

# 扭弯频率比对 $\pi$ 型断面节段模型 后颤振特性的影响

张志田<sup>1</sup>, 汪志雄<sup>2</sup>, 郟凯<sup>2</sup>, 谭卜豪<sup>3</sup>

(1. 海南大学土木建筑工程学院, 海南海口 570228; 2. 湖南大学土木工程学院, 湖南长沙 410082;  
3. 广东省交通规划设计研究院股份有限公司, 广东广州 510507)

**摘要:** 以某  $\pi$  型断面桥梁为对象, 通过弹性悬挂节段模型风洞试验, 识别了机械阻尼随振幅的非线性演变特性。在此基础上, 研究了扭弯频率比为 0.872, 0.971, 0.988, 1.035, 1.085, 1.245 六种情况下的颤振临界风速及非线性后颤振振动特性。试验结果表明模型在来流风速超过临界风速后出现极限环振动, 且极限环振动的幅值随风速增加而增大。扭弯频率比对模型气弹响应的多方面特性均有实质性的影响, 包括颤振临界风速、后颤振极限环振动幅值、后颤振幅值随风速的演变路径、竖向与扭转的耦合程度以及颤振的“软硬”性质等等。研究结果表明, 颤振发生时, 竖向与扭转自由度以同频率但非零相位差的形式进行耦合, 且相位差随风速与扭弯频率比的变化显著。受气动刚度影响, 模型扭转振动频率随风速的增加单调下降, 但即使对于初始扭弯频率比小于 1 的情况, 颤振时仍然以竖向与扭转自由度耦合的形式发生, 这一点与流线型断面的经典耦合颤振有明显的不同。该研究也反映了现行的公路桥梁抗风设计规范在体现扭弯频率比影响方面的不足。

**关键词:** 桥梁; 风洞试验; 后颤振; 耦合特性; 极限环振动

**中图分类号:** U44<sup>+</sup>.3; TU311.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)06-1268-08

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.06.019

## 引言

桥梁颤振稳定一直是研究热点, 众多学者采用线性理论对这一问题进行了广泛的研究<sup>[1-5]</sup>。线性理论表明, 来流风速超过颤振阈值后桥梁会出现振幅发散形式的动力失稳现象。然而, 大振幅下的非线性气弹效应可能促使桥梁发生极限环振动而不是发散振动。极端天气出现的概率逐年增加<sup>[6]</sup>, 一些颤振稳定性较低的桥梁有可能进入颤振后状态。如美国的原塔科马桥在较低风速下出现了大幅振动并最终坍塌, 而美国的金门大桥同样经历了颤振却得以幸存<sup>[7]</sup>。由此可知, 不同气动外形有不同的后颤振性能。如果在设计阶段就考虑桥梁的后颤振性能, 并尽可能降低其后颤振幅值, 则能提高其颤振失稳后的幸存概率, 增加其抗风强健性。因此, 研究桥梁的后颤振气动性能是必要的。

目前, 研究颤振响应特性最直接的方法是风洞试验。朱乐东、高广中发现了典型桥梁断面存在不同尺度的软颤振现象<sup>[8]</sup>。郑史雄等研究了  $\pi$  型断面的软颤振特性<sup>[9]</sup>, 并通过气动措施对软颤振进行抑

制。Daito 等研究的  $\pi$  型及 H 型断面同样出现了软颤振现象<sup>[10]</sup>, 且不同断面的软颤振特性差异较大。Amandolese 等也通过微型风洞研究了矩形平板断面弯扭耦合颤振的幅值、频率以及阻尼特性<sup>[11]</sup>; Zhang 等通过风洞试验对箱梁断面的软颤振性能进行了研究, 研究表明箱梁断面为弯扭耦合颤振<sup>[12]</sup>。另外, 实际桥梁和风洞试验均存在几何与阻尼非线性, 从而使结构进入极限环状态。吴长青、张志田数值研究结果表明, 考虑几何非线性之后平板断面也可进入后颤振状态<sup>[13]</sup>。以上文献主要针对某一组动力特性下桥梁断面的后颤振性能进行研究, 然而同种断面形式可用于不同跨径的桥梁。不同跨径桥梁的节段模型主要体现在扭弯频率不同。目前缺少针对不同扭弯频率比节段模型的后颤振研究。文献[14]中对扭弯频率比的应用也只体现在颤振临界风速上。

$\pi$  型主梁断面在大跨径桥梁中得到了广泛应用<sup>[15-16]</sup>。本文针对某一大跨径斜拉桥的  $\pi$  型主梁断面, 采用弹性悬挂节段模型风洞试验, 研究了不同扭弯频率比下的颤振阈值以及后颤振响应特性, 并分析了在后颤振状态下的幅值、频率、相位以及动态频

率和阻尼随时间演变的特性。

## 1 风洞试验

### 1.1 试验设置

试验所采用的 $\pi$ 型断面如图1所示。节段模型通过弹性悬挂装置固定于风洞中,如图2所示。设置两块倒角椭圆形端板以减少端部三维风场效应。节段模型采用不锈钢边主梁以及6061T硬铝桥面板作为框架保证整体刚度。桥面铺装层、横梁以及栏杆附属设施采用ABS板制作确保气动外形。模型的竖向刚度( $K_v$ )由8根垂直弹簧提供;扭转刚度( $K_t$ )通过设弹簧悬挂点的顺风向距离来模拟。

