文章编号:1674-2974(2024)05-0132-11 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024055

Π型断面竖向涡振过程气动力不同分量的演变特性

马振兴[1,2],李加武[1,2†],赵国辉[1,2],王峰[1,2],郝键铭[1,2]
(1. 长安大学 公路学院,陕西 西安710064;
2. 长安大学 风洞实验室,陕西 西安710064)

摘 要:典型Π型开口断面与传统流线型箱梁相比,其截面钝化程度高,很容易发生涡振现象.本文通过同步测振测压风洞试验和计算流体动力学(CFD)相结合方法对典型开口断面表面压力分布特征和气动力不同分量、滞回特性等非线性现象展开研究.首先对涡振锁定区间内不同时期表面分布压力的演化特征进行分析,其次通过CFD动网格方法实现断面流固耦合分析.在此基础上,采用希尔伯特振动分解(HVD)方法对涡激振动过程中气动力不同分量进行分解.结果表明:开口断面上表面平均压力在前缘部分,处于负压区,气流在此发生分离,在涡振极值点时,脉动压力在$0.1<X/B<0.3$区域变化最为剧烈,表明旋涡脱落强度在该区域最大,并且分析发现该开口断面气动力具有明显高阶分量.由于高阶谐波分量的存在,气动力非线性程度不断加深,气动力各阶分量在整个振动周期内做功具有不同的特点.其中,气动力一阶分量F_1在振动周期内,做功呈现曲回上升的形式,整体上表现为增加趋势,气动力二阶分量F_2的滞回曲线呈现复杂的"8"字环形状,可以忽略三阶及以上分量对涡振系统的影响.

关键词:桥梁工程;风洞试验;开口断面;计算流体动力学;希尔伯特振动分解
中图分类号:U441.3 **文献标志码**:A

Evolution Characteristics of Different Components of Aerodynamics During Vertical Vortex-induced Vibration of Π-shaped Girder

MA Zhenxing[1,2],LI Jiawu[1,2†],ZHAO Guohui[1,2],WANG Feng[1,2],Hao Jianming[1,2]
(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064,China;
2. Wind Tunnel Laboratory, Chang'an University, Xi'an 710064,China)

Abstract: Compared with the traditional streamlined box girder, the typical Π-shaped open section is prone to vortex-induced vibration (VIV) because of its high section bluff configuration. In this research, the simultaneous vibration and pressure vibration of wind tunnel tests and computational fluid dynamics (CFD) are used for studying the characteristics of the pressure distribution along the surface of the typical open section and the nonlinear phenomena such as different aerodynamic components and hysteresis characteristics. First, the initial characteristics of the local pressure in different periods in the VIV lock-on region are analyzed. Secondly, the CFD dynamic grid method is used to realize the fluid-solid coupling analysis of the section. On this basis, the different frequency components of the aerodynamic forces in the VIV process are decomposed by the Hilbert vibration decomposition

* **收稿日期**:2023-04-20
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51978077), National Natural Science Foundation of China(51978077)
作者简介:马振兴(1993—),男,陕西西安人,长安大学博士研究生
† 通信联系人,E-mail: ljw@gl.chd.edu.cn

(HVD) method. The research results show that the average surface pressure on the leading edge of the opening section is in the negative pressure zone, where the airflow is separated. At the extreme point of the VIV, the pulsating pressure changes most violently in the area of $0.1<X/B<0.3$, indicating that the vortex shedding intensity is the largest in this region, and the analysis shows that the aerodynamic forces on the opening section have obvious high-order components. Due to the existence of high-order harmonic components, the degree of nonlinearity of aerodynamic force is continuously deepened, and the work done by each order component of aerodynamic force has different characteristics in one whole vibration period. Among them, the first-order component F_1 of the aerodynamic force exhibits a curvilinear increase in work during the vibration period, showing an overall increasing trend. The hysteresis curve of the second-order component F_2 of the aerodynamic force presents a complex "8" ring shape. The influence of the third-order and above components on the VIV system can be ignored.

Key words: bridge engineering; wind tunnel test; open-section; computational fluid dynamics; Hilbert vibration decomposition

随着桥梁跨径的不断增长,目前桥梁结构越来越往细长、轻柔与低阻尼方向发展,桥梁抗风问题也因此变得愈发严重.双边主梁结构因其自重轻、装配简单、受力性能优越,在中等跨径桥梁中得到广泛应用[1-3].常见的双边主梁结构有双边箱梁、双边工字梁、分离式钢箱梁等,其中双边箱梁(Π型梁)断面造型简单、受力明确、施工方便,已逐渐成为现代斜拉桥的主要断面形式.尽管Π型梁由于具有上述优点在工程中占据不可替代的优势地位,但它属于薄壁开口截面,同时相较于流线型闭合钢箱梁,Π型截面的扭转刚度较小,空气稳定性较差,是一种典型的钝体截面形式.当空气经过Π型截面时,很容易引起气流的分离及旋涡的产生,因此,Π型截面桥梁很容易受到风致振动的影响,尤其是涡激振动(简称涡振).涡振是一种常在低风速下发生的自激限幅振动,虽不至于像桥梁颤振、驰振那样的发散性振动对桥梁结构产生严重破坏,但仍会严重影响桥梁的舒适性和行车安全性,可能导致结构出现疲劳失效以及结构损伤.目前,在已建成的桥梁中,观察到有不少采用双边主梁断面形式的桥梁,曾在低风速下发生过明显的涡激振动现象[4-5].

涡激振动一直是大跨度桥梁空气动力学研究的重要问题之一.大量的研究工作致力于通过建立涡激力模型来预测涡振锁定区间和涡振响应.在早期对于涡激振动的研究中提出了经典的单自由度涡激共振经验模型[6-9],同时又提出了更具有物理意义的两自由度涡激共振模型[10-13].Ehsan 和 Scanlan[8]介绍了一种利用在风洞中获得的"衰减到共振"或"增长到共振"自由振动数据方法来确定经验非线性力模型参数.Larsen[14]将 Scanlan 非线性模型的中的非线性阶次作了进一步参数化处理,用一个形状参数来表达.Diana 等[15]从涡激力的角度研究了墨西哥海峡桥的涡振特性,但其对于不同幅值下的涡振是基于线性假设,并没有考虑"倍频"和"分频"成分对于模型的影响.Chen[16-17]采用非线性气动阻尼模型作为时变速度和振动位移的多项式函数,来考虑与振幅相关的阻尼模型.Zhu 等[18]提出了一个同时包含振动位移和速度的高阶项的非线性力涡激力模型,并且使用非线性最小二乘法拟合风洞试验测得的涡激力时程来识别模型参数.Zhou 等[19]采用一种复杂的多参数非线性气动力模型研究了双箱梁的非线性振动行为.由于理论假设的限制性以及系统识别参数的误差,当断面尺寸特征发生改变时,其往往难以得到普适性的应用.

