

风攻角对某扁平箱梁气动导数及颤振特性的影响

邢文博, 沈火明, 伍波, 廖海黎

Influences of Attack Angles on Aerodynamic Derivatives and Flutter Characteristics of Flat Box Girders

XING Wenbo, SHEN Huoming, WU Bo, and LIAO Haili

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.21656/1000-0887.430394>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

微尺度悬臂管颤振的有限维研究

Research on the Flutter of Micro-Scale Cantilever Pipes—A Finite-Dimensional Analysis

应用数学和力学. 2018, 39(2): 199–214 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.370400>

带控制面机翼结构基于弧长数值连续法的颤振特征研究

Flutter Characteristics Analysis of 2D Rigid Airfoils With Control Surface Based on the Arc-Length Numerical Continuation Method

应用数学和力学. 2017, 38(7): 769–779 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.370223>

箱形梁剪力滞效应的分离求解方法及参数影响分析

A Separate Solution Method for Shear Lag Effects in Box Girders and Parameter Analysis

应用数学和力学. 2018, 39(11): 1282–1291 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.380073>

基于等效原理的波形钢腹板组合箱梁桥动力特性分析

Dynamic Characteristics Analysis of Composite Box Girders With Corrugated Steel Webs Based on the Equivalent Principle

应用数学和力学. 2020, 41(7): 725–734 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.400244>

波形钢腹板箱梁畸变应力分析

Stress Analysis on Distortion of Corrugated Steel Web Box Girders

应用数学和力学. 2019, 40(10): 1109–1121 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.390260>

基于抽象翘曲位移函数的箱形梁剪力滞效应分析

Analysis of Shear Lag Effects in Box Girders Based on Abstract Warping Displacement Functions

应用数学和力学. 2018, 39(12): 1351–1363 <https://doi.org/10.21656/1000-0887.390142>



关注微信公众号, 获得更多资讯信息

风攻角对某扁平箱梁气动导数及颤振特性的影响*

邢文博¹, 沈火明¹, 伍波², 廖海黎²

(1. 西南交通大学 力学与航空航天学院, 成都 611756;

2. 西南交通大学 桥梁工程系, 成都 610031)

摘要: 以南京第四长江大桥扁平箱梁为研究对象, 通过节段模型自由振动风洞试验详细测试了模型在不同风攻角下的颤振响应, 探讨了系统非稳态及稳态临界振幅随风速的演化规律. 首先, 基于颤振响应振幅包络, 结合 Hilbert 变换, 识别了系统振幅依存的模态阻尼, 并初步阐释了颤振形态随风攻角转变的机理. 其次, 提取了系统在不同风攻角下的模态参数, 基于双模态耦合闭合解法, 识别了断面在不同风攻角下的非线性颤振导数, 研究了关键颤振导数振幅依存性随风攻角变化的规律及对断面颤振形态和特性的潜在影响. 最后, 通过逐项拆解模态阻尼, 深入剖析了风攻角对非耦合及耦合气动阻尼的影响, 并阐明了分项阻尼导致系统颤振性能差异性的动力学机理.

关键词: 扁平型箱梁; 软颤振; 颤振导数; 气动阻尼

中图分类号: O39 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.430394

Influences of Attack Angles on Aerodynamic Derivatives and Flutter Characteristics of Flat Box Girders

XING Wenbo¹, SHEN Huoming¹, WU Bo², LIAO Haili²

(1. School of Mechanics and Aerospace Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, P.R.China;

2. Department of Bridge Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, P.R.China)

Abstract: The flutter responses of the Nanjing No.4 bridge flat box girder under different wind attack angles were tested in detail through sectional model tests. The evolution of unsteady and steady critical amplitudes at different wind speeds was discussed. Based on the amplitude envelope of the flutter response and the Hilbert transform, the amplitude-dependent modal damping of the system was identified, and the mechanism of the flutter mode change with the wind angle of attack was initially explained. Secondly, the modal parameters of the system under different wind attack angles were extracted. With the bimodal coupled flutter analysis method, the nonlinear flutter derivatives of the section under different wind attack angles were identified, and the change law for the amplitude dependence of the key flutter derivatives on the wind attack angle and the potential influence on the section flutter morphology and characteristics, were studied. Finally, the effects of the wind attack angle on the uncoupled and coupled aerodynamic damping were analyzed through analyses of the modal damping subterms one by one, and the dynamic mechanism of the differential flutter performance caused by fractional damping was illustrated.

Key words: flat box girder; soft flutter; flutter derivative; aerodynamic damping

* 收稿日期: 2022-12-18; 修订日期: 2023-02-19

基金项目: 中央高校基本科研业务费(2682021ZTPY07)

作者简介: 邢文博(1993—), 男, 硕士(E-mail: 1025175837@qq.com);

伍波(1989—) 男, 助理研究员(通讯作者. E-mail: wubo243@my.swjtu.edu.cn).

引用格式: 邢文博, 沈火明, 伍波, 廖海黎. 风攻角对某扁平箱梁气动导数及颤振特性的影响[J]. 应用数学和力学, 2023, 44(2): 178-190.

0 引 言

非线性颤振区别于传统的线性颤振,指的是达到颤振临界风速后,振动并未指数发散,而是以某一稳定幅值进行振动.大量的学者对此进行研究并提出了众多的非线性振动模型,Scanlan^[1]指出颤振导数可能依赖于振幅;Noda 等^[2]建立了薄矩形柱体颤振导数 A_2^* 和 H_2^* 的关系;Xu 等^[3]利用 CFD 强迫振动模拟研究了振幅对平板和两个甲板截面颤振导数的影响;Zhang 等^[4]提出了非线性扭转颤振的非线性气动力模型,其中气动刚度和阻尼,即颤振导数 A_2^* 和 A_3^* 分别表示为扭转位移常数函数和二次函数的和;Zhou 等^[5]考虑众多模型参数,设计了复杂的非线性力模型研究双箱梁的非线性振动行为;Wu 等^[6]对表现出高度颤振非线性的桁架梁截面进行了风洞研究,并提出了一种提取非线性气动阻尼和颤振导数的方法;张博等^[7]对输液管的研究表明,当流速超过某临界值时,管道将从流体源源不断获取能量并发生颤振失稳的现象.

我国地理幅员辽阔,风环境复杂多变,但以往的研究往往忽略了风攻角的影响.黄国庆等^[8]对普利特大桥的研究表明,其所在的山谷风场风攻角可在 -10° 到 0° 的范围内波动;于舰涵等^[9]的研究表明,桥位来流方向的高耸山体会在该侧主梁方向上产生向下的风攻角;赵林等^[10]对强台风登陆过程中大跨度梁风特性的研究表明,来流大攻角和高频湍流的脉动风速对桥梁振动影响突出;朱乐东等^[11]对象山港大桥的研究表明,风攻角带来的附加静力攻角对颤振临界风速的影响较大;欧阳克俭等^[12]对洞庭湖二桥的研究表明,附加攻角效应可显著降低桥梁的临界风速;伍波等^[13]对武汉杨泗港长江大桥双层桥面桁架主梁进行了研究,表明不同攻角下桥梁断面发生了不同的颤振现象.以上研究虽只是定性表明风攻角的影响,但也足以看出风攻角对颤振临界风速影响巨大,而目前国内各类结构设计规范中,有关风载荷的规定只适用于平坦地形的各向同性的风场条件,既没有考虑风环境变化的影响,也没有考虑到风攻角变化的影响,这明显是不合时宜的.目前,对于风攻角的作用机理尚未完全阐释清楚.伍波等^[14]通过双模态耦合颤振分析方法,对不同攻角下的薄平板断面进行颤振机理研究,解释了大攻角下薄平板颤振性能弱化的根本原因;李志国等^[15]同样利用双模态耦合颤振分析方法,对扁平箱梁进行了颤振特性分析,揭示了该桥梁的攻角对颤振的影响机理.本文以某扁平箱梁为研究对象,尝试从另一角度求解颤振导数,并从双模态耦合闭合解法角度给予验证.在此基础上,分析了不同攻角对气动阻尼的影响,继而深入研究了不同攻角下扁平箱梁断面颤振的发生机理.

1 节段模型风洞试验

1.1 工程工况和试验工况

南京第四长江大桥,简称栖霞山大桥,位于江苏省南京境内,是中国首座三跨吊悬索桥,建成时在同类桥型中居世界第三,被誉为“中国的金门大桥”.全线按双向六车道高速公路标准设计,主桥布置如图 1 所示.

