文章编号:1674-2974(2025)05-0088-11 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2025050

双边箱式Π型梁的抖振力展向相关性的试验研究

李宇†,冯朴 ,陈哲 ,李加武
(长安大学 公路学院,陕西 西安 710064)

摘 要:目前,Π型主梁作为中等跨度斜拉桥应用最广泛的主梁类型,关于其抖振力展向相关性方面的研究却极少.为提高Π型主梁的抖振计算精度,针对其抖振力展向相关性开展研究.在本次研究中,制作了3种不同宽高比(B:H=5:1、10:1和15:1)的双边箱式Π型梁(bliuff double-side box girders,BDSBG)的节段模型,在两类格栅湍流场和均匀流引起的"特征湍流"中,通过测压试验获取了各测点的风压时程数据.利用这些数据计算出抖振力及其功率谱、抖振力的展向互相关系数和展向相干函数,进一步探讨了不同的B:H和湍流场对BDSBG的抖振力的功率谱和抖振力展向相关性的影响.结果表明:1)随着B:H的增加,BDSBG的抖振力的能量逐渐减小;湍流场的湍流度越大,提供给BDSBG的抖振力的能量也就越多;另外,格栅湍流会极大地削弱涡脱频率对BDSBG的抖振力功率谱的影响.2)随着B:H的增加,BDSBG的抖振力展向的相关性和相干性都逐渐增大,且二者都远大于脉动风展向的相关性和相干性,而且这种差距会随着B:H的增加而进一步增大;此外,随着湍流场的湍流度增加,BDSBG的抖振力展向相关性也会逐渐增大,但BDSBG的抖振力展向相干性的离散性和涡脱频率对BDSBG的抖振力展向相干性的影响,都会逐渐减弱.

关键词:双边箱式Π型梁;宽高比;抖振力;功率谱;展向相关性;风洞试验
中图分类号:U448.27 **文献标志码**:A

Experimental Study on Buffeting Force Spanwise Correlation of Bluff Double-side Box Girders

LI Yu†, FENG Pu, CHEN Zhe, LI Jiawu
(School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: A Π-shaped girder is the most commonly used in medium-span cable-stayed bridges. However, there are few studies on the buffeting force spanwise correlation of Π-shaped girders. To improve the accuracy of the buffeting calculation of Π-shaped girders, research was conducted on the buffeting force spanwise correlation. In this study, the section models of bluff double-side box girders (BDSBG) with three aspect ratios (B/H=5, 10 and 15) were made. Then, in the two grid turbulent flow fields and the signature turbulence caused by uniform airflow, the pressure-measured tests were performed to measure the wind pressure time-history of each pressure tap, which

* **收稿日期**:2024-04-18
基金项目:国家重点研发计划资助项目(2021YFB1600300),National Key Research and Development Program of China(2021YFB1600300);国家自然科学基金资助项目(51978077),National Natural Science Foundation of China(51978077);陕西省自然科学基础研究计划资助项目(2023-JC-YB-438),Natural Science Basic Research Program of Shaanxi(2023-JC-YB-438)
作者简介:李宇(1982—),男,福建福州人,长安大学副教授,博士
† 通信联系人,Email: liyu@chd.edu.cn

was used to calculate the buffeting forces and their power spectra, spanwise cross-correlation coefficients, and spanwise coherence functions. Moreover, the effects of B/H and flow fields on the power spectrum and spanwise correlation of the buffeting forces of BDSBG were studied. The results show that: 1) with the increase of B/H, the energy of the buffeting forces gradually decreases; the higher the turbulence intensity of the flow field, the more energy is provided to the buffeting forces; moreover, the influence of the vortex shedding frequency on the buffeting force power spectrum can be greatly weakened by the grid turbulent flow-field. 2) with the increase of B/H, both the spanwise correlation and coherence of the buffeting forces increase; these values are much greater than those of the fluctuating wind, and the difference in the spanwise correlation and coherence between the buffeting forces and the fluctuating wind also increases with the increase of B/H; furthermore, with the increase of the turbulence intensity, the buffeting force spanwise correlation increases, while both the discreteness of the buffeting force spanwise coherence and the influence of the vortex shedding frequency on the buffeting force spanwise coherence decreases.

Key words: bluff double-side box girder; aspect ratio; buffeting force; power spectrum; spanwise correlation; wind tunnel test

抖振力展向相关性也被称为抖振力的空间分布特性，在数学上，可以用相关函数或相干函数对其进行量化[1-7]. 目前，针对钝体断面的抖振力展向相关性，已有大量学者[4, 8-10]建立了多种抖振力经验相干函数模型，其表达式主要有指数形式和贝塞尔函数形式. 在此基础上，针对不同的桥梁主梁断面形式，其他学者则分别研究了它们的抖振力展向相关性，例如：Larose 等[11]、Matsuda 等[12]、Li 等[4]、Li 等[13]和 Ma 等[14]在风洞中模拟了多种三维湍流场，并通过节段模型试验，研究了不同宽高比的流线型箱梁的抖振力展向相关性；Wang 等[15]采用节段模型的测压风洞试验，对不同开槽宽度的分离式双箱梁的抖振力展向相关性进行了研究，进而提出了分离式双箱梁的抖振力相干函数经验模型；王凯[16]采用节段模型的测力风洞试验，对钢桁梁的抖振力展向相关性进行了研究，并建立了钢桁梁的抖振力相干函数经验模型. 可见，目前有关桥梁的抖振力展向相关性的研究，主要集中在流线型箱梁、分离式双箱梁和钢桁梁，而针对Π型主梁的相关研究则非常少，能查阅到的文献仅有 Li 等[17]和 Shen 等[18]的研究.

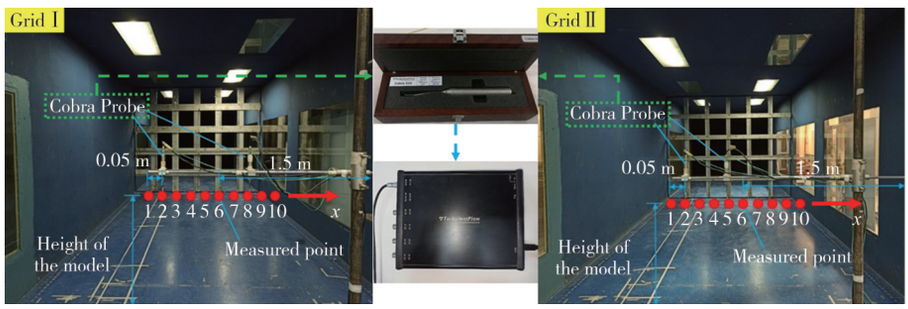
目前，Π型主梁是中等跨度斜拉桥最常用的主梁类型，常采用混凝土桥面板和钢梁结合的方式，具有施工方便、受力性能优越等优点[18-19]. 然而，相比于传统的闭口箱梁主梁[12, 14, 20-23]，Π型主梁拥有更复杂的气动外形. 当气流流经Π型主梁时，会在桥面板和边主梁所围成的下部空间内形成复杂的绕流[24-26]，进而使其抖振问题尤其突出[27]. 然而，Li 等[17]和 Shen 等[18]都是以某座斜拉桥为研究对象，研究了单一宽高比的Π型主梁的抖振力展向相关性，其研究结果并不适用于其他宽高比的Π型主梁.

因此，本研究制作了多种宽高比（B:H）的双边箱式Π型梁（BDSBG）的节段测压模型，在不同流场中开展测压试验，探讨了不同的宽高比和湍流场特征对抖振力特性的影响.