另外,为了更加清楚地理解桥梁断面的气动稳定特性,更为先进的风洞试验技术也应用于其中.Belloli 等[20]和 Laima 等[21]利用同时测量桥梁周围压力特性来揭示不同桥梁构件对于涡激振动的触发和抑制机制.胡传新等[22-24]提出了一种同步测压和测振技术,研究分布气动力与结构的作用机制,分析涡振过程中表面压力的变化,来揭示流线型箱梁气动力演化特征.Gao 等[25]通过在模型中设置激光位移计和压电力天平,实现对动态位移和气动力的同步测量,研究发现气动力信号中含有明显的高阶成分,但

未对该高阶成分进行进一步的分析.随着计算机能力的进步,数值模拟越来越多的应用在桥梁空气动力学研究当中.与风洞试验相比,计算流体动力学可以使我们更加直观地观察到流动的具体细节.

许多研究者将数值模拟和风洞试验技术结合起来,在桥梁设计前期,通过优化桥梁断面的气动外形,来提高断面的涡振性能[26-28].Xu 等[29]通过采用CFD方法和风洞试验研究了Π型桥面板涡激振动的非线性动力稳定性.Zhang等[30]将数值模拟和风洞试验技术结合起来,发现在断面两边箱位置安装微型三角风整流罩后,在不同风攻角下,开口断面的涡振均可以得到有效抑制.Bai等[31]系统研究了截面宽高比和四种不同的气动措施,即整流罩、下中心稳定板、倒L形边缘板和下水平导流板,对Π型组合桥面涡振性能的影响.刘圣源等[32]结合CFD数值模拟研究得出了分离式断面在不同涡振锁定区间的气动力表现出了明显的非线性演化特征,且在锁定区间内气动力中高阶成分占比具有不同的分布特点,但未指出气动力高阶成分的能量演化特点.

开口截面因其结构本身的特点,很容易触发结构的涡激振动现象,现有的研究缺乏对这种典型开口断面在涡激振动过程中气动力能量演化过程的系统分析,特别是对涡振锁定区间内气动力表现出的高阶分量特征缺乏分析.然而,这些对于正确建立涡激力模型具有至关重要.为此,本文主要针对开口断面竖向涡振气动力不同分量进行研究,基于同步测振测压风洞试验分析表面压力分布特点,采用数值模拟来研究涡振锁定区间中涡激气动力的变化,同时基于希尔伯特振动分解(HVD)方法对涡激过程中气动力中不同分量进行分解,来揭示竖弯涡振发生过程中气动力不同分量的驱动特性.

1 开口断面涡振风洞试验

1.1 研究对象

本文通过搜集总结双边箱梁桥的尺寸特点,对其主梁截面形式进行统计分析并结合风洞尺寸及节段模型设计等要求,设计出一种具有代表性的开口断面,主梁设计断面图如图1所示.试验模型刚度由铝制框架提供,模型的外衣由轻质泡模板制成,在模型中间位置沿外表面布置82个分布式测压孔,测压孔内径为0.8 mm,长度为1 000 mm,间距为10~20 mm.压力信号测量采用美国PSI公司的电子压力扫描阀进行采集,采集频率为312 Hz.节段模型试验参数如表1所示.

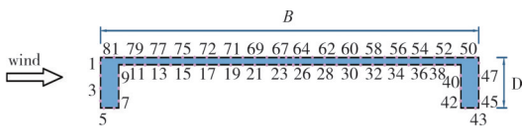


图1 主梁设计断面图

Fig. 1 Design section of main girder

表1 节段模型试验参数

Tab.1 Parameters of section model tests

断面参数	单位	实桥值	模型值
长度L	m	—	1.5
高度D	m	3	0.06
宽度B	m	30	0.6
每延米质量M	kg/m	27 800	11.39
质量惯性矩I_m	kg·m^2/m	2 410 000	0.39
竖弯频率f_b	Hz	0.3	3.32
扭转频率f_t	Hz	0.7	7.81
竖弯阻尼ξ_b	%	0.5	0.28
扭转阻尼ξ_t	%	0.5	0.31

风洞试验在长安大学风洞实验室CA-01边界层风洞中进行,该风洞是一个闭口回流式边界层风洞,该试验段截面尺寸(长×宽×高)为15 m×3 m×2.5 m,风速可调节范围为0~53 m/s,湍流强度小于0.5%.根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01—2018)[33]规定,模型以及支架尺寸满足阻塞比小于5%的要求.节段模型安装在风洞的内支架系统上,在模型两端安装椭圆形的端板,避免模型产生端部的三维绕流效应.模型通过两侧的法兰与2根刚性水平吊臂相连,吊臂两端通过8根弹簧与支架系统相连,同时在吊臂两端总共布置有3个激光位移传感器,用来记录节段模型的振动响应时程.同时,测压管经过主梁的内部从两侧二元端板处伸出与外部电子压力扫描阀相连接.当采集数据时,要注意在每个工况下,必须等到风速稳定下来之后,再进行同步测振与测压,采样时间统一为60 s.其中,激光位移传感器采用日本生产的HL-G125-S-J型激光位移计传感器,测量范围为(250±150) mm,分辨率20 μm.具体试验模型如图2所示.

1.2 开口断面涡振性能

风洞试验分别在初始风攻角为-3°、0°、+3°下的均匀流场中进行,试验风速为1~8 m/s.不同风攻角下的开口断面涡振响应如图3所示(图3中的数据均按

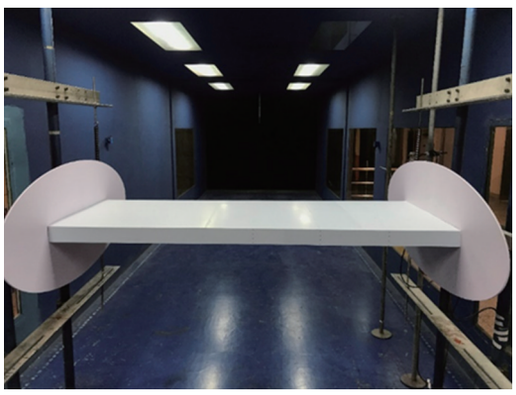


图 2　主梁节段模型

Fig.2　Main girder segment model

相似比原则换算至实桥).试验结果表明,在三种不同的风攻角下,模型均出现了显著的竖弯涡激振动,且均包含两个涡振锁定区间,在0°风攻角下,第一个涡振锁定区间折减风速在7~11范围内,第二个涡振锁定区间折减风速在16~30之间,最大无量纲振幅为0.11.