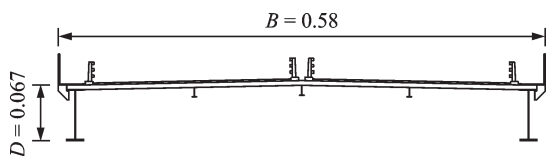


图1 模型标准断面(单位:m)

Fig. 1 Standard model section (Unit: m)

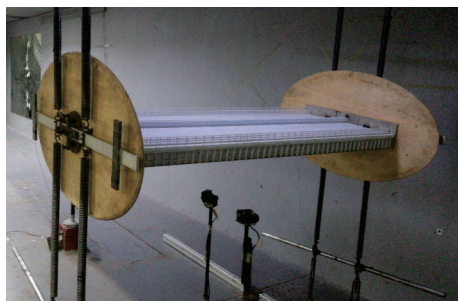


图2 节段模型风洞试验悬挂

Fig. 2 The segment model mounted in wind tunnel

成桥状态设计参数以及通过相似比(1:50)换算的节段模型设计参数如表1所示。从表1中可知节段模型的扭转和竖弯频率之比 $f_t/f_v=1.035$ ,这种情况下可能发生弯扭耦合振动。为进一步研究 $f_t/f_v$ 对后颤振耦合响应特性的影响,在确保竖向频率基本

表1 实桥及节段模型设计参数

Tab. 1 Design parameters of the prototype and segment model

| 参数名称       | 单位                   | 实桥值     | 模型值    |
|------------|----------------------|---------|--------|
| 长度 $L$     | m                    | 77      | 1.540  |
| 宽度 $B$     | m                    | 29      | 0.580  |
| 高度 $D$     | m                    | 3.35    | 0.067  |
| 质量 $m$     | kg/m                 | 69681.4 | 27.873 |
| 质量矩 $I_m$  | kg·m <sup>2</sup> /m | 4902390 | 0.784  |
| 竖弯频率 $f_v$ | Hz                   | 0.416   | 4.160  |
| 扭转频率 $f_t$ | Hz                   | 0.432   | 4.321  |

不变的前提下设置不同 $f_t/f_v$ 的五种工况,分别为0.872,0.971,0.988,1.085以及1.245。试验采用两个单点位移计进行模型竖向和扭转响应测量,两个位移计相距290 mm。位移采集频率为200 Hz。每级风速采集时间大约为60 s。改变风速后隔2-3 min再次采集。所有工况的初始攻角为+3°,且来流条件为均匀流。测试过程中无任何初始激励。

$f_t$ 和 $f_v$ 通过自由衰减振动时程曲线做频谱分析获得,其质量( $m$ )和质量矩( $I_t$ )由下式计算:

$$m = K_v / (2\pi f_v)^2 \quad (1)$$

$$I_t = K_t / (2\pi f_t)^2 \quad (2)$$

式中  $m$ 为悬挂系统等效质量; $K_v$ 为弹性悬挂系统竖向刚度,具体为29309.6 N/m; $f_v$ 为悬挂系统竖向固有频率。 $I_t$ 为悬挂系统等效质量矩; $K_t$ 为弹性悬挂系统扭转刚度,其计算公式为; $K_t = K_v \times (x_{sc})^2$ , $x_{sc}$ 为弹簧悬挂点距模型重心距离; $f_t$ 为悬挂系统扭转固有频率。

各个工况弹性悬挂模型参数如表2所示。

表2 不同扭转频率比的弹性悬挂模型参数

Tab. 2 Parameters of the elastically mounted model with different torsion-bend frequency ratios

| 工况 | $m$ /kg | $I_t$ /(kg·m <sup>2</sup> ) | $f_t$ /Hz | $f_v$ /Hz | $f_t/f_v$ |
|----|---------|-----------------------------|-----------|-----------|-----------|
| 1  | 43.19   | 0.78                        | 4.146     | 3.617     | 0.872     |
| 2  | 43.19   | 1.39                        | 4.146     | 4.024     | 0.971     |
| 3  | 43.19   | 1.32                        | 4.129     | 4.079     | 0.988     |
| 4  | 42.90   | 1.20                        | 4.182     | 4.329     | 1.035     |
| 5  | 42.86   | 1.10                        | 4.162     | 4.514     | 1.085     |
| 6  | 43.19   | 1.76                        | 4.146     | 5.163     | 1.245     |

### 1.2 弹性悬挂系统非线性特性

大振幅下弹性悬挂系统的阻尼和刚度会体现出非线性特性。为了进一步研究弹性悬挂系统非线性阻尼对颤振后状态的影响,采用零风速下大振幅的自由衰减振动识别系统的非线性阻尼,识别方法参考文献[17]。这里仅给出 $f_t/f_v=0.872$ 模型的自由衰减时程(如图3所示)及对应的阻尼和频率随幅值演变的结果,如图4所示。从图中可知,扭转阻尼均有明显的非线性特性,而竖向阻尼随幅值变化较弱。根据作者目前的研究,竖向阻尼非线性特性较弱可能是弹簧刚度较大引起的。

