



ELSEVIER

Contents lists available at ScienceDirect

Engineering

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/eng](http://www.elsevier.com/locate/eng)



Research  
Bridge Engineering—Article

## 用于预测涡振稳态振幅的箱梁竖向涡激力简化非线性模型

朱乐东<sup>a,\*</sup>, 孟晓亮<sup>b</sup>, 杜林清<sup>c</sup>, 丁明畅<sup>d</sup>

<sup>a</sup> State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering & Department of Bridge Engineering, College of Civil Engineering & Key Laboratory for Wind Resistance Technology of Bridges of Ministry of Transport, Tongji University, Shanghai 200092, China

<sup>b</sup> Shanghai Urban Construction Municipal Engineering (Group) Co., Ltd., Shanghai 200065, China

<sup>c</sup> Tongji Architectural Design (Group) Co., Ltd., Shanghai 200092, China

<sup>d</sup> Highway Planning, Survey, Design and Research Institute, Sichuan Provincial Transport Department, Chengdu 610041, China

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 1 June 2017

Revised 15 June 2017

Accepted 21 June 2017

Available online 13 October 2017

#### 关键词

箱形桥梁

竖向涡激振动

竖向涡激力

简化非线性模型

风洞试验

大比例节段模型

同步测力测振

### 摘要

采用同步测力测振大比例节段模型风洞试验方法,研究了作用在全封闭、半封闭和中央开槽三种典型箱梁上竖向涡激力的非线性特性,通过分析竖向涡激力不同成分的能量演化规律和对涡振响应的贡献,探索了竖向涡激共振的起振、发展和自限幅的机理。结果显示:不同类型箱梁的竖向涡激力的非线性成分通常会有所不同,但控制竖向涡激振动稳态响应幅值的最重要涡激力成分都是速度一次线性和三次非线性气动阻尼力成分。前者向振动系统提供了一个恒定的负气动阻尼比,因而是驱动涡振振幅发展的根本动力,而后者则向系统提供了一个与涡振速度平方成正比的正气动阻尼比,从而实质上成为导致涡振自限幅现象的内在因素。有鉴于此,本文提出了一个能高精度预测大跨度桥梁涡振稳态振幅的箱梁断面竖向涡激力通用简化非线性数学模型,并进行了验证。

© 2017 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of the Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

## 1. 引言

钢箱梁一般具有优良的抗颤振性能,因而被普遍应用于大跨度桥梁尤其是位于强风地区的大跨度桥梁的建设中。然而,钢箱梁桥经常会遭受不同程度的涡激共振[1–4],并可能影响车辆驾驶的舒适性和桥梁构件的疲劳寿命等问题,因此,精确预测涡振响应对大跨度钢桥的抗风设计非常重要。而要达到这一目的,就非常有必要建立一个精确、可靠的涡激力数学模型。

涡激共振非常容易在大跨度钢桥发生,其发生风速

一般较低,并且由于涡激力的非线性特性而呈现出自限幅现象。虽然涡激力非线性的机理可直观地归因于振动过程中瞬时风攻角的连续变化,实际上也就是桥梁相对于来流方向的气动外形的连续变化,但是其内在机理实际上却很复杂,至今尚未完全掌握。Scanlan涡激力经验非线性模型是现有涡激力数学模型中最著名的,并且经常被用于桥梁涡振的研究中[5,6]。该模型通过引入一个表示为振动速度和位移平方乘积的非线性气动阻尼力项来尝试在计算分析中重现涡振的自限幅现象。通过引入一个形状参数来调整气动阻尼的非线性阶数,Larson[7]

\* Corresponding author.

E-mail address: [ledong@tongji.edu.cn](mailto:ledong@tongji.edu.cn) (L.-D. Zhu).

将Scanlan的经验非线性模型修正为广义经验非线性模型。然而,研究发现Scanlan和Larson的涡激力经验非线性模型不足以描述作用在封闭箱梁和中央开槽箱梁上的非线性竖向涡激力[8,9]。

如前所述,涡激力非线性的直观原因是主梁振动期间瞬时风攻角的连续变化。因此,在竖向涡激力的数学模型里,非线性气动阻力系数的自动变量应当包含主梁运动的竖向速度项。然而,包括Scanlan和Larson模型在内的绝大多数涡激力经验模型都无充分理由地将该项舍弃。基于一系列使用动态同步测力测振技术的大比例弹簧悬挂节段模型风洞试验,本团队针对三种箱梁断面皆提出了全新的竖向涡激力非线性模型[8-10]。经验证,这些新模型既能很好地再现桥梁箱型断面的实测竖向非线性涡激力,又能足够精确地预测竖向涡激振动响应。然而,对于不同类型桥梁断面,先前提出的涡激力新模型包含不同的非线性成分,同时,模型参数的识别需要对持续振动的节段模型进行涡激力和动态位移两者时程

信号的同步测量。与只对动态位移进行测量的便捷的传统风洞测试相比,此项测量技术更加复杂和困难。

鉴于这一困难,为了降低参数识别对风洞测试技术和仪器的要求,并便于实际应用,我们提出了竖向涡激力的简化非线性数学模型。该简化模型在参数识别时只要求进行简单的动态位移测量,并且应该适用于不同类型的桥面,至少包括本文中所研究的三种箱梁。

## 2. 同步测量竖向涡激力和动态位移的风洞试验

### 2.1. 三种用于试验的典型箱梁断面

浙江宁波的象山港大桥是一座主跨为688 m、采用全封闭箱梁的斜拉桥,如图1(a)所示。浙江舟山的西堠门大桥是一座主跨为1650 m、采用中央开槽箱梁的悬索桥,如图1(b)所示。天津塘沽的老海河大桥是一座主跨310 m、采用半封闭箱梁的单塔斜拉桥,如图1(c)所示。这三种典型的箱梁是本文的研究对象。

