

# 扁平流线型箱梁涡激振动及气动力特性分析\*

任若松<sup>1</sup>, 刘庆宽<sup>2,3,4</sup>, 李震<sup>2</sup>, 孙一飞<sup>2</sup>, 靖洪森<sup>2,3,4</sup>

(1. 中国核电工程有限公司河北分公司 石家庄, 050051)

(2. 石家庄铁道大学土木工程学院 石家庄, 050043)

(3. 石家庄铁道大学省部共建交通工程结构力学行为与系统安全国家重点实验室 石家庄, 050043)

(4. 河北省风工程和风能利用工程技术创新中心 石家庄, 050043)

**摘要** 为了研究扁平流线型箱梁涡激振动及气动力特性受附属构件的影响,选取某准流线型桥梁主梁为研究对象,通过增减模型的附属构件来模拟裸梁和非裸梁 2 种断面,进行了不同风攻角下的风洞测压和测振试验。结果表明:扁平流线型箱梁的涡激振动特性受模型附属构件的影响较大,栏杆断面在正攻角下更易发生涡激振动;在相同攻角和风速情况下,栏杆断面存在更为明显的卓越频率,说明模型附属构件会对扁平流线型箱梁的旋涡脱落产生较大影响;扁平流线型箱梁平均风压系数受模型断面的影响较大,但脉动风压系数受模型断面和风攻角的共同影响;不同模型断面会对扁平流线型箱梁的平均三分力系数造成影响,但其变化趋势主要与风攻角有关。

**关键词** 风洞试验;准流线型桥梁断面;涡激振动;压力系数;三分力系数

**中图分类号** U441.3

## 引言

随着大跨度桥梁的不断发展,其结构更为轻柔,桥梁对风作用的敏感性越来越高,导致很多桥梁在建设使用过程中出现了风致振动现象<sup>[1-2]</sup>。涡激振动作为一种低风速下发生的风致振动现象,虽然短期内不会造成桥梁的垮塌,但持续性的较大幅度涡激振动会影响桥梁的正常使用,甚至造成结构的疲劳破坏以及其他构件的破坏<sup>[3]</sup>。

国内外学者对扁平流线型箱梁的气动力特性和涡激振动特性进行了研究,认为扁平流线型截面形式的桥梁有可能发生竖弯或扭转涡激振动,且受来流风攻角的影响非常显著,主梁上的栏杆等附属结构会增大涡激振动响应。Larose 等<sup>[4]</sup>研究了 3 种桥梁断面气动特性,认为流线型断面气动特性优于参考平板,但仍具有优化空间。王骑等<sup>[5]</sup>通过风洞试验研究了南京长江四桥的风振特性,认为检修轨道、栏杆等附属部件对桥梁的涡激振动具有一定影响。管青海等<sup>[6]</sup>对港珠澳大桥某一带悬臂钢箱梁桥段进行了风洞试验,发现此种断面裸梁与加装栏杆梁的气动力和涡振特性存在较大差异。张亮亮等<sup>[7]</sup>针对扁平流线型箱梁断面引入了实桥断面的栏杆和扶

手,研究了栏杆等附属构件对该断面三分力系数和涡振的影响。

虽然现有研究结果反映了主梁截面形式及其附属构件对涡振性能的影响,但通常以断面外形或来流风攻角为主要变量,还可以开展多变量影响的综合分析。为了研究多种参数下扁平流线型箱梁的气动力与涡振特性,并从主梁表面风压分布的角度研究其机理,笔者选取了某一实际大跨度桥梁为对象,开展了裸梁和添加栏杆 2 种断面下的不同来流风攻角的主梁节段模型风洞试验。

## 1 风洞试验

本研究的风洞试验在石家庄铁道大学风工程研究中心的大气边界层风洞低速试验段进行。该风洞低速段宽为 4.38 m,高为 3 m,长为 24 m,可实现风速范围为 1.5~30 m/s,紊流度 $\leq 0.4\%$ 。选取了某一扁平流线型钢箱梁制作缩尺节段模型,此钢箱梁截面宽为 32 m,高为 3.5 m,宽高比为 9.14,风嘴角度为 57°。根据风洞尺寸及其他试验条件,依据相似比关系,确定缩尺后的模型缩尺比为 1:55,风速比为 1:4,频率比为 55:4。制作好的节段模型宽为

