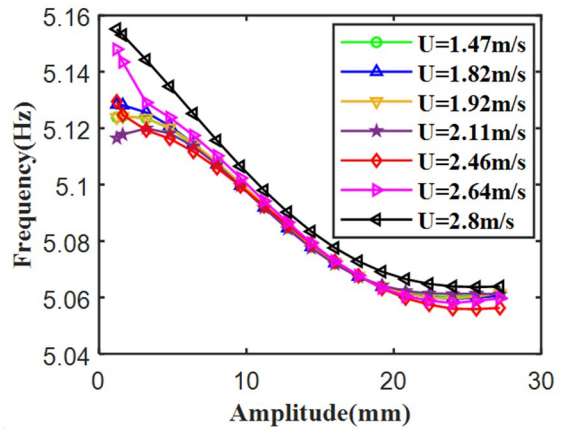
振动试验识别的范围.因此无初始激励下的涡脱对模型进行强迫振动,从而引发了共振.而初始激励下的振动频率与结构固有频率接近.

对图 12 中试验风速 4.11m/s 的工况进行频谱分析,如图 13 所示,其中初始激励存在两种主频率;5.1Hz 的主频率,与结构固有频率接近;4.975Hz



(a) 幅变阻尼比

(a) Amplitude-varying damping ratio

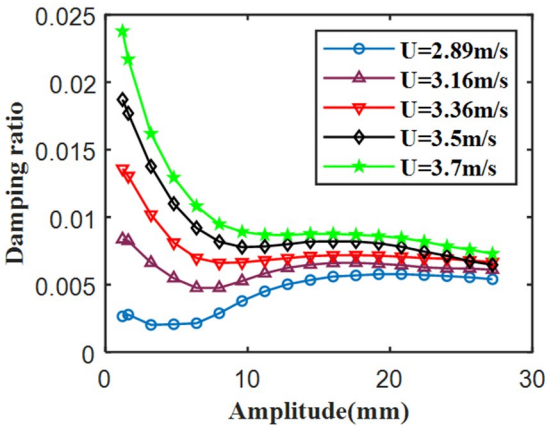


(b) 幅变频率

(b) Amplitude variable frequency

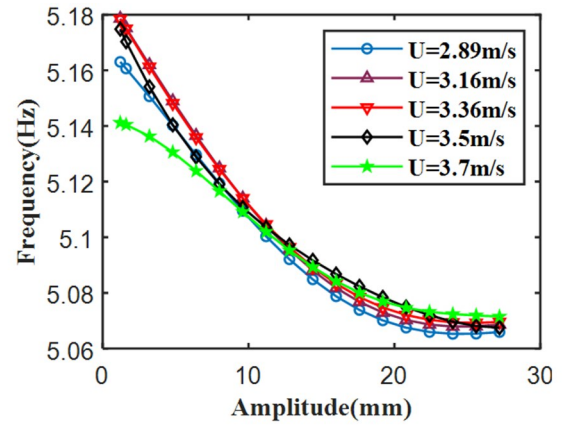
图 10 试验风速 $U=1.47\sim 2.8\text{m/s}$ 时识别竖向模态参数

Fig.10 Identification of vertical modal parameters at test wind speeds of 1.47~2.8 m/s