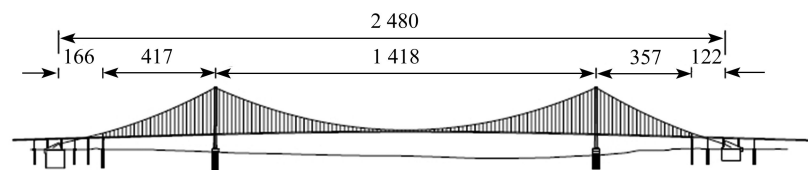


图 1 南京第四长江大桥主桥布置图 (单位: m)

Fig. 1 The layout of the main bridge of the Nanjing No.4 bridge (unit: m)

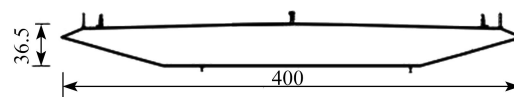


图 2 节段模型桥梁断面图, $B/H=10.95$ (单位: mm)

Fig. 2 The cross-section of the model, $B/H=10.95$ (unit: mm)

根据南京第四长江大桥原桥设计方案,以缩尺比 $1:97$ 制作加劲梁节段模型,模型长 $L=1.1$ m,宽 $B=0.4$ m,高 $H=0.0365$ m,宽高比 $B/H=10.95$,如图 2 所示.模型骨架及面板均采用硬质 PVC 板制作,确保模型刚性且轻质.桥面附属构件采用数控雕刻的方式精确模拟气动外形及透风率.试验采用传统弹簧悬挂系统,自由振动试验在西南交通大学 XNJD-2 号风洞进行,试验来流为均匀流,风速在 $0.5 \sim 18$ m/s 持续增长,前期风速步长

1 m/s, 后期风速步长 0.5 m/s, 每级风速下, 均予以系统不同程度的初始扭转激励, 并分别对每次激励下的运动发展时程进行采样. 试验风攻角分别为 -5° , -3° , 0° , 3° , 5° . 在无来流风状态下, 基于自由振动试验方法测试节段模型系统动力参数, 如表 1 所示, 其中, m 和 I 分别为系统单位长度质量和单位长度质量惯性矩; ω_{h0} 和 $\omega_{\alpha0}$ 分别是系统竖向频率和扭转圆频率; ξ_{h0} 和 $\xi_{\alpha0}$ 分别是系统竖向阻尼比和扭转阻尼比.

表 1 基础试验参数
Table 1 Basic test parameters

$m/(kg/m)$	$I/(kg \cdot m^2/m)$	$\omega_{h0}/(rad/s)$	$\omega_{\alpha0}/(rad/s)$	ξ_{h0}	$\xi_{\alpha0}$
9.29	0.345	14.20	37.20	0.003 5	0.003 0

1.2 颤振试验结果

图 3 所示为系统在不同攻角下的颤振响应试验结果. 如图 3(a)所示, 在非正攻角下, 系统颤振稳定性较好, 颤振临界风速高 (>18 m/s). 但随着初始激励的产生, 系统可能在低于颤振阈值的风速下产生发散性硬颤振, 具体表现为, 给定风速下, 若系统初始扭转振幅小于某一非稳态临界振幅, 则系统保持稳定, 振动衰减直至静止; 若初始扭转激励大于该非稳态临界振幅, 则运动表现为发散的不稳定状态. 以 -5° 攻角, 15 m/s 风速下的位移时程曲线为例, 如图 4 所示. 总体而言, 在非正攻角下, 系统颤振稳定性良好, 振动以依赖于初始状态的硬颤振为主. -5° 攻角下, 系统在风速 13.5 m/s 下对应的非稳态颤振临界振幅为 8° , 随着风速的增大, 该临界振幅逐渐减小, 17.5 m/s 风速对应的非稳态颤振临界振幅为 3° ; 当攻角升至 -3° 时, 系统颤振稳定性显著提升, 同样在 13.5 m/s 风速下, 发生颤振所需的非稳态临界振幅远大于 8° , 16 m/s 风速对应的非稳态临界振幅升至 9.6° , 而后亦随风速升高而降低; 攻角继续升至 0° , 系统临界振幅取值及变化规律与 -3° 攻角差距并不明显, 但非稳态临界振幅相对 -3° 有一定降低, 说明系统抗振能力有小幅的弱化.

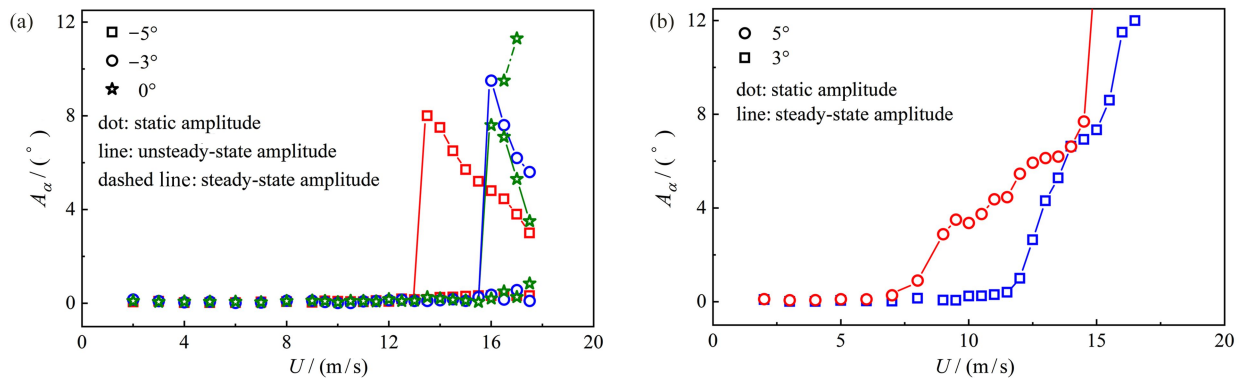


图 3 不同攻角下稳态振幅随风速的变化曲线: (a) 非正攻角下临界振幅随风速的变化曲线; (b) 正攻角下稳态振幅随风速的变化曲线
Fig. 3 Curves of amplitude varying with the wind speed at different angles of attack: (a) curves of critical amplitude varying with the wind speed at non-positive angles of attack; (b) curves of steady-state amplitude varying with the wind speed at positive angles of attack

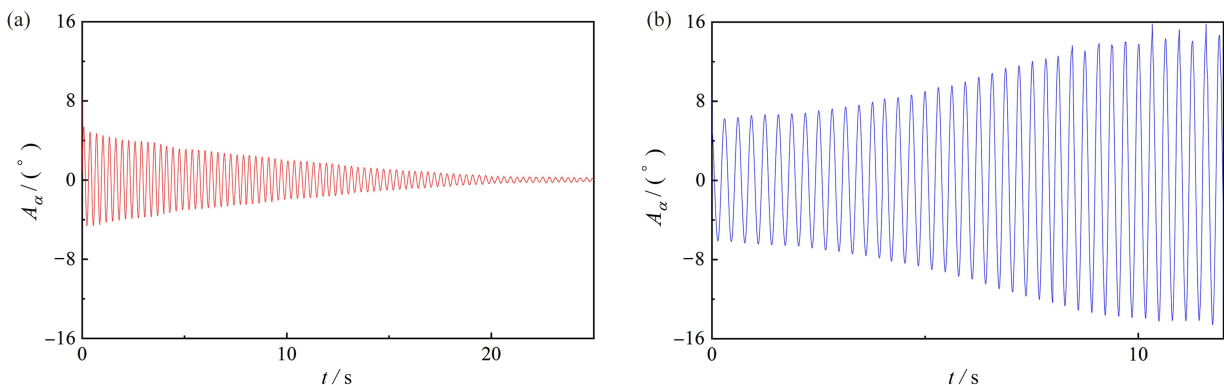


图 4 不同激励下的时程发展曲线 (-5° 攻角, $U=15$ m/s): (a) 小激励下衰减的时程曲线; (b) 大激励下发散的时程曲线
Fig. 4 Time history development curves under different excitations (attack angle of -5° , $U=15$ m/s): (a) the damped time history curve under the small excitation; (b) the divergent time history curve under the large excitation

正攻角下的试验结果如图 3(b)所示, 试验结果显示在到达临界风速后, 系统响应表征为稳态的谐波振荡, 且振幅随着风速增大逐渐增大. 为检验系统的初始状态依赖性, 在同样风速下给予系统不同程度的初始激励. 结果显示, 当初始激励小于系统稳态振幅时, 振动扩大至稳态振幅; 当初始激励大于稳态振幅时, 则振动衰减至稳态振幅. 以 5°攻角下, 11.5 m/s 风速的位移时程曲线为例, 如图 5 所示. 显然, 系统不再具有非稳态临界振幅, 仅存在稳态极限环. 总体而言, 系统颤振以不依赖于初始振幅的软颤振为主. 3°攻角下, 系统颤振临界风速为 12 m/s; 5°攻角下颤振临界风速为 8 m/s, 攻角增加导致系统颤振性能大幅减弱.