1　湍流场的模拟及脉动风速的测量

本研究的所有试验均在长安大学 CA-1 大气边界层风洞实验室的试验段[3.0 m（宽）×2.5 m（高）×15.0 m（长）]中进行，最高试验风速为 53.0 m/s. 本研究模拟了两类格栅湍流场（见图 1），其中：Ⅰ类格栅（grid Ⅰ）由宽度 0.15 m、厚度 0.025 m 的铝合金板组成，其孔洞皆为边长 0.368 m 的正方形；Ⅱ类格栅（grid Ⅱ）由宽度 0.1 m、厚度 0.025 m 的铝合金板组成，其孔洞皆为高度 0.408 m、宽度 0.41 m 的矩形.

如图 1 所示，在拟安装节段模型的前缘位置，沿 x 轴（即节段模型的长度方向）设置了 10 个脉动风速的测点. 各测点与格栅的距离为 6.2 m，且相邻测点的间距为 0.05 m. 然后，将采样时长设置为 52 s，Ⅰ类和Ⅱ类格栅的平均风速均设置为 8.06 m/s，并将两个“眼镜蛇探头”（Cobra-525，澳大利亚 TFI 公司生产）安装在支架上，测量各测点的脉动风速，并通过“数据采集接口单元”转化为数据后储存到电脑中. 另外，定义了风轴坐标系（顺风向 u、水平横风向 v 和竖



(a) Ⅰ类格栅 (b) Ⅱ类格栅

图 1 湍流场的模拟和脉动风速的测量仪器

Fig.1 Simulation of the turbulent flow fields and the equipments for measuring the fluctuating wind velocity

平面方向 w)以及风洞空间坐标系(水平横向 x、纵向 y、竖向 z),并通过对采样数据的处理,得到了两类湍流场的湍流度和湍流积分尺度.

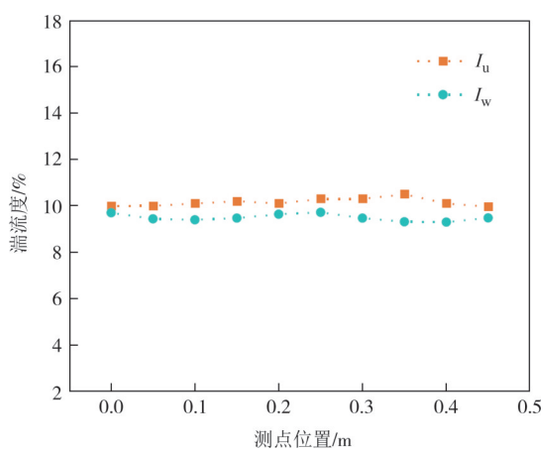
湍流度是度量脉动风的脉动强弱程度的指标,而湍流积分尺度是三维湍流场中所有漩涡的平均尺寸的量度,它们可表示为[13, 23]:

$$\begin{cases} I_i = \dfrac{1}{U}\sigma_i \\ \sigma_i^2 = \dfrac{1}{T}\displaystyle\int_0^T i^2(t)\,\mathrm{d}t \quad \left(i = \mathrm{u}、\mathrm{v}和\mathrm{w};\ j = x、y和z\right) \\ L_i^j = \dfrac{1}{\sigma_i^2}\displaystyle\int_0^{+\infty} R_i(r)\,\mathrm{d}r \end{cases} \tag{1}$$

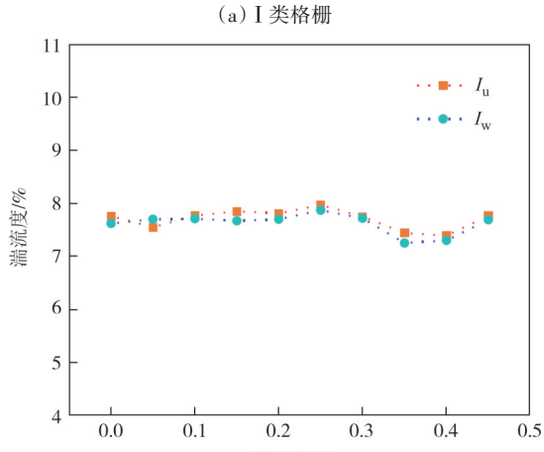
式中:$i(t)$为 i 向的脉动风速的分量;I_i为 $i(t)$的湍流度;σ_i为 $i(t)$的均方根;U为来流的 u 向的平均风速;T为脉动风速的测量时长;L_i^j为 $i(t)$在 j 向的湍流积分尺度;$R_i(r)$为 $i(t)$在 i 向上相距 r 的相关系数. 此外,对于均匀各向同性的湍流场,其 u 向和 w 向的 L_i^j有如下关系[13, 23]:

$$L_{\mathrm{u}}^j = 2L_{\mathrm{w}}^j \tag{2}$$

根据各测点的脉动风速时程,用式(1)计算Ⅰ类和Ⅱ类格栅的 I_i和 L_i^j. 如图 2 所示,Ⅰ类和Ⅱ类格栅的各测点的 I_i的都比较接近,这说明两类湍流场有良好的均匀性. 同时,如表 1 所示,Ⅰ类和Ⅱ类格栅中 u 和 w 方向的 I_i基本相同,且 L_{u}^x约为 L_{w}^x的 2 倍,这说明两类湍流场具有良好的各向同性. 因此,这两类湍流场可用于下文节段模型的测压试验和抖振力展向相关性研究.



(a) Ⅰ类格栅



(b) Ⅱ类格栅

图 2 湍流场的湍流度

Fig.2 Turbulence intensity of the turbulent flow fields

表 1 湍流场的基本特性

Tab.1 Basic characteristics of the turbulent flow fields

湍流场	U/(m·s^{-1})	I_{u}/%	I_{w}/%	L_{u}^x/m	L_{w}^x/m
Ⅰ类格栅	8.06	10.15	9.49	0.257	0.126
Ⅱ类格栅	8.06	7.71	7.62	0.168	0.081

2 不同宽高比的节段模型的风洞试验

2.1 不同宽高比的节段模型

目前,我国已修建了多座采用双边箱式Π型梁(BDSBG)的斜拉桥(见表 2). 根据表 3 的设计参数,设计 3 种宽高比(B:H=5:1、10:1 和 15:1)的 BDSBG 的节段模型(见表 3),进一步研究不同的 B:H 对节段模型抖振力展向相关性的影响.

表 2　我国采用双边箱式Π型梁的斜拉桥的关键参数

Tab.2　Key parameters of the cable-stayed bridges with BDSBG in China

桥名	建成年份	主跨/m	梁宽/m	梁高/m	宽高比
上海杨浦大桥	1993	602	32.5	3.0	**10.8**
上海徐浦大桥	1996	590	40.0	2.8	**14.3**
颗珠山大桥	2005	332	35.0	3.0	**11.7**
洸府河大桥	2011	320	28.5	2.7	**10.6**
清澜大桥	2012	300	34.0	2.6	**13.1**
鹦鹉洲长江大桥	2014	850	38.0	3.0	**12.7**
至喜长江大桥	2016	838	33.2	3.1	**10.7**
望东长江大桥	2016	638	38.0	3.5	**10.9**
盐坪坝长江大桥	2021	480	40.0	3.5	**11.4**
洛溪大桥	2021	305	14.5	2.3	**6.3**

如图 3 和图 4 所示，采用轻质木板制作节段模型的外衣、横梁（厚度 2 mm）和二元端板；采用铝合金板制作节段模型内部的骨架；沿节段模型的展向，布置 5 圈测压孔，其中，B∶H=5∶1、10∶1 和 15∶1 的模型每圈测压孔个数分别为 43、47 和 43. 值得注意的是，此处节段模型没有安装栏杆等附属设施，这是因为缩尺后的栏杆太细，无法布置测压点和安装测压管；此外，忽略栏杆等的影响，而把注意力集中在 BDSBG 断面自身，有助于更深入地了解 BDSBG 的抖振力展向相关性和气动导纳.