(a) 幅变阻尼比

(a) Amplitude-varying damping ratio

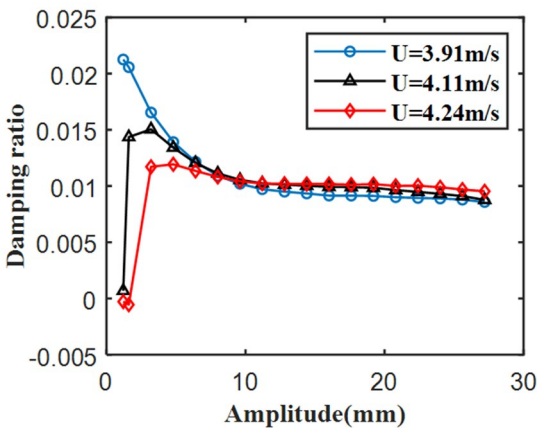


(b) 幅变频率

(b) Amplitude variable frequency

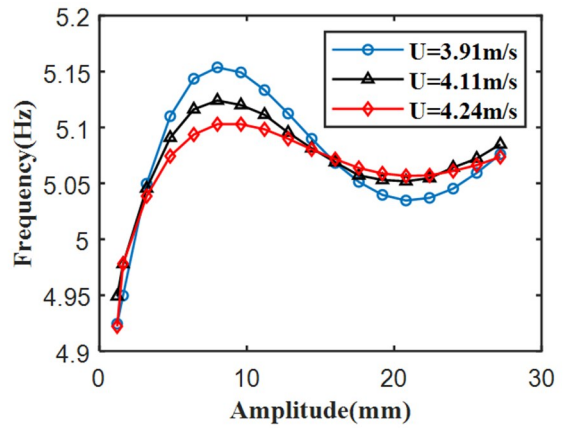
图 11 试验风速 $U=2.89\sim 3.7\text{m/s}$ 时识别竖向模态参数

Fig.11 Identification of vertical modal parameters at test wind speeds of 2.89~3.7 m/s



(a) 幅变阻尼比

(a) Amplitude-varying damping ratio



(b) 幅变频率

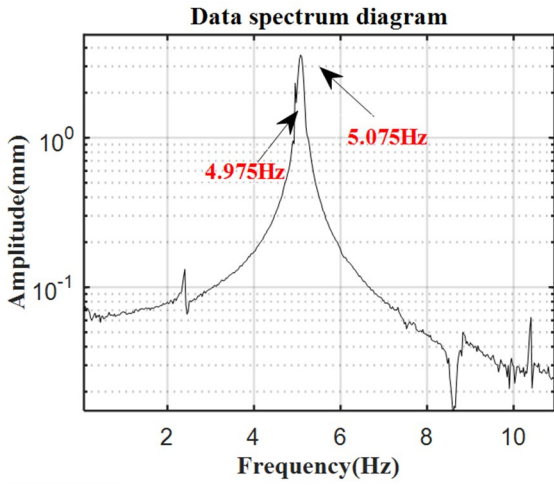
(b) Amplitude variable frequency

图 12 试验风速 $U=3.91\sim 4.24\text{m/s}$ 时识别竖向模态参数

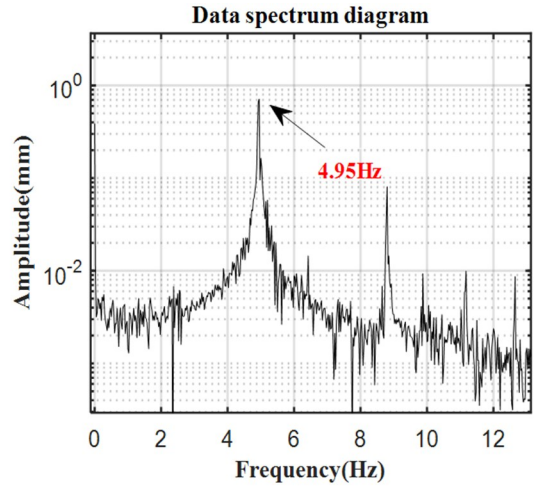
Fig.12 Identification of vertical modal parameters at test wind speeds of 3.91~4.24 m/s

的主频率与结构固有频率存在差异,而与前面所述
的共振频率接近.为了探究原因,对初始激励中的
稳定振幅,部分进行截取并识别频谱图,如图 14 所

示,将图 14 中的频谱图与图 13(b)的频谱图进行
比较,可知两个主频率极为接近,都与结构固有频
率相差较大.



