

# 典型箱梁下腹板倾角对桥梁静风稳定性能的影响

姜保宋<sup>1</sup>, 周志勇<sup>1</sup>, 闫康健<sup>2</sup>, 胡传新<sup>1</sup>

(1. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学建筑设计研究院(集团)有限公司, 上海 200030)

**摘要:**以大跨桥梁中常用的近流线型箱梁断面为研究对象,通过计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)方法,选取下腹板倾角这一关键几何参数进行研究,对比分析不同腹板倾角情况下的静风稳定性能,阐述静风失稳机理。研究表明,当下腹板倾角较小时,在底板与下游腹板交接处存在负压区,可以产生向下的升力分量,从而降低升力系数;在一定的下腹板倾角范围内( $9^{\circ} \sim 23^{\circ}$ ),竖向位移或扭转位移较小,有利于提高静风失稳临界风速。选用下腹板倾角较小( $9^{\circ} \sim 23^{\circ}$ )的断面,可有效增大上表面的正压力以及下表面的负压力,降低主梁的升力系数,降低阻力系数,从而达到提高静风稳定失稳风速的目的。

**关键词:**静风稳定;下腹板倾角;静风失稳机理;计算流体力学;近流线型箱梁断面

**中图分类号:** U441<sup>+</sup>.3

**文献标志码:** A

## Aerodynamic Performance of Bridge with Typical Box Girder Sections at Different Web Inclinations

JIANG Baosong<sup>1</sup>, ZHOU Zhiyong<sup>1</sup>, YAN Kangjian<sup>2</sup>, HU Chuanxin<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Tongji University Architectural Design and Research Institute (Group) Co., Ltd., Shanghai 200030, China)

**Abstract:** In this paper, concerning the critical aerodynamic geometrical parameters of a box girder, a series of web inclination angles (33 representative angles) were selected to fundamentally investigate the influence of web inclination angles on stationary aerodynamic stability performance of the long span bridge by using the computational fluid dynamics (CFD) method. The results show that there is a negative pressure zone at the junction of the bottom slab and the incline web when the angle of the web is small, which generates the downward force and decreases the lift coefficient of the box

girder. By reducing the web inclination angle, the vertical and torsional displacements of the box girder at each wind speed are effectively reduced. The box girder with a lower web inclination angle can reduce the lift coefficient and drag coefficient of the box girder and can improve the stationary aerodynamic stability performance of the bridge.

**Key words:** static wind stability; web inclination; aerostatic instability mechanism; computational fluid dynamics (CFD); quasi-streamlined box girder section

大跨度桥梁在静风荷载作用下,主梁会发生弯曲和扭转变形。随着风速的提高,结构变形会进一步增大,当结构抗力的增速小于静风荷载增速时,结构发生静风失稳。随着桥梁跨径的不断增大,新型轻质高强复合材料的运用以及对桥梁美学的追求,桥梁结构变得更加轻柔,而桥梁静风稳定问题则日益突出<sup>[1]</sup>。

对于跨度千米及以上的桥梁,由于结构刚度的降低,静风失稳可能先于颤振失稳出现。日本东京大学 Hirai 教授于 1967 年在悬索桥的全桥气弹模型风洞试验中观察到了静力扭转发散的现象<sup>[2]</sup>,同济大学在对汕头海湾二桥的风洞试验中,发现了斜拉桥由静风引起的弯扭失稳现象<sup>[3]</sup>。静风稳定性是千米级桥梁抗风性能的主要考查指标之一,因此,深入研究千米级桥梁的静风稳定性显得尤为重要。

由于桥梁的风荷载主要作用在主梁上,桥梁主梁气动是决定桥梁静风稳定性能的主要因素。而桥梁主梁断面气动外形影响气流遇到断面以后的流场分布,直接决定了作用于主梁上的风荷载大小,即主梁三分力的大小,进而影响了桥梁的静风稳定性临界风速。

扁平箱梁由于风嘴的存在,可近似看成流线型结构<sup>[4]</sup>,Sarwar 等<sup>[5]</sup>研究了  $B/D=11.6$  ( $B$  为主梁