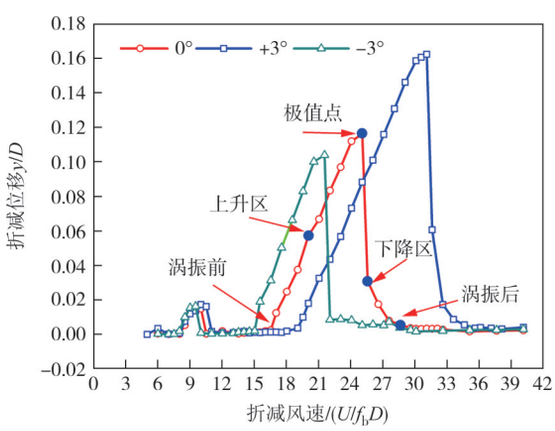


图 3　开口断面涡振响应

Fig.3　VIV displacement of open section

1.3　模型表面测压试验

开口断面的表面压力分布特征,可在一定程度上反映断面的气体绕流情况,通过对表面分布压力进行积分可以获得气动力的整体变化过程.如图4所示,在Π型断面模型发生涡激振动的不同阶段,采集其表面压力时程信号,计算获得平均压力系数、脉动压力系数及其涡激气动力分布,进而分析结构在涡振发生时表面压力分布特性.

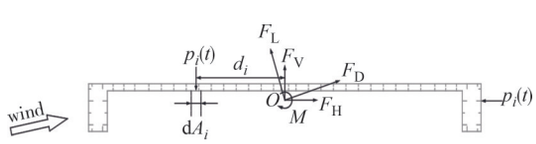


图 4　断面测压示意图

Fig.4　Schematic diagram of section pressure measurement

每个测压孔对应的风压系数定义为测点风压与来流动压之比,如下式所示:

$$C_{\mathrm{pi}}(t)=\frac{p_i(t)}{\frac{1}{2}\rho U^2} \tag{1}$$

$$C_{\mathrm{pi,\,mean}}=\frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}C_{\mathrm{pi}}(t_n) \tag{2}$$

$$C_{\mathrm{pi,\,std}}=\sqrt{\frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}\left[C_{\mathrm{Pi}}(t_n)-C_{\mathrm{pi,\,mean}}\right]^2} \tag{3}$$

式中:$p_i(t)$为i测点风压时程,压力为正,吸力为负;ρ为空气密度;U为来流的平均风速;$C_{\mathrm{pi}}(t)$为i测点风压系数时程;N为样本数;$C_{\mathrm{pi,\,mean}}$为平均压力系数;$C_{\mathrm{pi,\,std}}$为脉动压力系数.

在体轴坐标系下,模型表面气动力可表示为:

$$F_{\mathrm{V}}(t)=-\sum_{i=1}^{n}p_i(t)\mathrm{d}A_i \tag{4}$$

$$F_{\mathrm{H}}(t)=-\sum_{i=1}^{n}p_i(t)\mathrm{d}s_i \tag{5}$$

在风轴坐标系下,模型表面气动力可表示为:

$$F_{\mathrm{L}}(t)=-F_{\mathrm{H}}(t)\sin\alpha+F_{\mathrm{V}}(t)\cos\alpha \tag{6}$$

$$F_{\mathrm{L}}=F_{\mathrm{L}}(t)-F_{\mathrm{Lave}} \tag{7}$$

式中:$F_{\mathrm{V}}(t)$和$F_{\mathrm{H}}(t)$分别为体轴坐标系下的竖向力和水平力;$\mathrm{d}A_i$为垂直方向第i个测点周围的面积;$\mathrm{d}s_i$为水平方向第i个测点周围的面积;α为风攻角;$F_{\mathrm{L}}(t)$为桥梁断面气动升力;F_{L}为断面所受到的涡激气动升力.

1.3.1　平均风压的分布特点

开口断面表面平均压力系数的分布状况,代表了断面周围气流在模型表面的总体分布特点,能够反映出其表面旋涡的分离以及再附情况.在0°风攻角下,开口断面涡振过程中表面平均压力系数的空间分布特征如图5所示.

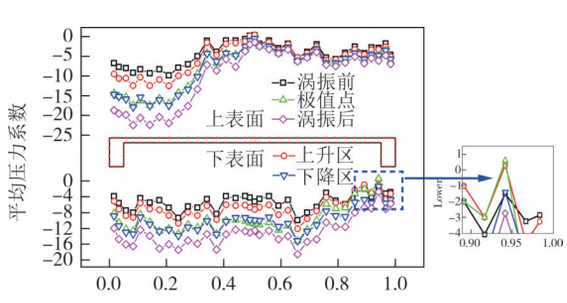


图 5　平均压力系数分布

Fig.5　Average pressure coefficient distribution

从图5中可以看出,在涡振过程中,该开口断面上下表面均处于负压区,且随着折减风速的增大,平均压力系数不断减小,上表面在折减距离X/B<0.2的区域内,平均压力系数绝对值比较大,说明气流在经过前缘顶端后发生了分离,产生旋涡脱落.在X/B=0.2时,表面压力系数曲线出现拐点,其绝对值逐渐减小,并在X/B=0.5时达到了最小值,此后一直保持相对稳定状态,表明该旋涡在向后的运动过程中未发生再附现象.在X/B<0.65时,下表面处于相对稳定的负压区,而当X/B>0.65时,平均压力系数整体呈现增加趋势,在X/B=0.95时变为正值,表明由于后面边箱的存在,部分旋涡在此处发生再附现象.同时发现,下表面平均压力绝对值在涡振极值点后整体上大于涡振极值点处,表明涡振的振幅与表面平均压力分布不成正比例关系.

1.3.2 脉动风压的分布特点

脉动压力系数又称为压力系数根方差,反映了断面上压力脉动的强弱.在涡激振动过程中,平均压力为桥梁断面提供静力作用,而桥梁所受的动荷载则由脉动压力反映,图6描述了涡振发生过程中桥梁断面周围的脉动压力系数分布情况.