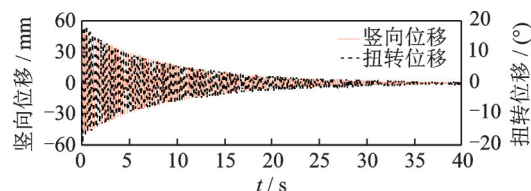
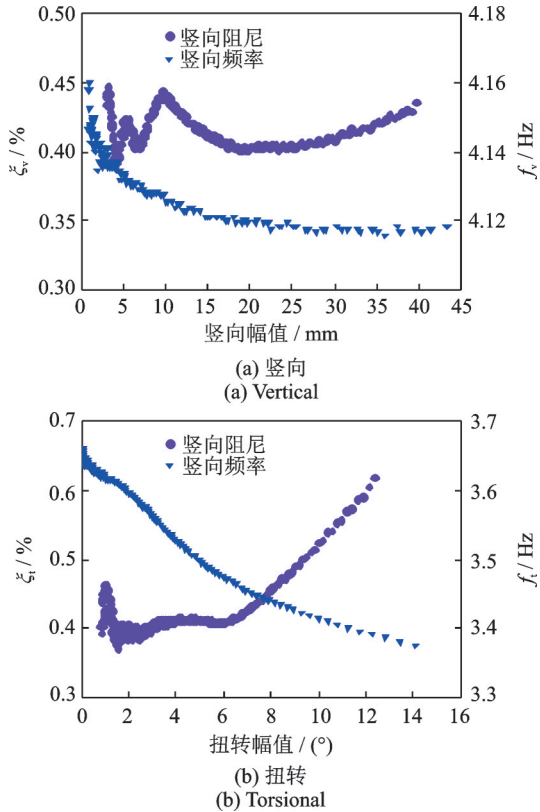


图3 自由衰减时程

Fig. 3 The free decay time histories

图4 弹性悬挂系统的非线性特性( $f_i/f_v=0.872$ )Fig. 4 Nonlinear properties of the suspended elastic system with  $f_i/f_v=0.872$ 

## 2 耦合颤振响应特性

### 2.1 颤振响应幅值

颤振幅值结果如图5所示。从图中可知,所有工况在颤振临界风速之后都进入了极限环状态,其振动的形式为弯扭耦合颤振。由前面讨论可知,系统具有阻尼、几何以及气动非线性特性,这些都可能促进极限环的形成。鉴于后颤振状态下模型的竖向和扭转均为简谐振动,采用如下形式描述极限环振动

$$A_i = A_{i,0} + A_{i,amp} \sin(2\pi f_i t + \phi_i) \quad (3)$$

式中  $A_i(i=h, \alpha)$  为竖向或扭转响应位移;  $A_{i,0}(i=h, \alpha)$  为竖向或扭转响应均值;  $A_{i,amp}(i=h, \alpha)$  为竖向或扭转响应幅值;  $f_i(i=h, \alpha)$  为竖向或扭转响应主频;  $\phi_i(i=h, \alpha)$  为竖向或扭转响应初相位;  $t$  为时间。

后颤振状态下的竖向和扭转幅值均随风速增大,但随风速演变的趋势相差较大。当来流风速超过颤振临界风速后,  $f_i/f_v=0.872$  和  $f_i/f_v=1.245$  的竖向和扭转的幅值分别在  $U/(f_v B)$  为 3.99 和 4.71 处有突变点,尤其是扭转幅值,具有硬颤振特点(超过颤振临界风速之后幅值突然增大)。值得注意的是,两种情况下扭转频率比不同所形成的无量纲颤振临界

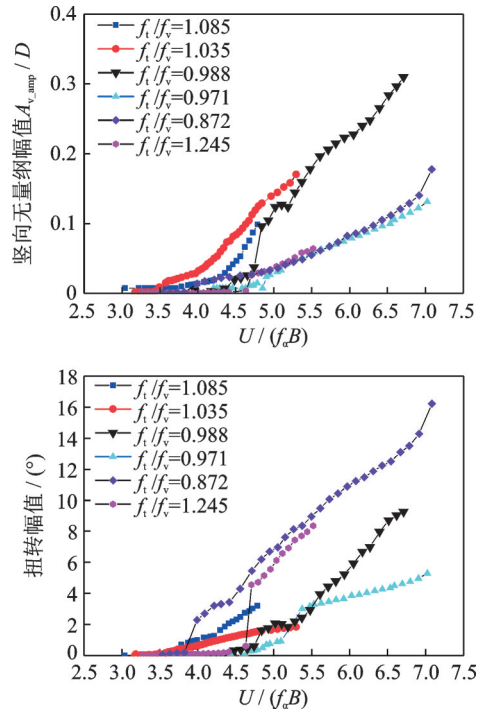


图5 颤振极限环幅值

Fig. 5 The amplitude of LCO

风速差异达到20%以上。对比图中各工况的结果可知,扭转频率比不仅可以改变颤振的软硬性质,同时对颤振临界风速(如图6所示)、扭转与竖向运动的耦合程度、后颤振极限环幅值(同一风速下可达数倍以上的差距)、极限环幅值的演变路径都有显著的影响。

规范[14]计算的颤振临界风速与试验的相对误差( $Res$ )定义如下

$$Res = \frac{U_{cr,规范} - U_{cr,exp}}{U_{cr,exp}} \times 100\% \quad (4)$$

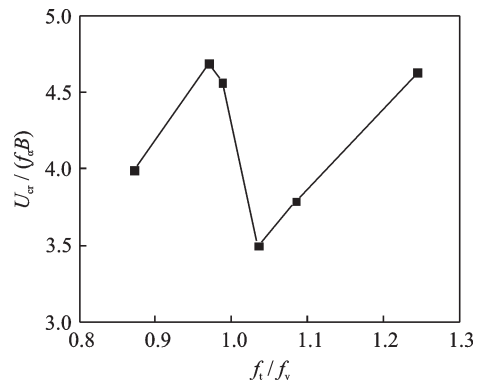


图6 不同频率比的颤振临界风速

Fig. 6 Critical wind speed for different frequency ratios

在规范[14]中,颤振临界风速的计算源于理想平板的气动力理论,其表达示如下

$$U_{\infty} = 2.5 \sqrt{\mu \frac{r}{b}} B f_i \quad (5)$$

式中  $U_{\infty}$  为平板颤振临界风速;  $B$  为主梁特征宽度;