2.2　节段模型测压试验的安装

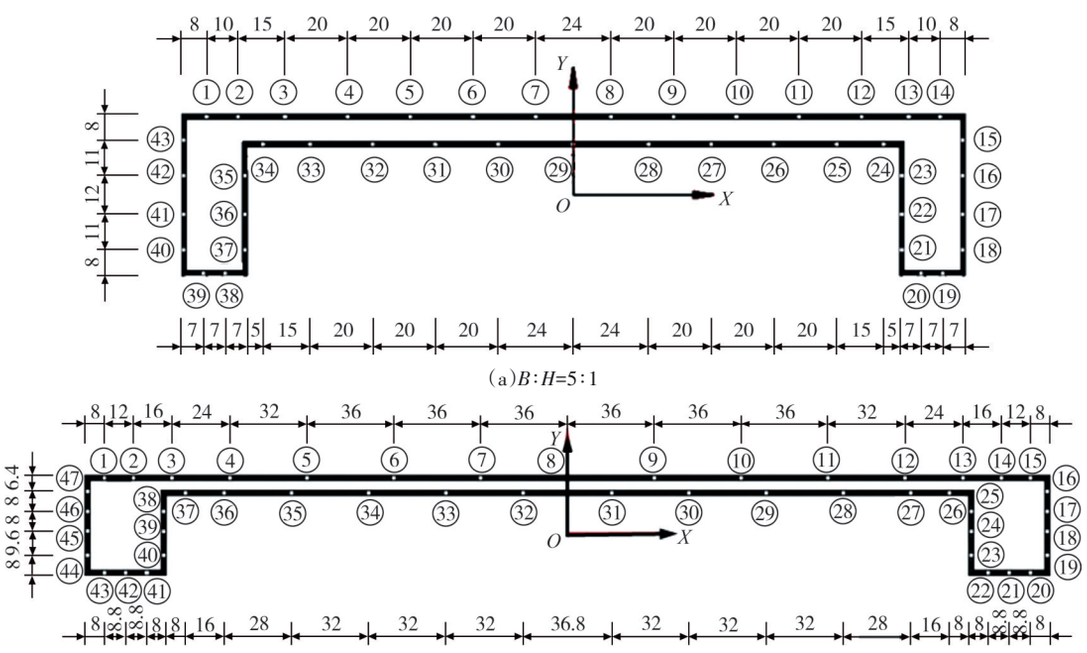
节段模型的测压试验在长安大学 CA-1 大气边界层风洞实验室的试验段[3.0 m（宽）×2.5 m（高）×15.0 m（长）]中进行. 试验设备和试验安装分别如图 5 和图 6 所示. 采用法兰将节段模型与一对五分量测力天平（TG45-12-5，绵阳展旺电子有限公司）相连，再将测力天平与刚性支架相连，这样就可以确保节段模型在试验过程中保持静止；此外，将压力扫描阀（MPS4264，Scanivalve 公司）安装在二元端板的外侧，再将测压管与压力扫描阀和测压孔相连接，用于测量模型表面的压力（采样频率为 850 Hz，采样时长为 52 s）；数据采集系统由信号放大器、CoinvDASP 数据采集仪和计算机组成. 试验工况如表 3 所示，试验风速均为 U=8.06 m/s，试验风场为Ⅰ类、Ⅱ类格栅湍流和均匀流，风攻角为 α=0°、±4°和±8°. 值得注意的是，当均匀流经过节段模型时，会形成“特征湍流”，因此研究中也考虑了均匀流的影响.

表 3　节段模型的设计参数及其试验工况

Tab.3　Design parameters of the section models and test cases.

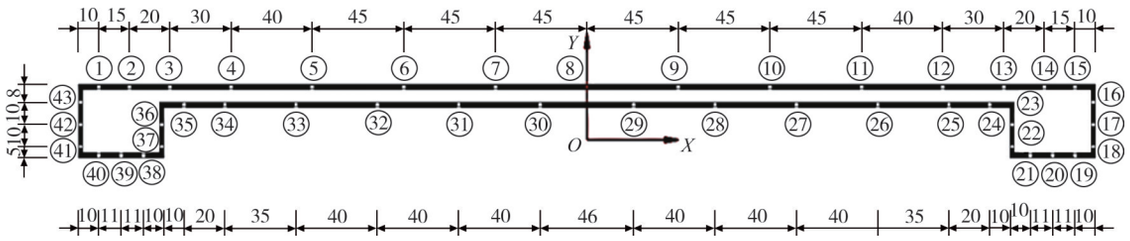
B∶H	B/mm	H/mm	L/mm	h/mm	B_1/mm	α/(°)	U/(m·s^{-1})	风场类别	节段模型尺寸
5∶1	250	50	800	10	208.0	0, ±4, ±8	8.06	Ⅰ类、Ⅱ类格栅和均匀流	
10∶1	400	40	1 000	8	332.8	0, ±4, ±8	8.06	Ⅰ类、Ⅱ类格栅和均匀流	
15∶1	500	33	1 250	10	416.0	0, ±4, ±8	8.06	Ⅰ类、Ⅱ类格栅和均匀流	

注：L、B 和 H 分别为模型的长度、宽度和高度；h 为模型的桥面板厚度；B_1 为模型的双边箱的净距；α 为风攻角；U 为试验平均风速.



(a)B∶H=5∶1

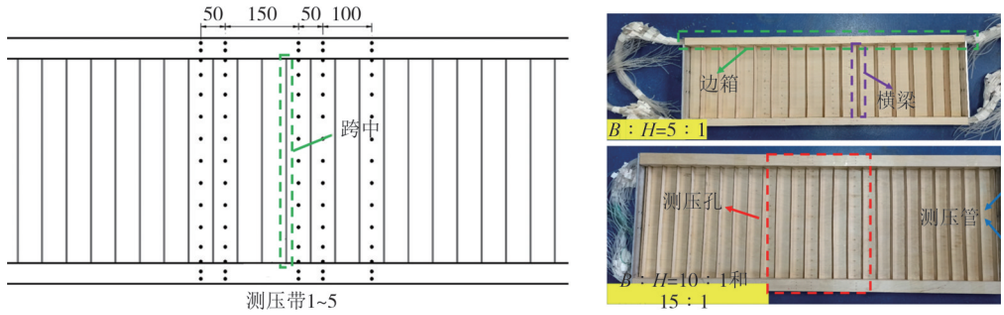
(b)B∶H=10∶1



(c)B:H=15:1

图3 节段模型横截面测压点的布置(单位:mm)

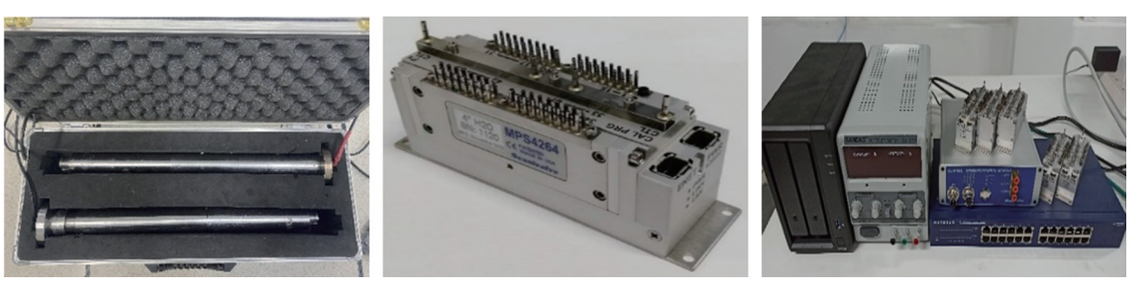
Fig.3 Arrangement of the pressure taps on the cross-sections of the section models (unit: mm)