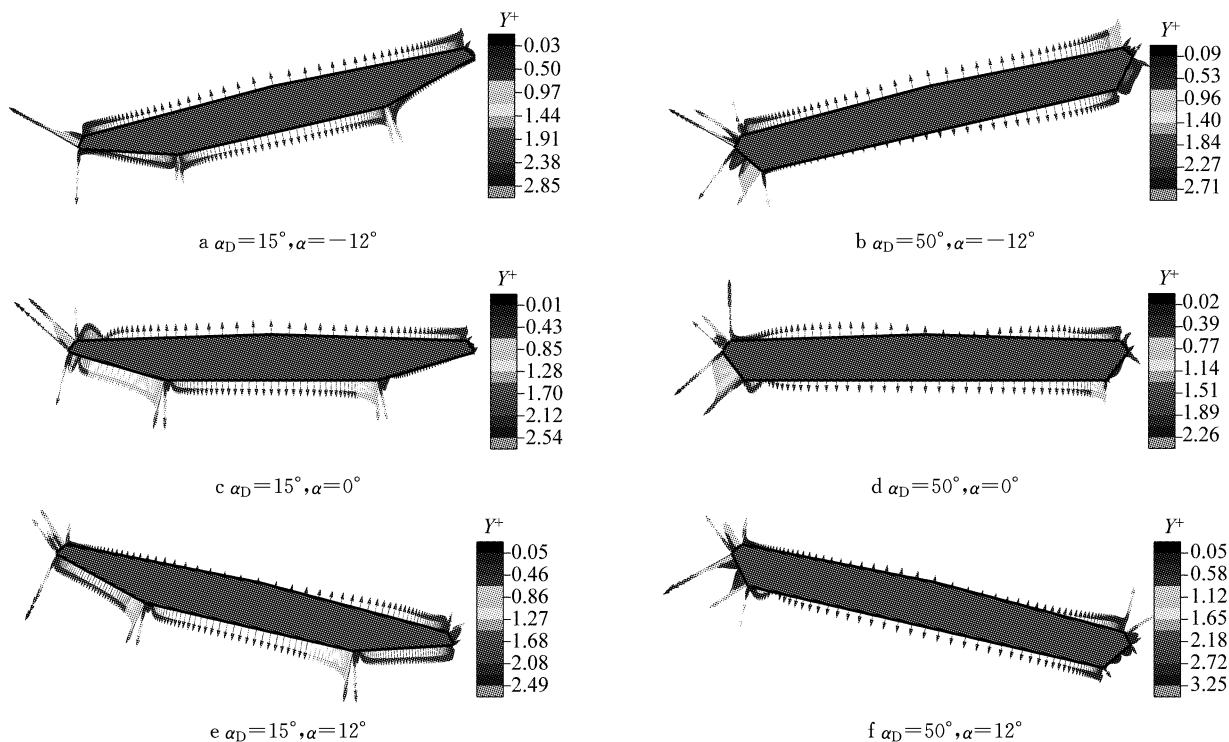
收稿日期: 2018-06-05

基金项目: 国家自然科学基金(51323013, 51678451)

第一作者: 姜保宋(1984—),男,博士生,主要研究方向为桥梁抗风。E-mail: jbs0645@163.com

通信作者: 周志勇(1971—),男,教授,博士生导师,工学博士,主要研究方向为桥梁抗风、计算流体力学。E-mail: z. zhou@tongji.edu.cn



图 3 桥梁断面壁面  $Y^+$  值分布Fig.3  $Y^+$  distribution on wall of bridge section

如图 4 所示,  $F_D$ 、 $F_L$ 、 $M_T$  分别为风轴坐标下单位长度作用于主梁的阻力、升力及扭矩;  $F_H$ 、 $F_V$ 、 $M_T$  分别为体轴坐标下单位长度作用于主梁的阻力、升力及扭矩;  $\alpha$  为风攻角; 主梁三分力系数定义如下:

$$C_D = F_D / q_w D \quad (1)$$

$$C_L = F_L / q_w B \quad (2)$$

$$C_M = M_T / q_w B^2 \quad (3)$$

式(1)~(3)中:  $q_w = (1/2)\rho v_w^2$  为来流动压;  $\rho$  和  $v_w$  分别为空气密度和来流速度;  $C_D$ 、 $C_L$ 、 $C_M$  分别为阻力系数、升力系数及扭矩系数。