$b$  为特征宽度的一半,  $b=B/2$ ;  $\mu$  为桥面单位长度的质量与空气密度比,  $\mu=m/(\pi\rho b^2)$ , 其中  $\rho$  为空气密度;  $r$  为惯性半径,  $r=(I_m/m)^{\frac{1}{2}}$ ;  $f_i$  为扭转基频。

$$U_{co} = \left[ 1 + (\varepsilon - 0.5) \sqrt{\left(\frac{r}{b}\right) \cdot 0.72\mu} \right] \omega_v \cdot b \quad (6)$$

式中  $\varepsilon$  为扭转频率比,  $\varepsilon=f_i/f_v$ ;  $\omega_v=2\pi f_v$ 。

$$U_{co} = 0.44B\omega_i \sqrt{\left(1 - \frac{\omega_i^2}{\omega_v^2}\right) \frac{\sqrt{\bar{v}}}{\bar{\mu}}} \quad (7)$$

式中  $\omega_i=2\pi f_i$ ;  $\bar{\mu}$  为空气与桥面的密度比,  $\bar{\mu}=1/\mu$ ;  $\bar{v}=8(r/B)^2$ 。

最终桥梁断面的颤振临界风速通过断面形状系数和攻角效应系数修正的如下所示

$$U_{cr} = \eta_s \eta_a U_{co} \quad (8)$$

式中  $\eta_s$  为形状系数, 取值为 0.4;  $\eta_a$  为攻角修正系数, 取值为 0.85;  $U_{co}$  源于式(5), (6)及(7)。

基于式(5)和(6)计算的  $\pi$  型断面的颤振临界风速如图 7 所示。从图中可知, 基于公式(6)计算的颤振临界风速的结果比公式(5)更靠近试验值, 基于公式(5)计算的颤振临界风速最大相对误差达 149.34%, 其他工况的相对误差如图 8 所示。公式(5), (6)以及(7)都不能对  $f_i/f_v=1.035$  和  $f_i/f_v=1.085$  的颤振临界风速比  $f_i/f_v=0.971$  和  $f_i/f_v=0.988$  要低

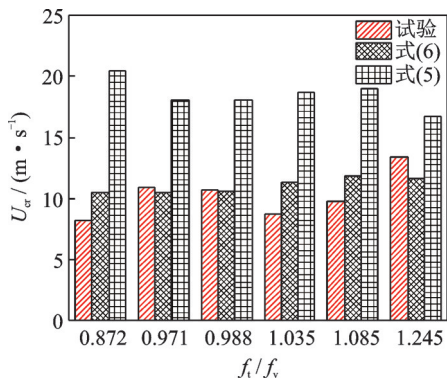


图 7 规范计算的颤振临界风速

Fig. 7 Critical flutter wind speed calculated by specification

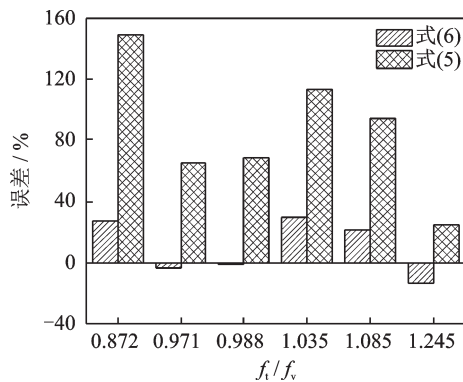


图 8 相对误差

Fig. 8 Relative errors

的情况做出合理的解释, 表明了目前规范[14]的不足。

为了进一步研究竖向振动的参与程度, 定义了无量纲系数竖向相对扭转幅值系数  $\eta$ , 简称竖扭幅值系数, 其表达式如下

$$\eta = \frac{A_{h,amp}/D}{A_{a,amp}/180} \quad (9)$$

所有工况的  $\eta$  随风速演变规律如图 9 所示。从图中较容易得知  $f_i/f_v=0.872$  和  $f_i/f_v=1.245$  的  $\eta$  系数较小且随风速增长缓慢, 这说明了后颤振主要为扭转振动。  $f_i/f_v$  越接近 1,  $\eta$  系数值越大, 尤其是  $f_i/f_v=1.035$  和  $f_i/f_v=1.085$ ,  $\eta$  系数随风速增长速率相对于其他工况大, 也就是说竖向振动参与程度大。