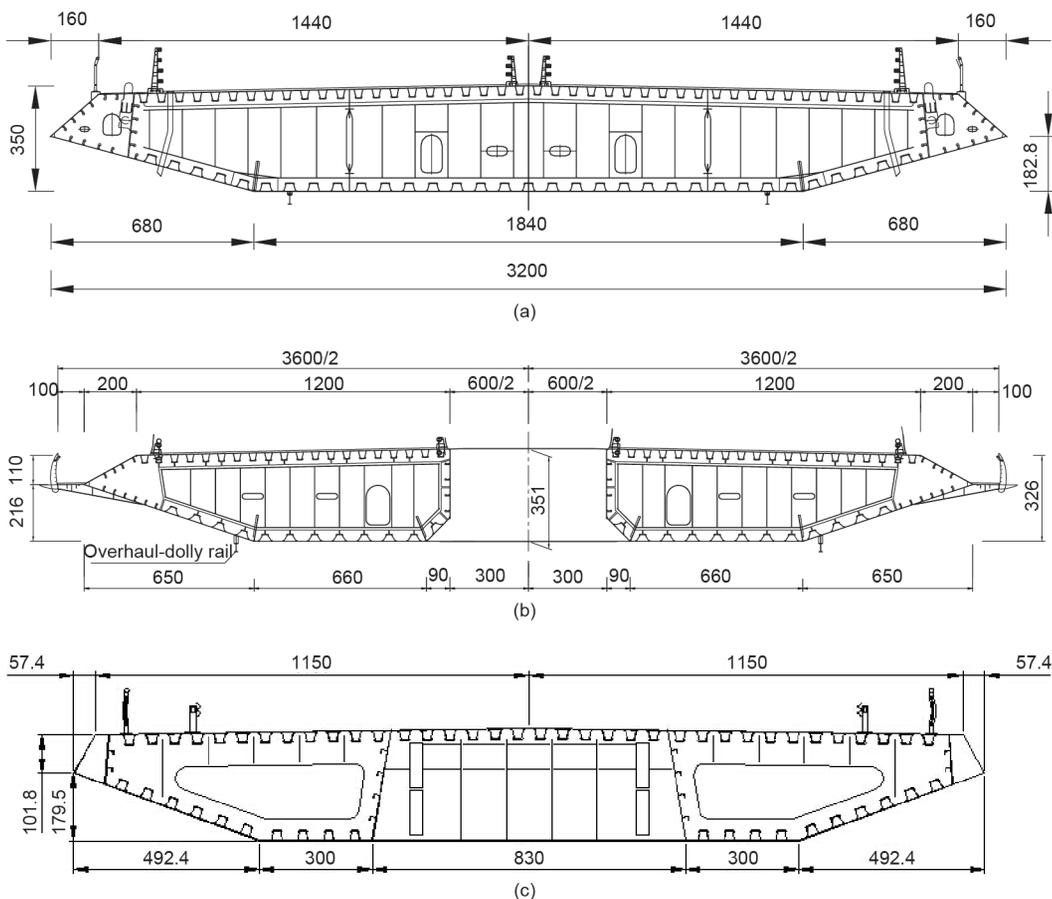


图1. 三类典型的桥梁断面(单位: cm)。(a) 全封闭箱梁; (b) 中央开槽箱梁; (c) 半封闭箱梁。

## 2.2. 风洞和测试设备以及节段模型

在同济大学的TJ-3风洞中进行了大比例弹簧悬挂节段模型试验，用于三个典型桥梁断面的涡激力和动态位移的同步测量。该风洞是一个竖向闭口回流式边界层风洞，并拥有宽15 m、高2 m、长14 m的封闭试验段。风速为 $1.0\sim 17.6\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。例如，图2显示了半封闭式箱梁的大比例节段模型试验示意图。通过固定在模型两端吊臂上的八根螺旋弹簧，节段模型被悬挂于风洞中的两个支撑框架之间。为了减少框架对来流造成的影响，两个支撑框架用整流罩包裹，构成了一个内部支撑和整流墙组成的系统。两个支撑和整流墙在顺风方向上长3.5 m，在侧风方向净距离为3.63 m。为了改善两个墙之间的试验区域的流场质量，墙的迎风端设计为弧形。测量结果表明，在无模型情况下，平均风速非均匀性小于2%，纵向和竖向湍流强度均低于2%，风攻角和风偏角均接近 $0^\circ$ 。

每个箱梁节段模型都由内部刚性金属框架和外衣系统组成。对于全封闭和半封闭箱梁模型，其外衣系统包括一个中间测力段外衣和两个端部补偿段外衣，并且只有中间段用于测力。然而对于中央开槽箱梁模型，只包括一个整体的测力段外衣。该模型外衣由矩形薄壁不锈

钢管的框架系统构成，钢管系统外覆轻质薄壁的航空板并内衬高密度泡沫。使用这种稍微复杂的模型外衣的目的是为了确保它拥有足够刚度，从而避免外衣发生任何可察觉的局部振动，同时尽可能地减小其质量和惯性力。如图3所示，测力段外衣通过内置在箱梁模型的四个单分量测力天平支撑在刚性金属框架上。因此，只有测力段上的动态力转移到测力天平上，测力天平上的惯性力才会显著减小。有关模型构造和天平安装的信息请参阅文献[8-10]。表1列出了节段模型的主要参数。

为了使模型具有足够的内部空间去安装内置测力天平以及保持测力段和内部刚性金属框架的不接触，三次试验的模型缩尺比分别设为1/20、1/20和1/15。

箱梁模型的高度分别为0.175 m、0.175 m和0.189 m。由于风洞试验段高度的限制，相应的阻塞率分别达到了13.9%、8.8%和9.5%。尽管这种阻塞率水平可能导致涡振响应、涡激力和涡激力模型参数的试验值出现一些误差，但通过分析试验数据得到的涡激力和箱梁运动响应之间的一般非线性关系应该不会显著偏离实际情况，是可信的。然而，对于这样一个宽的节段模型，当从由测力天平测量的总动态力中提取涡激力时，必须考虑非风