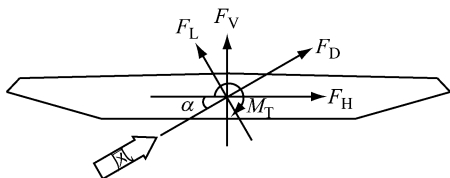


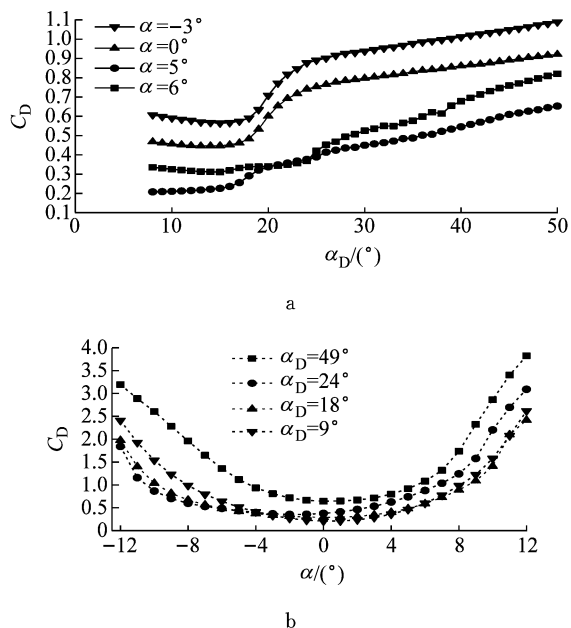
图 4 风荷载坐标系示意图

Fig.4 Coordinate of wind load

### 1.3 三分力系数

#### 1.3.1 阻力系数

箱梁断面的阻力系数随  $\alpha_D$  及风攻角的变化如图 5 所示. 对不同的  $\alpha_D$ ,  $C_D$  随风攻角的变化趋势一致: 在  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$  范围内的变化较为平缓, 均在 0.8 以下; 在  $\alpha = -5^\circ \sim -12^\circ$  及  $\alpha = 5^\circ \sim 12^\circ$  范围内的阻力系数变化明显. 在  $12^\circ$  攻角下,  $C_D > 2.3$ , 在  $-12^\circ$  攻角

图 5 阻力系数随  $\alpha_D$  及风攻角的变化Fig.5 Drag coefficient versus  $\alpha_D$  and wind attack angle

下,  $C_D > 1.8$ .

随着  $\alpha_D$  的增大,  $C_D$  增大, 根据增速大小, 可近似将计算断面分为 3 个区域: 区域 1 ( $\alpha_D = 8^\circ \sim 18^\circ$ ); 区域 2 ( $\alpha_D = 18^\circ \sim 24^\circ$ ); 区域 3 ( $\alpha_D = 24^\circ \sim 50^\circ$ ). 在区域 1 及区域 3, 阻力系数随  $\alpha_D$  的变化相对平缓 (图 5a), 而在区域 2, 阻力系数变化较大。

### 1.3.2 升力系数

箱梁断面的升力系数随  $\alpha_D$  及风攻角变化如图6所示. 对于不同的  $\alpha_D$ , 升力系数随风攻角的变化趋势一致: 升力系数随风攻角的增大而增大, 且基本呈线性变化, 在  $12^\circ$  攻角下,  $C_L \approx 1.5$ , 在  $-12^\circ$  攻角下,  $C_L \approx -1.5$ . 当  $\alpha = 10^\circ \sim 12^\circ$  时, 升力系数趋于平缓, 当  $\alpha_D > 27^\circ$  时, 这一现象更为明显.

随着  $\alpha_D$  的增大,  $C_L$  整体呈先减小后增大的趋势(图6a): 当  $\alpha \geq 0^\circ$  时, 这种趋势较为明显; 而当  $\alpha < 0^\circ$  时,  $\alpha_D$  对  $C_L$  的影响则相对较小. 根据这种变化趋势, 可以将  $\alpha_D$  分为3个区域: 区域1( $\alpha_D = 8^\circ \sim 16^\circ$ ); 区域2( $\alpha_D = 16^\circ \sim 27^\circ$ ); 区域3( $\alpha_D = 27^\circ \sim 50^\circ$ ). 在区域1,  $C_L$  整体随  $\alpha_D$  的增大而减小; 在区域2,  $C_L$  整体随  $\alpha_D$  的增大而增大; 在区域3,  $C_L$  随腹板的  $\alpha_D$  变化较为平缓.