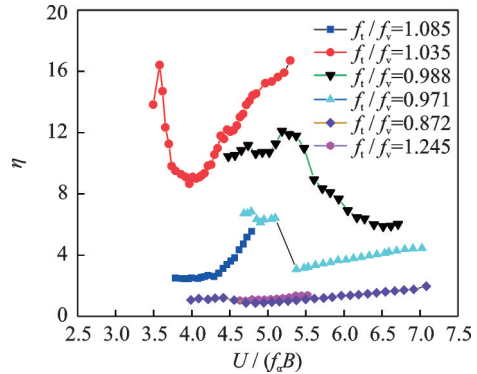


图 9 系数  $\eta$  随风速演变图

Fig. 9  $\eta$  coefficients versus wind speed

## 2.2 颤振位移时程及频率特性

### 2.2.1 颤振位移时程

图 10 给出了  $f_i/f_v=0.872$  时六种风速下的竖向和扭转位移时程。从图中可以得知, 当来流风速为  $U=7.82$  m/s, 扭转响应已接近单一频率, 但幅值没有完全稳定, 而竖向响应没有明显的规律可循。当风速超过颤振临界风速后, 节段模型进入极限环状态, 其竖向和扭转响应有一定程度耦合, 但两者存在相位差。

### 2.2.2 颤振频率特性

耦合振动频率随风速的演变规律如图 11 所示。从图 11 中可知, 所有工况的耦合频率都随风速降低。  $f_i/f_v=0.872$  和  $f_i/f_v=1.245$  的模型频率在整个后颤振风速区间内降低较为平稳;  $f_i/f_v=0.971$ ,  $f_i/f_v=0.988$ ,  $f_i/f_v=1.035$  以及  $f_i/f_v=1.085$  的模型耦合频率在风速较低时靠近扭转基频。  $f_i/f_v=0.988$  和  $f_i/f_v=1.085$  的模型在高风速区耦合频率随风速降低的速率增大。  $f_i/f_v=0.971$  的模型耦合频率在后颤振过程中有明显的突变点。  $f_i/f_v=1.035$  的模型耦合频率随风速演变有接近平稳的趋势, 这可能是悬挂系统阻

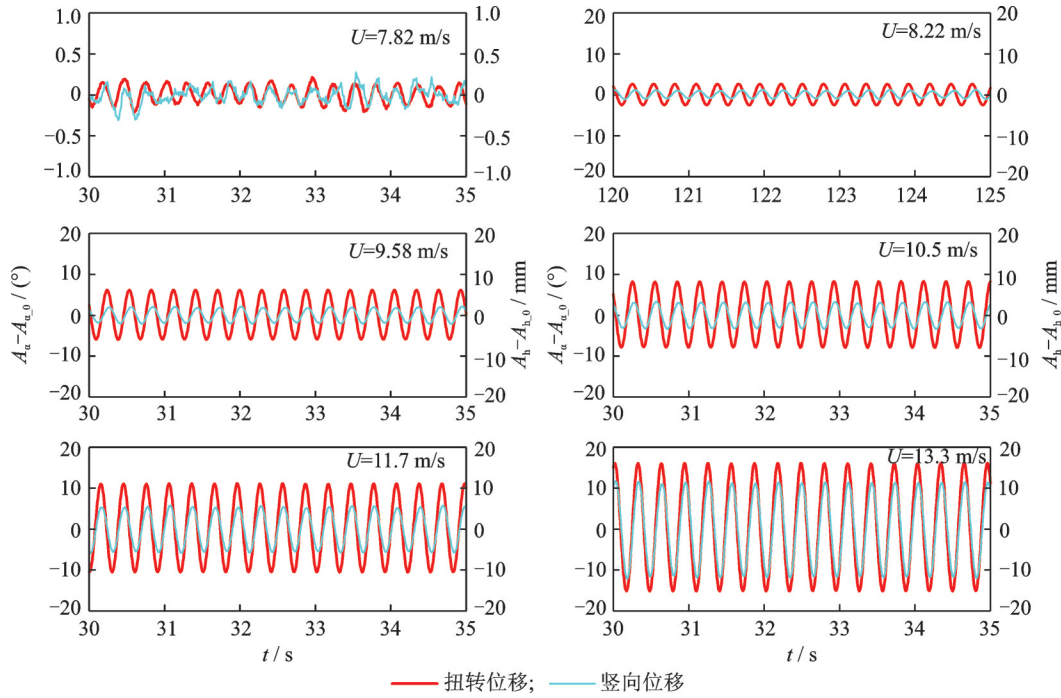


图10 后颤振时程响应 ( $f_i/f_v=0.872$ )

Fig. 10 The time history of post-flutter for  $f_i/f_v=0.872$

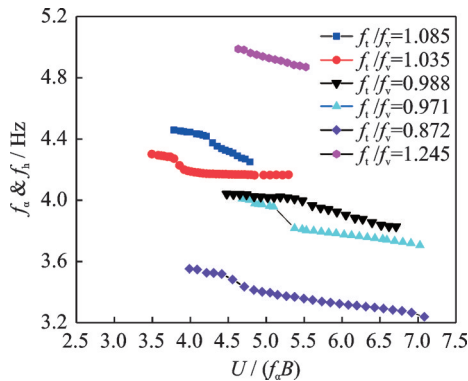


图11 后颤振耦合频率随风速演变图

Fig. 11 The evolutions of coupled frequency of post-flutter with wind speed

尼随极限环幅值增大而增大引起的。 $f_i/f_v=1.245$ ,  $f_i/f_v=1.085$  以及  $f_i/f_v=1.035$  的模型耦合主频率在竖向和扭转固有频率之间;  $f_i/f_v=0.988$ ,  $f_i/f_v=0.971$  以及  $f_i/f_v=0.872$  的模型耦合主频率低于竖向和扭转中的任何一个固有频率,说明受气动负刚度的影响,系统的扭转频率始终是下降的。