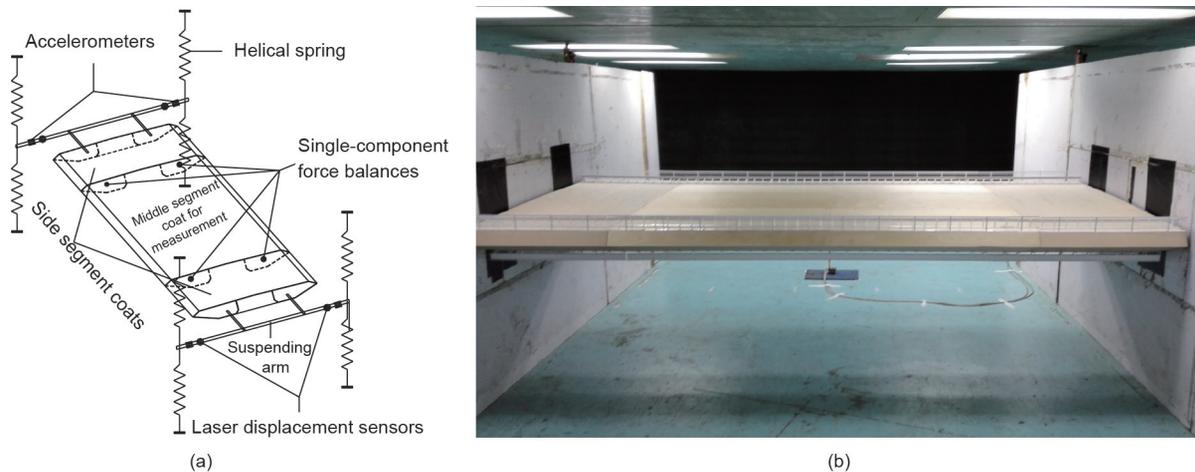


图2. (a) 同步测量弹簧悬挂节段模型上动态力和位移的示意图；(b) 安装在TJ-3风洞中的模型照片。

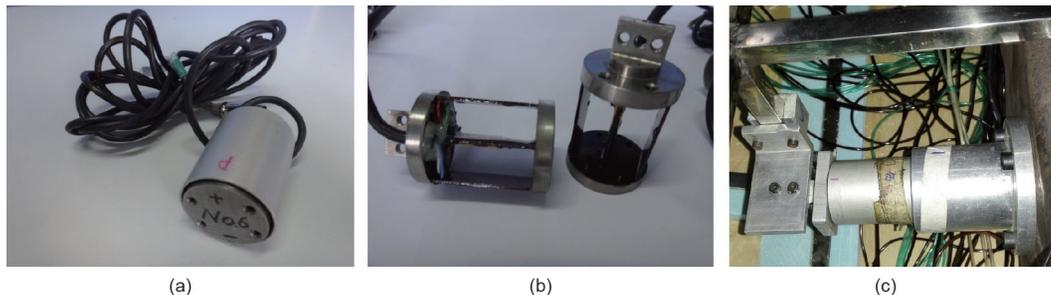


图3. 风洞试验中使用的单分量天平。(a) 外观；(b) 内部结构；(c) 模型中的安装。

表1 节段模型的主要参数

Major parameter	Fully closed box deck	Centrally slotted box deck	Semi-closed box deck
Length scale, $\lambda_L$	1/20	1/20	1/15
Length, $L_m$ (m)	3.600	3.600	3.600
Width, $B_m$ (m)	1.600	1.700 (1.800) <sup>a</sup>	1.608
Depth, $D_m$ (m)	0.175	0.175	0.189
Length of measured coat segment, $L_C$ (m)	2.400	3.556	2.400
Vertical frequency of model, $f$ (Hz)	2.808	4.358	2.477
Mass of whole model, $M_S$ (kg)	182.178	165.500	215.000
Mass of model coat per unit length, $m_c$ ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}$ )	7.943	10.575	7.925
Total mass of model system <sup>b</sup> , $M$ (kg)	202.450	181.614	234.224
Nominal total damping ratio of model system at zero wind speed <sup>c</sup> , $\zeta$	0.55%, 0.73%	0.26%, 0.45%	0.19%, 0.43%
Wind attack angle, $q$	5°	0°	0°
Ratio of blockage	13.9%	8.8%	9.5%

<sup>a</sup> Widths without/with the two side cantilever split plates, respectively, including the central slot width of 0.3 m.

<sup>b</sup> Including non-wind-induced additional mass.

<sup>c</sup> Including non-wind-induced additional damping ratio; the actual damping ratios of the sectional model system are dependent on vibration amplitude.

致自激力。用于识别模型系统非风致附加质量和附加阻尼系数的方法可参考文献[8,9]，该方法用于描述非风致自激力。

### 2.3. 涡振实测位移响应

用激光位移传感器测量节段模型的动态位移响应。试验发现，对于全封闭箱梁，当风攻角为0°时，涡振最为显著；对于中央开槽箱梁和半封闭箱梁，当风攻角为

5°时，涡振最为显著。因此，由于篇幅限制，这里只讨论相应的试验结果。图4 (a)~(c) 分别显示了 $\theta=5^\circ$ 时的全封闭箱梁和 $\theta=0^\circ$ 时的中央开槽箱梁以及半封闭箱梁在风速观测范围内的竖向涡振位移稳定幅值。

对于风攻角为5°的全封闭箱梁，可以发现当阻尼比为0.55%和0.73%时，风速锁定区间分别为6.44~10.06  $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 和6.69~9.90  $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。对于阻尼比为0.55%的试验工况，竖向涡振的最大响应为0.0279 m，对应风速约