\* 国家自然科学基金资助项目(51778381);河北省自然科学基金资助项目(E2022210078);河北省高端人才资助项目(冀办[2019]63号)

收稿日期:2021-04-09;修回日期:2021-06-28

0.58 m, 高为 0.064 m, 长为 1.16 m。通过自由振动衰减法测得弹性系统的阻尼比为 0.15%, 竖弯频率为 3.43 Hz, 扭转频率为 10.56 Hz, 阻尼比为 0.11%。模型采用 ABS 板材制作, 制作好的裸梁模型在分析中称为裸梁断面, 在模型表面安装了扶手栏杆, 称为栏杆断面, 模型及测压点布置如图 1 所示。

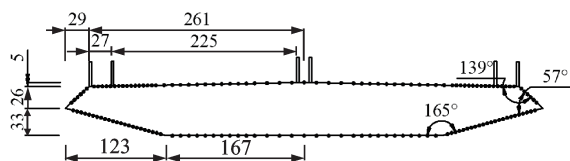


图1 模型及测压点布置示意图(单位:mm)

Fig.1 Model and pressure taps arrangement (unit:mm)

图1模型的周向测点数为150个, 布置在模型的1/2跨处, 尖角部位气动特性变化较大, 因此在两端尖角部分的测点进行加密。为了消除端部效应, 选取长为0.82 m、宽为0.19 m的端板加装在模型两端。模型在风洞中采用弹簧悬挂系统安装, 根据模型目标自振频率设计弹簧刚度, 图2为风洞中安装好的模型系统照片。

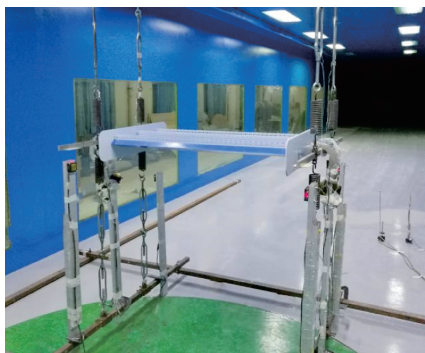


图2 模型系统照片

Fig.2 Model system photo

来流风攻角定义为来流方向到模型上下表面分界线之间的夹角, 以顺时针为正, 试验采用了5组风攻角, 即 $\alpha=0^\circ, \pm 3^\circ$ 和 $\pm 5^\circ$ 。试验对裸梁和添加栏杆2种断面的模型分别进行了不同风攻角下的测振、测压试验。

## 2 试验结果及分析

为了便于分析模型表面的风压分布规律, 现针对模型表面测压点, 定义了一种无量纲距离为

$$D_d = d/D \quad (1)$$

其中: $d$ 为沿测压点所在表面从测压点到A点的距离; $D$ 为沿测压点所在表面从B点到A点的距离。

模型表面部分测压点无量纲距离示意图如图3所示。

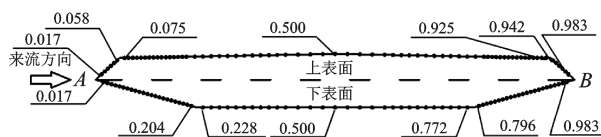


图3 模型表面测点无量纲间距示意图

Fig.3 Schematic diagram of dimensionless distance between measuring points on model surface

### 2.1 涡激振动特性分析

主梁模型在裸梁断面5个风攻角下均未出现明显的振动现象, 而在栏杆断面的部分风攻角下发生了明显的涡激振动现象。栏杆断面在 $\alpha=+5^\circ$ 时的振动时程及幅值谱如图4所示, 该风致振动为竖弯涡激共振。主梁模型在5组风攻角下均未发生明显的扭转涡振。裸梁与添加栏杆断面涡激振动的差异与文献[6,8]的研究结论一致。

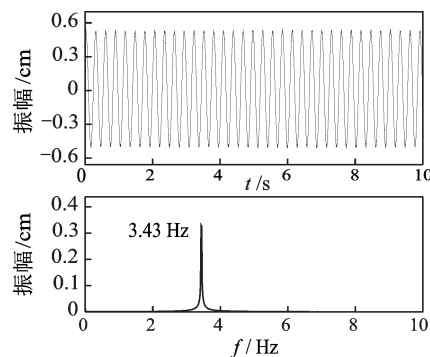


图4 栏杆断面主梁 $\alpha=+5^\circ$ 时的振动时程及幅值谱

Fig.4 Main beam of railing section  $\alpha=+5^\circ$  vibration time history and amplitude spectrum