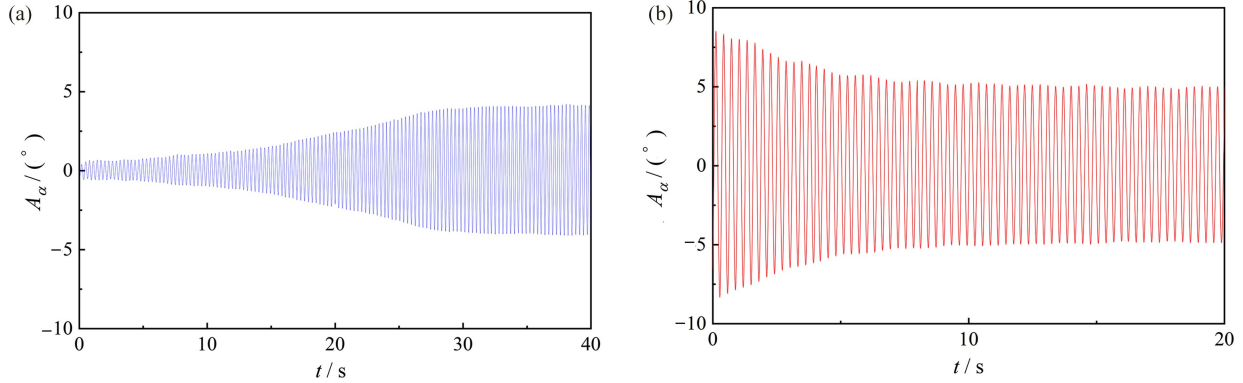


图 5 不同激励下的时程发展曲线 (5°攻角, $U=11.5$ m/s): (a) 无激励下增长至稳定的时程曲线; (b) 大激励下衰减至稳定的时程曲线
Fig. 5 Time history development curves under different excitations (attack angle of 5°, $U=11.5$ m/s): (a) the growth-to-stability time history curve without excitation; (b) the damping-to-stability time curve under the large excitation

值得一提的是, 0°攻角下风速在 16.5 ~ 17 m/s 时存在两种不同的临界振幅, 即既存在让系统依赖初始状态的非稳态临界振幅, 也存在让系统发生谐波振荡的稳态临界振幅. 以 0°攻角, 17 m/s 风速为例 (图 6) 进行详细说明: 试验中给予系统 4.8°的初始激励, 由于初始激励小于非稳态临界振幅, 系统发生衰减性的振动直至静止, 运动状态和负攻角相同; 如果给予系统大于非稳态临界振幅的初始激励 (8°), 此时系统并不会振动发散, 而是增大到 11.3°的稳态振幅, 发生了类似正攻角的软颤振现象. 0°攻角作为由负到正的过渡, 在高速区域兼具了正负攻角的颤振特性.

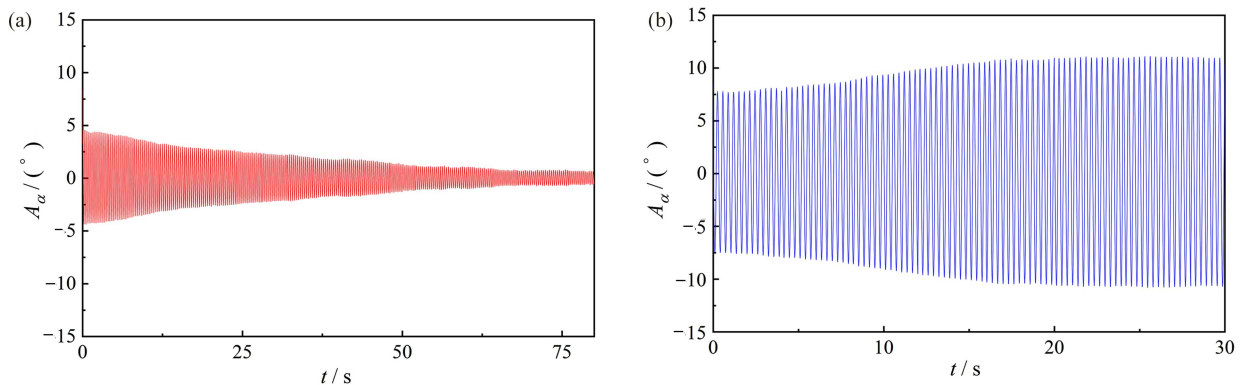


图 6 不同激励下的时程发展曲线 (0°攻角, $U=17$ m/s): (a) 小激励下衰减至零的时程曲线; (b) 大激励下增长至稳定的时程曲线
Fig. 6 Time history development curves under different excitations (attack angle of 0°, $U=17$ m/s): (a) the damped time history curve under the small excitation; (b) the growth-to-stability time history curve under the large excitation

2 模态特性振幅依存性

2.1 模态阻尼

颤振失稳是由于系统从气流中吸收的能量超过自身阻尼所耗散的能量, 导致桥梁振动幅值持续增大. 因此, 本小节首先尝试从模态阻尼振幅依存性的角度, 初步探讨不同攻角下模态阻尼的演化规律及其对系统颤振响应的影响.

2.1.1 模态阻尼振幅依存性的提取方法

模态阻尼求解公式^[16-18]如下:

$$\xi = \frac{\delta_{n-m}}{2\pi(n-m)}, \quad (1)$$

式中, $\delta_{n-m} = -\ln(A_n/A_m)$ 为 $t_m \sim t_n$ 阶段系统振动的对数衰减, A_m 和 A_n 为第 m 和 n 周期的振幅, t_m 和 t_n 为第 m 和 n 周期对应的时刻.

本文基于多项式(2)对对数振幅包络线进行拟合:

$$y(t) = a_1 t^n + a_2 t^{n-1} + \dots + a_n t + a_{n+1}, \quad (2)$$

式中, a_1, a_2, \dots, a_{n+1} 为多项式系数; t 是振动时间; y 为对数振幅 $\ln(A)$.

将式(2)代入式(1)中可得

$$\xi(t) = \frac{y(t_n) - y(t_m)}{(n-m)T} \frac{T}{2\pi} = \frac{T}{2\pi} y'(t), \quad (3)$$

式中, $\xi(t)$ 为模态阻尼, T 为振动周期, $y'(t)$ 为对数振幅拟合多项式的导函数.

2.1.2 非正攻角模态阻尼

非正攻角下, 以风速 14 m/s 及 16 m/s 为例进行阐述, 模态阻尼变化曲线如图 7 所示. 由图可知, 模态阻尼随振幅增加先逐步减弱, 在大振幅区又有一定回升, 呈现出先负相关后正相关的趋势. 当模态阻尼曲线存在由正转负的零阻尼时, 则表示系统在该风速下存在颤振发散的临界振幅. 很显然, 14 m/s 风速时, -5° 攻角下, 系统存在对应的颤振临界振幅; 而 -3° 及 0° 攻角下, 由于模态阻尼恒为正值, 因此系统此时在测试振幅范围内不存在颤振临界振幅. 当风速增大到 16 m/s 时, 模态阻尼减小, 此时系统在三个攻角下都存在模态阻尼由正转负的临界点, 因此均存在颤振临界振幅. 颤振临界振幅影响系统响应的基本原理是: 当初始激励位于临界阻尼左侧时, 系统模态阻尼为正, 因此运动衰减, 且随着振幅减小, 模态正阻尼进一步增大, 系统不会发生颤振; 相反如给予对应负阻尼范围的初始激励, 系统运动将在气动负阻尼的作用下持续增大造成颤振发散. 值得注意的是, 0° 攻角下, 模态阻尼在出现超越第一个非稳态临界振幅后, 具有再度回升至零阻尼的趋势, 直至 9.6° 振幅下, 系统阻尼达到零值, 从而使得系统产生了图 3(a) 中所示的第二个稳态临界振幅, 即对应软颤振的稳态振荡.