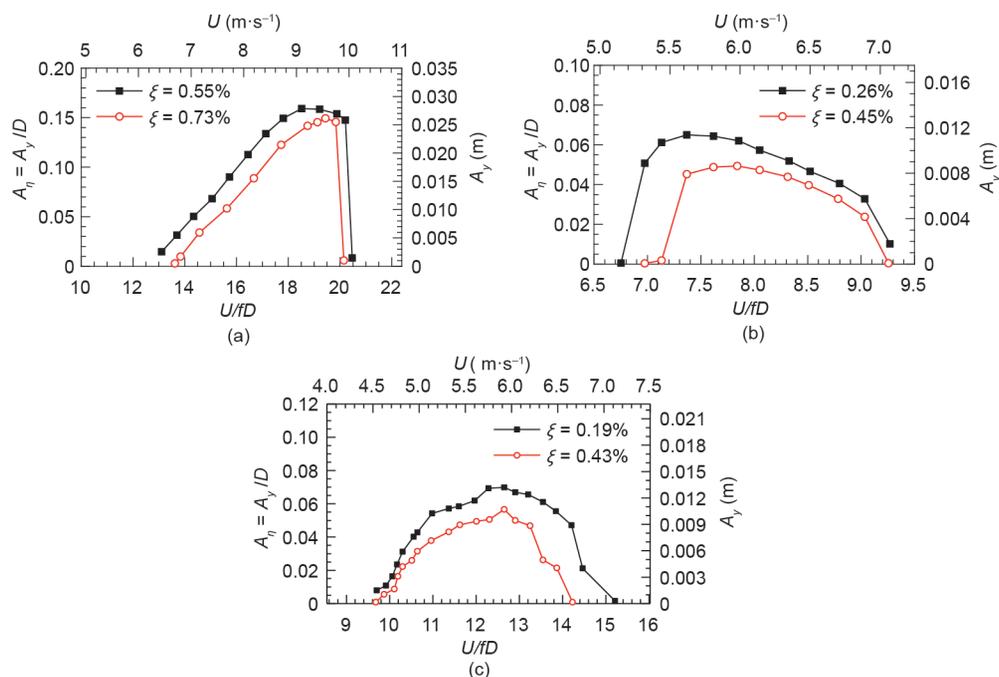


图4. 节段模型的竖向涡振位移稳态振幅。(a) 全封闭箱梁 ( $\theta=5^\circ$ )；(b) 中央开槽箱梁 ( $\theta=0^\circ$ )；(c) 半封闭箱梁 ( $\theta=0^\circ$ )。U为风速； $\zeta$ 为零风速下模型系统的名义总阻尼比；f为模型的竖向频率； $A_y$ 为涡振位移的稳态幅值； $A_y/D$ 为涡振位移的无量纲稳态振幅；D为箱梁高度。

为 $9.10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。对于阻尼比为0.73%的试验工况，最大响应为 $0.0261 \text{ m}$ ，对应风速约为 $9.55 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

对于风攻角为 $0^\circ$ 的中央开槽箱梁，当阻尼比为0.26%和0.45%时，风速锁定区间分别为 $5.15\sim 7.07 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 和 $5.32\sim 7.06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。对于阻尼比为0.26%的试验工况，竖向涡振的最大响应为 $0.0114 \text{ m}$ ，对应风速为 $5.62 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。对于阻尼比为0.45%的试验工况，最大响应为 $0.0086 \text{ m}$ ，对应风速为 $5.98 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

对于风攻角为 $0^\circ$ 的半封闭箱梁，阻尼比为0.19%和0.43%时，对应的风速锁定区间分别为 $4.54\sim 7.12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 和 $4.53\sim 6.66 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。对于阻尼比为0.19%的试验工况，竖向涡振的最大响应为 $0.0132 \text{ m}$ ，对应风速为 $5.92 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。而

阻尼比为0.43%的试验工况，最大响应为 $0.0107 \text{ m}$ ，对应风速为 $5.92 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

### 2.4. 涡振期间实测竖向涡激力

测力段上的竖向涡激力通过安装于模型内部的四个小型单分量天平测量得到的总动态力提取。有关竖向涡激力提取方法的详细信息参见文献[8,9]。对于三种典型箱梁断面，在达到或者接近最大涡振响应的风速时，在该风速下涡振发展到共振（GTR）期间，提取到的单位长度模型外衣上的竖向涡激力时程如图5所示，曲线用带有小空心圆圈的蓝线绘制。相应的涡激力频谱以相同样式的曲线绘制分别绘制于图6。

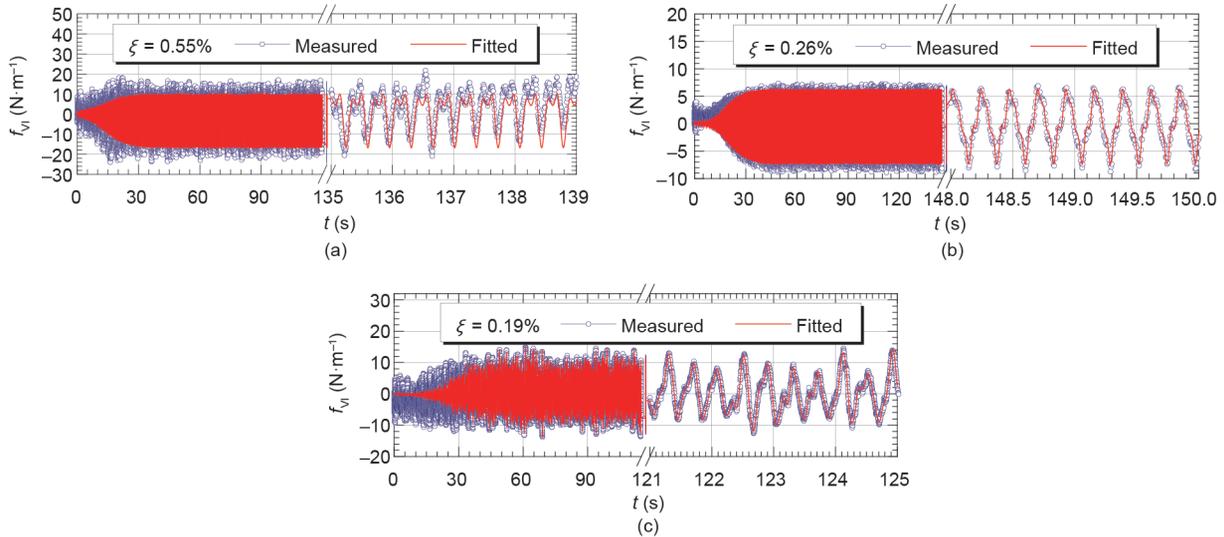


图5. 单位长度模型外衣上的实测涡激力和拟合涡激力时程。(a) 全封闭箱梁 ( $\theta=5^\circ$ ,  $U=9.10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ); (b) 中央开槽箱梁 ( $\theta=0^\circ$ ,  $U=5.62 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ); (c) 半封闭箱梁 ( $\theta=0^\circ$ ,  $U=5.92 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ )。  $f_{v1}$  是单位长度的模型外衣上的竖向涡激力。