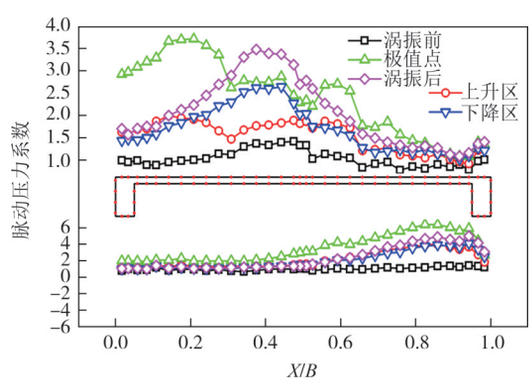


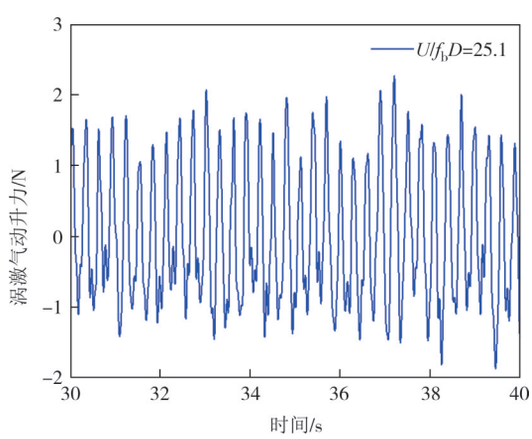
图6 脉动压力系数分布(0°风攻角)

Fig.6 Distribution of fluctuating pressure coefficients during VIV (0°attack angle)

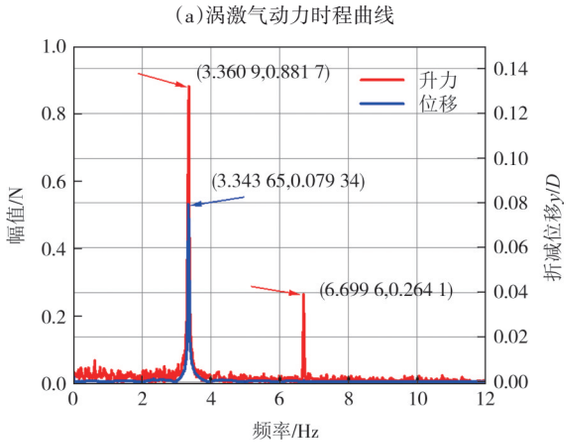
在发生涡振前,断面周围的脉动压力系数较小且分布较均匀;当桥梁结构进入涡振锁定区间时,上表面在X/B<0.7区域内,脉动压力系数变化比较剧烈,其中,当涡振处于极值点时,上表面在X/B<0.2时,测点的脉动压力系数迅速增大;在涡振结束后,前缘部分的脉动压力系数又迅速减小.在整个涡振过程中,前缘部分测点的脉动压力系数演化特征最为明显,这是因为气流在经过开口断面前缘时,产生严重的气流分离现象,从而造成这些测点附近的脉动压力系数较大.在整个涡振区间内,下表面的脉动压力系数变化并不十分明显,仅仅只在后半部分产生波动,这是由于气流在沿着下表面向后运动时,与后边箱梁发生撞击,从而造成这些区域产生一定的波动.

1.4 涡激力特征

通过忽略该典型开口断面的附属设施,分析其在涡振发生时气动力特征,可以使得研究结果具有更好的普适性.图7(a)(b)分别给出了开口断面桥梁在涡振极值点折减风速(U/f_hD=25.1)下的涡激力时程曲线以及相应的幅值谱,从图7(a)中可以看出涡激气动力随着时间的变化并不是单频的正弦曲线.频谱分析结果如图7(b)所示,发现涡激振动时程曲线和涡激力时程曲线具有相同的基频,但是涡激力时程存在明显的高次谐波分量,即除了卓越频率3.36 Hz以外,还存在频率成分为6.70 Hz的二次谐波分量,可以看出,该涡激气动力的二阶成分的能量占比高达30%左右,反映了涡激力具有明显的非线性特性.



(a)涡激气动力时程曲线



(b)幅值谱

图7 开口断面涡激力特性

Fig. 7 Characteristics of vortex-induced force at open section

2　数值模拟

本文借助ANSYS Fluent软件开发自由振动UFD程序,实现开口断面涡激振动仿真模拟,从而对该竖向涡振系统以及整个断面气动力的演化进行研究.

2.1　数值模拟设置

2.1.1　流体控制方程及离散方法

对于开口截面梁这种钝体结构而言,气流在桥梁结构上,会引起断面表面产生非定常流运动.本节采用雷诺-平均方法对这种湍流运动进行数值模拟,计算采用SST k-ω 湍流模型[34],基于有限体积法对流体控制方程进行离散,对流项采用二阶迎风格式,速度-压力耦合项采用半隐式方法SIMPLE处理.

2.1.2　计算域网格及边界条件

CFD数值模拟中采用与风洞试验一致的缩尺比和来流风速.计算域大小设置如图8所示,计算域总尺寸(长×宽)为21B×12B(B为断面宽度),湍流强度I_u=0.5%,满足模型阻塞比要求(<5%).为了能够准确模拟开口断面的涡振自由振动特点,采用分块划分网格的方式将整个计算域划分为三个区域,断面附近Zone1区域为刚体区域,该区域内网格随断面同步振动,保证断面附近网格的初始质量和精度.同时,为了准确模拟近壁面区域流动的分离及转捩,并满足断面周围y^+<1的要求,网格增长率从内到外设置为1.1.Zone2为变形网格区域,Zone3设置为静止区域网格.由于开口截面在涡激振动过程中,尾流区域往往会产生大量的旋涡脱落,为了更好地捕捉到结构尾流区域旋涡的运动对于涡激共振的影响,需要对尾流区域进行适当的加密[35].在Zone1区域内采用混合网格(结构化网格和非结构化网格),其余区域则采用非结构化网格.网格划分及细部结构如图8所示.

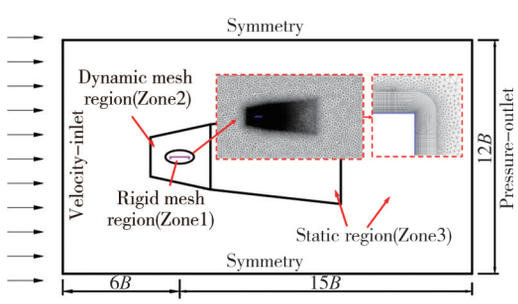


图8　计算域及网格划分

Fig.8　Computing domain and grid division

2.1.3　网格无关性检验

网格数量、质量以及时间步长对于模拟的结果具有极大的影响,为了保证数值模拟的准确性和有效性,在计算之前,需要对网格和时间进行无关性检验.网格检验结果如表2所示.

表2　不同网格数量下结果对比

Tab.2　Meshes of different quantities and numerical results

网格	三角网格	四边网格	总网格	C_d	C_l	C_m
Mesh1	46 384	31 632	78 016	1.105	−0.182	−0.037
Mesh2	64 190	39 962	104 152	1.098	−0.184	−0.037
Mesh3	78 238	39 962	119 200	1.091	−0.189	−0.038
Mesh4	104 758	39 962	144 720	1.094	−0.187	−0.038

综合考虑断面长度以及入口风速后,选取4种时间步长进行时间无关性检验,分别为1×10^{-3}、5×10^{-3}、1×10^{-4}、5×10^{-4},发现4种时间步长下的计算结果偏差均在0.1%以内,最终选取的网格总数为12万,时间步长为5×10^{-4}.