栏杆断面主梁竖弯涡振风速-振幅如图5所示。可以看出, 栏杆断面在 $\alpha=+5^\circ$ 和 $+3^\circ$ 时发生了明显的涡激共振, 其中 $\alpha=+5^\circ$ 时的最大振幅均方根要高于 $\alpha=+3^\circ$ , 起振风速和止振风速均早于 $\alpha=+3^\circ$ 时。各风攻角下栏杆断面主梁竖弯涡激振动结果如表1所示。

裸梁和添加栏杆2种断面下主梁的涡振响应差异说明, 涡激振动与桥梁的附属结构和风攻角有关, 这可能是由于附属结构改变了模型的气动外形, 使表面旋涡脱落的强度发生变化, 从而改变了气动力, 使得模型呈现不同的振动结果。

为了研究阻尼比对涡激振动的影响, 在 $\alpha=+5^\circ$ 时, 通过在弹簧上缠绕不同间距的橡胶圈, 得到不同大小的阻尼比。不同阻尼比下振幅随风速变化曲线如图6所示。

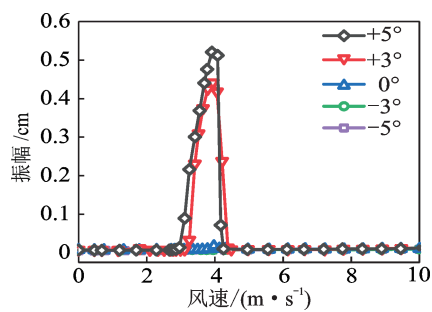


图 5 栏杆断面主梁竖弯涡振风速-振幅图  
Fig.5 Wind speed amplitude diagram of vertical bending vortex vibration for main girder of railing section

表 1 栏杆断面主梁竖弯涡激振动结果 Tab.1 Vertical bending vortex induced vibration of main girder of railing section		
参数	+5°	+3°
起振风速/(m·s <sup>-1</sup> )	2.960	3.110
止振风速/(m·s <sup>-1</sup> )	4.250	4.380
最大单边振幅/cm	0.521	0.441
最大振幅对应风速/(m·s <sup>-1</sup> )	3.910	3.940

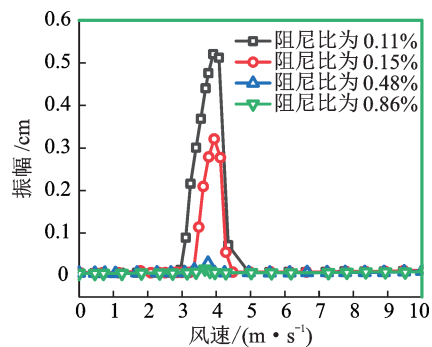


图 6 不同阻尼比下振幅随风速变化曲线  
Fig.6 Variation in amplitude with wind velocity in various damping ratios

当阻尼比为 0.11% 时,涡激振动振幅最大,发生振动的风速区间也最宽,最大振幅为 0.52 cm;随着阻尼比的增大,主梁的振幅逐渐减小,振动区间也逐渐缩短;当模型阻尼比增大至 0.48% 时,模型最大振幅为 0.03 cm;继续增大模型阻尼比,模型振动基本消失。因此,可以通过安装阻尼器的方法来实现对结构涡激振动的控制。

2.2 三分力系数分析

主梁的涡激振动与受到的涡激力有关,为了对不同断面以及不同攻角下的主梁涡振差异进行分析,选取了阻尼比为 0.11%、风速为 3.65 m/s 时的压力系数,通过压力积分法求裸梁和添加栏杆 2 种断面下模型平均三分力系数随风攻角的变化情况,结

果如图 7 所示。  
阻力系数随攻角的变化如图 7(a)所示,可以看出,主梁的平均阻力系数均为正值,2 种断面下的主梁平均阻力系数随攻角呈现出凹陷型曲线。裸梁断面下在  $\alpha=-5^\circ$  时具有最大值,在  $\alpha=+3^\circ$  时有最小值,而栏杆断面的平均阻力系数最小值出现在  $\alpha=0^\circ$  时。从数值上看,栏杆断面的平均阻力系数在  $\alpha=-5^\circ$  和  $\alpha=-3^\circ$  时与裸梁断面较为接近,其余来流风攻角下均高于裸梁断面。