(a)示意图 (b)节段模型的测点和测压管

图4 测压点沿节段模型的展向的布置(单位:mm)

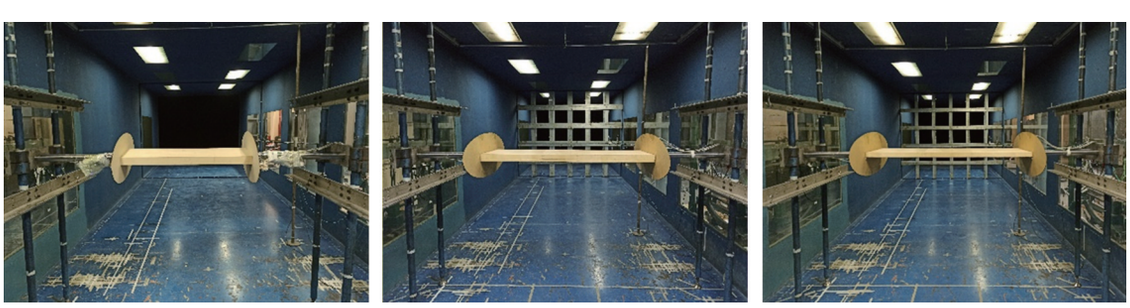
Fig.4 Arrangement of the pressure taps along the spanwise direction of the section models (unit: mm)



(a)五分量天平 (b)压力扫描阀 (d)数据采集系统

图5 试验设备

Fig. 5 Test equipments



(a)B:H=5:1和均匀流 (b)B:H=10:1和Ⅰ类格栅 (c)B:H=15:1和Ⅱ类格栅

图6 测压试验的安装

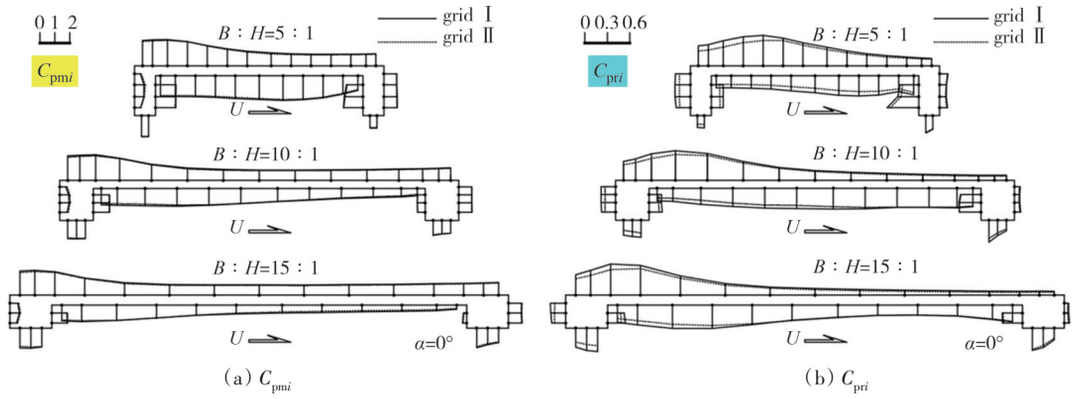
Fig. 6 Experimental setup of the pressure-measured tests

2.3 试验测得的抖振力时程

根据测压试验得到的各测点的风压时程[$P_i(t)$],可计算平均风压系数($C_{\mathrm{pm}i}$)和脉动风压系数($C_{\mathrm{pr}i}$)[19]:

$$\begin{cases} C_{\mathrm{pm}i} = P_{\mathrm{m}i} \Big/ \left(\dfrac{1}{2}\rho U^2\right), C_{\mathrm{pr}i} = P_{\mathrm{r}i} \Big/ \left(\dfrac{1}{2}\rho U^2\right) \\ P_{\mathrm{r}i} = \sqrt{\dfrac{1}{N-1}\sum_{i=1}^{N}(P_i(t) - P_{\mathrm{m}i})^2} \end{cases} \tag{3}$$

式中：P_{mi}和P_{ri}分别为第i个测点的平均风压和脉动风压均方根；N为$P_i(t)$的采样数量. 以Ⅰ类和Ⅱ类格栅的α=0°为例，按照式(3)计算得到C_{pmi}和C_{pri}如图7所示.



(a) C_{pmi}　　(b) C_{pri}

图7　Ⅰ类和Ⅱ类格栅的C_{pmi}和C_{pri}

Fig.7　C_{pmi} and C_{pri} in grid Ⅰ and grid Ⅱ

在此基础上，对所有测点(m个)的风压时程[$P_i(t)$]进行积分，可得到节段模型的单位长度的气动阻力[$F^{D}_{aero}(t)$]、气动升力[$F^{L}_{aero}(t)$]和气动扭矩[$F^{M}_{aero}(t)$]，即：

$$\begin{cases} F^{D}_{aero}(t)=\sum_{i=1}^{m}P_i(t)L_i\cos\beta_i \\ F^{L}_{aero}(t)=\sum_{i=1}^{m}P_i(t)L_i\sin\beta_i \\ F^{M}_{aero}(t)=\sum_{i=1}^{m}P_i(t)L_i\cos\beta_i\cdot Y_i+\sum_{i=1}^{m}P_i(t)L_i\sin\beta_i\cdot X_i \end{cases} \tag{4}$$

式中：L_i为第i个测点的代表长度；β_i为逆时针下L_i的内法线与X轴的夹角(见图3)；X_i和Y_i分别是第i个测点与原点O沿X和Y轴的距离(见图3). 再将各气动力分别扣除各自的均值，可得到节段模型的单位长度的抖振阻力[$F_D(t)$]、抖振升力[$F_L(t)$]和抖振扭矩[$F_M(t)$]，即：

$$F_k(t)=F^{k}_{aero}(t)-\overline{F^{k}_{aero}(t)}\quad(k=\text{D、L和M}) \tag{5}$$

以Ⅰ类格栅的B:H=5:1的节段模型(α=0°)为例，根据式(4)、式(5)计算得到的抖振力时程如图8所示.

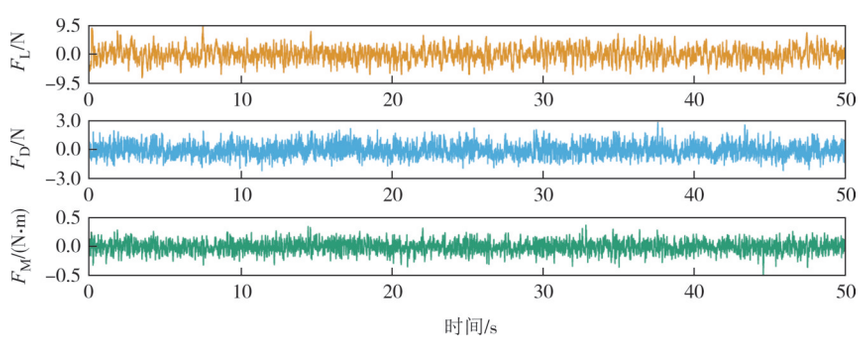


图8　Ⅰ类格栅的B:H=5:1的节段模型的抖振力时程(0°风攻角)

Fig.8　Buffeting force time-histories of the section model with B:H=5:1 in grid Ⅰ at α=0°

3　BDSBG的抖振力功率谱

对$F_D(t)$、$F_L(t)$和$F_M(t)$进行功率谱密度估计(即采用Matlab软件的Pwelch函数计算)，可分别得到抖振阻力、抖振升力和抖振扭矩的功率谱[$S_D(k_1)$、$S_L(k_1)$和$S_M(k_1)$]，其中，无量纲波数k_1=2πf/B表征了节段模型振动的归一化频率，f为脉动风的频率].