2.1.4　数值模拟结果

主梁在0°风攻角下的数值模拟与风洞试验结果对比如图9所示.可以看出,数值模拟结果与风洞试验结果基本一致,但数值模拟的振幅峰值较风洞试验结果略微偏大,涡振区间位置略有差别,这是因为二维数值模拟无法模拟桥梁断面气动力沿展向的分布特点.因此,可以认为本文数值模拟过程中应用的自由振动程序计算结果可靠且具有良好的精度.

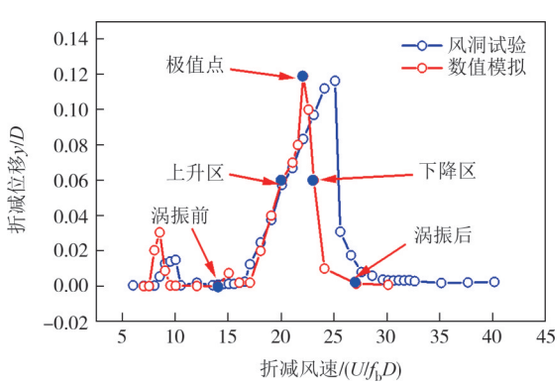


图9　风洞试验与数值模拟结果对比

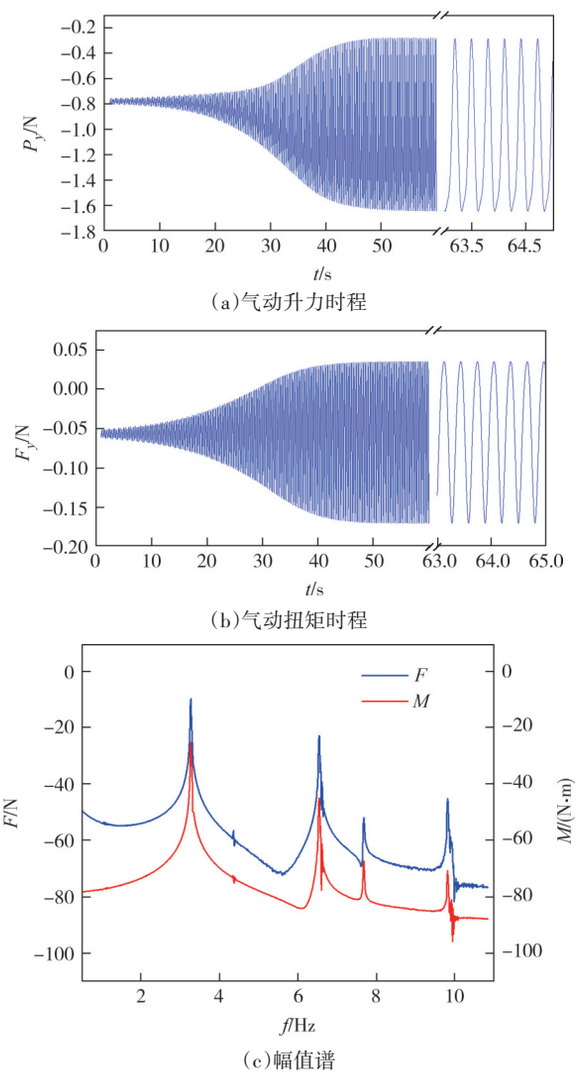
Fig.9　Comparison of wind tunnel test and numerical simulation results

2.2　开口断面气动力非线性

针对流线型机翼的非线性气动弹性效应的研究表明[36],机翼在大振幅振动时气动力含有一定的高阶成分,其中气动参数会随着振动状态而改变,基于线性理论来预测机翼的振动会产生一定的误差.不同于流线型机翼,开口断面因其钝化程度高,气流沿

主梁表面的分离严重,气动力高阶成分显著,气动参数的幅变特性更为明显.因此开口断面的气动力的驱动特点不同于流线型机翼.

通过数值模拟计算出开口断面主梁在涡振极值点所受的气动升力和气动扭矩,以及对应的幅值谱,如图10所示,可以发现气动力在稳定阶段存在着明显的高阶谐波分量.



(a)气动升力时程

(b)气动扭矩时程

(c)幅值谱

图10 极值点处气动力特性

Fig.10 Aerodynamic characteristics at extreme points

3 涡振系统中气动力能量演化特性

3.1 希尔伯特振动分解(HVD)

在研究非线性系统时,通常需要将多分量信号,进一步分解为单分量信号,以识别模态参数,希尔伯特振动分解(hilbert vibration decomposition, HVD)是由M. Feldman在2006年提出的针对非平稳信号分析的新方法,并成功应用于机械振动信号分析中.与传统经验模态分解(EMD)对信号的分解效果相比,发现HVD在保留了分解自适应性的同时,避免了样条拟合运算,使得计算效率更高,且具有更高的分辨率.

针对一段包含多个谐波成分的非平稳信号$X(t)$,可以将其表示为:

$$X(t)=\sum_{k=1}^{M}x_k(t)=\sum_{k=1}^{M}A_k(t)\cos\left(\int\omega_k(t)\mathrm{d}t+\varphi_k\right) \tag{8}$$

式中:$X(t)$为分解的多分量信号;$x_k(t)$为第k个本征模态函数(IMF)的分解结果,M为模态函数的总数;$A_k(t)$和$\omega_k(t)$分别为$x_k(t)$的瞬时振幅和瞬时频率;φ_k为$x_k(t)$的初始相位.

由于气动力高阶成分提供的能量相对于一阶主成分的较小,采用传统的傅里叶变换或者经验模态分解(EMD),难以识别出高阶成分.考虑开口断面梁的发生涡振时的气动力特点,采用希尔伯特振动分解(HVD)方法对气动力进行分解,来进一步分析涡振系统非线性气动力的做功特点.

3.2 气动力特性

对于单自由度的弹性支承结构,当系统做竖弯运动时,结构的运动方程可以表示为:

$$m(\ddot{y}+2\xi_n\omega\dot{y}+\omega^2y)=F_y+F_{yb} \tag{9}$$

式中:y、y'、y''分别为结构的位移、速度以及加速度;m为结构的质量;ξ_n为涡振系统的机械阻尼比;$\omega=2\pi f_b$为结构的圆频率;F_y与F_{yb}分别为气动力中的结构运动状态相关项和结构运动状态无关项.