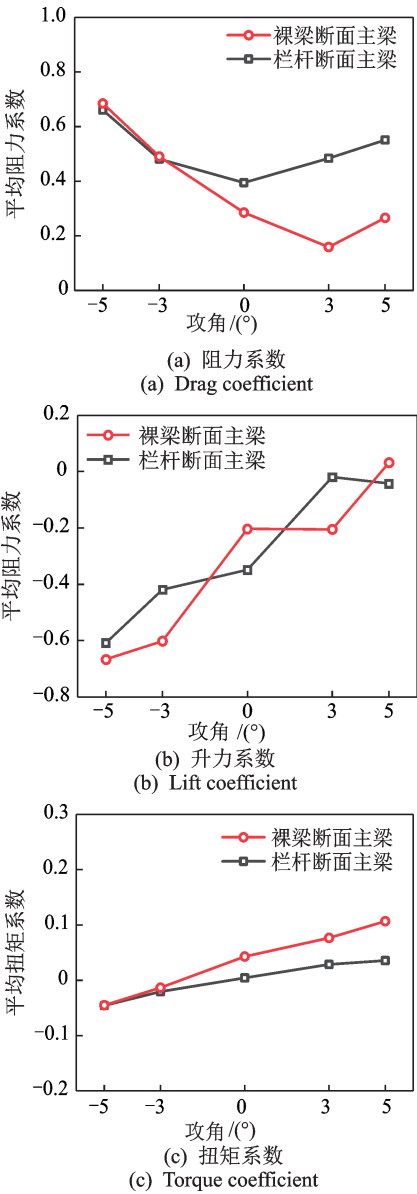


图 7 平均三分力系数  
Fig.7 Average three component coefficient

升力系数随攻角的变化如图 7 (b)所示,2 种断面下的升力系数随着攻角的增大而增大。从数值上看,2 种断面的阻力系数在  $\alpha=+5^\circ$  和  $-5^\circ$  时基本一致。栏杆断面的阻力系数在  $\alpha=+3^\circ$  和  $-3^\circ$  时较高,

而在 $\alpha=0^\circ$ 时裸梁断面较高。

扭矩系数随攻角的变化如图7(c)所示,2种断面下的扭矩系数随着攻角的增大而增大。从数值上看,模型2种断面的扭矩系数都较小,但裸梁断面相对较大。

主梁平均三分力系数的试验结果与文献[9-10]较为一致,风攻角对模型的阻力系数和升力系数影响较大,而模型断面对阻力系数的影响较为明显。在桥梁振动测试试验中,应充分考虑不同的模型断面和来流风攻角。

### 2.3 压力系数分析

气流在流过箱梁表面时,由于边界层的存在会产生流动分离的现象,进而在箱梁表面产生交替脱落的旋涡。当旋涡脱落频率与箱梁的自振频率一致时,就容易发生涡激振动现象。为了揭示裸梁与添加栏杆断面流线型箱梁涡激振动的深层机理,对模型表面的压力分布规律进行了研究。表面压力分布通过风压系数来表示,风压系数定义为