(a) 初始激励下自由振动下频谱图



(b) 无初始位移激励自由振动下频谱图

(a) Spectrum diagram of free vibration under initial excitation increasing step by step

(b) Spectrum of free vibration without initial displacement excitation

图 13 风速 $U=4.11\text{m/s}$ 时自由振动试验频谱图

Fig.13 The spectrum diagram of free vibration test at wind speeds of 4.11 m / s

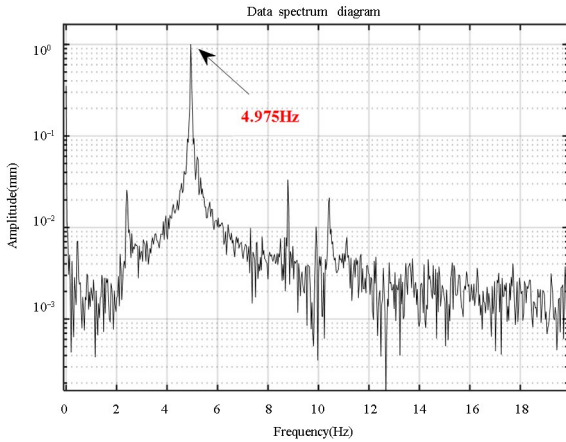
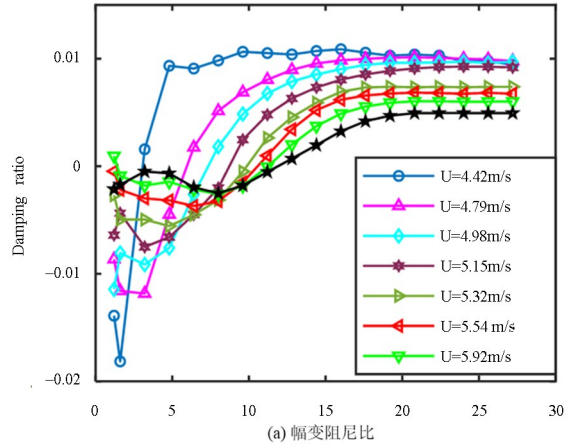


图 14 截取稳定振动段的频谱图

Fig.14 Intercept spectrum of stable vibration segment

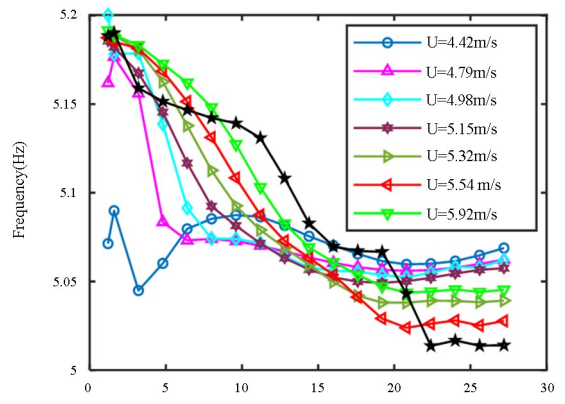
图 15 对应图 9 中的区间 4.由图 15 可知,在试
验风速 $U=4.42\sim 5.92\text{m/s}$ 下,小振幅范围内的竖
向模态阻尼比为负,此时系统处于不稳定状态,振
幅由小振幅开始逐渐增大.随着试验风速的增加,
负阻尼比的振幅范围不断增大,这意味着主梁竖向
振幅随试验风速的增加而增加,图 9 可以验证此说
法.由幅变频率曲线可知,频率值与结构固有频率
接近,此时主梁模型发生涡振.随着试验风速的增
加,主梁的涡脱频率与结构固有频率基本一致.