相关研究结果表明[29],当涡振发生时,结构表面的旋涡脱落频率会被结构锁定,从而背离斯特罗哈规律,变成只与结构运动相关,由此可将涡激振动近似看成纯自激振动现象.因此,只需考虑涡激气动力中的结构运动状态相关项即可.

涡振竖弯位移响应,包含静风位移响应和自激位移响应两部分,静风位移响应会随着振幅的增加而呈现增大的趋势,作用在主梁上的气动力可以分为静气动力和自激气动力两部分.同时,我们可以将系统中自激部分进一步分解为若干个单频率分量的信号的叠加,如下式所示:

$$F_y = F_0 + F_{se} \tag{10}$$

$$F_{se} = \sum_{i=1}^{K} F_i = \sum_{i=1}^{K} q_{Li}(t)\cos\left(\varphi_{Li}(t)\right) \tag{11}$$

式中:F_0和F_{se}分别为结构的静气动力和自激气动力部分;F_i(i=1~K)为F_{se}第i阶谐波分量;K为系统中最大谐波次数,对于非线性振动系统,K>1;q_{Li}为振动系统的瞬时振幅;φ_{Li}为振动系统的瞬时相位角.

通过HVD分解方法将气动力F_y分解为4个单频率的分量F_0~F_3和一个多频率分量(记为Res),其中F_0为静风力部分,结果如图11所示.

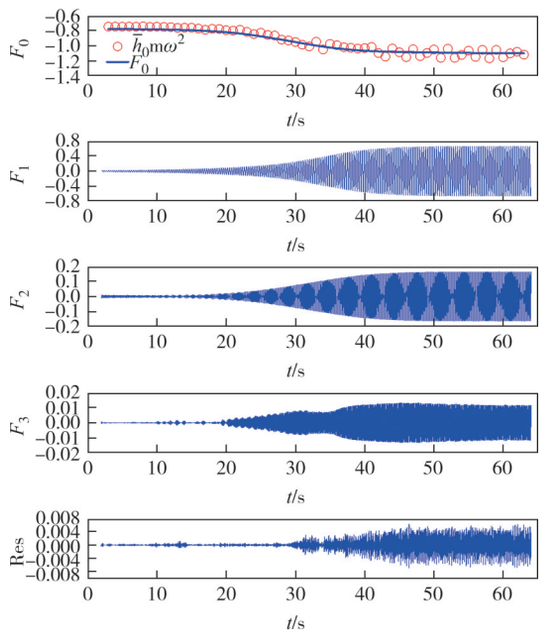


图11　气动升力各阶分量时程

Fig.11　Aerodynamic lift component time history

桥梁断面在气流的静力作用下,会产生一定的静力位移,即断面竖弯振动的平衡位置会发生偏移,由此产生的静力变形可以表示为:

$$\tilde{h}_0 = \Delta h_0 + \Delta h_0' \tag{12}$$

式中:$\tilde{h}_0$为在空气静力作用下的静态总位移;Δh_0为断面在小振幅阶段时,气流静力作用下所产生的静力竖向位移;$\Delta h_0'$为结构竖向振动平衡位置随振幅增大所产生的附加位移,在风速不大时,可以忽略结构竖向振动平衡位置随振幅增大所产生的附加位移.

在0°风攻角下,静态总位移$\tilde{h}_0$可由式(13)进行计算:

$$\frac{1}{2}\rho U^2 B L C_L = K_h \tilde{h}_0 \tag{13}$$

式中:U为来流风速;B为桥面宽度;L为模型长度;C_L为气动升力系数;K_h=$m\omega^2 L$为结构原频率,m为延米质量.

从图11中可以看出,静气动力F_0将会随振幅的变化而变化,由$\tilde{h}_0$计算出来的静气动力$F_0 = \tilde{h}_0 m\omega^2$($\omega = 2\pi f_b$,$f_b$为竖弯频率),与通过HVD方法计算出来的$F_0$基本吻合.

对气动升力F以及各阶分量F_1、F_2、F_3及剩余分量Res分别求幅值谱,结果如图12所示.可以看出F_1、F_2、F_3以及Res各阶升力分量与F对应的幅值谱吻合良好,证明HVD方法可以有效地分离出F的各高阶分量.

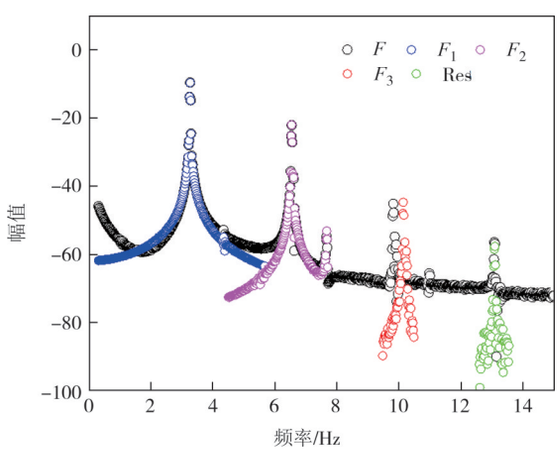


图12　气动升力分量幅值谱

Fig.12　Amplitude spectrum of aerodynamic lift component

3.3　气动力做功特点

对开口断面发生竖弯涡振而言,选取涡振在极值点下(U/f_bD=22.1),涡振发展过程中的三条典型的振动曲线,如图13(a)所示,分别对应于竖弯涡振过程中的小振幅阶段、中等振幅和稳定阶段.对不同振动阶段,研究气动力的演变特性,并分析各阶气动力分量对涡振系统的能量输入情况.

气动力记忆效应会使气动力与断面运动之间存在一定的滞回现象,滞回曲线不仅可以描述气动力的非线性形式和幅值大小,还可以反映出气动力与结构运动状态之间的相位差,进而可以反映出结构运动与周围流场之间的耦合关系.