$$C_p(i) = \frac{p(i) - P}{\frac{1}{2} \rho U^2} \quad (2)$$

其中: $P$ 为前方来流的静压; $U$ 为前方来流的速度; $\rho$ 为空气密度; $p(i)$ 为测得的模型表面压力信号的时间序列。

测点的平均风压系数为测点风压系数的平均值,测点的脉动风压系数为测点风压系数的根方差值。

#### 2.3.1 平均风压系数分析

对主梁的表面压力分布进行分析,当风速 $v=3.65\text{m/s}$ 时裸梁断面平均风压系数如图8所示。

$\alpha=+5^\circ$ 时,主梁上表面的平均风压系数在上游风嘴处为正值且最大;随着测点向下游推移,平均风

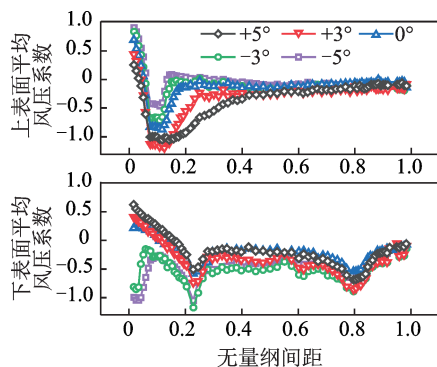


图8 裸梁断面平均风压系数

Fig.8 Average wind pressure coefficient of bare beam section

压系数开始下降,在经过 $D_d=0.033$ 后变为负值;此后直到 $D_d=0.142$ ,平均风压系数的绝对值持续增大,此区间内气流流速逐渐增大,测点受力由压力逐渐转为吸力;在 $D_d=0.142\sim 0.425$ 间距内,风压系数为负值,绝对值逐渐减小,此阶段为逆压梯度区, $D_d=0.425$ 所对应的上表面测点即为分离点;此后风压系数没有明显的变化,为背压区。随着攻角的减小,平均风压系数的极大值和极小值都有所上升,且气流的分离点向上游推移,但整体的变化趋势没有改变。

对于下表面, $\alpha=+5^\circ$ 和 $+3^\circ$ 时的平均风压系数曲线在经过第1正压区到达第1极小值,再经过第1逆压梯度区到达分离点。在分离区后再次进入第2正压区和第2逆压梯度区,但强度和范围与第1区相比都较小。 $\alpha=-3^\circ$ 和 $-5^\circ$ 时的风压系数均为负值,说明气流在来流端尖角处就发生了分离。

栏杆断面平均风压系数如图9所示。在 $\alpha=+5^\circ$ 时,上表面的平均风压系数在上游风嘴处仍有最大的正值;通过上斜腹板尖角时, $D_d=0.075$ 处的平均风压系数急剧减小; $D_d=0.108$ 之后,平均风压系数没有明显变化,只在中部尾部处出现较小波动。随着角度的减小,平均风压系数的极大值和极小值都有所上升,中部和尾部的波动更为明显,其中 $\alpha=-5^\circ$ 和 $-3^\circ$ 时可以看到明显的极值。由下表面平均风压系数曲线可以看出,下表面 $D_d=0.228$ 和 $D_d=0.772$ 处仍然存在2个平均风压系数极小值。5个攻角都出现了上游风嘴气流分离的现象。

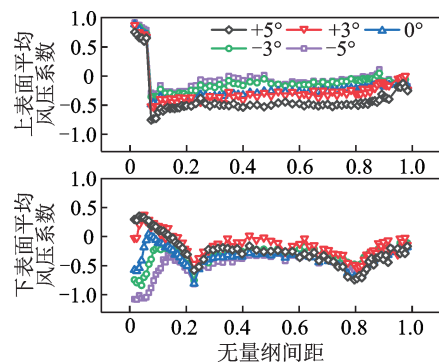


图9 栏杆断面平均风压系数

Fig.9 Average wind pressure coefficient of railing section

分析发现,随着来流风攻角的增大,上表面各测点的风压系数有所上升,而下表面有所下降。裸梁断面和栏杆断面的差异对主梁的上表面风压系数分布造成了较大的改变,这可能是由于栏杆扶手的引入改变了主梁周围流体的分布。



### 2.3.2 脉动风压系数分析

裸梁断面脉动风压系数如图10所示。主梁上下表面各测点的脉动风压系数曲线整体较为平稳,但在棱角位置处会出现较小的波动,脉动风压系数基本在0.100~0.200范围内,且改变风攻角未对脉动风压系数曲线造成明显影响。