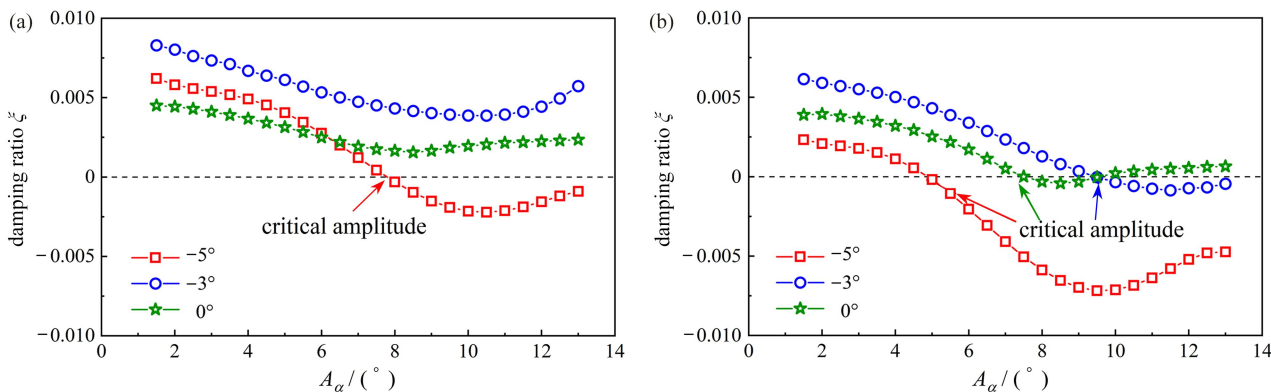


图 7 非正攻角下不同风速时, 阻尼随振幅的变化曲线: (a) $U=14$ m/s; (b) $U=16$ m/s

Fig. 7 Damping curves varying with the amplitude at non-positive attack angles and different wind speeds: (a) $U=14$ m/s; (b) $U=16$ m/s

2.1.3 正攻角模态阻尼

对于正攻角, 以风速 10 m/s 和 13 m/s 为例进行分析, 模态阻尼的计算结果如图 8 所示. 由此可知, 模态阻尼随振幅的变化规律与负攻角工况截然不同. 模态阻尼随振幅变化基本呈现单调递增的趋势, 这一趋势也为试验中发现的稳态临界振幅 (即软颤振) 的产生提供了必要条件. 给定风速下, 若系统初始模态阻尼达到负值 (如图中所示的 13 m/s), 此时即使系统初始振幅微小, 系统仍可在负阻尼的驱动下发生颤振失稳, 但当振动幅值接近并达到阻尼零点时, 系统达到能量输入-输出的动态平衡, 此时振幅停止增大, 并维持稳态振荡; 相对应地, 如给予对应阻尼为正的初始激励, 振动将衰减至阻尼零点对应的振幅, 并维持稳态振荡. 显然, 阻尼由负到

正形成的阻尼零点, 对应正攻角下软颤振形成的稳态振幅。

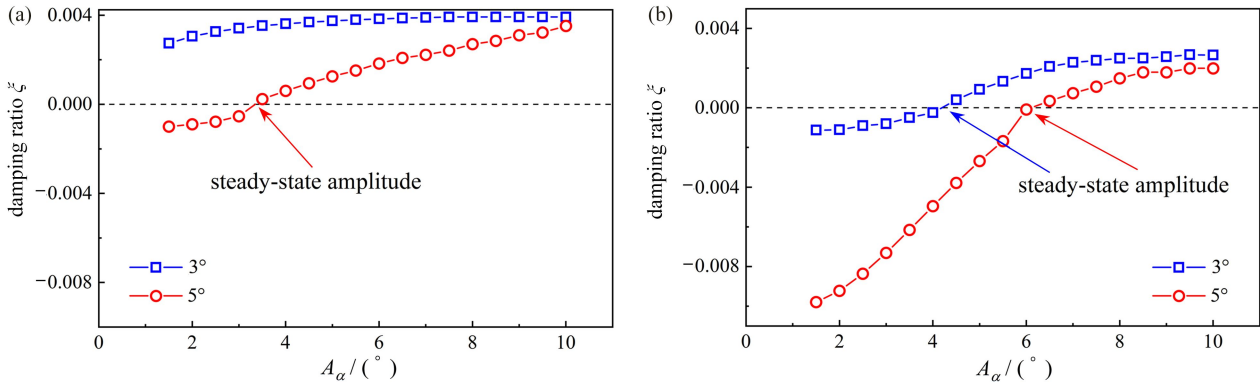


图 8 正攻角下不同风速时, 阻尼随振幅的变化曲线: (a) $U=10$ m/s; (b) $U=13$ m/s

Fig. 8 Damping curves varying with the amplitude at positive attack angles and different wind speeds: (a) $U=10$ m/s; (b) $U=13$ m/s

整体来看, 同一风速下, 3° 攻角模态阻尼大于 5° 阻尼, 因此该攻角下系统的颤振性能相对较优. 具体说来, 在风速 10 m/s 时, 3° 攻角下的模态阻尼恒为正, 5° 攻角下, 阻尼先负后正, 稳态振幅对应 3.3° . 在 13 m/s 的风速下, 两攻角的阻尼均大幅下降, 且都出现阻尼零点, 3° 攻角的阻尼零点为 4.2° , 而 5° 攻角的阻尼零点为 6° .

通过以上分析可知, 基于振幅依存的模态阻尼, 基本可以判断系统依赖初始状态的硬颤振以及软颤振, 是模态阻尼随振幅变化的负相关或正相关特征造成的。

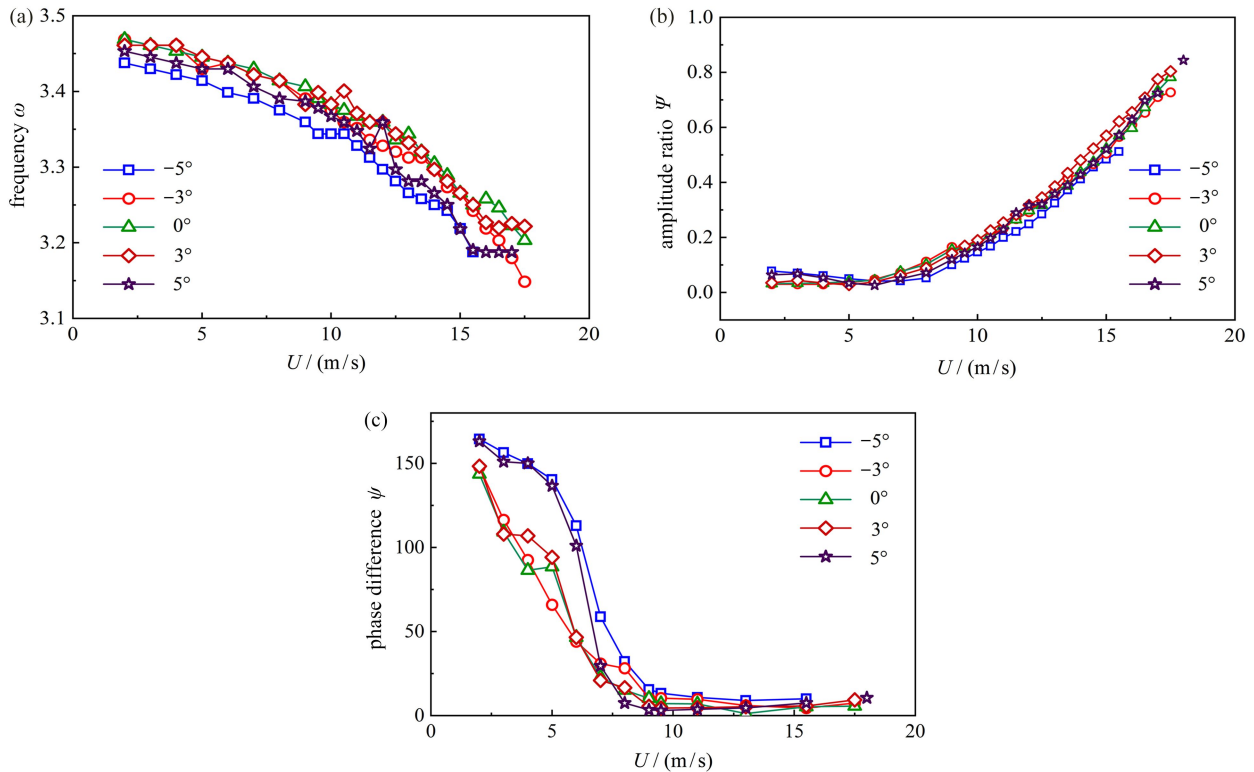


图 9 不同风攻角下气动参数随风速的变化关系: (a) 频率; (b) 振幅比; (c) 相位差

Fig. 9 Aerodynamic parameters varying with the wind speed at different attack angles: (a) the frequency; (b) the amplitude ratio; (c) the phase difference

2.2 模态频率及耦合特性

复模态自由振动状态下, 通过 Hilbert 变化识别竖向运动和扭转运动的振幅以及相位^[19], 则对应的振幅比和相位差分别为

$$\Psi = \frac{h_{\max}}{\alpha_{\max} b}, \tag{4}$$

$$\psi_j = \psi_h - \psi_\alpha, \quad (5)$$

式中, ψ 为振幅比, h_{\max}, α_{\max} 分别为竖向振幅和扭转振幅, ψ_j 是相位差, b 是桥梁断面半宽, ψ_h, ψ_α 分别为竖向运动和扭转运动的相位。

模态特性求解结果如图 9 所示. 由于数据处理过程中发现模态频率、振幅比及相位差振幅依存性均不显著, 因此仅给出其随风速的变化关系. 由图 9 可以看出, 在气动刚度的修正作用下, 模态频率随风速增大而减小, 且接近扭转自振频率. 振幅比随风速增大显著增大, 表明高风速下竖向运动的参与度显著, 系统颤振形态为典型的耦合颤振, 且竖向与扭转运动间具有较为明显的相位差. 相位差结果显示, 随风速增大, 相位差显著减小. 此外, 攻角变化对模态频率、振幅比及相位差演化的影响不明显.