竖向和扭转响应的频谱特性更能直观地体现耦合频率成分,图12中给出了  $f_i/f_v=0.872$  的模型六种不同风速下竖向和扭转响应FFT的频率成分,其横坐标分辨率大约为0.015 Hz。从图中可以得知,当来流风速低于颤振临界风速时,竖向和扭转响应的频率成分较多,其主要频率也不相同,表明了竖向和

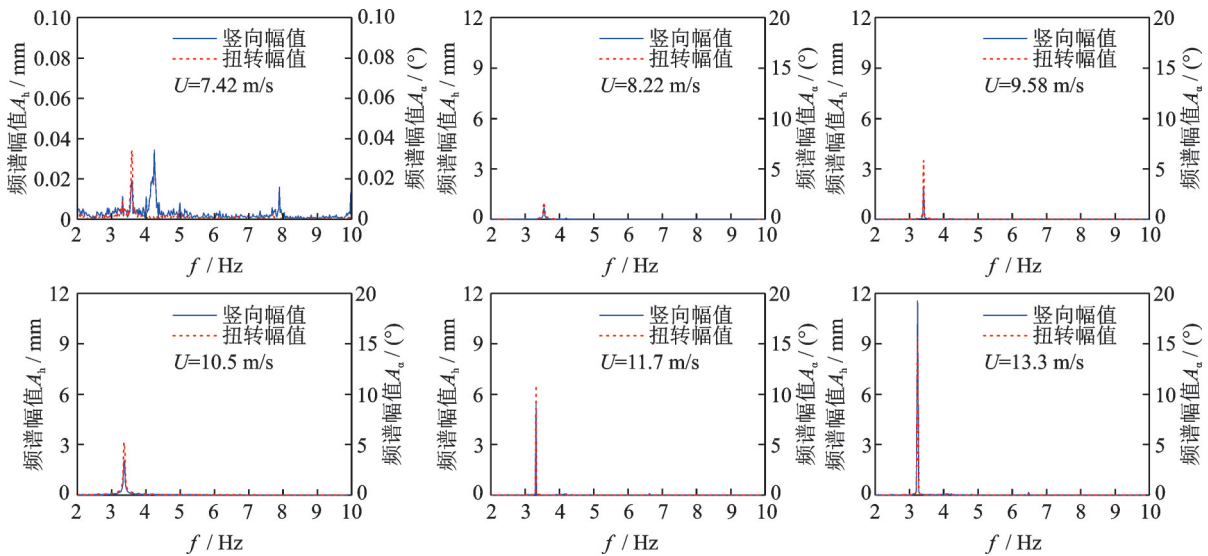


图12 后颤振频率特性 ( $f_i/f_v=0.872$ )

Fig. 12 Frequency properties of post-flutter for  $f_i/f_v=0.872$

扭转还没有进入耦合模式。当来流风速超过颤振临界风速后,竖向和扭转响应的频率基本相同。在风速较低的情况下,倍频成分不明显;当风速高于 11.7 m/s 时,有轻微倍频成分存在,但在整个频率成分中所占比例很小,这和文献[18]研究的扁平箱梁高次谐波分量显著存在较大的差异。

### 2.3 耦合特性

耦合振动有两种模式,一种如图 13(a)所示,旋转中心靠前,另一种如图 13(b)所示,旋转中心靠后。

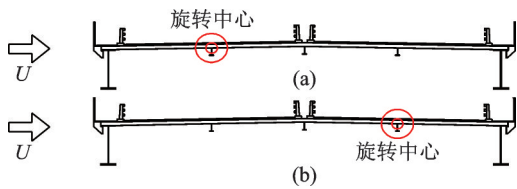


图 13 耦合振动模式示意图

Fig. 13 Schematic diagram of coupled vibration patterns

耦合振动的模式取决于扭转和竖向振动的相位差  $\phi_a - \phi_h$ 。图 14 给出了不同频率比的模型在后颤振状态下  $\phi_a - \phi_h$  随风速演变的规律,从图中可知所有工况的  $\phi_a - \phi_h$  随风速增加。 $f_i/f_v=1.035$  和  $f_i/f_v=1.085$  的  $\phi_a - \phi_h$  随风速增长最快,也是在六种工况中相位差发生正负号变化的两种工况,且没有明显趋于稳定的迹象。 $f_i/f_v=0.872$ ,  $f_i/f_v=0.971$ ,  $f_i/f_v=0.988$  以及  $f_i/f_v=1.245$  的  $\phi_a - \phi_h$  随风速增加缓慢,且慢慢趋于稳定的值。文献[11]的研究结果表明耦合颤振时相位差  $\phi_a - \phi_h$  会趋于 0。文献[19]的研究结果也表明,对于耦合颤振,当竖向与扭转振动的相位差为零时才能使得结构从气流中吸收的能量最大化。图 14 显示的结果显然与文献[11, 19]的结论均有实质性的差异,这种非零相位差的现象引发一个基本问题,即  $\pi$  型断面颤振时自由度的耦合现象可能不是颤振的原因,而是分离流颤振后能量转移的结果,这一问题仍有待深入研究。