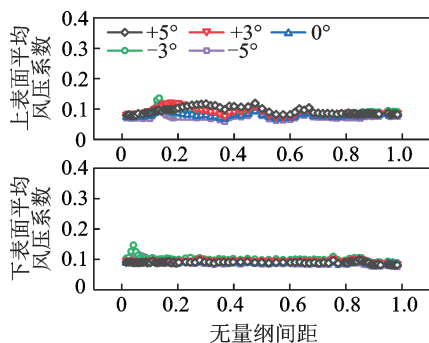


图10 裸梁断面脉动风压系数

Fig.10 Fluctuating wind pressure coefficient of bare beam section

栏杆断面脉动风压系数如图11所示。随着测点位置后移,  $\alpha=+5^\circ$  时, 上表面脉动风压系数在0.13附近波动; 经过  $D_d=0.058$  后, 脉动值突然上升, 在  $D_d=0.108$  处出现第1个极大值; 此后风压系数逐渐减小至  $D_d=0.500$  的极小值; 经过中点后开始出现上升, 在  $D_d=0.883$  处出现极大值, 且是上表面脉动风压系数的最大值; 下降后再次出现1个峰值。  $\alpha=+3^\circ$  的脉动风压系数与  $\alpha=+5^\circ$  相比较小, 但趋势基本相同。其他攻角下的脉动风压系数基本在0.7附近。

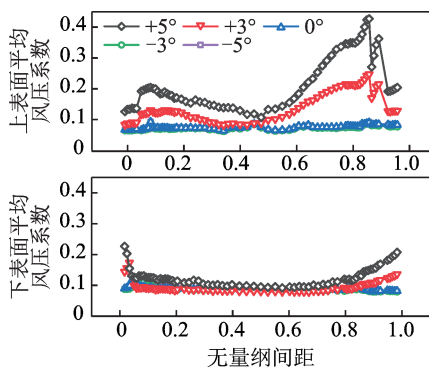


图11 栏杆断面脉动风压系数

Fig.11 Fluctuating wind pressure coefficient of railing section

对于下表面, 脉动风压系数在  $\alpha=+5^\circ$  和  $+3^\circ$  时, 两端风嘴处存在极大值, 其他位置以及其他攻角下脉动风压系数都较为平稳。

可以看出, 栏杆断面引入栏杆扶手后, 模型上表

面的平均风压系数和脉动风压系数变化较大, 这可能是由于栏杆扶手改变了模型的气动外形, 使得气流在经过栏杆扶手时形成了新的旋涡。随着攻角的减小, 模型表面气流与上表面垂直方向夹角逐渐减小, 受到栏杆扶手的影响逐渐减弱, 使得负攻角的脉动风压系数与裸梁断面基本相似。

### 2.3.3 振动周期压力系数分析

为了对添加栏杆断面的模型表面旋涡脱落现象进行分析, 选取了实桥栏杆断面在  $\alpha=+5^\circ$  时振动周期内风压系数, 如图12所示。每隔  $\frac{1}{8}T$  选取1个特征点, 将特征点处的平均风压系数绘制于模型上, 定义模型内侧为正值, 模型外侧为负值。

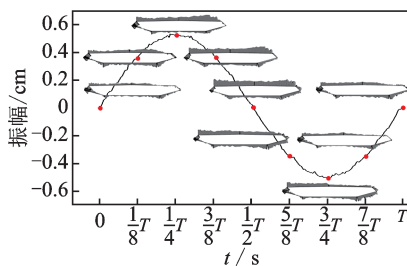


图12 栏杆断面  $\alpha=+5^\circ$  时振动周期内风压系数图

Fig.12 Rail section  $\alpha=+5^\circ$  wind pressure coefficient diagram in vibration period

由图12可以看出, 实桥断面的主梁除了在断面两端风嘴斜腹板处风压系数存在正值外, 其余区域风压系数基本为负值。振动周期从  $0 \sim \frac{1}{4}T$  的过程中, 主梁上表面风压系数的绝对值有所上升, 其中上表面腹板下游区域的风压系数变化最为明显; 从  $\frac{1}{4}T \sim \frac{1}{2}T$  的过程中, 主梁腹板下游区域的风压系数变化较小, 其余部分风压系数的绝对值继续增大; 在经过  $\frac{1}{2}T$  后, 主梁腹板上表面各区域的风压系数绝对值开始下降, 下降的过程与振动周期前半部分的上升过程相对应, 直到振动周期到达  $T$  时刻后, 主梁上表面的风压系数分布与  $0$  时刻基本相似。另外, 主梁下表面的风压系数绝对值在整个振动周期中也存在先增大后减小的周期性变化过程, 而主梁在裸梁断面下的表面风压系数并没有出现明显的周期性变化过程。

在振动周期内, 实桥断面主梁模型的上表面腹板上下游部分以及下表面的斜腹板靠近两端风嘴位置处的变化较为明显, 这与涡振区间内主梁的脉动风压系数分析结果较为一致。实桥断面下主梁表面