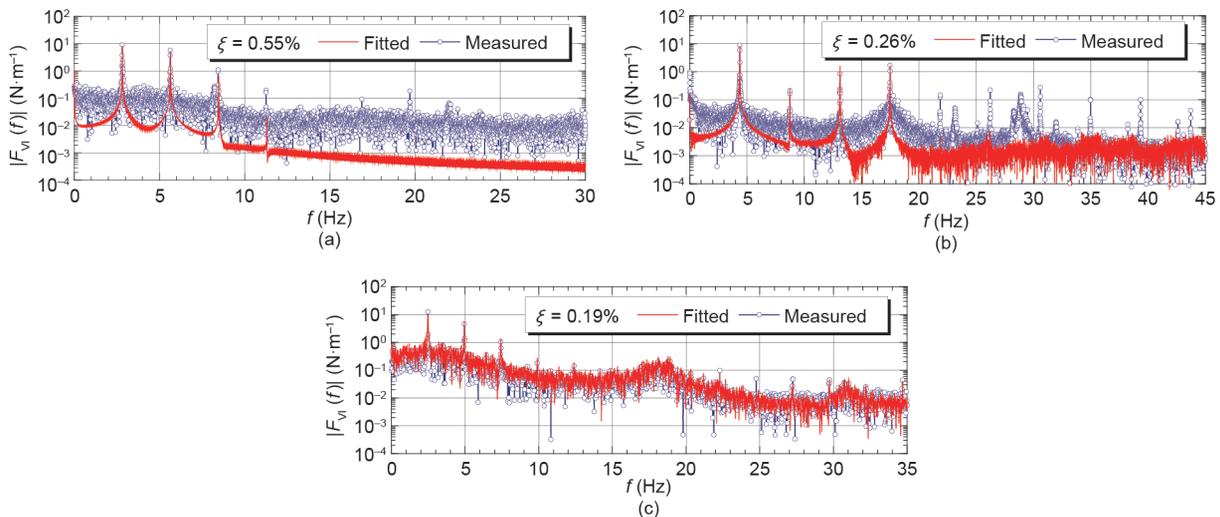


图6. 单位长度模型外衣上的实测涡激力和拟合涡激力幅值谱。(a) 全封闭箱梁 ( $\theta=5^\circ$ ,  $U=9.10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ); (b) 中央开槽箱梁 ( $\theta=0^\circ$ ,  $U=5.62 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ); (c) 半封闭箱梁 ( $\theta=0^\circ$ ,  $U=5.92 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ )。  $|F_{v1}(f)|$  是  $f_{v1}(t)$  的振幅谱。

### 3. 竖向涡激力的非线性数学模型

正如Zhu等[8]和Meng [9]所证实的那样, Scanlan的经验非线性数学模型并不适合表示作用于桥梁断面的竖向涡激力。这是因为, 从准定常理论的角度来看, 竖向涡激力的非线性可以理解为由断面气动外形的连续变化引起的, 这种变化是断面运动的竖向速度所带来的瞬时有效风攻角的连续变化引起的。因此, 非线性气动阻尼比应主要取决于断面运动的竖向速度, 而不是竖向位移。基于此, 我们提出了以下不同的非线性数学模型[8-11], 分别用以描述作用于单位长度上的前述三种箱梁断面的竖向涡激力。

对于全封闭箱梁[8,9]:

$$f_{v1} = \rho U^2 D \left\{ Y_1(K) \left[ 1 + \varepsilon_{03}(K) \frac{\dot{y}^2}{U^2} + \varepsilon_{11}(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K) \frac{\dot{y}}{D} + \frac{1}{2} \tilde{C}_L(K) \sin \left[ K_{vs} \frac{U}{D} t + \psi(K) \right] \right\} \quad (1)$$

对于一个中央开槽箱梁[9,10]:

$$f_{v1} = \rho U^2 D \left\{ Y_1(K) \left[ 1 + \varepsilon_{04}(K) \frac{\dot{y}^3}{U^3} + \varepsilon_{22}(K) \frac{\dot{y}^2}{D^2} \frac{\dot{y}}{U} + \varepsilon_{03}(K) \frac{\dot{y}^2}{U^2} + \varepsilon_{11}(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K) \left[ 1 + \zeta_2(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \frac{\dot{y}}{D} + \frac{1}{2} \tilde{C}_L(K) \sin \left[ K_{vs} \frac{U}{D} t + \psi(K) \right] \right\} \quad (2)$$

对于半封闭箱梁[11]:

$$f_{v1} = \rho U^2 D \left\{ Y_1(K) \left[ 1 + \varepsilon_{03}(K) \frac{\dot{y}^2}{U^2} + \varepsilon_{11}(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K) \left[ 1 + \zeta_2(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \frac{\dot{y}}{D} + \tilde{C}_L(K) \sin \left[ K_{vs}(K) \frac{U}{D} t + \psi(K) \right] \right\} \quad (3)$$

式中,  $\rho$ 为空气密度;  $U$ 为风速;  $D$ 为桥面板高度;  $t$ 为时间, s;  $y$ 和 $\dot{y}$ 分别为振动位移和速度;  $K = \omega D/U$ 为折减频率, 其中,  $\omega$ 为涡振的圆频率;  $Y_1(K)$ ,  $Y_2(K)$ ,  $\varepsilon_{ij}(K)$  ( $i=0,1,2$ ;  $j=1,2,3,4$ ) 和 $\zeta_2(K)$ 为通过试验来识别的依赖于 $K$ 的振幅系数;  $\tilde{C}_L(K)$ ,  $K_{vs}(K) = \omega_{vs}(K) D/U$ 和 $\psi(K)$ 分别为通过试验识别的依赖于 $K$ 的振幅系数、折减涡脱频率和竖向纯涡脱力的相位差, 其中,  $\omega_{vs}(K)$ 为涡旋脱落的圆频率。