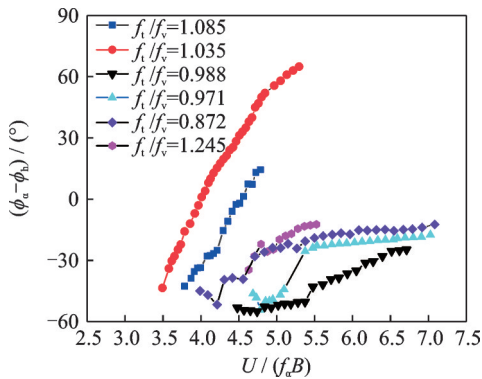


图 14 扭转相对于竖向振动相位差

Fig. 14 Phase-angle shift of torsional to vertical vibration

### 2.4 颤振动力响应分析

为了更直观地研究在整个颤振响应过程中瞬态阻尼的变化趋势,采用如下的阻尼计算公式<sup>[20]</sup>

$$\xi_i = -\frac{1}{2\pi f_i} \frac{d \ln(A_{i\_amp})}{dt} \quad (10)$$

式中  $\xi_i (i=h, \alpha)$  为竖向或扭转瞬态阻尼;  $f_i (i=h, \alpha)$  为竖向或扭转瞬态频率;  $A_{i\_amp} (i=h, \alpha)$  为竖向或扭转瞬态幅值。

图 15 给出了阻尼和频率随时间演变的规律。从图中可以得知,  $f_i/f_v=0.872$  和  $f_i/f_v=1.035$  模型振动的阻尼以及频率随时间的演变存在较大的差异。 $f_i/f_v=0.872$  模型的扭转频率随时间基本平稳减小,而  $f_i/f_v=1.035$  模型的频率演变存在较大的波动,需经过较长的时间才趋于稳定。这两者的竖向和扭转阻尼在颤振发展的过程中存在明显的差异,这可能是引起后颤振极限环幅值差异大的原因。

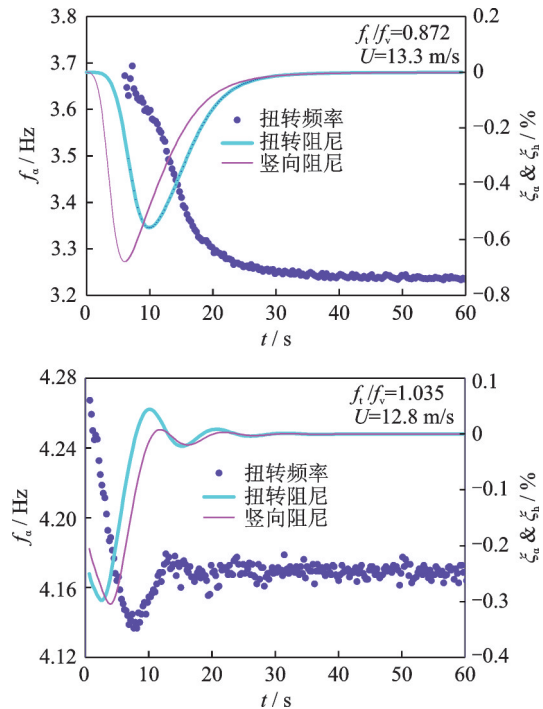


图 15 扭转频率及气动阻尼随时间演变图

Fig. 15 The time history of frequencies and damping ratios

## 3 结论

1) 扭转频率比对  $\pi$  型断面的颤振基本特性有实质性的影响,包括临界风速、极限环幅值、颤振幅值随风速的演变路径、竖向与扭转运动的耦合程度、两耦合自由度之间的相位差,甚至“软”、“硬”颤振性质都受其影响。

2) 将文献[14]中提供的颤振阈值计算公式应用到本文所研究的断面时,最大误差可达到 149.34%,

且不能解释不同扭弯频率比带来的差异。

3)  $\pi$ 型断面的颤振发展过程中阻尼具有显著的幅值依赖性;颤振发展过程中竖向和扭转阻尼的演变对最终的颤振极限环幅值产生较大的影响。

4)耦合颤振特征之一是,自由度之间的耦合是颤振的必要条件。 $\pi$ 型断面的颤振试验现象表现为弯扭耦合形式,但该耦合是形成颤振的必要条件,还是分离流扭转颤振激发后竖向振动被动参与,仍有待深入研究。