压力系数具有明显的周期性变化,说明此时主梁表面产生的旋涡脱落中存在某个最为显著的卓越频率,这与前文对三分力系数时程的幅值谱分析基本一致。裸梁断面模型表面的压力系数在选取的时间段内并未观察到明显的变化规律,说明裸梁断面模型在相同条件下未能产生足以激发模型振动的旋涡脱落卓越频率。

### 3 结 论

1) 扁平流线型箱梁的涡激振动特性受附属构件的影响较大,栏杆断面在正攻角下更易发生涡激振动,在桥梁抗风设计和风洞试验中应多加关注。

2) 主梁三分力系数受来流风攻角和表面断面的影响较大,其中裸梁和栏杆断面下主梁的阻力系数在非负风攻角时差异较为明显。

3) 涡激振动可能发生在根据静升力系数计算的斯特罗哈数预测的风速区间之外,涡激振动测试建议通过风洞试验和数值模拟等方法结合实测数据综合确定。

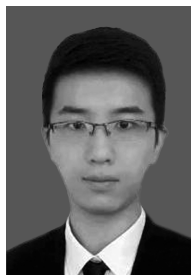
4) 扁平流线型箱梁的风压系数受主梁附属构件的影响较大,栏杆断面的主梁在正风攻角出现了较大的风压系数脉动值。栏杆断面下主梁表面产生的旋涡脱落存在某个最为显著的涡脱频率,这可能是导致栏杆断面主梁易发生涡激振动的原因。

### 参 考 文 献

- [1] FUJINO Y, YOSHIDA Y. Wind-induced vibration and control of Trans-Tokyo Bay crossing bridge[J]. Journal of Structural Engineering, 2002, 128(8):1012-1025.
- [2] BATTISTA R C, PFEIL M S. Reduction of vortex-induced oscillations of Rio-Niterói bridge by dynamic control devices[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 84(3):273-288.
- [3] 陈政清. 桥梁风工程[M]. 北京:人民交通出版社, 2005:5.
- [4] LAROSE G L, LIVESEY F M. Performance of streamlined bridge decks in relation to the aerodynamics of a flat plate[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 69:851-860.
- [5] 王骑, 廖海黎, 李明水, 等. 流线型箱梁气动外形对桥梁颤振和涡振的影响[J]. 公路交通科技, 2012, 29(8): 44-50, 70.  
WANG Qi, LIAO Haili, LI Mingshui, et al. Influence of aerodynamic shape of streamline box girderon bridge

flutter and vortex-induced vibration[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2012, 29(8):44-50, 70.(in Chinese)

- [6] 管青海, 李加武, 胡兆同, 等. 栏杆对典型桥梁断面涡激振动的影响研究[J]. 振动与冲击, 2014, 33(3): 150-156.  
GUAN Qinghai, LI Jiawu, HU Zhaotong. Study on the Influence of railing on vortex-induced vibration of typical bridge section[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(3):150-156.(in Chinese)
- [7] 张亮亮, 吴波, 杨阳, 等. 附属构件及桥面粗糙度对近流线型宽体箱梁气动静力系数的影响[J]. 实验流体力学, 2016, 30(1): 74-80.  
ZGANG Liangliang, WU Bo, YANG Yang, et al. Effects of subsidiary members and deck surface roughness on the coefficients of static forces on a flat box girder[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2016, 30(1):74-80.(in Chinese)
- [8] VAZ D C, ALMEIDA R A B, DIDIER E, et al. Improving the aerodynamic performance of Vila-Real Bridge deck-section[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 156:72-83.
- [9] 袁良东, 葛晓萌. 钢桁架主梁悬索桥静风特性研究[J]. 北方交通, 2016, 4: 9-11.  
YUAN Liangdong, GE Xiaomeng. Investigations on the static aerodynamic performanc of steel truss girder suspension bridge[J]. Northern Communications, 2016, 4:9-11.(in Chinese)
- [10] 李加武, 宋特, 林立华, 等. 变截面连续钢箱梁桥静气动性能研究[J]. 公路交通科技, 2020, 37(4): 88-95.  
LI Jiawu, SONG Te, LIN Lihua, et al. Study on aerodynamic performance of a continuous steel box girder bridge with variable sections[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2020, 37(4):88-95.(in Chinese)