本文不包含这些数学模型的验证, 因为这不是本文

关注的重点。前两个数学模型可以在参考文献[8-10]中找到, 最后一个模型可以在参考文献[11]中找到。使用公式(1)~(3)以及相应的通过最小二乘拟合法识别的参数重构三类断面的涡激力 $f_{v1}$ , 分别将其时程和幅值谱用红色实线绘于图5、图6中, 并标以“Fitted”图例。可以看出, 拟合结果与实测结果非常吻合, 测得的 $f_{v1}$ 的主要特征可以用拟合结果来描述。

### 4. 竖向涡激力简化数学模型和验证

#### 4.1. 简化数学模型

我们的团队对振动系统上非线性竖向涡激力的不同分量做功演变进行了分析, 并对不同竖向涡激力分量对竖向涡振位移响应的影响进行了参数分析[8-11]。结果表明, 在上述三种非线性涡激力数学模型中的所有分量中, 速度( $\dot{y}$ )的线性分量和速度三次方的非线性分量( $\dot{y}^3$ )是影响涡振位移相应稳态振幅的两个最重要的分量。忽略其他成分可能会导致竖向涡激力产生明显甚至显著的变化, 同时还会引起长期位移响应所累积的相位的显著变化; 然而, 结果显示涡振位移的稳态振幅几乎没有变化。此外, 还发现在竖向涡振期间, 与 $\dot{y}$ 有关的线性分量为振动系统提供了恒定的负气动阻尼比, 而与 $\dot{y}^3$ 相关的非线性分量提供了随时间变化的非线性正气动阻尼比, 且随涡振的发展而增加。显然, 当振动系统的等效线性化瞬幅阻尼比变为零的时候, 竖向涡振会趋于稳定, 而这个等效线性化瞬幅阻尼比是由正阻尼结构比、恒定负气动阻尼比和时变非线性正阻尼比以及对应的阻尼力每个周期内做功等效原则确定。因此, 可以得出结论, 线性负气动阻尼力是驱动涡振发展的源动力, 而与 $\dot{y}^3$ 相关的非线性正气动阻尼力是竖向涡振自限幅现象的内在因素。鉴于此, 式(1)~(3)中所示的非线性数学模型可以简化为单一的非线性模型, 如式(4)所示, 甚至可以继续简化, 如式(5), 用于预测大跨度桥梁的竖向涡振的稳态振幅。

$$f_{v1} = \rho U^2 D \left[ Y_1(K) \left( 1 + \varepsilon_{03} \frac{\dot{y}^2}{U^2} \right) \frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K) \frac{\dot{y}}{D} \right] \quad (4)$$

$$f_{v1} = \frac{1}{2} \rho U^2 (2D) \left[ Y_1(K) \left( 1 + \varepsilon_{03} \frac{\dot{y}^2}{U^2} \right) \frac{\dot{y}}{U} \right] \quad (5)$$

#### 4.2. 简化数学模型的参数识别

基于涡振振幅和相位函数都具有缓变特性的假设, 可以根据竖向涡振简化数学模型推导出竖向涡振幅值的

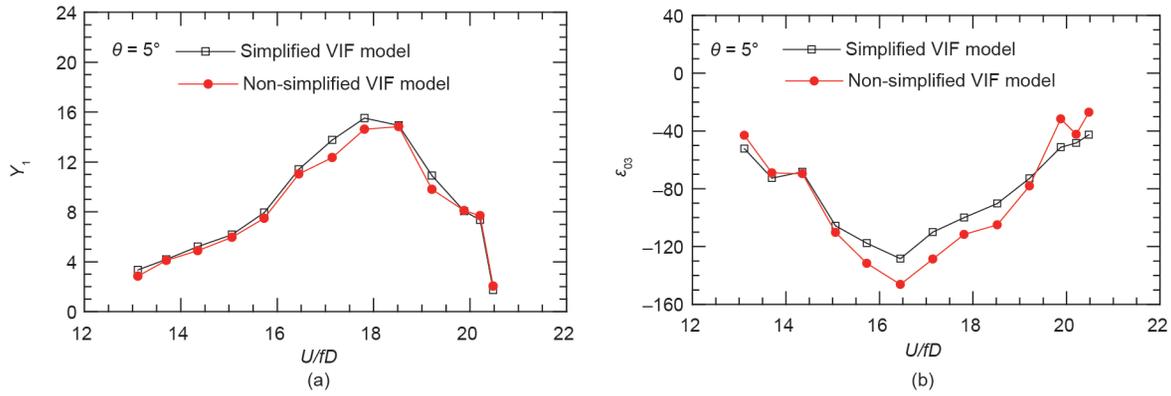


图7. 使用简化和非简化涡激力模型进行识别的全封闭箱梁的 $Y_1$  (a) 和 $\epsilon_{03}$  (b) 的值。

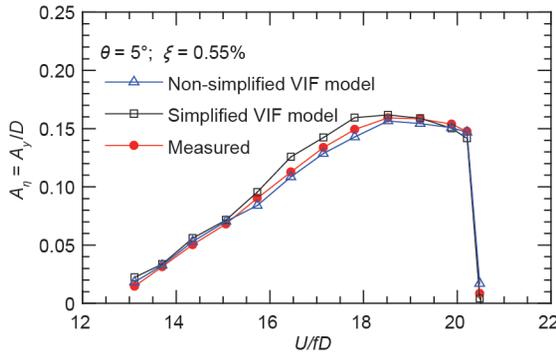


图8. 全封闭箱梁的竖向涡振位移稳态幅值的计算值和实测值的比较。

近似公式[8]。

$$\eta(s) = \frac{\beta}{\sqrt{1 - (1 - \beta^2/A_{\eta 0}^2)e^{-(\alpha\beta^2/4)s}}} \cos(Ks - \psi_0) \quad (6)$$

$$= A_{\eta}(s) \cos(Ks - \psi_0)$$

式中,  $\eta(s) = y(t)/D$ , 为涡振的无量纲位移;  $s = tU/D$ , 为无量纲时间;  $A_{\eta 0}$ 和 $\psi_0$ 分别为涡振衰减-共振 (DTR) 过程或者GTR过程中的初始无量纲振幅和相位;  $A_{\eta}(s)$ 为DTR或GTR过程的时变无量纲振幅;  $\beta$ 为涡振位移响应的稳定无量纲振幅,  $\alpha$ 为反映涡振衰变或生长阶段位移的振幅变化率的参数,  $\alpha$ 和 $\beta$ 的值可以仅使用测量的位移响应的最小二乘拟合方法来获得。