#### 参考文献:

- [1] Larsen A, Walther J H. Aeroelastic analysis of bridge girder sections based on discrete vortex simulations[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 67(97):253-265.
- [2] Namini A, Albrecht P, Bosch H. Finite element-based flutter analysis of cable-suspended bridges[J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(6):1509-1526.
- [3] Agar T J A. Aerodynamic flutter analysis of suspension bridges by a modal technique[J]. Engineering Structures, 1989, 11(2):75-82.
- [4] Lee N, Lee H, Beak C, et al. Aeroelastic analysis of bridge deck flutter with modified implicit coupling method[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 155:11-22.
- [5] Andersen M S, Johansson J, Brandt A, et al. Aerodynamic stability of long span suspension bridges with low torsional natural frequencies[J]. Engineering Structures, 2016, 120:82-91.
- [6] Mudd L, Wang Y, Letchford C, et al. Hurricane wind hazard assessment for a rapidly warming climate scenario[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 133(133):242-249.
- [7] Vincent G S. Mathematical prediction of suspension bridge behavior in wind from dynamic section model tests[C]. International Association for Bridge Structure Engineering, 1952, 12:303-321.
- [8] 朱乐东,高广中.典型桥梁断面软颤振现象及影响因素[J].同济大学学报(自然科学版),2015,43(9):1289-1294.
- ZHU L, GAO G. Influential factors of soft flutter phenomenon for typical bridge deck sections[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2015, 43(9):1289-1294.
- [9] 郑史雄,郭俊峰,朱进波,等. $\Pi$ 型断面主梁软颤振特性及抑制措施研究[J].西南交通大学学报,2017,52(3):458-465.
- Zheng S, Guo J, Zhu J, et al. Characteristic and suppression measures for soft flutter of main girder with  $\pi$ -shaped cross section[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2017, 52(3):458-465.
- [10] Daito Y, Matsumoto M, Araki K. Torsional flutter mechanism of two-edge girders for long-span cable-stayed bridge[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(12-15):2127-2141.
- [11] Amandolese X, Michelin S, Choquel M. Low speed flutter and limit cycle oscillations of a two-degree-of-freedom flat plate in a wind tunnel[J]. Journal of Fluids and Structures, 2013, 43:244-255.
- [12] Zhang M, Xu F, Ying X. Experimental investigations on the nonlinear torsional flutter of a bridge deck[J]. Journal of Bridge Engineering, 2017, 22(8):04017048.
- [13] 吴长青,张志田.平均风与气弹效应一体化的桥梁非线性后颤振分析[J].振动工程学报,2018,31(3):399-410.
- Wu C, Zhang Z. Nonlinear post-flutter analysis of bridges decks with integrated mean and aero-elastic wind effects[J]. Journal of Vibration Engineering, 2018, 31(3):399-410.
- [14] 同济大学. JTG/T3360-01-2018,公路桥梁抗风设计规范[S].北京:人民交通出版社,2018.
- Tongji University. JTG/T 3360-01-2018, Wind-resistant design specification for highway bridges[S]. Beijing: China Communication Press, 2018.
- [15] 陈强. $\pi$ 型断面斜拉桥涡激振动特性及气动抑制措施研究[D].成都:西南交通大学,2019.
- Chen Qiang. Research on vortex-induced vibration characteristics and aerodynamics suppression measures of cable-stayed bridge with  $\pi$ -shaped main girder[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2019.
- [16] 李春光,张记,晏聪,等. $\pi$ 型叠合梁斜拉桥涡振控制气动措施研究[C].第18届全国结构风结构风工程学术会议暨第四届全国风工程研究生论坛,2017:153-154.
- [17] Tang Y, Hua X, Chen Z, et al. Experimental investigation of flutter characteristics of shallow  $\Pi$  section at post-critical regime[J]. Journal of Fluids and Structures, 2019, 88:275-291.
- [18] 高广中,朱乐东,吴昊,等.扁平箱梁断面弯扭耦合软颤振非线性特性研究[J].中国公路学报,2019,32(10):125-134.
- GAO G, ZHU L, WU H, et al. Aerodynamic nonlinearities of coupled soft flutter of a flat closed-box bridges section[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10):125-134.
- [19] Zhang Z T, Zhang X X, Yang Y X, et al. Nonlinear aerodynamic and energy input properties of a twin-box

- girder bridge deck section[J]. Journal of Fluids and Structures, 2017, 74: 413-426.
- [20] Jacobson K E, Kiviahio J F, Kennedy G J, et al. Evaluation of time-domain damping identification methods for flutter-constrained optimization[J]. Journal of Fluids and Structures, 2019, 87:174-188.

## Influences of the torsional-bending frequency ratio on post-flutter characteristics of a $\pi$ -shaped section model

ZHANG Zhi-tian<sup>1</sup>, WANG Zhi-xiong<sup>2</sup>, QIE Kai<sup>2</sup>, TAN Bu-hao<sup>3</sup>

(1.College of Civil Engineering and Architecture, Hainan University, Haikou 570228, China;

2.College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;

3.Guangdong Communication Planning & Design Institute, Guangzhou 510507, China)

**Abstract:** A bridge with a main girder of  $\pi$ -shaped sectional configuration is concerned in this paper. Nonlinear properties of mechanical damping with respect to motion amplitude are first determined by wind tunnel tests of an elastically suspended section model. On this basis, flutter thresholds and nonlinear post-flutter vibration characteristics with torsional-bending frequency ratios of 0.872, 0.971, 0.988, 1.035, 1.085 and 1.245 are investigated. The results show that the motion always ends up with limit cycle oscillations (LCO) beyond the flutter thresholds, and the LCO amplitudes of post-flutter increase with the wind speed. The torsional-bending frequency ratio has a substantial impact on the aeroelastic response of the model in many aspects, including flutter threshold, post-flutter LCO, evolution path of the post-flutter LCO with respect to the wind speed, extent of coupling between the vertical and torsional motions, and even the “soft” or “hard” nature of the flutter, etc. The vertical and torsional motions are coupled at the same frequency but with a non-zero phase angle which varies significantly with wind speed and torsional-bending frequency ratio in the post-flutter state. Due to the influence of aerodynamic stiffness, the frequency of the model torsion decreases monotonously as the wind speed increases. However, coupling occurs even when the initial torsional-bending frequency ratio is less than 1.0, which differs obviously from the classical coupled flutter characteristic of streamlined sections. This paper also shows that the current design code for wind resistance of highway bridges is insufficient in dealing with the influence of torsional-bending frequency ratios.

**Key words:** bridge; wind tunnel test; post-flutter; coupling characteristic; limit cycle oscillation

作者简介: 张志田(1974-),男,博士,教授。电话:13975127541;E-mail:zhangzhitian@hnu.edu.cn