图 16 对应图 9 中的区间 5.图 16 中竖向模态
阻尼比为正阻尼比,此时主梁振幅较小,通过风洞



(a) 幅变阻尼比

(a) Amplitude-varying damping ratio

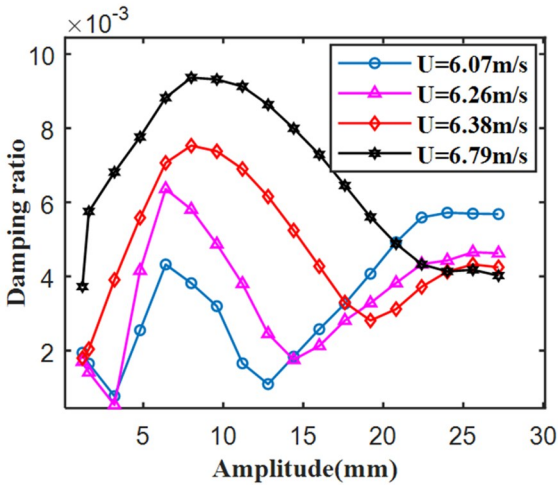


(b) 幅变频率

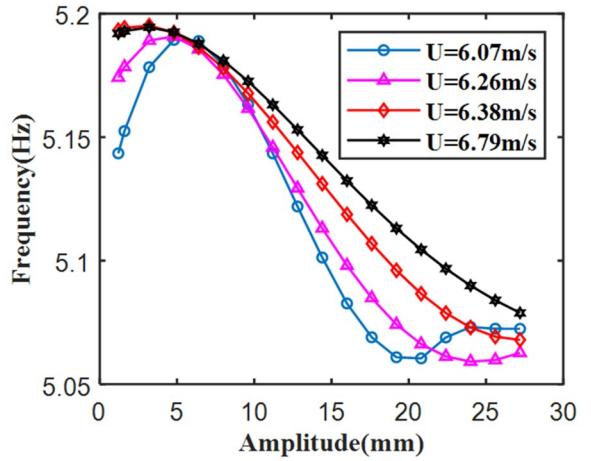
(b) Amplitude variable frequency

图 15 试验风速 $U=4.42\sim 5.92\text{m/s}$ 时识别竖向模态参数

Fig.15 Identification of vertical modal parameters at test wind speeds of 4.42~5.92 m/s

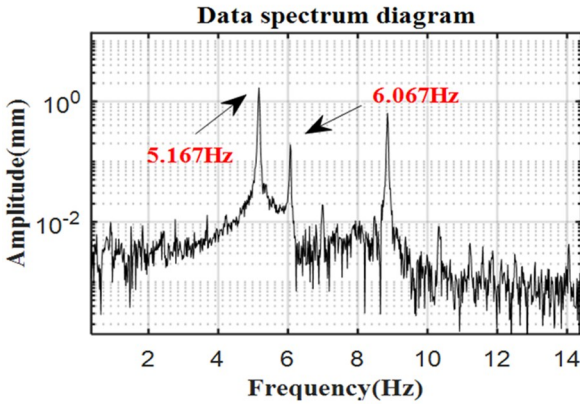


(a) 幅变阻尼比
(a) Amplitude-varying damping ratio

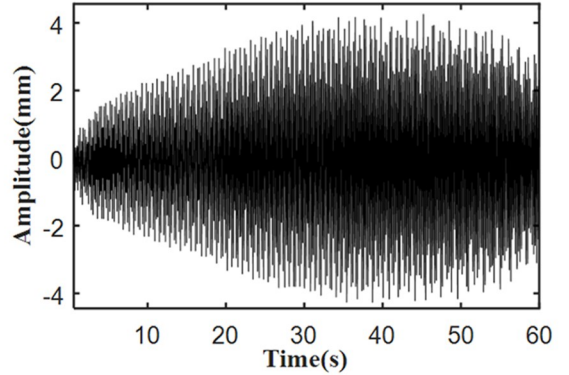


(b) 幅变频率
(b) Amplitude variable frequency

图 16 试验风速 $U=6.07\sim 6.67\text{m/s}$ 时识别竖向模态参数
Fig.16 Identification of vertical modal parameters at test wind speeds of $6.07\sim 6.67\text{ m/s}$