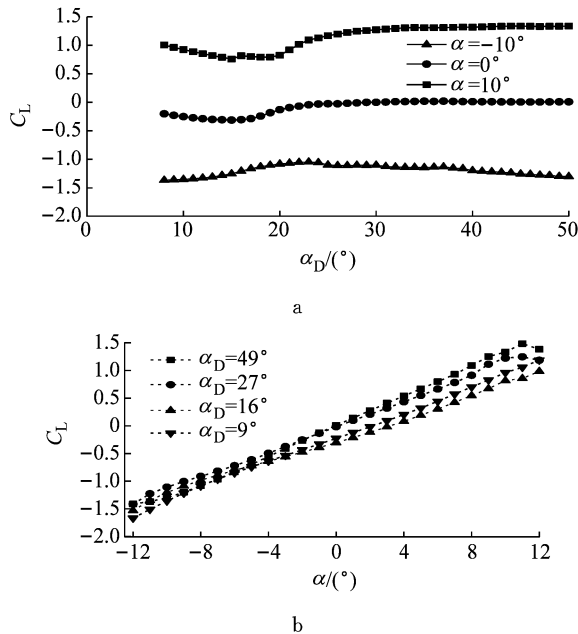


图6 升力系数随  $\alpha_D$  及风攻角的变化

Fig.6 Lift coefficient versus  $\alpha_D$  and wind attack angle

### 1.3.3 扭矩系数

箱梁断面的扭矩系数随  $\alpha_D$  及风攻角变化如图7所示. 在不同的  $\alpha_D$  下, 扭矩系数随风攻角的变化趋势一致.  $C_M$  在小攻角范围内( $-5^\circ \sim +5^\circ$ )的扭矩系数基本呈线性变化: 在  $\alpha = -5^\circ$  时,  $C_M \approx -0.12$ ; 在  $\alpha = 5^\circ$  时,  $C_M \approx 0.15$ .

$C_M$  在  $\alpha = 5^\circ \sim 12^\circ$  时变化较为平缓, 在  $0.10 \sim 0.20$  之间. 而当  $\alpha = -5^\circ \sim -12^\circ$  时, 对于不同的  $\alpha_D$ , 扭矩系数变化趋势发生了明显变化: 当  $\alpha_D = 41^\circ \sim 50^\circ$  时,  $C_M$  变化较为平缓, 在  $0.10 \sim 0.15$  之间; 当  $\alpha_D = 8^\circ \sim 24^\circ$  时,  $C_M$  仍呈线性变化.

根据扭矩系数随风攻角的变化趋势, 可近似将  $\alpha_D$  分为3个区域: 区域1( $\alpha_D = 8^\circ \sim 24^\circ$ ); 区域2( $\alpha_D = 24^\circ \sim 41^\circ$ ); 区域3( $\alpha_D = 41^\circ \sim 50^\circ$ ). 在区域1,  $C_M$  在  $\alpha = -12^\circ \sim 5^\circ$  范围内呈线性变化, 在  $\alpha = 5^\circ \sim 12^\circ$  范围内变化平缓; 在区域3,  $C_M$  在  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$  范围内呈线性变化, 在  $\alpha = -5^\circ \sim -12^\circ$  及  $\alpha = 5^\circ \sim 12^\circ$  两个范围内变化平缓; 区域2中,  $C_M$  随风攻角的变化趋势则介于区域3及区域1之间.

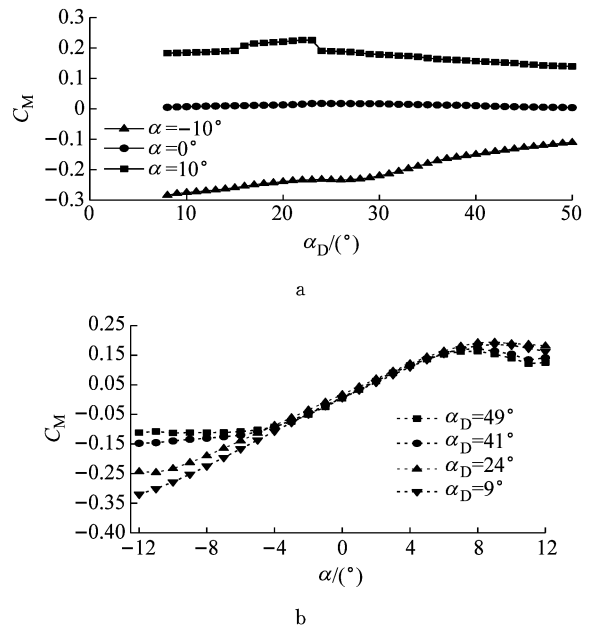


图7 扭矩系数随  $\alpha_D$  及风攻角的变化

Fig.7 Torque coefficient versus  $\alpha_D$  and wind attack angle

### 1.3.4 三分力系数结果讨论

本节从流场分析的角度, 进一步解释在  $\alpha_D$  改变、不同风攻角下箱梁断面静三分力系数变化的原因. 选取  $\alpha_D = 15^\circ$  及  $50^\circ$  两个断面(分别记为断面1及断面2)进行对比分析.