当α=0°时，在Ⅰ类和Ⅱ类格栅湍流、均匀流引起的“特征湍流”中，计算出不同B:H的BDSBG的节段模型的抖振力功率谱[$S_D(k_1)$、$S_L(k_1)$和$S_M(k_1)$]，如图9所示.

1)在3类湍流场中，随着B:H的增加，$S_D(k_1)$、$S_L(k_1)$和$S_M(k_1)$均逐渐减小，但三者减小的幅度逐渐

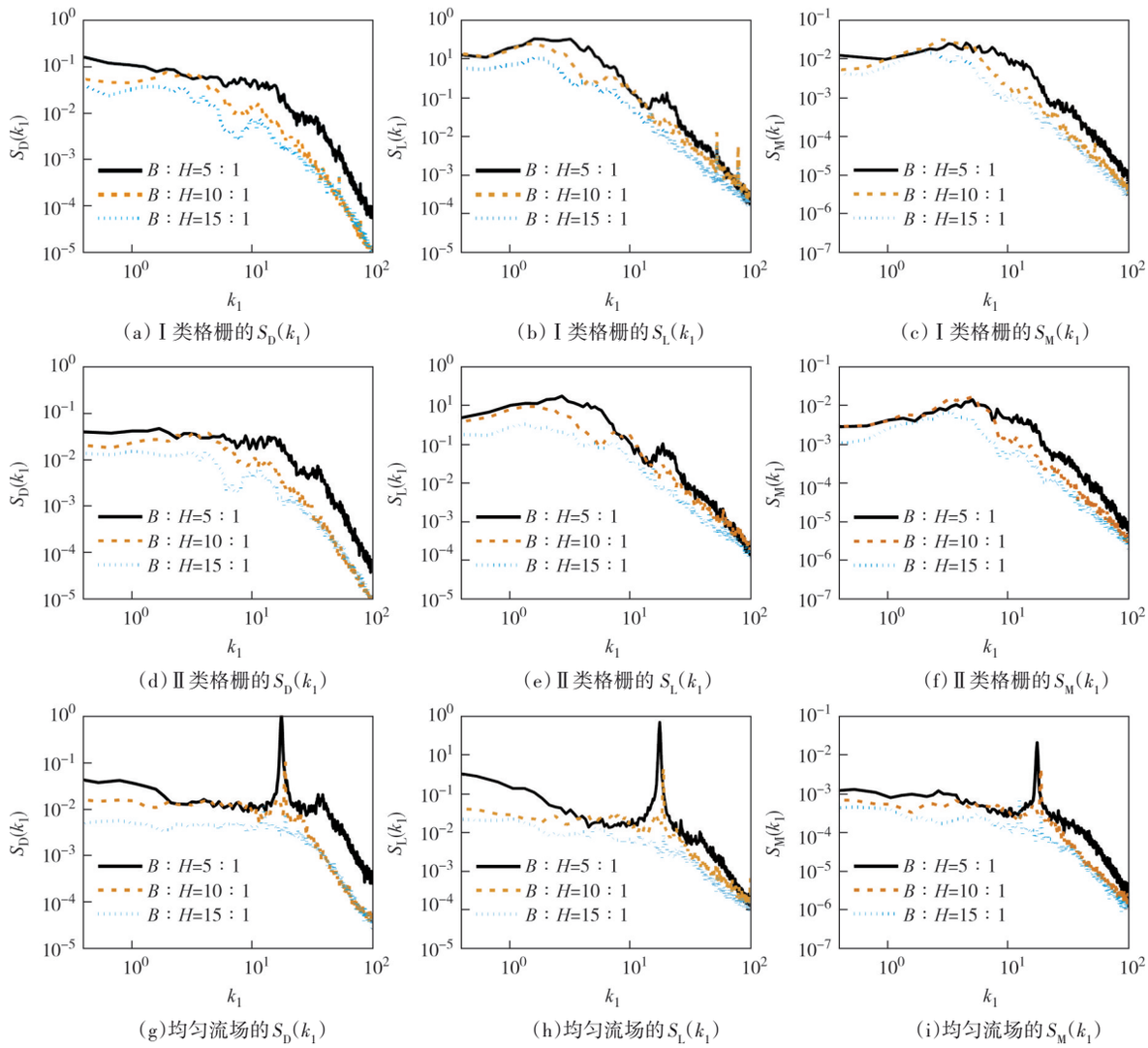


图 9 α=0°时宽高比和湍流场对BDSBG的抖振力功率谱的影响

Fig. 9 Influence of aspect ratios and turbulent flow fields on the buffeting force power spectra of BDSBG at α=0°

变小. 由此可见,随着B:H的增加,BDSBG的抖振力的能量逐渐减小. 这是因为,随着B:H的减小,节段模型变得越来越钝,这种变化使得气流经过模型时所产生的漩涡结构愈加复杂,同时涡脱能量也显著增加;此外,随着B:H的增加(模型的宽度变大、高度变小),气流经过钝体模型时产生的漩涡,在模型表面由仅脱落演变为脱落后再附着,而再附着的过程抑制了由脉动风产生的振动幅值,进而使得抖振力能量有所减小.

2)当B:H相同时,Ⅰ类格栅的抖振力功率谱的谱值最大,Ⅱ类格栅的次之,均匀流的最小. 由此可见,湍流场的湍流度越大,提供给BDSBG的抖振力能量也就越多;此外,均匀流引起的“特征湍流”提供给BDSBG的抖振力能量非常小. 也就是说,对于BDSBG的抖振力能量,“格栅湍流”的贡献要远大于“特征湍流”.

3)在均匀流引起的“特征湍流”中,抖振力功率谱在涡脱频率处都会有显著的“突起”,而且该“突起”会随着B:H的增加而逐渐消失;但是,在Ⅰ类和Ⅱ类格栅中,抖振力功率谱在涡脱频率处并未发现明显的“突起”. 由此可见,在均匀流引起的“特征湍流”中,BDSBG的断面越钝,涡脱频率对BDSBG的抖振力功率谱的影响就越显著,但该影响会随着宽高比的增加而逐渐消失;此外,在Ⅰ类和Ⅱ类格栅中,格栅湍流的作用极大地削弱了涡脱频率对BDSBG的抖振力功率谱的影响.