3 非线性颤振导数

3.1 气动自激力及颤振导数识别

对于二自由度节段模型系统, 单位长度主梁在气动自激力作用下的运动方程可表示为^[20]

$$m(\ddot{h} + 2\xi_{s1}\omega_{s1}\dot{h} + \omega_{s1}^2 h) = \frac{1}{2}\rho U^2(2b) \left(kH_1^* \frac{\dot{h}}{U} + kH_2^* \frac{b\dot{\alpha}}{U} + k^2 H_3^* \alpha + k^2 H_4^* \frac{h}{b} \right), \quad (6)$$

$$I(\ddot{\alpha} + 2\xi_{s2}\omega_{s2}\dot{\alpha} + \omega_{s2}^2 \alpha) = \frac{1}{2}\rho U^2(2b^2) \left(kA_1^* \frac{\dot{h}}{U} + kA_2^* \frac{b\dot{\alpha}}{U} + k^2 A_3^* \alpha + k^2 A_4^* \frac{h}{b} \right), \quad (7)$$

式中, h 为竖直方向位移; α 为扭转位移; $A_i^*, H_i^* (i=1, 2, 3, 4)$ 为桥梁断面的颤振导数; $k = \omega b/U$ 为折减频率; ρ 为空气密度; U 为平均风速; b 是桥梁半宽; ω_{s1}, ξ_{s1} 和 ω_{s2}, ξ_{s2} 是结构竖向和扭转的固有频率和阻尼比.

日本学者 Matsumoto 等^[21-22] 的研究表明, 对于闭口梁型, 其竖向及扭转运动间非正常气动力之间存在一定的相似性, 从颤振导数可以体现为

$$H_1^* = kH_3^*, H_4^* = -kH_2^*, \quad (8)$$

$$A_1^* = kA_3^*, A_4^* = -kA_2^*. \quad (9)$$

气动力作用下, 系统复模态自由振动方程^[23] 可表示为

$$h = h_0 e^{i\omega t} e^{-\xi\omega}, \quad (10)$$

$$\alpha = \alpha_0 e^{i\omega t} e^{-\xi\omega + i\psi}, \quad (11)$$

其中, h_0 和 α_0 是竖向运动及扭转运动振幅, ψ 是竖向运动与扭转运动间的相位差.

结合以上几式, 颤振导数可由式 (6) ~ (11) 求得:

$$A_2^* = \frac{2CD_2 + BE_2}{v(B^2 + C^2)}, \quad (12)$$

$$A_3^* = \frac{CE_2 + 2BD_2}{v(B^2 + C^2)}, \quad (13)$$

$$H_2^* = \psi \frac{(C \sin \psi - B \cos \psi) E_1 + 2(C \cos \psi + B \sin \psi) D_1}{u(B^2 + C^2)}, \quad (14)$$

$$H_3^* = \psi \frac{(B \sin \psi + C \cos \psi) E_1 + 2(B \cos \psi - C \sin \psi) D_1}{u(C^2 + B^2)}, \quad (15)$$

式中, $v = \rho b^4/I$, 为单位长度量纲一化的质量惯性矩, $u = \rho b^2/m$, 为单位长度量纲一化的质量, ξ 为随振幅变化的系统阻尼, ψ 为振幅比, ψ 是相位差, $C = 1 - k\psi \sin \psi$, $B = k\psi \cos \psi$, $D_2 = \xi_{s2}\omega_{s2}/\omega - \xi$, $E_2 = (\omega_{s2}/\omega)^2 - 1$, $D_1 = \xi_{s1}\omega_{s1}/\omega - \xi$, $E_1 = (\omega_{s1}/\omega)^2 - 1$.

3.2 颤振导数识别结果

3.2.1 非耦合颤振导数识别结果

图 10 所示为扭转运动相关的非耦合颤振导数识别结果. 由图可知, 各攻角下, 颤振导数 A_2^* 均存在较为明显的振幅依存性. 负攻角下, A_2^* 在小振幅下取值为负, 且其绝对值随风速增大而增大, 表明小振幅下扭转运动非耦合气动阻尼对系统颤振而言具有明显的稳定性作用; 但值得注意的是, 当折减风速增大至某一取值, 且振

幅增大至 8° 后, A_2^* 具有回归至零甚至大于零的趋势, 意味着大振幅下扭转运动稳定性作用的大幅减弱甚至消失, 这可能是负攻角下产生颤振临界振幅并发生初始振幅依赖的硬颤振的潜在因素之一. 正攻角下, A_2^* 在小振幅下取值为正, 且随折减风速增大, 取值逐渐增大. 显然, A_2^* 在正攻角及小振幅下符号变正, 由此使得扭转运动产生气动负阻尼, 扭转振动不再具有稳定系统的作用, 是导致断面颤振性能弱化并发生扭转软颤振的直接原因之一. 但随着振幅增大, A_2^* 逐渐由正变负, 因此, 在大振幅扭转运动提供的气动正阻尼作用下, 断面难以发生发散性硬颤振. 无论正攻角还是负攻角, 攻角绝对值越大, 改变相同振幅, 其 A_2^* 变化也越大, 表明其耦合项气动阻尼对振幅敏感度大幅度提高, 这可能是攻角绝对值越大, 颤振性能越差的原因之一.

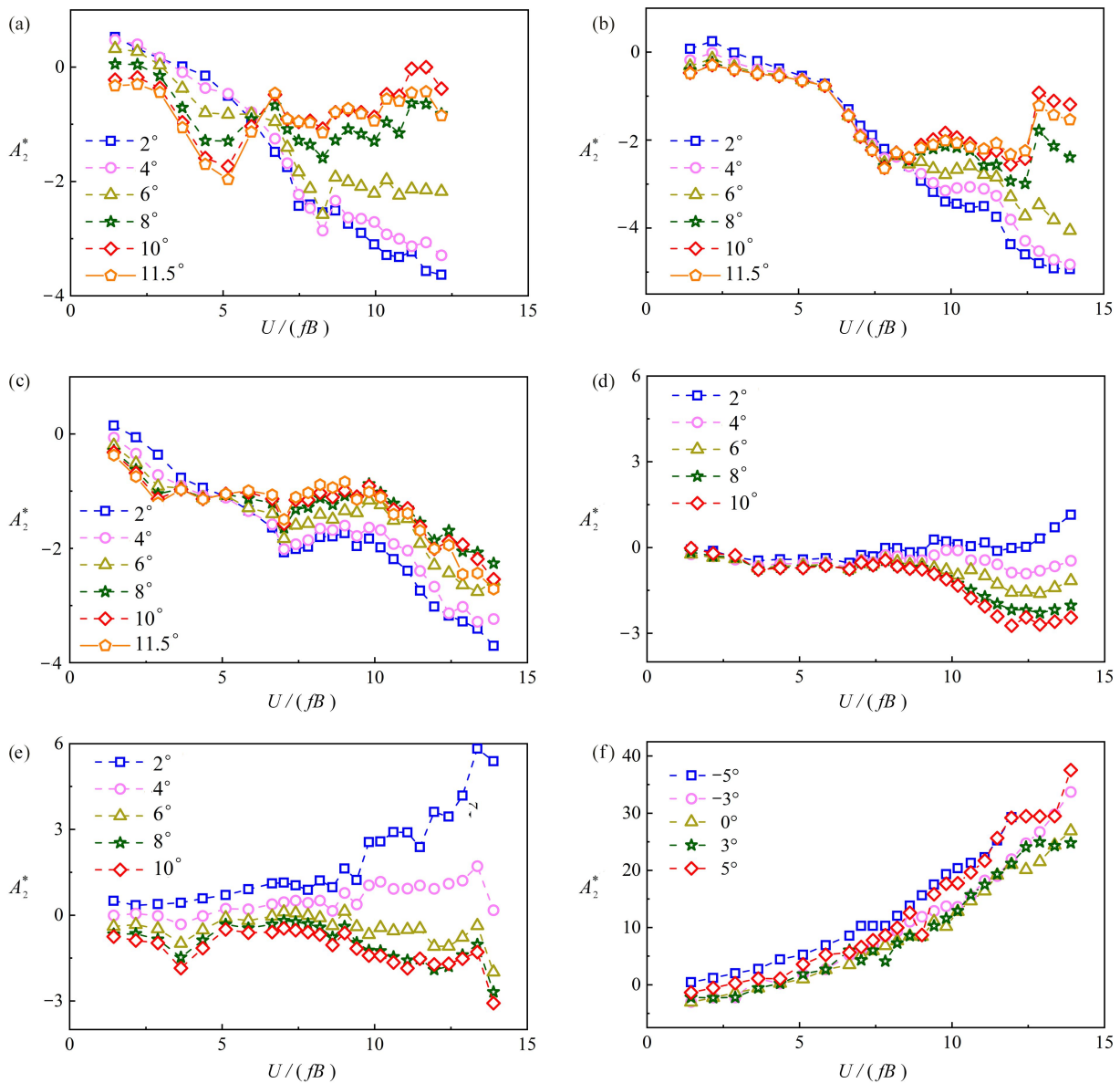


图 10 非耦合颤振导数识别结果: (a) -5° 攻角下的颤振导数 A_2^* ; (b) -3° 攻角下的颤振导数 A_2^* ; (c) 0° 攻角下的颤振导数 A_2^* ; (d) 3° 攻角下的颤振导数 A_2^* ; (e) 5° 攻角下的颤振导数 A_2^* ; (f) 不同攻角下的颤振导数 A_2^*
 Fig. 10 Evolution of uncoupled flutter derivatives: (a) A_2^* under a wind attack angle of -5° ; (b) A_2^* under a wind attack angle of -3° ; (c) A_2^* under a wind attack angle of 0° ; (d) A_2^* under a wind attack angle of 3° ; (e) A_2^* under a wind attack angle of 5° ; (f) A_2^* at different wind attack angles