#### 1.3.4.1 阻力系数对比

图8为断面1、2在不同风攻角下的压力场及流迹线. 从图8中可以看出: 当风攻角较小时( $\alpha = \pm 4^\circ, 0^\circ$ ), 流动分离区域较小, 分离区长度在  $B/3$  以内, 高度小于  $D$ ; 而当风攻角较大时, 分离区域已经扩展到整个桥宽区域, 高度大于  $D$ , 对于  $\alpha_D = 50^\circ$  的断面, 在  $-12^\circ$  风攻角下, 甚至在底板及尾部下腹板位置均出现分离区.

分离区的迅速增大, 是造成箱梁在大攻角下阻力系数迅速增大的主要原因. 而当  $\alpha_D$  较小时, 可有效减缓流动的分离, 减小分离区, 因此其阻力系数明显低于  $\alpha_D$  较大的箱梁断面. 同时, 较大的  $\alpha_D$ , 也会造成前(后)缘较大的正(负)压分布区, 从而进一步增

大阻力系数.

#### 1.3.4.2 升力系数对比

本文以  $0^\circ$  风攻角下断面的压力分布图为例进行比较. 如图 8 所示. 对于下腹板, 当  $\alpha_D$  较小时, 在底板与下游腹板交接处存在负压力区, 可以产生向下的升力分量. 随着  $\alpha_D$  的增大, 底板与下游腹板交接处漩涡脱落加强, 位于该处的负压力区逐渐消失, 升力系数也逐渐增大. 在其他风攻角下的情况于此类似.

对比  $\alpha = 12^\circ$  时断面 1、2 的压力分布可以发现: 断面 1 的下表面腹板与底板交接处依然存在负压区; 而断面 2 此时的下表面已经全部为正压, 而上表

面的负压分布也较大, 从而造成升力系数增大.

#### 1.3.4.3 扭矩系数对比

如图 8 所示, 风攻角从  $-7^\circ$  变化到  $-12^\circ$  时, 断面 1 下表面负压区增强, 涡增大, 而上表面始终维持正压状态, 从而造成扭矩不断增大; 而断面 2 的负压区及涡大小增长较小, 且存在负压区后移的情况, 从而其扭矩变化较为平缓.

风攻角从  $7^\circ$  变化到  $12^\circ$  时, 断面 1、2 上表面负压区增强, 涡增大, 下表面正压增强, 但由于前后缘压强同步增大或减小, 从而抵消了由于压力变化造成的扭矩变化, 因此扭矩变化较为平缓.

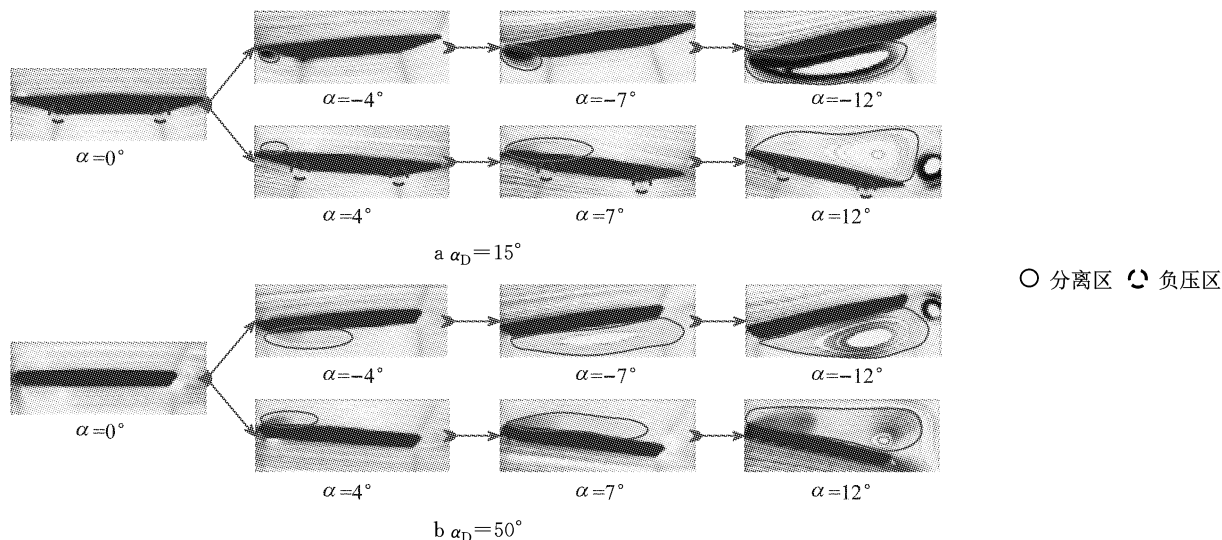


图 8 断面 1 及断面 2 在不同风攻角下的压力场及流迹线

Fig.8 Pressure field and flow trace of Section 1 and Section 2 at different wind attack angles