4 BDSBG的抖振力展向互相关系数

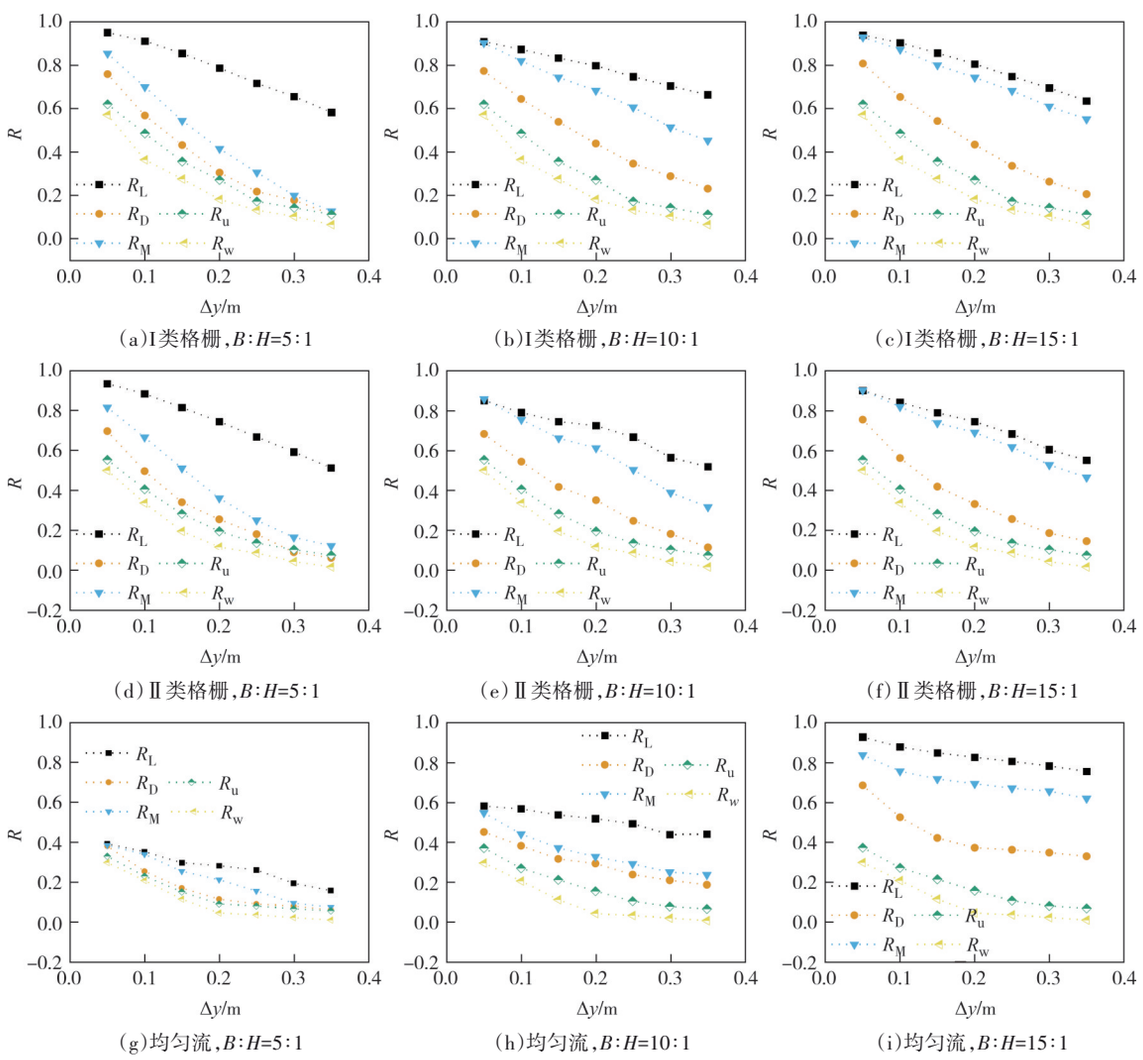
在时域内,两点的空间相关性可以用互相关函

数(R_{XY})来表示，即[15, 17]：

$$R_{XY}(r,\tau)=\langle X(x,t)Y(x+r,t+\tau)\rangle \tag{6}$$

式中：X和Y为沿x向的两点的随机过程；$X(x,t)$表示在位置x和时间t处的随机过程，$Y(x+r,t+\tau)$表示在位置$x+r$和时间$t+\tau$处的随机过程，〈 〉表示两者之间的集合的平均值.

抖振力展向互相关系数(R)可以从整体上反映抖振力的展向相关性. 当α=0°时，在Ⅰ类和Ⅱ类格栅湍流以及均匀流引起的“特征湍流”中，根据试验得到的抖振力[式(4)和式(5)]、脉动风速和互相关函数公式[式(6)]，计算得到不同B:H的BDSBG的节段模型的抖振力展向互相关系数(R_D、R_L和R_M)和脉动风分量(u和w)的展向互相关系数(R_u和R_w)，如图10所示.



(a)Ⅰ类格栅，B:H=5:1　(b)Ⅰ类格栅，B:H=10:1　(c)Ⅰ类格栅，B:H=15:1

(d)Ⅱ类格栅，B:H=5:1　(e)Ⅱ类格栅，B:H=10:1　(f)Ⅱ类格栅，B:H=15:1

(g)均匀流，B:H=5:1　(h)均匀流，B:H=10:1　(i)均匀流，B:H=15:1

图 10　α=0°时宽高比和湍流场对BDSBG的抖振力展向互相关系数的影响

Fig.10　Effect of aspect ratios and turbulent flow fields on the spanwise cross-correlation coefficients of the buffeting forces of BDSBG at α=0°

1)$F_L(t)$的R_L最大，$F_M(t)$的R_M次之，$F_D(t)$的R_D最小. 另外，随着展向间距(Δy)的增加，R_D的衰减速度最快，R_M次之，R_L最慢. 由此可见，对于BDSBG，抖振升力的展向相关性最大且衰减速度最慢，抖振扭矩的展向相关性和衰减速度都次之，抖振阻力的展向相关性最小且衰减速度最快. 这是因为，BDSBG的上下表面都有气流分离，而分离区内的漩涡又会发生展向拉伸，从而大幅提高抖振升力的展向相关性；而抖振阻力则主要是受到来流湍流的影响，导致展向相关性较低；抖振扭矩是由抖振升力和抖振阻力共同作用的结果，因此，抖振扭矩的展向相关性就介于两者之间.

2)随着B:H的增加，抖振力的R_D、R_L和R_M也逐渐增大，但是衰减速度逐渐变缓. 可见，宽高比的增

大,会提高BDSBG的抖振力展向相关性.这是因为,当BDSBG的宽高比增大,其上下表面的分离区内的漩涡的展向拉伸效应也随之增加,进而导致了抖振升力的展向相关性增加;同时,随着宽高比的增大,抖振扭矩就更多地由抖振升力提供,所以,抖振扭矩的展向相关性会随着抖振升力的展向相关性的增加而增加;此外,抖振阻力主要受来流湍流的影响,即宽高比对抖振阻力的展向相关性的增幅影响较小.

3)抖振力的R_D、R_L和R_M都远大于脉动风分量(u和w)的展向互相关系数(R_u和R_w),而且随着B:H增加,R_D(R_L、R_M)与R_u(R_w)之间的差距也会逐渐增大.由此可见,BDSBG的抖振力的展向相关性均远大于脉动风的展向相关性,且二者间的差异也会随着宽高比的增大而增大.

4)Ⅰ类格栅的R_D、R_L和R_M最大,Ⅱ类格栅的次之,均匀流的最小.可见,随着湍流场湍流度的增加,BDSBG的抖振力展向相关性也会逐渐增大.

5 BDSBG的抖振力展向相干函数

抖振力展向互相关系数(R)既无法考察不同的展向波数(k_1)和展向间距(Δy)的抖振力的展向相关性,也无法考察抖振力展向相关性和脉动风展向相关性之间的关系.为此进一步给出抖振力的展向相干函数.

在频域内,两点的空间相关性可以用相干函数[$\mathrm{Coh}(r, k_1)$]表示.对于均匀各向同性湍流,有[15, 17]:

$$\mathrm{Coh}(r,k_1)=\sqrt{\frac{\left[S_{ij}^{\mathrm{C}}(k_1)\right]^2}{\left[S_{ii}(k_1)\right]^2}} \tag{7}$$

式中:S_{ij}^{C}和S_{ii}分别为相距r的两点的互谱和自谱.