0° 攻角下, A_2^* 的演化规律整体类似于负攻角, 但是其振幅依存性大幅度降低, 且在振幅大于 8° 时, 随振幅增加其 A_2^* 反而减小. 总体而言, 其规律属于负攻角及正攻角颤振导数间的过渡状态, 因此系统颤振形态既具有负攻角的振幅依赖特性, 又具有正攻角的软颤振特性.

由于模态频率不具备振幅依存性,因此颤振导数 A_3^* 也基本不具备振幅依存性,其随折减风速的变化曲线如图10(f)所示.由于 A_3^* 取值为正,其大小与折减风速呈现单调正相关,因此扭转运动提供的非耦合气动刚度具有减小模态频率的作用.相同折减风速下,不同攻角之间的颤振导数 A_3^* 有一定差异,具体表现为攻角绝对值越大,其 A_3^* 也越大,表2以12的折减风速为例进行了说明.

表2 不同攻角下 A_3^* 取值 ($U/(fB) = 12$)
Table 2 A_3^* values at different angles of attack ($U/(fB) = 12$)

attack angle	-5°	-3°	0°	3°	5°
A_3^*	29	22	20.5	21.5	27.5

3.2.2 耦合颤振导数识别结果

扭转运动相关的耦合颤振导数识别结果如图11所示.由于振幅比、相位差等模态参数仍不存在振幅依存性,因此颤振导数 H_2^* 及 H_3^* 也仅表现为折减风速的函数.如图所示,攻角对 H_2^* 的影响亦不明显,其取值随折减风速先减小后增加, H_3^* 与折减风速基本呈现单调负相关特征,风攻角对 H_3^* 的影响亦较小.

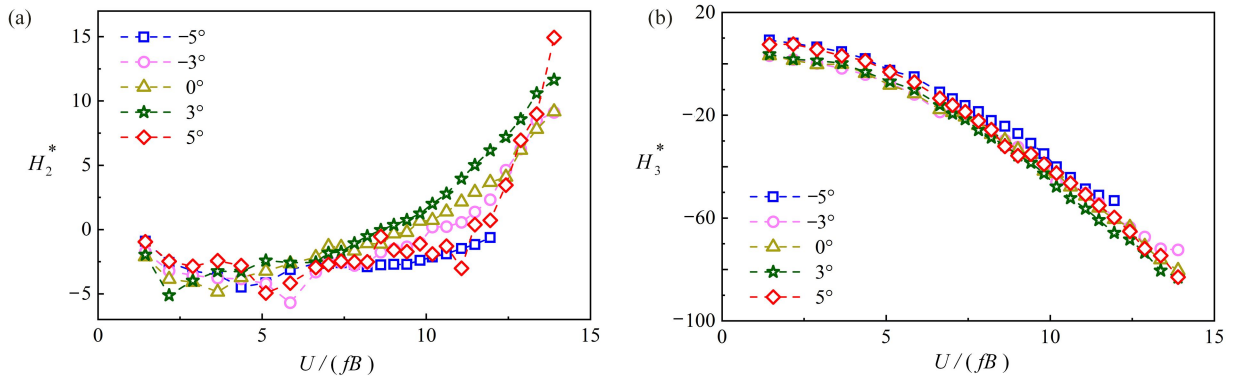


图11 不同攻角下耦合颤振导数的识别结果: (a) 不同攻角下的颤振导数 H_2^* ; (b) 不同攻角下的颤振导数 H_3^*

Fig. 11 Evolution of coupled flutter derivatives: (a) H_2^* values at different wind attack angles; (b) H_3^* values at different wind attack angles

4 颤振动力学机理解释

前文已经通过模态阻尼初步解释了颤振机理,即攻角改变导致模态阻尼振幅依存特性的改变,从而影响系统颤振性能,本节拟通过对模态阻尼逐项拆解,以探究分项阻尼在不同攻角下影响颤振性能的动力学机理.

根据双模态耦合颤振闭合解法^[24],扭转模态分支的模态阻尼可表示为

$$\xi = \xi_\alpha(\omega_\alpha/\omega) - 0.5\nu A_2^* - 0.5\nu\mu\Psi' \sin(\psi'), \quad (16)$$

显然,系统总阻尼由三部分构成,分别是结构阻尼项 $\xi_\alpha(\omega_\alpha/\omega)$,非耦合项气动阻尼项 $-0.5\nu A_2^*$ 及耦合气动阻尼项 $-0.5\nu\mu\Psi' \sin(\psi')$.其中

$$\Psi' = R_{d2}[(H_2^*)^2 + (H_3^*)^2][(A_1^*)^2 + (A_4^*)^2]^{1/2}, \quad (17)$$

$$\psi' = \tan^{-1}(A_1^*/A_4^*) + \tan^{-1}(H_2^*/H_3^*), \quad (18)$$

$$R_{d2} \approx \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2\right]^{-1}. \quad (19)$$

4.1 非正攻角下阻尼

对于非正攻角,以风速14 m/s及16 m/s为例进行说明.图12(a)和图12(b)显示,竖向运动产生非常显著的耦合气动负阻尼,竖向运动参与是导致系统颤振发生的根本原因,但耦合项气动负阻尼和结构阻尼均不存在振幅依存性,因此,系统在非正攻角下颤振响应的振幅依存性并不来源于耦合气动阻尼.图12(c)和图12(d)显示,非耦合气动阻尼取值为正,表明扭转运动在原则上能够起到稳定系统抗振性的作用;但值得注意的是,其随振幅的演化规律与模态阻尼十分相似,均随着振幅增大急剧减小.即同一风速下,初始扭转振幅越大,扭转运动所能提供的稳定性越差,系统越容易发生耦合气动负阻尼驱动的硬颤振.显然,非耦合气动阻尼