## 2 结构三维静风稳定计算

### 2.1 计算模型介绍

本文以一  $2 \times 1\,500\text{ m}$  斜拉桥为研究对象, 在不考虑主梁结构外形改变对刚度影响的前提下, 分析不同  $\alpha_D$  情况下的静风稳定. 其中主梁三分力系数选用 CFD 方法计算结果, 桥塔截面阻力系数取为 1.4,

斜拉索阻力系数按规范取为 0.8. 通过 ANSYS 自编程序, 综合考虑结构几何及静风荷载非线性, 采用平衡位置及逐级风速加载双重迭代方法<sup>[15]</sup>, 对不同  $\alpha_D$  下的静风稳定性进行计算.

桥梁跨径布置参见图 9, 跨径布置为  $244\text{ m} + 408\text{ m} + 1\,500\text{ m} + 1\,500\text{ m} + 408\text{ m} + 244\text{ m} = 4\,304\text{ m}$ , 主梁断面尺寸参见图 1. 基于上述桥梁结构, 利用商业软件 ANSYS 建立三维有限元模型. 采用三维

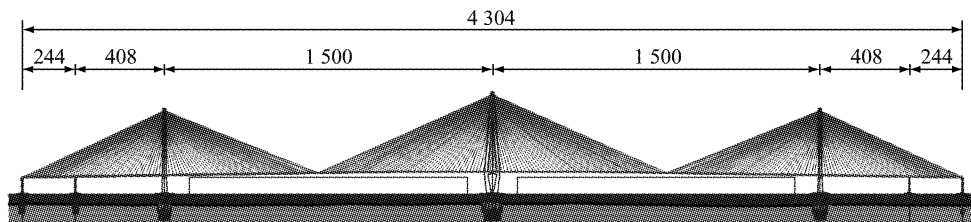


图 9 桥梁结构总体立面布置图 (单位: m)

Fig.9 Overall façade layout of bridge (unit: m)

梁单元 Beam188 来模拟主梁、桥塔及桥墩单元,斜拉索采用 Link10 单元建模,并采用多段索单元来考虑斜拉索的垂度及几何非线性的影响,桥梁的结构参数列于表 1,有限元模型如图 10 所示。

表 1 桥梁主要结构参数表

Tab.1 Main structural parameters of bridges

参数	数值
主跨跨径/m	1 500.0
斜拉索横桥向间距/m	35.156
主梁截面积/m <sup>2</sup>	2.201 0
主梁竖向抗弯惯性矩/m <sup>4</sup>	6.352 9
主梁侧向抗弯惯性矩/m <sup>4</sup>	271.30
主梁扭转惯性矩/m <sup>4</sup>	17.832 0
主梁单位长度质量/(kg·m <sup>-1</sup> )	34 036.0
主梁单位长度质量惯性矩/(kg·m <sup>2</sup> ·m <sup>-1</sup> )	5 128 707.8

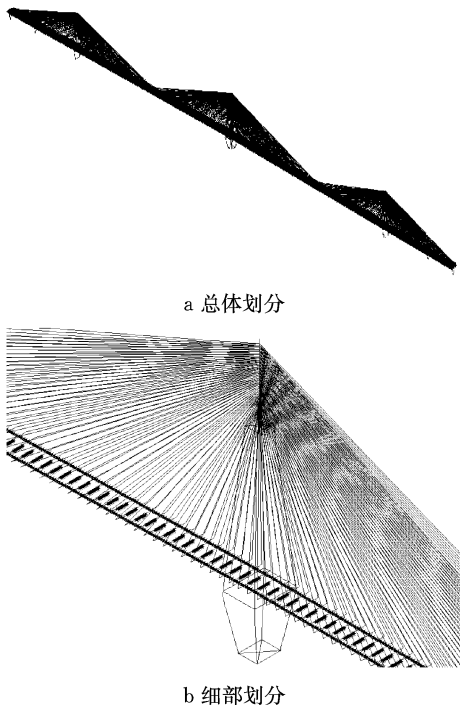


图 10 桥梁计算有限元模型

Fig.10 Finite element model of bridge

## 2.2 静风稳定结果

图 11 为不同初始风攻角下,临界风速  $U_{cr}$  随  $\alpha_D$  的变化曲线。风攻角为  $+3^\circ$  情况下的静风失稳临界风速要低于  $0^\circ$  和  $-3^\circ$  攻角下的临界风速。 $\alpha_D$  在  $9^\circ \sim 23^\circ$  范围内的临界风速较高,这与第 2 节中关于扭矩系数在区域 1 ( $8^\circ \sim 24^\circ$ ) 有较小的计算结果较为一致。