当α=0°且Δy=0.05 m时,在Ⅰ类和Ⅱ类格栅湍流以及均匀流引起的"特征湍流"中,根据试验得到的抖振力[式(4)和式(5)]和相干函数的公式[式(7)],计算出B:H=10:1的BDSBG的节段模型的抖振阻力、抖振升力和抖振扭矩的展向相干函数的试验值($\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$).如图11所示,在均匀流引起的"特征湍流"中,$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$的离散性都比较大,且在涡脱频率附近均有显著的"突起";相反地,在Ⅰ类和Ⅱ类格栅中,$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$的离散性都比较小,且在涡脱频率附近无显著的"突起".可见,随着湍流场的湍流度的增加,BDSBG的抖振力展向相干性的离散性逐渐减小,且涡脱频率对抖振力展向相干性的影响也会逐渐减弱.

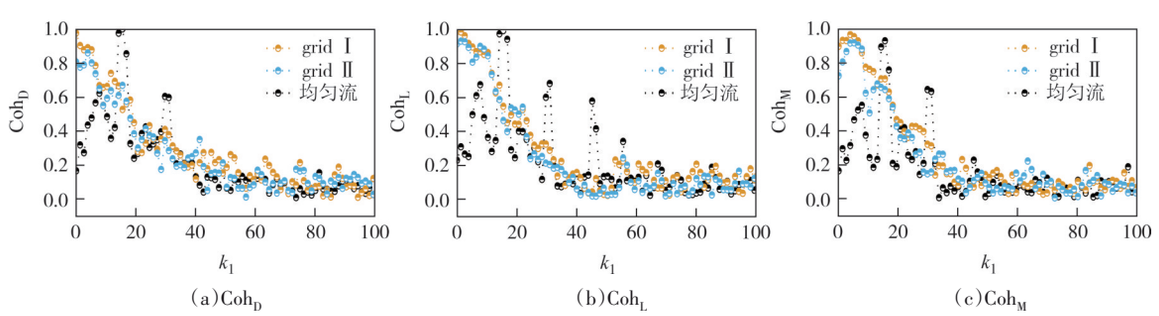


图11 B:H=10:1、Δy=0.05 m且α=0°时湍流场对双边箱式Π型梁的抖振力展向相干函数的影响

Fig.11 Influence of turbulent flow fields on the spanwise coherence functions of the buffeting forces of BDSBG with B:H=10:1, Δy=0.05 m and α=0°

其次,以Ⅰ类格栅、α=0°和Δy=0.1 m为例,根据试验得到的抖振力[式(4)和式(5)]、脉动风速和相干函数的公式[式(7)],计算出不同B:H的BDSBG的节段模型的$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$的试验值、脉动风分量(u和w)的展向相干函数的试验值($\mathrm{Coh_u}$和$\mathrm{Coh_w}$),如图12所示.

1)随着B:H的增加,$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$以及$\mathrm{Coh_M}$均逐渐增大;但是,随着k_1的增加,$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$则逐渐减小.可见,随着宽高比(或展向波数)的增加,BDSBG的抖振力展向相干性会逐渐增大(或减小).

2)当B:H相同时,$\mathrm{Coh_L}$>$\mathrm{Coh_M}$>$\mathrm{Coh_D}$;此外,随着k_1的增加,$\mathrm{Coh_D}$的衰减速度最快,$\mathrm{Coh_M}$次之,$\mathrm{Coh_L}$的衰减速度最慢.可见,对于BDSBG,抖振升力的展向相干性最大且衰减速度最慢,抖振扭矩的展向相干性和衰减速度次之,抖振阻力的展向相干性最小且衰减速度最快.

3)$\mathrm{Coh_D}$、$\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$均分别远大于$\mathrm{Coh_u}$和$\mathrm{Coh_w}$;同时,随着B:H的增加,$\mathrm{Coh_D}$($\mathrm{Coh_L}$和$\mathrm{Coh_M}$)与$\mathrm{Coh_u}$($\mathrm{Coh_w}$)之间的差距也会逐渐增大.可见,对于BDSBG,抖振力展向相干性会明显大于脉动风展向

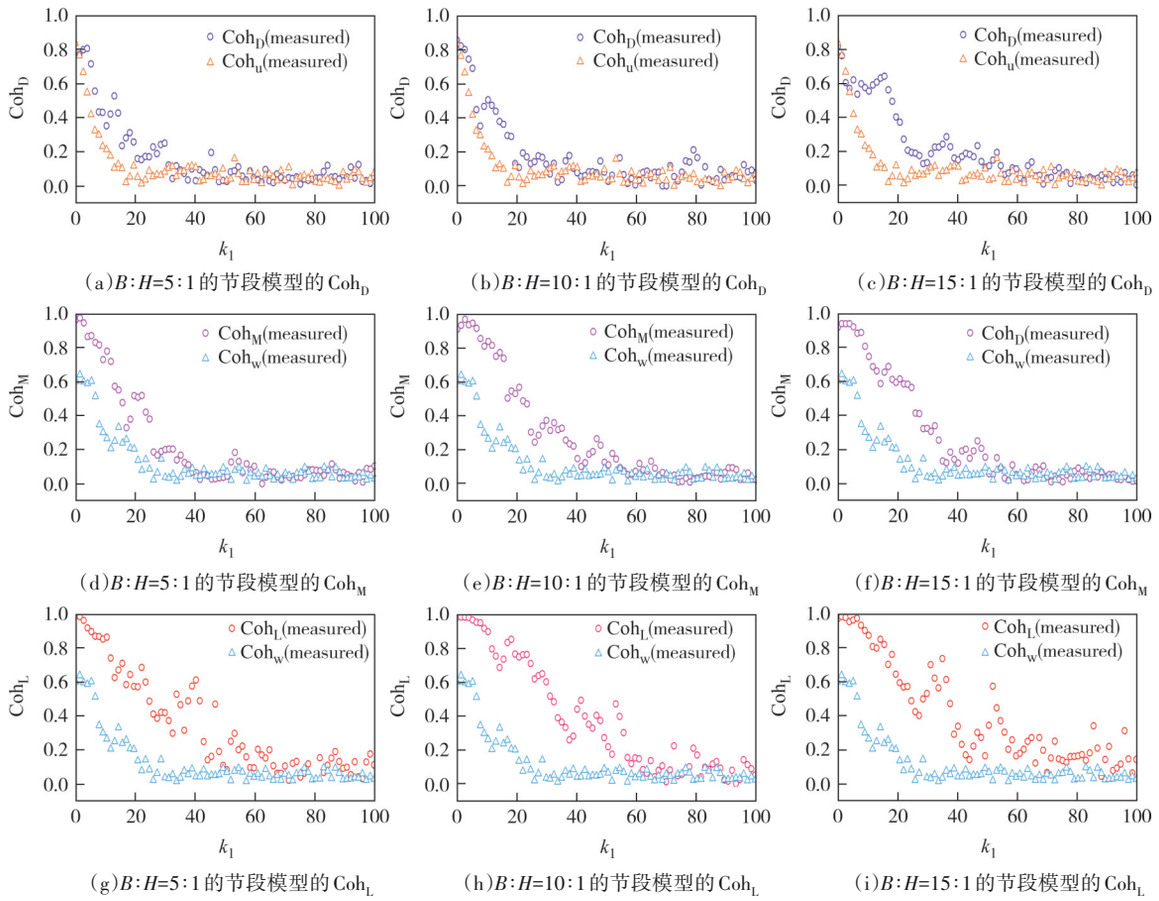


图 12　Ⅰ类格栅、α=0°和Δy=0.1 m时宽高比对双边箱式Π型梁的抖振力展向相干函数的影响

Fig.12　Influence of aspect ratios on the spanwise coherence functions of the buffeting forces of BDSBG with Δy=0.1 m in grid Ⅰ at α=0°

相干性，且二者之间的差异也会随着宽高比的增大而增大. 因此，传统抖振计算理论（采用脉动风展向相干性来近似替代抖振力展向相干性），不能直接应用于BDSBG的抖振计算.