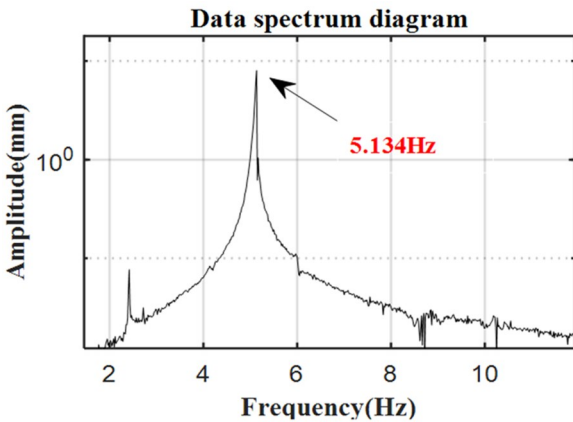
(a) 频谱图
(a) spectrogram



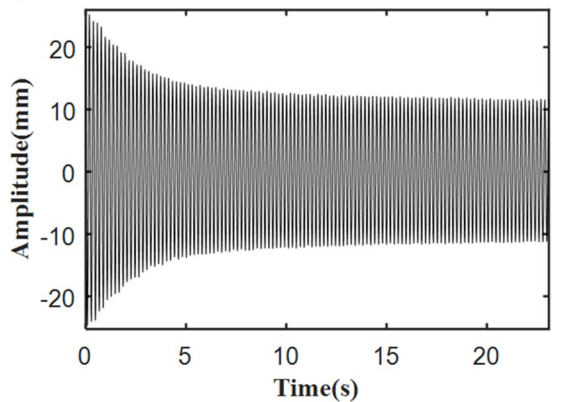
(b) 位移时程
(b) displacement time history

图 17 风速 $U=6.07\text{m/s}$ 时无初始位移激励自由振动试验识别的频谱图与位移时程曲线

Fig.17 Spectrogram and displacement-time curves identified by free vibration test without initial displacement excitation at wind speed of 6.07 m/s



(a) 频谱图
(a) spectrogram



(b) 位移时程
(b) displacement time history

图 18 试验风速 $U=6.07\text{m/s}$ 时初始激励下自由振动试验识别的频谱图与位移时程曲线

Fig.18 Spectrogram and displacement-time curves identified by incremental free vibration test with initial excitation at wind speed of 6.07 m/s

试验观察可知,在该风速范围内主梁跳出涡振锁定区间。

对试验风速 6.07m/s 的频谱图进行分析,如图 17 与图 18 所示.对比图 17 与图 18 可知,无初始激励

与初始激励作用下平稳段振幅大小相差过大.由图17 频谱图可知,无初始激励下识别主频率中含有其他干扰项.而这些干扰频率远大于结构固有频率,因此主梁在无初始激励下将无法回到稳定振动状态.而图16 中的主频率为5.134Hz,该频率与结构固有频率接近,因此在初始激励下主梁将回到稳定振动状态.由于试验风速的增加,涡脱频率也随之增加,当频率超过涡振锁定区间的范围时,主梁将不再发生涡振.

2.6 涡振气动导数

本文主要针对主梁单自由度竖向涡激振动现象进行研究,通过识别的竖向模态参数获得气动导数.本文基于 Scanlan 自激力公式推导出气动导数参数.单自由度竖向位移相关的 Scanlan 自激力表达式:

$$m[\ddot{h} + 2\xi_{h_0}\omega_{h_0}\dot{h} + \omega_{h_0}^2 h] = \frac{1}{2}\rho U^2(2b)[KH_1^* \frac{\dot{h}}{U} + k^2 H_4^* \frac{h}{b}] \quad (9)$$

式中, m 为模型单位长度质量; ξ_{h_0} 为竖向模态结构固有阻尼比; ω_{h_0} 为竖向模态结构固有频率; K 为折减频率; b 为结构特征宽度的一半; H_1 与 H_4 为竖向位移相关的气动导数.