以  $0^\circ$  初始风攻角为例,将不同  $\alpha_D$  断面跨中位置在  $70 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  风速下的静风位移进行比较,分析结构静风失稳前的过程,如图 12 所示。随着断面形状的改变,扭转位移和竖向位移均有明显差别。通过改变  $\alpha_D$ ,可以有效地减小  $0^\circ$  初始风攻角下各风速点的竖

向位移或扭转位移。在一定的  $\alpha_D$  范围内 ( $9^\circ \sim 23^\circ$ ),竖向位移或扭转位移较小,这有利于提高静风失稳临界风速。

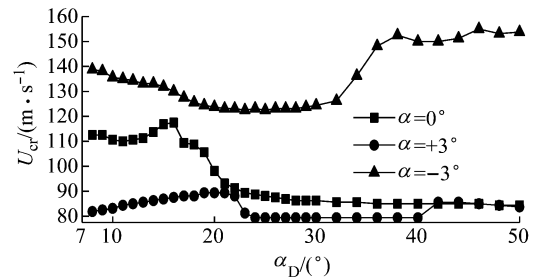
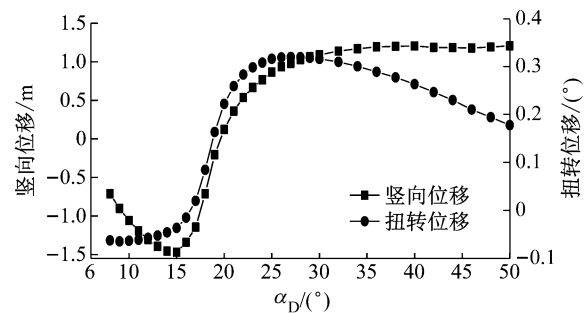
图 11 不同  $\alpha_D$  下的静风失稳临界风速Fig.11 Critical static wind speed under different  $\alpha_D$ 

图 12 风速  $70 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  下不同断面主梁跨中位移 ( $0^\circ$  风攻角)  
Fig.12 Mid-span displacement of main girders at a wind speed of  $70 \text{ m/s}$  with different cross-sections ( $0^\circ$  wind attack angle)

## 2.3 静风稳定结果讨论

通过比较不同  $\alpha_D$  下三分力系数及跨中位移(图 13、图 14),可以发现,在  $\alpha_D = 20^\circ$  附近,对应的  $C_M$  值大于零,但此时在高风速下的扭转位移接近甚至小于零。通过对桥梁三维模型进一步分析,可以发现,除气动扭矩外,由  $C_D$  产生的气动阻力也可以使断面发生扭转变形。

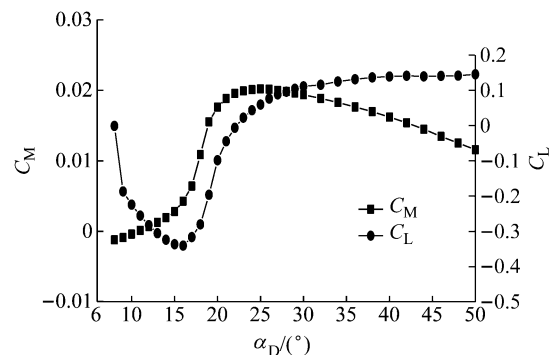
图 13 三分力系数随  $\alpha_D$  变化曲线 ( $0^\circ$  风攻角)

Fig.13 Aerodynamic coefficients versus  $\alpha_D$  ( $0^\circ$  wind attack angle)