图13(b)中给出了气动力随位移变化的滞回曲线.结果表明,对于开口断面而言,在特定风速下,竖弯气动力滞回曲线旋转方向始终为顺时针方向,表明气动力在振动过程中始终在做正功,给系统输入能量.然而随着振幅的不断增大,滞回曲线由饱满的圆形逐渐收缩,说明开口断面气动力非线性现象越

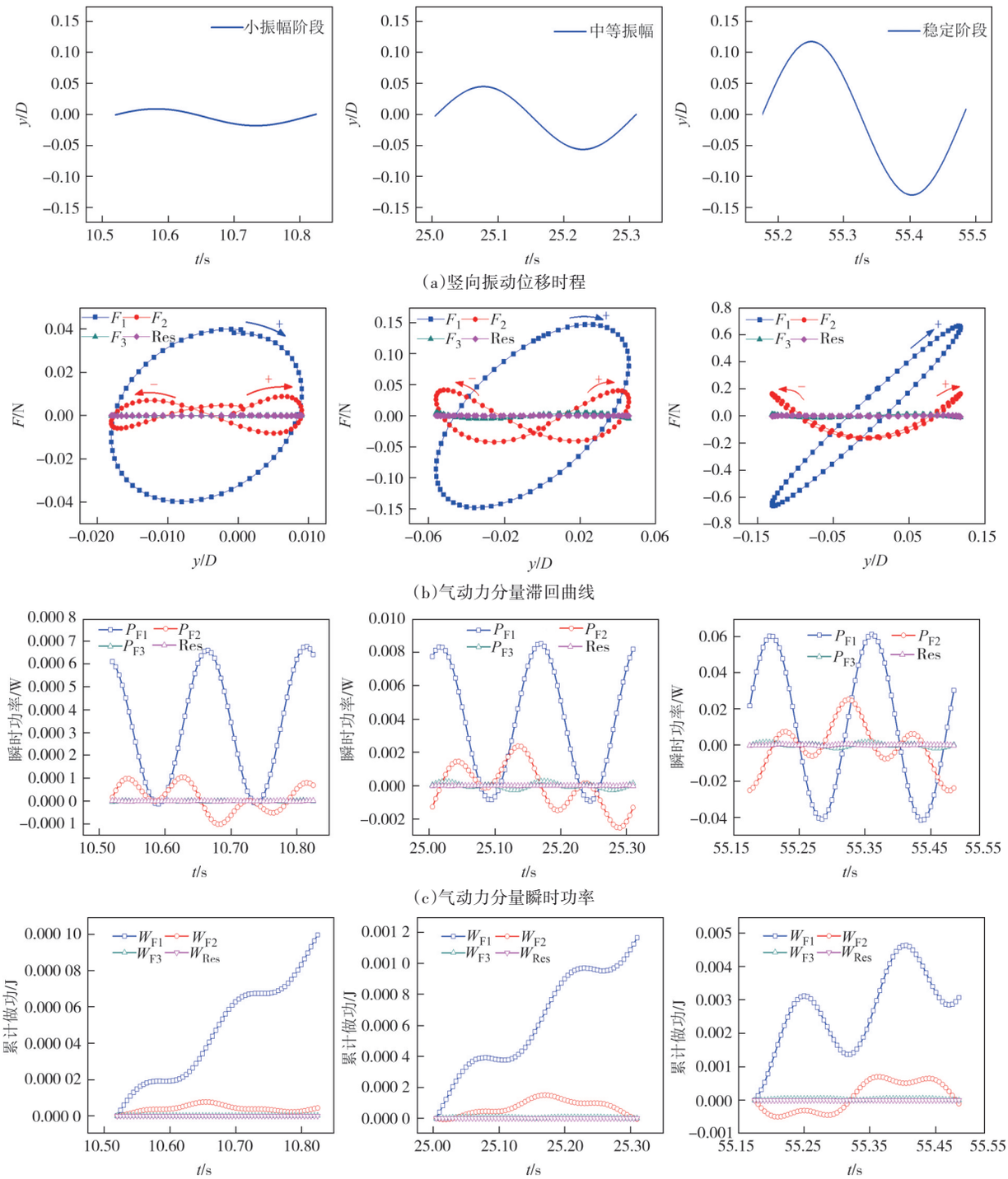


图 13 典型振动周期内气动力分量特性(U/f_bD=22.1)

Fig.13 Aerodynamic lift component characteristics in typical vibration period (U/f_bD=22.1)

来越明显,且气动力与位移之间的相位差随着振幅的增加而不断减小.此现象也出现在对分离式双箱梁的涡振研究中[32].对于气动力各阶分量的研究发现,在特定风速下,F_1的滞回曲线的旋转方向始终为顺时针方向,F_2的滞回曲线呈现复杂的"8"字环形状,其形状表明气动力二阶分量在一个振动周期内做功由负转正,而F_3和剩余分量Res的滞回曲线表明其做功基本为0,因此,可以忽略气动力中三阶及以上的高阶成分.如图13(c)所示,F_2的瞬时功率始终小于F_1,但是随着振幅的不断增大,气动力的二阶成分占比也在不断增大,而三阶和剩余分量Res的瞬时功率基本为0.如图13(d)所示,气动力F_1累计做

功随着振幅的增大而不断增大.在稳定阶段时,气动力一阶成分对主梁的输入能量等于系统机械阻尼力所耗散的能量,而气动力中三阶和三阶以上分量对系统基本不做功,再次表明可以忽略其对振动响应的影响.

4 结 论

通过同步测振测压风洞试验和CFD数值模拟方法,研究了Π型开口断面发生竖向涡振时表面的风压分布特点和气动力不同分量特性,并通过希尔伯特振动分解方法,准确分解出涡振系统中气动力中不同分量的大小,最后从能量的角度对气动力中不同分量进行了比较,主要结论如下:

1)采用压力积分法结果表明,Π型断面涡激气动力具有明显的高阶成分,其中涡激气动力二阶成分的能量占比高达30%,表明结构在整个涡振锁定区间内,不仅会受到与结构基频气动力的影响,还会受到气动力高阶的作用,其高阶成分对气动力的影响已经不能忽略.此外,也说明了该断面周围流场中存在着复杂的旋涡成分结构.

2)通过使用自定义函数,较为准确地再现了开口断面涡激振动的整个过程.采用希尔伯特振动分解方法对气动力不同分量进行了分解.结果表明,分解出的静风力部分F_0与经过结构振动位移计算的静气动力结果吻合良好,同时,各阶不同分量的频谱结果与涡激气动力一致,证明了该方法能够准确地提取到气动力中的各组成部分.

3)Π型开口断面从涡振起振到发展为稳定振幅的LCO过程中,随着振幅的增大,气动力非线性效应明显增强,其中,在稳定阶段时,气动力一阶卓越频率分量F_1,其做功呈现出曲回上升的特点,整体上呈现增加的趋势,为系统提供主要能量.气动力二阶分量F_2滞回曲线为复杂的"8"字环形状,表明在振动周期内其做功呈现正负交替变化,同时,三阶及剩余分量对涡振系统做功基本为0.因此,在建立开口断面主梁涡激力模型时,可仅考虑前两阶非线性成分,忽略三阶及以上高阶成分的影响.

4)本文仅对竖向涡振系统进行了相关分析,未来应该结合扭转涡振系统,进一步对涡振发生时气动力的演变特性进行分析.