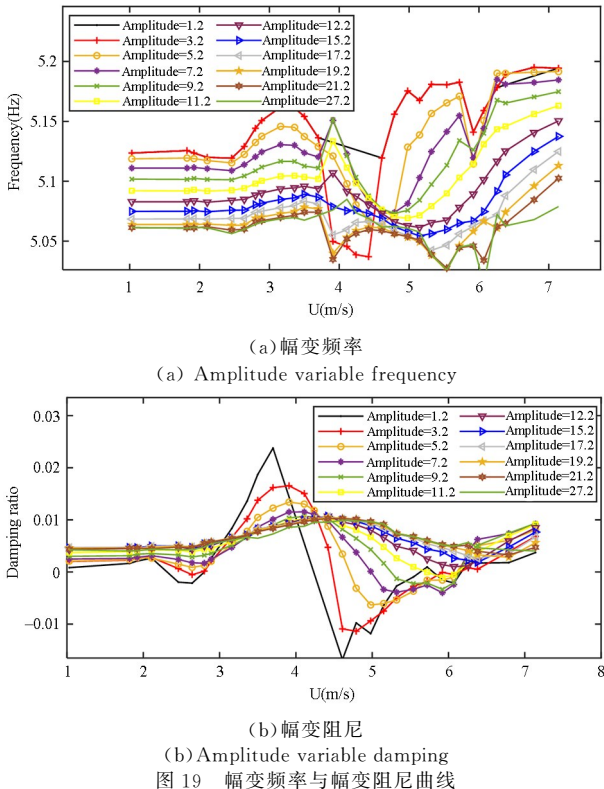


Fig.19 Variable frequency and variable damping curves

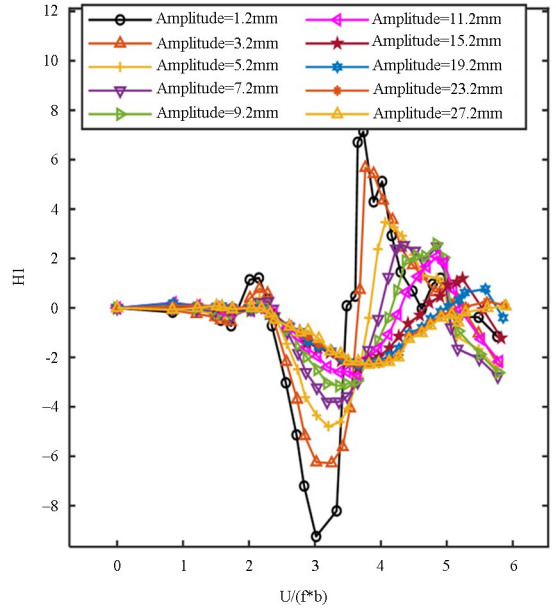


图20 不同振幅下气动导数 H_1 随折减风速的变化趋势
Fig.20 Variation trend of aerodynamic derivative H_1 with reduced wind speed under different amplitudes

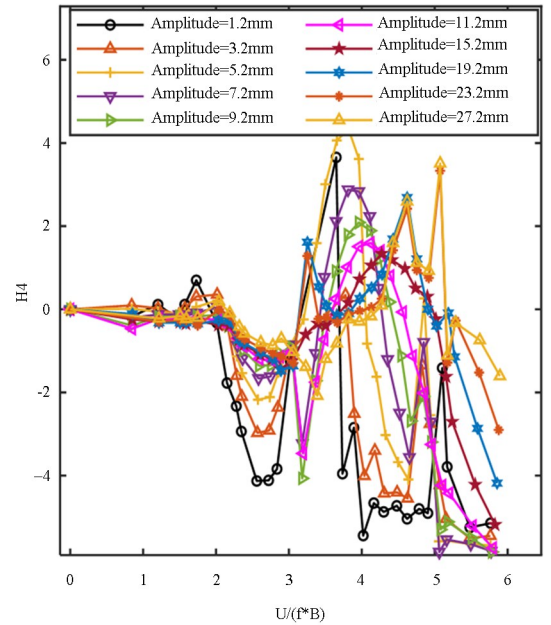


图21 不同振幅下气动导数 H_4 随折减风速的变化趋势
Fig.21 Variation trend of aerodynamic derivative H_4 with reduced wind speed under different amplitudes

式(9)中将自激力的部分移入左边,获取系统竖向模态阻尼比及频率的表达关系:

$$\begin{cases} \omega_h = \sqrt{1 - \mu h_1 \xi_h + \mu h_4} \\ \xi_h = \frac{2\xi_{h_0} - \mu H_1 \omega}{2\omega_h} \end{cases} \quad (10)$$

对式(10)进行转换,可以求得竖向位移相关的气动导数表达式:

$$\begin{cases} H_1^*(A_h) = 2 \left[\xi_{h_0}(A_h) \left(\frac{\omega_{h_0}(A_h)}{\omega_h(A_h)} \right) - \xi_h(A_h) \right] / \mu \\ H_4^*(A_h) = \left[\left(\frac{\omega_{h_0}(A_h)}{\omega_h(A_h)} \right)^2 - 1 \right] / \mu \end{cases} \quad (11)$$

由于已经识别出幅变阻尼比及幅变频率,因此可以识别出振幅范围 1.2~27.2mm 的随振幅与折减风速变化的气动导数 H_1 和 H_4 。图 19 为幅变频率与幅变阻尼曲线,图 20、图 21 为气动导数曲线。