接下来, 可以导出以下关系式来确定竖向涡激力简化数学模型的参数:

$$Y_1 = \frac{\beta^2\alpha + 8\xi K_0}{4} \cdot \frac{m}{\rho D^2} \quad (7)$$

式中,  $m$ 为分布质量;  $K_0$ 为在零风速下振动系统下的折减频率。

$$\epsilon_{03} = -\frac{4\alpha}{3K(\beta^2\alpha + 8\xi K_0)} \quad (8)$$

$$Y_2(K) = (K_0^2 - K^2) \cdot \frac{m}{\rho D^2} \quad (9)$$

#### 4.2.1. 全封闭箱梁的模型参数和验证

图7显示了风攻角为 $5^\circ$ 时的全封闭箱梁, 在竖向涡振的整个锁定区间内随折减风速变化的 $Y_1$ 和 $\epsilon_{03}$ 值。这些参数是基于实测位移响应并利用如式(5)所示的简化涡激力模型所识别得到的。对应的基于实测竖向位移响应和涡激力时程并根据如式(1)所示的非简化模型识别得到的 $Y_1$ 和 $\epsilon_{03}$ 值绘于图7, 以供对比[8,9]。很明显, 这两组识别参数非常接近。显然, 就识别算法和风洞试验技术的要求而言, 简化涡激力模型的参数识别比非简化涡激力模型简单方便得多。

在涡振的整个锁定区间内, 可以根据式(5)所示的简化竖向涡激力模型和式(1)所示的非简化涡激力模型计算节段模型系统的竖向涡振响应。在锁定区间内, 计算得到的和实测的竖向涡振无量纲稳态振幅一同绘于图8。这两组计算的位移响应彼此非常吻合, 并且两者非常接近实测响应, 从而证明了简化竖向涡激力模型的可靠性和经此简化用以预测全封闭箱梁竖向涡振稳态幅值的可行性。

#### 4.2.2. 中央开槽箱梁模型参数和验证

图9展示了在整个锁定区间内, 分别使用式(5)所示的简化涡激力模型和式(2)所示的非简化涡激力模型所识别的中央开槽箱梁的 $Y_1$ 和 $\epsilon_{03}$ 之间的比较[9]。这两组的参数明显地相互吻合。

图10显示了在整个锁定范围内, 分别根据式(5)所示简化涡激力模型和式(2)所示非简化涡激力模型计算得到的中央开槽箱梁节段模型系统竖向涡振位移的无量纲稳态振幅。相应的测量值也绘制在此图中。三组