**第一作者简介:**任若松,男,1996年10月生,硕士。主要研究方向为桥梁风荷载、风致振动与控制。曾发表《准流线型桥梁断面气动力特性的雷诺数效应研究》(《工程力学》2020年第37卷第supp1期)等论文。  
E-mail:15030154350@139.com

**通信作者简介:**刘庆宽,男,1971年1月生,教授、博士生导师。主要研究方向为桥梁风荷载、风致振动与控制。  
E-mail:lqk@std.edu.cn

will swing in both horizontal and vertical directions. The cutting vibration generated by the reaction force of coal rock in the swing cutting process has the greatest impact on the pick, and its vibration directly affects the stability of the cutting head. In order to judge whether the cutting load is stable or not, firstly, based on rock fracture mechanics and coal-rock breaking theory, the physical constitutive model of roadheader cutting system is established, and the cutting load spectrum function of pick and cutting head is constructed. Secondly, based on the Newton difference polynomial method, the cutting stability of the cutting process is predicted, and the dynamic equation of the multi-factor coupled nonlinear cutting system is constructed to solve the cutting curve of the dynamic vibration stability domain (the cutting stability lobe diagram). A dimensionless cutting vibration criterion based on correlation coefficient is proposed to determine the cutting state of cutting head at different time from both theoretical and physical aspects. Finally, by setting up the cutting system test bench, the modal parameter identification experiment of the cutting system is carried out, the random load characteristics of the cutting head cutting teeth in the rock breaking process are tested, and the cutting load variation law under different cutting parameter combinations is studied. The best matching relationship between the cutting head speed and the cutting depth is obtained, which proves the correctness of the cutting stability lobe diagram.

**Keywords** cantilever roadheader; cutting load spectrum; stability lobe diagram; Newton polynomial; cutting stability prediction

## Vortex Induced Vibration and Aerodynamic Characteristics of Flat Streamline Box Girder

REN Ruosong<sup>1</sup>, LIU Qingkuan<sup>2,3,4</sup>, LI Zhen<sup>2</sup>, SUN Yifei<sup>2</sup>, JING Hongmiao<sup>2,3,4</sup>

(1. Hebei Branch of China Nuclear Power Engineering Co., Ltd. Shijiazhuang, 050051, China)

(2. School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University Shijiazhuang, 050043, China)

(3. State Key Laboratory of Mechanical Behavior and System Safety of Traffic Engineering Structures, Shijiazhuang Tiedao University Shijiazhuang, 050043, China)

(4. Innovation Center for Wind Engineering and Wind Energy Technology of Hebei Province Shijiazhuang, 050043, China)

**Abstract** In order to find out the influence of the attached components on the vortex induced vibration and aerodynamic characteristics of flat streamlined box girder, the main girder of a quasi streamlined bridge is selected as the research object. By increasing or decreasing the attached components of the model to simulate the bare beam and non bare beam sections, the wind tunnel pressure and vibration tests are carried out under different wind attack angles. The results show that the vortex induced vibration characteristics of the flat streamlined box girder are greatly affected by the auxiliary components of the model, and the railing section is more prone to vortex induced vibration at the positive angle of attack. At the same angle of attack and wind speed, there is a more obvious predominant frequency of the railing section, which indicates that the attached components of the model will have a greater impact on the vortex shedding of the flat streamlined box girder. The average wind pressure coefficient of flat streamlined box girder is greatly affected by the model section, but the fluctuating wind pressure coefficient is affected by the model section and wind attack angle. Different model sections will affect the average three component force coefficient of flat streamlined box girder, but its variation trend is mainly related to the wind attack angle.

**Keywords** wind tunnel test; quasi-streamline box girder; vortex induced vibration; pressure coefficient; aerodynamic force coefficient

## Fault Detection of Rolling Bearing Based on Fast-SC and EC

YANG Xinmin<sup>1</sup>, GUO Yu<sup>1</sup>, WU Xing<sup>1,2</sup>

(1. Faculty of Mechanical and Electrical Engineering, Kunming University of Science and Technology Kunming, 650500, China)

(2. Yunnan Vocational College of Mechanical and Electrical Technology Kunming, 650203, China)

**Abstract** The key of demodulation analysis is to accurately find a suitable frequency band to demodulation. A