3 气动导数的验证

为了验证气动导数的正确性,需要对识别的气动导数进行响应预测,再将预测振幅与试验振幅进行对比。响应大小通过最优阻尼比即阻尼比最接近 0 的时候,而阻尼比与频率需要通过公式(10)来计算。验证结果如图 22 所示。结果表明涡振作用下识别的气动导数是正确的。为了探究涡振气动导数是否在其他阻尼比情况下也同样适用,为此我将预测

结果与风洞试验结果进行了对比。图 23~图 25 分别为主梁结构阻尼比为 0.44%、0.54%、0.73% 的计算结果与试验结果对比图。

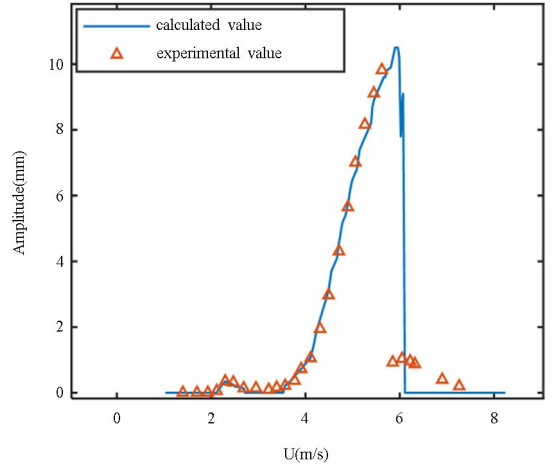


图 24 阻尼比为 0.54% 的预测值与试验值对比图
Fig.24 Comparison of predicted and experimental damping ratio 0.54%

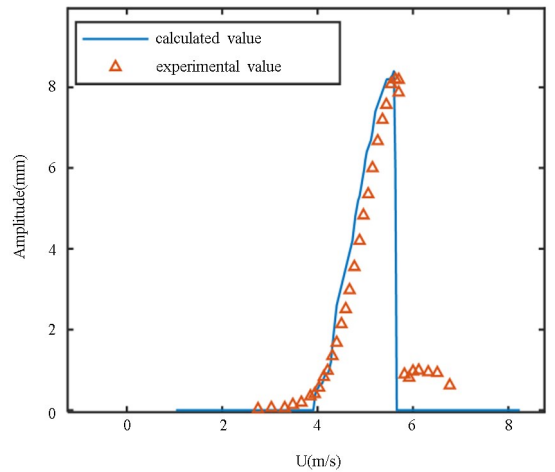


图 25 阻尼比为 0.73% 的预测值与试验值对比图
Fig.25 Comparison of predicted and experimental damping ratio 0.73%

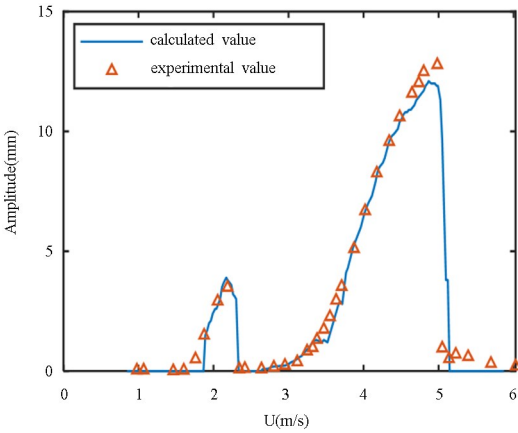


图 22 预测值与试验值对比图(0.37%)