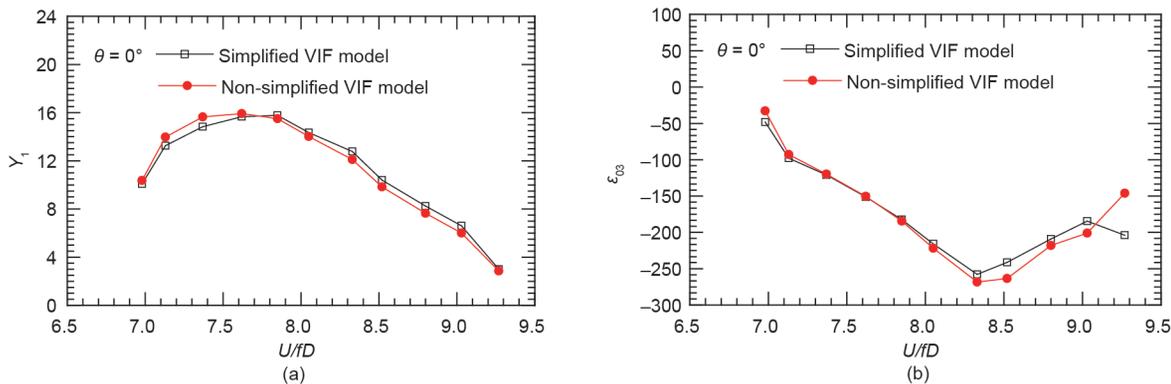


图9. 由简化和非简化涡激力模型识别得到的中央开槽箱梁的 $Y_1$  (a) 和 $\epsilon_{03}$  (b) 的值。

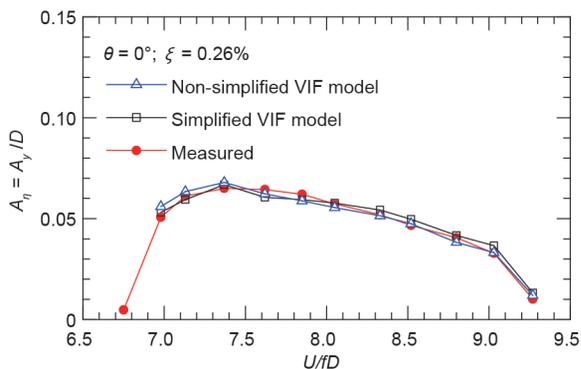


图10. 中央开槽箱梁的竖向涡振位移稳态幅值的计算值和测量值的比较。

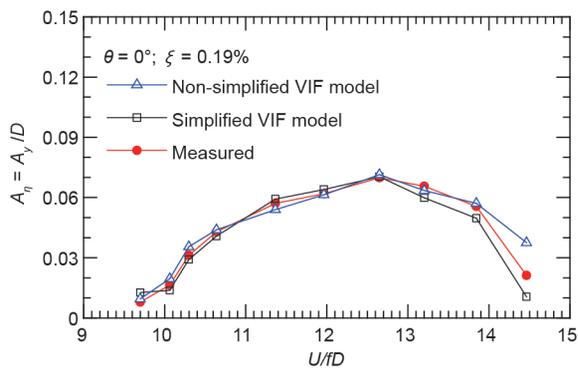


图12. 半封闭箱梁的竖向涡振位移稳态幅值的计算值和测量值的比较。

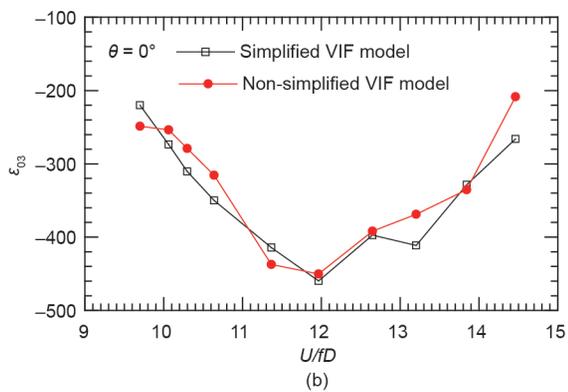
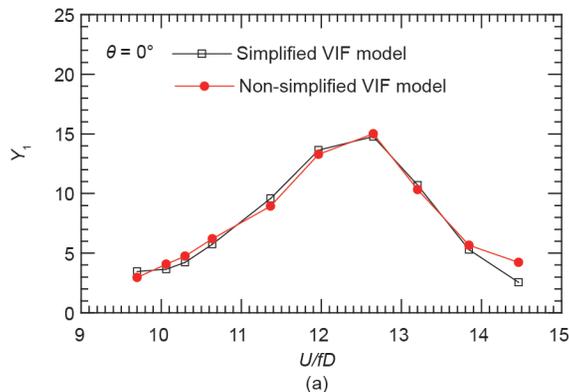


图11. 用简化和非简化的涡激力模型识别的半封闭箱梁的 $Y_1$  (a) 和 $\epsilon_{03}$  (b) 的值。

涡振稳态振幅又一次非常一致，表明简化的涡激力模型对于中央开槽箱梁也是适用的。

#### 4.2.3. 半封闭箱梁的模型参数和验证

图11展示了在整个锁定区内，分别使用式(5)所示的简化涡激力模型和式(3)所示的非简化涡激力模型所识别的半封闭箱梁的 $Y_1$ 和 $\epsilon_{03}$ 之间的比较[11]。这次两组识别的参数也相互吻合。图12显示了在整个锁定范围内分别根据式(5)所示的简化涡激力模型、式(3)所示的非简化涡激力模型计算得到的以及实测的中央开

槽箱梁节段模型系统竖向涡振位移的无量纲稳态振幅。很明显，这三组振幅彼此非常接近。这表明简化的涡激力模型对于半封闭箱梁是可靠的。

## 5. 结论

本文提出了作用于桥梁断面的非线性竖向涡激力的通用简化模型，该模型可用来预测桥梁断面竖向涡振位移的稳态幅值且精度令人满意。该简化模型是基于以下事实建立的：线性负气动阻尼力是驱动涡振发展的主要

动力、速度的三次方即非线性正气动阻尼力是竖向涡振自限幅现象的内在因素。竖向涡激力的该通用简化模型已经通过节段模型系统涡振响应实测值和计算值的对比得到验证，因此可用于本文研究的三种典型箱型断面，并且在其他类型的桥梁断面上也有可期的应用前景。

## 致谢

本文的工作得到了国家自然科学基金（51478360, 51323013和50978204）的支持。

## Compliance with ethics guidelines

Le-Dong Zhu, Xiao-Liang Meng, Lin-Qing Du, and Ming-Chang Ding declare that they have no conflict of interest or financial conflicts to disclose.

## References

- [1] Burden AR. Japanese cable-stayed bridge design. *P I Civil Eng Pt 1* 1991;90(5):1021–51.
- [2] Larsen A, Eisdahl S, Andersen JE, Vejrum T. Storebælt suspension bridge—vortex shedding excitation and mitigation by guide vanes. *J Wind Eng Ind Aerod* 2000;88(2–3):283–96.
- [3] Larsen A, Savage M, Lafrenière A, Hui MCH, Larsen SV. Investigation of vortex response of a twin box bridge section at high and low Reynolds numbers. *J Wind Eng Ind Aerod* 2008;96(6–7):934–44.
- [4] Ge YJ. Wind resistance of long span suspension bridges. Beijing: China Communications Press; 2011. Chinese.
- [5] Ehsan F, Scanlan RH. Vortex-induced vibrations of flexible bridges. *J Eng Mech* 1990;116(6):1392–411.
- [6] Simiu E, Scanlan RH. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design. 3rd ed. New York: John Wiley & Sons; 1996.
- [7] Larsen A. A generalized model for assessment of vortex-induced vibrations of flexible structures. *J Wind Eng Ind Aerod* 1995;57(2–3):281–94.
- [8] Zhu LD, Meng XL, Guo ZS. Nonlinear mathematical model of vortex-induced vertical force on a flat closed-box bridge deck. *J Wind Eng Ind Aerod* 2013;122:69–82.
- [9] Meng XL. Nonlinear behavior and mechanism of vertical vortex-induced vibration of long span steel-box-deck bridges [dissertation]. Shanghai: Tongji University; 2013. Chinese.
- [10] Zhu LD, Du LQ, Meng XL, Guo ZS. Nonlinear mathematical models of vortex-induced vertical force and torque on a centrally-slotted box deck. In: Proceedings of 14th international conference on wind engineering (ICWE14); 2015 Jun 21–26; Porto Alegre, Brazil.
- [11] Ding MC. Study on the nonlinear vortex-induced forces on semiclosed box decks [dissertation]. Shanghai: Tongji University; 2016. Chinese.