6　结 论

为了提高Π型主梁抖振计算的精度，本文对双边箱式Π型梁（BDSBG）的抖振力展向相关性开展了大量的试验研究，得到如下结论：

1）湍流场的湍流度越大，提供给抖振力的能量也就越多，而“格栅湍流”的贡献要远大于“特征湍流”的贡献；另外，在均匀流引起的“特征湍流”中，节段模型的断面越钝，涡脱频率对抖振力功率谱的影响就越显著，但该影响会随着宽高比的增加而逐渐消失；同时，格栅湍流能极大削弱涡脱频率对抖振力功率谱的影响.

2）随着宽高比的减小，节段模型变得越来越钝，这种变化使得气流经过模型时所产生的漩涡结构愈加复杂，且涡脱能量也显著增加. 同时，随着宽高比的增加（模型的宽度变大、高度变小），气流经过钝体模型时所产生的漩涡，在模型表面由仅脱落演变为脱落后再附着. 而再附着的过程抑制了由脉动风产生的振动幅值，进而使得抖振力的能量有所减小.

3）随着宽高比的增加，抖振力的能量逐渐减小，而抖振力展向的相关性和相干性则都逐渐增大；当宽高比相同时，抖振升力（或抖振阻力）展向的相关性和相干性都最大（或最小），而抖振扭矩展向的相关性和相干性均次之.

4）抖振力展向的相关性和相干性都远大于脉动风展向的相关性和相干性，而且它们之间的差距会随着宽高比的增加而增大；另外，随着湍流场的湍流度的增加，抖振力展向相关性会逐渐增大，但其离散性会逐渐减小且涡脱频率的影响也会逐渐减弱.

5）与以往流线型、矩形断面的研究成果对比后，发现宽高比对Π型断面的抖振力特性影响规律的特殊之处为：宽高比与抖振力展向相关性呈正相

关;抖振力和脉动风之间的展向相关性的差异会随着宽高比的增加而增大.进一步验证了抖振力展向相关性显著大于脉动风展向相关性的观点(以往流线型断面的研究结论);同时,也发现了湍流度对抖振力展向相关性的影响规律.

参考文献

[1] RASMUSSEN J T, HEJLESEN M M, LARSEN A, et al. Discrete vortex method simulations of the aerodynamic admittance in bridge aerodynamics [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2010, 98(12): 754-766.

[2] HEJLESEN M M, RASMUSSEN J T, LARSEN A, et al. On estimating the aerodynamic admittance of bridge sections by a mesh-free vortex method [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2015, 146: 117-127.

[3] LI S P, LI M S, LIAO H L. The lift on an aerofoil in grid-generated turbulence [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2015, 771: 16-35.

[4] LI S P, LI M S. Spectral analysis and coherence of aerodynamic lift on rectangular cylinders in turbulent flow [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2017, 830: 408-438.

[5] LI S P, LI M S, LAROSE G L. Aerodynamic admittance of streamlined bridge decks [J]. Journal of Fluids and Structures, 2018, 78: 1-23.

[6] KAVRAKOV I, ARGENTINI T, OMARINI S, et al. Determination of complex aerodynamic admittance of bridge decks under deterministic gusts using the Vortex Particle Method [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 193: 103971.

[7] KAVRAKOV I, MORGENTHAL G. A synergistic study of a CFD and semi-analytical models for aeroelastic analysis of bridges in turbulent wind conditions [J]. Journal of Fluids and Structures, 2018, 82: 59-85.

[8] KIMURA K, FUJINO Y, NAKATO S, et al. Characteristics of buffeting forces on flat cylinders [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 69: 365-374.

[9] SANKARAN R, JANCAUSKAS E D. Measurements of cross-correlation in separated flows around bluff cylinders [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1993, 49(1/2/3): 279-288.

[10] YAN L, ZHU L D, FLAY R G J. Span-wise correlation of wind-induced fluctuating forces on a motionless flat-box bridge deck [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 156: 115-128.

[11] LAROSE G L, MANN J. Gust loading on streamlined bridge decks [J]. Journal of Fluids and Structures, 1998, 12(5): 511-536.

[12] MATSUDA K, HIKAMI Y, FUJIWARA T, et al. Aerodynamic admittance and the 'strip theory' for horizontal buffeting forces on a bridge deck [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1999, 83(1/2/3): 337-346.

[13] LI M, LI M S, YANG Y. A statistical approach to the identification of the two-dimensional aerodynamic admittance of streamlined bridge decks [J]. Journal of Fluids and Structures, 2018, 83: 372-385.

[14] MA C M, DUAN Q S, LI Q S, et al. Aerodynamic characteristics of a long-span cable-stayed bridge under construction [J]. Engineering Structures, 2019, 184: 232-246.

[15] WANG J X, MA C M, LI Q S, et al. Influence of gap width on buffeting force spatial correlation and aerodynamic admittance of twin-box bridge deck [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2020, 207: 104392.

[16] 王凯. 钢桁梁抖振力空间相关性及气动导纳研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2015.
WANG K. Study on the spatial correlation of buffeting forces and areodynamic admittance function of steel truss girder [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2010.

[17] LI M, LI M S, SU Y. Experimental determination of the two-dimensional aerodynamic admittance of typical bridge decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 193: 103975.

[18] SHEN Z F, LI J W, LI R, et al. Nonuniform wind characteristics and buffeting response of a composite cable-stayed bridge in a trumpet-shaped mountain pass [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2021, 217: 104730.

[19] LI Y, LI C, WANG F, et al. Study on the mechanism of the vortex-induced vibration of a bluff double-side box section [J]. Steel and Composite Structures, 2021, 41(2): 293-315.

[20] LAROSE G L, TANAKA H, GIMSING N J, et al. Direct measurements of buffeting wind forces on bridge decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1998, 74: 809-818.

[21] ZHAO L, GE Y J. Cross-spectral recognition method of bridge deck aerodynamic admittance function [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2015, 14(4): 595-609.

[22] YAN L, ZHU L D, FLAY R G J. Comparison of force-balance and pressure measurements on deck strips on a stationary bridge model [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 164: 96-107.

[23] MA C M, WANG J X, LI Q S, et al. 3D aerodynamic admittances of streamlined box bridge decks [J]. Engineering Structures, 2019, 179: 321-331.

[24] HWANG Y C, KIM S, KIM H K. Cause investigation of high-mode vortex-induced vibration in a long-span suspension bridge [J]. Structure and Infrastructure Engineering, , 2020, 16(1): 84-93.

[25] JUNRUANG J, BOONYAPINYO V. Vortex induced vibration and flutter instability of two parallel cable-stayed bridges [J]. Wind and Structures, 2020, 30(6): 633-648.

[26] FARHANGDOUST S, EGHBALI P, YOUNESIAN D. Bistable tuned mass damper for suppressing the vortex induced vibrations in suspension bridges [J]. Earthquakes and Structures, 2020, 18(3): 313-320.

[27] LI Y, XIAO J X, LI C, et al. Investigations on the influence of pedestrians on the buffeting of a long-span suspension footbridge [J]. International Journal of Steel Structures, 2023, 23(3): 844-859.