Fig.22 Comparison of calculated and experimental values

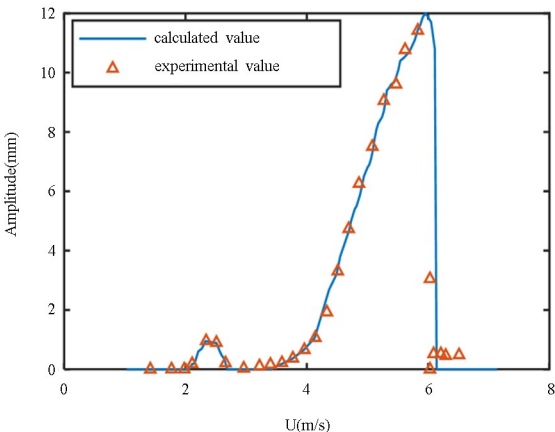


图 23 阻尼比为 0.44% 的预测值与试验值对比图

Fig.23 Comparison of predicted and experimental damping ratio 0.44%

由图可知,整个试验风速区间及振幅下的响应预测值与试验值吻合,验证了在涡振过程中气动导数的正确性及涡振气动导数在不同阻尼比下的适用性。

4 结论

本文以钢混 II 型梁为工程背景开展节段模型风洞试验,主要对涡振的气动特性及涡振响应预测进行研究,主要结论如下:

(1)通过改变模型的结构阻尼比及质量,对竖向涡振振幅进行了观察,结果表明:结构阻尼比的

改变对主梁竖向涡振振幅影响较大;而模型质量的改变对于涡振锁定区间范围具有影响.

(2)主梁通过自由振动试验识别了竖向模态参数并提取其中气动项,通过气动阻尼比对主梁涡振发生的原因进行解释.

(3)钢混 II 型梁在不同风速范围内,竖向模态参数呈现不同发展规律,主要将其划分为 5 个风速区间.

(4)通过 Scanlan 自激力模型建立了只包含 2 个气动导数的涡激励模型.并推导出气动导数的识别方法,通过涡振分析方法对涡振气动导数进行了验证,并证明了气动导数的正确性.同时在不同结构阻尼比下进行了涡振响应预测,通过与试验结果进行对比,验证了涡振气动导数的普适性.

参考文献

- [1] 赵林,李珂,王昌将,等.大跨桥梁主梁风致稳定性被动气动控制措施综述[J].中国公路学报,2019,32(10):34-48.
ZHAO L, LI K, WANG C J, et al. Summary of passive aerodynamic control measures for wind-induced stability of long-span bridge girders [J]. Chinese Journal of Highway, 2019, 32 (10) : 34-48. (in Chinese)
- [2] 李春光,黄静文,张记,等.边主梁叠合梁涡振性能气动优化措施风洞试验研究[J].振动与冲击,2018,37(17):86-92.
LI C G, HUANG J W, ZHANG J, et al. Wind tunnel test study on aerodynamic optimization measures for vortex-induced vibration performance of composite beams with side girder [J]. Vibration and Shock, 2018, 37 (17) : 86 - 92. (in Chinese)
- [3] 王景奇,王雷,华旭刚,等.板桁结合梁涡振性能及抑振措施研究[J].铁道科学与工程学报,2019,16(8):2035-2042.
WANG J Q, WANG L, HUA X G, et al. Research on vortex vibration performance and vibration suppression measures of plate-truss composite beams [J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2019, 16 (8) : 2035-2042. (in Chinese)
- [4] KUBO Y, SADASHIMA, YAMAGUCHI K, et al. Improvement of aeroelastic instability of shallow π section [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2021, 89(14-15):1445-1457.
- [5] 程怡,周锐,杨詠昕,等.中央稳定板对分体箱梁桥梁的涡振控制[J].同济大学学报(自然科学版),2019,47(5):617-626.
CHENG Y, ZHOU R, YANG Y X, et al. Vortex-induced vibration control of split box girder bridge by central stabilizing plate [J]. Journal of Tongji University (Natural Science Edition), 2019, 47 (5) : 617-626. (in Chinese)
- [6] EHSAN F, SCANLAN R H. Vortex-induced vibrations of flexible bridges [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1990, 116(6):1392-1411.
- [7] LARSEN A. A generalized model for assessment of vortex-induced vibrations of flexible structures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 57(2-3):281-294.
- [8] 胡朋,陈屹林,蔡春声,等.典型带挑臂钢箱主梁涡激力模型研究[J].湖南大学学报(自然科学版),2022,49(3):57-67.
HU P, CHEN Y L, CAI C S, et al. Study on vortex-induced force model of a typical steel box girder with projecting slabs [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(3) : 57 - 67. (in Chinese)
- [9] KAI L A, YAN H B, CSC C, et al. Experimental investigation on post-flutter characteristics of a typical steel-truss suspension bridge deck [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2021, 216:104724.