是导致系统硬颤振临界振幅依存的直接原因。

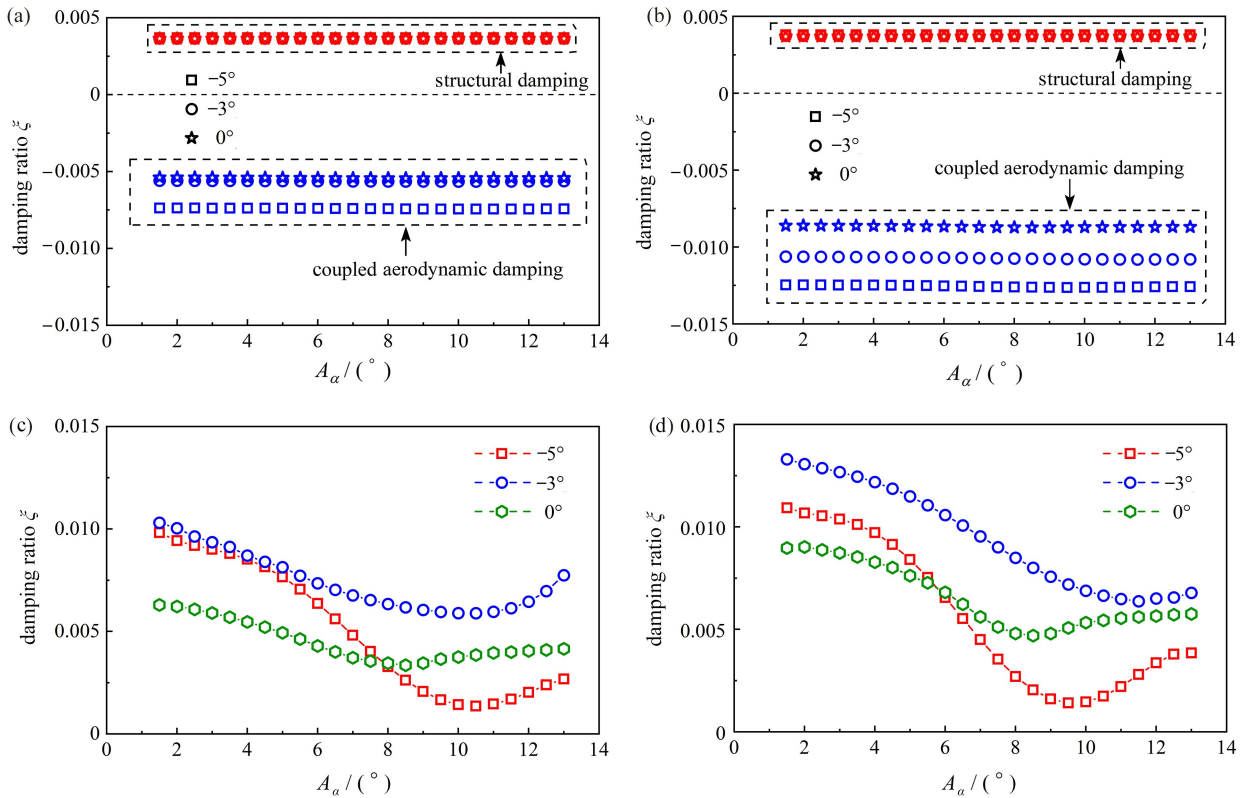


图 12 非正攻角下各阻尼项随振幅变化曲线: (a) 14 m/s 下不同攻角的耦合气动阻尼和结构阻尼; (b) 16 m/s 下不同攻角的耦合气动阻尼和结构阻尼; (c) 14 m/s 下不同攻角的非耦合气动阻尼; (d) 16 m/s 下不同攻角的非耦合气动阻尼

Fig. 12 The damping term curves varying with the amplitude at non-positive angle of attack: (a) the coupled aerodynamic damping and the structural damping at different attack angles ($U=14$ m/s); (b) the coupled aerodynamic damping and the structural damping at different attack angles ($U=16$ m/s); (c) the uncoupled aerodynamic damping at different attack angles ($U=14$ m/s); (d) the uncoupled aerodynamic damping at different attack angles ($U=16$ m/s)

对比图 12(c)和图 12(d), -5° 攻角非耦合气动阻尼随振幅下降更快, 这与前文非正攻角间 A_2^* 振幅依存性不同是一致的. 对比图 12(a) 和图 12(b) 可发现, 攻角愈负, 耦合气动阻尼愈小. 表 3 对非正攻角的耦合气动阻尼进行了逐项拆解, 可以发现耦合气动负阻尼增大的主要原因是 $\sqrt{(A_1^*)^2 + (A_4^*)^2}$ 的增大. 由 A_4^* 远小于 A_1^* 可知, A_1^* 是导致负攻角下耦合气动负阻尼增大并导致系统颤振性能弱化的主要原因。

表 3 非正攻角下耦合气动阻尼各子项

Table 3 Sub-terms of the coupled aerodynamic damping at non-positive angles of attack

sub-term	14 m/s			16 m/s		
	-5°	-3°	0°	-5°	-3°	0°
$-0.5\nu\mu$	$-1.5E+5$	$1.5E+5$	$1.49E+5$	$1.49E+5$	$1.49E+5$	$1.49E+5$
$\left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2\right]^{-1}$	1.78	1.74	1.74	1.86	1.81	1.78
$[(H_2^*)^2 + (H_3^*)^2]^{1/2}$	44.26	46.9	47.8	56.5	63.6	63.6
$[(A_1^*)^2 + (A_4^*)^2]^{1/2}$	6.26	4.64	4.38	7.98	6.32	5.19
$\sin(\psi')$	0.99	0.98	0.99	0.99	0.97	0.98

4.2 正攻角阻尼

对于正攻角, 以风速 10 m/s 和 13 m/s 为例进行说明. 图 13(a)和图 13(b)表明, 同非正攻角类似, 耦合项气动阻尼始终为负且不存在振幅依存性, 说明竖向运动的参与大幅削弱了系统的颤振性能, 系统的颤振振幅依存性不来源于耦合气动阻尼. 但与正攻角不同的是, 其非耦合气动阻尼随振幅变化具有先负后正的特征, 如图 13(c)和图 13(d)所示, 因此较小的初始激励下扭转运动提供气动负阻尼, 较大的初始激励下扭转运动提供气动正阻

尼, 这表明非耦合气动阻尼是系统软颤振稳态振幅依存性的直接原因. 值得注意的是, 由于扭转运动在一定风速下能够提供气动负阻尼并诱发软颤振, 因此系统颤振形态本质上是扭转颤振, 耦合气动阻尼仅具有弱化系统颤振性能的作用.

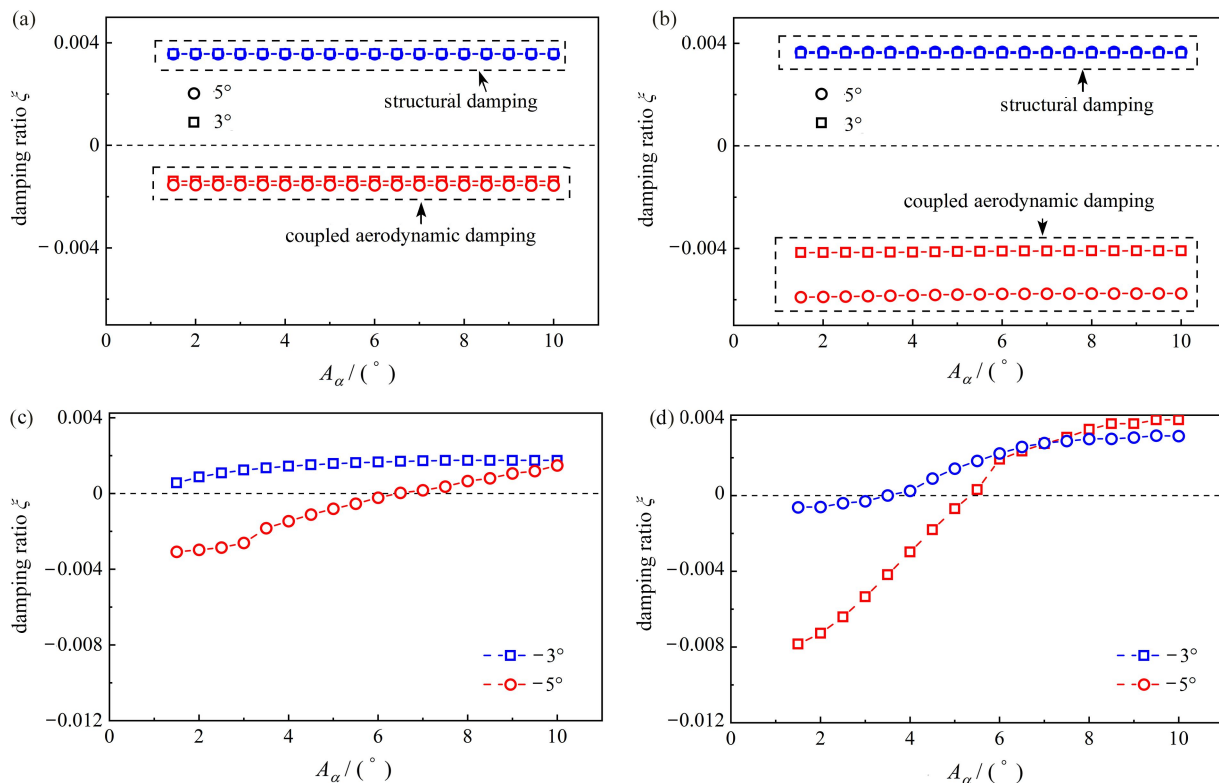


图 13 正攻角下各阻尼项随风速变化曲线: (a) 10 m/s 不同攻角的耦合气动阻尼和结构阻尼; (b) 13 m/s 不同攻角的耦合气动阻尼和结构阻尼; (c) 10 m/s 不同攻角的非耦合气动阻尼; (d) 13 m/s 不同攻角的非耦合气动阻尼

Fig. 13 The damping term curves varying with the amplitude under positive angles of attack: (a) the coupled aerodynamic damping and the structural damping at different attack angles ($U=10$ m/s); (b) the coupled aerodynamic damping and the structural damping at different attack angles ($U=13$ m/s); (c) the uncoupled aerodynamic damping at different attack angles ($U=10$ m/s); (d) the uncoupled aerodynamic damping at different attack angles ($U=13$ m/s)

表 4 正攻角下耦合项气动阻尼各子项

Table 4 Sub-terms of the coupled aerodynamic damping at positive angles of attack

sub-term	10 m/s		13 m/s	
	3°	5°	3°	5°
$-0.5\nu\mu$	-1.49E + 5	-1.49E + 5	-1.49E + 5	-1.49E + 5
$\left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2\right]^{-1}$	1.68	1.69	1.72	1.76
$[(H_2^*)^2 + (H_3^*)^2]^{1/2}$	21.5	18.77	42.6	39.0
$[(A_1^*)^2 + (A_4^*)^2]^{1/2}$	2.56	3.30	3.75	5.60
$\sin(\psi')$	0.99	0.99	0.99	0.99

正攻角间的两项阻尼的演化规律同非正攻角也有类似之处. 对比图 13(c)和图 13(d), 5°攻角非耦合气动阻尼随振幅上升更快, 也是由于 5°攻角 A_2^* 振幅依存性更强导致的. 通过表 4 的对比可知, 攻角愈大, 其耦合气动阻尼愈小, 这也是由于 A_1^* 增大导致的.