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. Review on passive aerodynamic countermeasures on main girders aiming at wind-induced stabilities of long-span bridges [J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10):34-48.(in Chinese)

[2] 董锐,杨詠昕,葛耀君.斜拉桥Π型开口断面主梁气动选型风洞试验[J].哈尔滨工业大学学报,2012,44(10):109-114.
DONG R, YANG Y X, GE Y J. Wind tunnel test for aerodynamic selection of Π shaped deck of cable-stayed bridge[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2012, 44 (10) : 109-114. (in Chinese)

[3] 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 L, LIU C J, GE Y J. Vortex-induced vibration sensitivity of bridge girder structures [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2020, 38(4): 694-704.(in Chinese)

[4] OWEN J S, VANN A M, DAVIES J P, et al.The prototype testing of Kessock Bridge: response to vortex shedding [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1996, 60: 91-108.

[5] BATTISTA R C, PFEIL M S. Reduction of vortex-induced oscillations of Rio-Niteroi bridge by dynamic control devices [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 84:273-288.

[6] IWAN W D, BLEVINS R D. A model for vortex-induced oscillations of structures [J]. Journal of Applied Mechanics, 1974,41 (3):581-586.

[7] SCANLAN R H. Bridge flutter derivatives at vortex lock-in [J]. Journal of Structural Engineering, 1981, 124(4): 450-458.

[8] EHSAN F, SCANLAN R H. Vortex-induced vibrations of flexible bridges [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1990, 116(6): 1392-1411.

[9] SIMIU E, SCANLAN R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design [M]. New York: John Wiley, 1996.

[10] HARTLEN R T, IAIN G C. Lift-oscillator model of vortex-induced vibration [J]. Journal of the Engineering Mechanics Division,1970,96(5): 577-591.

[11] FACCHINETTI M L, DE L E, BIOLLEY F. Coupling of structure and wake oscillators in vortex-induced vibrations [J]. Journal of Fluids and Structures, 2004,19(2): 123-140.

[12] SKOP R A, GRIFFIN O M. A model for the vortex-excited resonant response of bluff cylinders [J]. Journal of Sound and Vibration, 1973, 27(2): 225-235.

[13] GRIFFIN O M, SKOP R A, KOOPMANN G H. The vortex-excited resonant vibrations of circular cylinders [J]. Journal of Sound and Vibration, 1973, 31(2): 235-243.

[14] LARSEN A. A generalized model for assessment of vortex-induced vibrations of flexible structures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 57: 281-294.

[15] DIANA G, RESTA F, BELLOLI M, et al. On the vortex shedding forcing on suspension bridge deck [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2006, 94: 341-363.

[16] CHEN X Z. Estimation of stochastic crosswind response of wind-excited tall buildings with nonlinear aerodynamic damping [J]. Engineering Structures, 2013, 56: 766-778.

[17] CHEN X Z. Extreme value distribution and peak factor of crosswind response of flexible structures with nonlinear aeroelastic effect [J]. Journal of Structural Engineering, 2014, 140 (12): 04014091.

[18] 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.

[19] ZHOU R, GE Y, YANG Y, et al. Wind-induced nonlinear behaviors of twin-box girder bridges with various aerodynamic shapes [J]. Nonlinear Dynamics, 2018,94: 1095-1115.

[20] BELLOLI M, FOSSATI F, GIAPPINO S, et al. Vortex induced vibrations of abridge deck: dynamic response and surface pressure distribution [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 133:160-168.

[21] LAIMA S J, LI H. Effects of gap width on flow motions around twin-box girders and vortex-induced vibrations [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2015, 139: 37-49.

[22] 胡传新,陈海兴,周志勇,等.流线闭口箱梁断面涡振过程分布气动力演变特性[J].哈尔滨工业大学学报,2017,49(12): 137-145.
HU C X, CHEN H X, ZHOU Z Y, et al. Evolutionary charateristics of surface pressure around the streamlined closed-box girder during vortex-induced vibration [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2017,49 (12): 137-145.(in Chinese)

[23] HU C X, ZHAO L, GE Y J. Time-frequency evolutionary characteristics of aerodynamic forces around a streamlined closed-box girder during vortex-induced vibration [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 2018, 182: 330-343.

[24] HU C X, ZHAO L, GE Y J. Mechanism of suppression of vortex-induced vibrations of a streamlined closed-box girder using additional small-scale components [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 189: 314-331.

[25] GAO G, ZHU L, WANG F, et al. Experimental investigation on the nonlinear coupled flutter motion of a typical flat closed-box bridge deck [J]. Sensors, 2020,20(2): 568-578.

[26] WANG J X, MA C M, LI M S, et al. Experimental and numerical studies of the vortex-induced vibration behavior of an asymmetrical composite beam bridge [J]. Advances in Structural Engineering, 2019,22(10): 2236-2249.

[27] LI Y L, CHEN X Y, YU C J, et al. Effects of wind fairing angle on aerodynamic characteristics and dynamic responses of a streamlined trapezoidal box girder [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 177: 69-78.

[28] CHEN X, LI Y, XU X, et al. Evolution laws of distributed vortex-induced pressures and energy of a flat-closed-box girder via numerical simulation [J]. Advances in Structural Engineering, 2020, 23(13): 2776-2788.

[29] XU K, GE Y, ZHAO L, et al. Experimental and numerical study on the dynamic stability of vortex-induced vibration of bridge decks [J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2018,18(3): 1850033.

[30] ZHANG T Y, SUN Y G, LI M S, et al. Experimental and numerical studies on the vortex-induced vibration of two-box edge girder for cable-stayed bridges [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics,2020, 206: 104336.

[31] BAI H, LI R, XU G, et al. Aerodynamic performance of Π-shaped composite deck cable-stayed bridges including VIV mitigation measures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2021,208:104451.

[32] 刘圣源,胡传新,赵林,等.中央开槽箱梁断面扭转涡振全过程气动力演化特性[J].工程力学, 2020, 37(6): 196-205.
LIU S Y, HU C X, ZHAO L, et al. Aerodynamic force evolution characteristics around the central-slotting box girder during the whole torsional vortex-induced vibration process [J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(6): 196-205.(in Chinese)

[33] 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.
Wind-resistant specification for highway Bridges: JTG/T 3360-01—2018 [S]. Beijing: China Communications Press, 2019. (in Chinese)

[34] MENTER F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [J]. AIAA Journal, 1994, 32 (8): 1598-1605.

[35] MANNINI C, ŠODA A, SCHEWE G. Unsteady RANS modelling of flow past a rectangular cylinder: Investigation of Reynolds number effects [J]. Computers & Fluids, 2010, 39 (9): 1609-1624.

[36] DIETZ G, SCHEWE G, MAI H. Experiments on heave/pitch limit-cycle oscillations of a supercritical airfoil close to the transonic dip [J]. Journal of Fluids and Structures, 2004, 19(1): 1-16.