5 结 论

1) 断面在正攻角下的颤振形态主要表征为软颤振, 模态阻尼在零点附近具有单调递增的演化规律, 是导致软颤振发生的主要原因; 非正攻角下, 断面颤振形态表征为依赖于初始振幅的硬颤振, 主要原因在于模态阻

尼在零点附近单调递减的演化规律.

2) 颤振导数 A_2^* , A_3^* , H_2^* 受风攻角变化的影响较大, H_3^* 受风攻角变化的影响较小. 需要特别说明的是, 不同攻角直接影响了 A_2^* 的振幅依存性正负以及强弱, 进而导致系统的模态阻尼振幅依存性发生了明显改变; 攻角对 A_3^* 有一定影响, 对 H_2^* , H_3^* 振幅依存性影响不大, 因此系统模态频率、振幅比、相位差基本不具有振幅依存性.

3) 攻角影响了非耦合项气动阻尼的振幅依存性: 非正攻角下, A_2^* 具有正向振幅依存性, 非耦合项气动阻尼具有负向振幅依存性; 正攻角的情况与之相反, 这是最终呈现两种颤振现象的根本原因. 同时, 攻角绝对值越大, A_2^* 具有的振幅依存性越强, 其大振幅下提供的气动正阻尼显著减小, 这是导致系统在正负大攻角下响应初始振幅依赖性显著的主要原因. 攻角也影响了非耦合项气动阻尼: 攻角绝对值越大, A_1^* 越大, 其决定的耦合气动负阻尼明显降低, 是正负大攻角下系统颤振性能弱化的重要原因.

参考文献(References):

- [1] SCANLAN R. Amplitude and turbulence effects on bridge flutter derivatives[J]. *Engineering Structures*, 1997, **123**(2): 232-236.
- [2] NODA M, UTSUNOMIYA H, NAGAO F, et al. Effects of oscillation amplitude on aerodynamic derivatives[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2003, **91**(1): 101-111.
- [3] XU F, YING X, ZHANG Z. Effects of exponentially modified sinusoidal oscillation and amplitude on bridge deck flutter derivatives[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2016, **21**(5): 06016001.
- [4] 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.
- [5] ZHOU R, GE Y J, YANG Y X, et al. Wind-induced nonlinear behaviors of twin-box girder bridges with various aerodynamic shapes[J]. *Nonlinear Dynamics*, 2018, **94**: 1095-1115.
- [6] WU B, CHEN X Z, WANG Q, et al. Characterization of vibration amplitude of nonlinear bridge flutter from section model to full bridge estimation[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2019, **197**: 1040487.
- [7] 张博, 史天姿, 张贻林, 等. 旋转输液管动力稳定性理论分析[J]. 应用数学和力学, 2022, **43**(2): 166-175. (ZHANG Bo, SHI Tianzi, ZHANG Yilin, et al. Theoretical analysis on dynamic stability of rotating pipes conveying fluid[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2022, **43**(2): 166-175.(in Chinese))
- [8] 黄国庆, 彭留留, 廖海黎, 等. 普立特大桥桥位处山区风特性实测研究[J]. 西南交通大学学报, 2016, **51**(2): 349-356. (HUANG Guoqing, PENG Liuliu, LIAO Haili, et al. Field measurement study on wind characteristics at Puli great bridge site in mountainous area[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2016, **51**(2): 349-356.(in Chinese))
- [9] 于舰涵, 李明水, 廖海黎. 山区地形对桥位风场影响的数值模拟[J]. 西南交通大学学报, 2016, **51**(4): 654-662. (YU Jianhan, LI Mingshui, LIAO Haili. Numerical simulation of effect of mountainous topography on wind field at bridge site[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2016, **51**(4): 654-662.(in Chinese))
- [10] 赵林, 吴风英, 潘晶晶, 等. 强台风登陆过程大跨桥梁风特性特征及其抖振响应分析[J]. 空气动力学学报, 2016, **39**(4): 654-662. (ZHAO Lin, WU Fengying, PAN Jingjing, et al. Wind field characteristics and wind-induced buffeting response of a long-span bridge during the landing of a strong typhoon[J]. *Acta Aerodynamica Sinica*, 2016, **39**(4): 654-662.(in Chinese))
- [11] 朱乐东, 朱青, 郭震山. 风致静力扭角对桥梁颤振性能影响的节段模型试验研究[J]. 振动与冲击, 2011, **30**(5): 23-26. (ZHU Ledong, ZHU Qing, GUO Zhenshan. Effect of wind-induced static torsional angle on flutter performance of bridges via sectional model test[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, **30**(5): 23-26.(in Chinese))
- [12] 欧阳克俭, 陈政清. 附加攻角效应对颤振稳定性影响[J]. 振动与冲击, 2015, **34**(2): 45-49. (OUYANG Kejian, CHEN Zhenqing. Influence of static wind additive attack angle on flutter performance of bridges[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, **34**(2): 45-49.(in Chinese))
- [13] 伍波, 王骑, 廖海黎, 等. 双层桥面桁架梁软颤振特性风洞试验研究[J]. 振动与冲击, 2020, **39**(1): 191-198. (WU Bo, WANG Qi, LIAO Haili, et al. Wind tunnel tests for soft flutter characteristics of double-deck truss girder[J].

- Journal of Vibration and Shock*, 2020, **39**(1): 191-198.(in Chinese))
- [14] 伍波, 王骑, 廖海黎, 等. 不同风攻角下薄平板断面颤振机理研究[J]. 振动工程学报, 2020, **33**(4): 667-678. (WU Bo, WANG Qi, LIAO Haili, et al. Flutter mechanism of thin plate section under different wind attack angles[J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2020, **33**(4): 667-678.(in Chinese))
- [15] 李志国, 王骑, 伍波, 等. 不同攻角下扁平箱梁颤振机理[J]. 西南交通大学学报, 2018, **53**(4): 687-695. (LI Zhiguo, WANG Qi, WU Bo, et al. Flutter mechanism of flat box girder under different attack angles[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2018, **53**(4): 687-695.(in Chinese))
- [16] 伍波, 王骑, 廖海黎. 扁平箱梁颤振后状态的振幅依存性研究[J]. 中国公路学报(自然科学版), 2019, **32**(10): 96-106. (WU Bo, WANG Qi, LIAO Haili. Characteristics of amplitude dependence of a flat box girder in a post-flutter state[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2019, **32**(10): 96-106.(in Chinese))
- [17] XU F, YANG J, ZHANG M, et al. Experimental investigations on post-flutter performance of a bridge deck sectional model using a novel testing device[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2021, **217**: 104752.
- [18] LI K, HAN Y, CAI C S, et al. Experimental investigation on post-flutter characteristics of a typical steel-truss suspension bridge deck[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2021, **216**: 104724.
- [19] 邓正科, 孙测世, 杨汝东. 不同索力斜拉索的主共振瞬时相频特性[J]. 应用数学和力学, 2021, **42**(10): 1126-1135. (DENG Zhengke, SUN Ceshi, YANG Rudong. Transient primary resonance phase-frequency characteristics of stay cables with different tensions[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2021, **42**(10): 1126-1135.(in Chinese))
- [20] SCANLAN R H, TOMKO J J. Airfoil and bridge deck flutter derivatives[J]. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 1971, **97**(6): 1717-1737.
- [21] MATSUMOTO M. Aerodynamic damping of prisms[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1971, **56**: 159-175.
- [22] MATSUMOTO M, KOBAYASHI Y, SHIRATO H. The influence of aerodynamic derivatives on flutter[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1996, **60**: 227-239.
- [23] WANG Y F, CHEN X Z, LI Y L. Nonlinear self-excited forces and aerodynamic damping associated with vortex-induced vibration and flutter of long span bridges[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, **204**: 104207.
- [24] CHEN X. Analysis of crosswind fatigue of wind-excited structures with nonlinear aerodynamic damping[J]. *Engineering Structures*, 2014, **74**: 145-156.