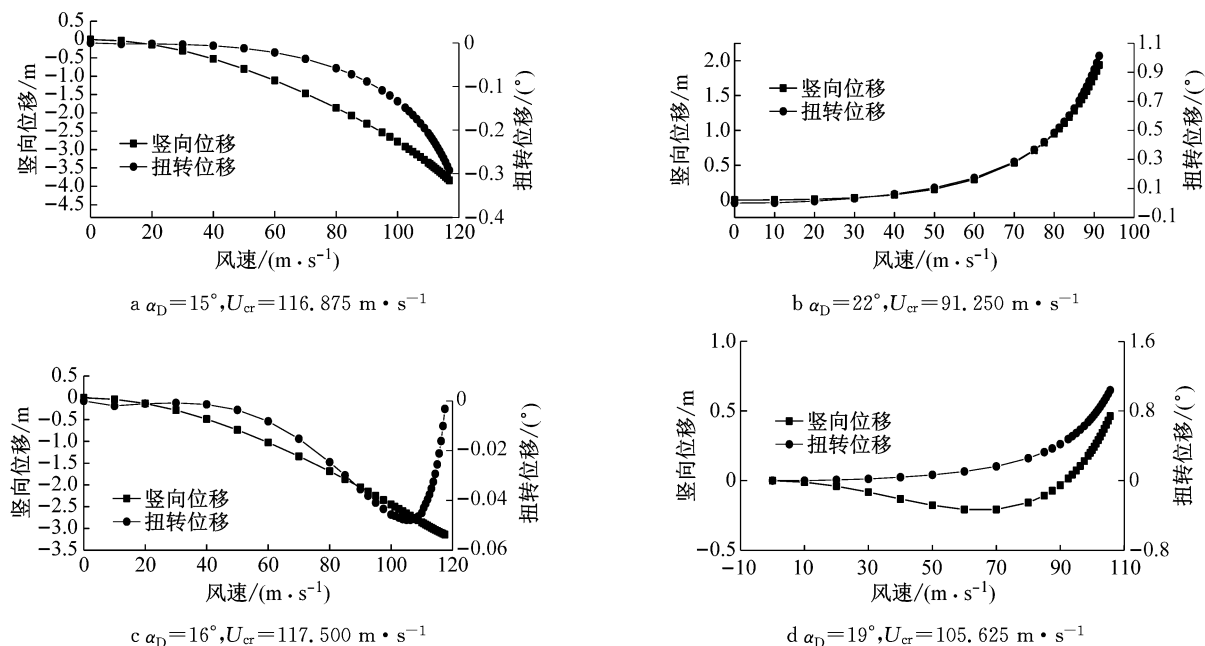


图 14 结构风速-位移曲线

Fig. 14 Structural displacement versus wind velocity

如图 15 所示,类似于摆锤的运动,竖向力与气动阻力的共同作用下,断面会产生逆时针转动. 当  $\alpha_D < 15^\circ$  时,  $C_M$  值较小,“摆锤”作用对于主梁的扭转变形占主导因素,主梁发生逆时针转动,但只会发生较小角度的转动,此时对应的负攻角范围内的  $C_M$  值大于零,两个作用相互抵消,减小了主梁的扭转位移. 同时,对应的  $C_L$  值小于零,即对应的气动升力产生向下的竖向位移,使拉索应力增强,增加了结构的刚度. 在上述因素的综合作用下,结构的扭转位移较小,如图 14a 所示.

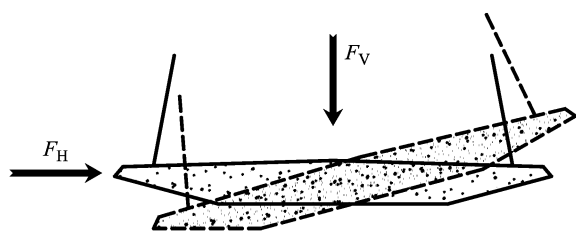


图 15 阻力作用产生扭转变形示意图

Fig. 15 Torsional deformation caused by drag force

当  $\alpha_D > 27^\circ$  时,  $C_M$  值较大,对应的气动力矩项对于扭转变形一开始就占主导因素,产生顺时针转动,由此进一步增大结构所受的气动力矩,结构扭转变形增大,不利于结构的静风稳定. 于此同时,当  $\alpha_D$  增大时,  $C_L$  值也随之增大,对应的气动升力产生向上的竖向位移,使拉索索力减小甚至失效,削弱了结构的刚度. 这些因素的综合作用,使扭转变形趋于发散,如图 14b 所示.

当  $15^\circ < \alpha_D < 27^\circ$  时,对应断面的  $C_L$  值、 $C_M$  值随  $\alpha_D$  增大而增大. 这类断面对应的结构位移风速曲线,甚至出现了扭转及竖向位移曲线转折的现象,如图 15c、15d 所示.

### 3 典型断面静风失稳临界风速对比

为了对上述讨论结果进一步的验证,本节选取  $\alpha_D = 15^\circ$  (断面 1) 及  $\alpha_D = 50^\circ$  (断面 2) 的断面进行对比验证,进一步分析它们的差异.

两个断面静三分力系数对比如图 16 所示. 两个断面的  $C_M$  曲线在  $-4^\circ \sim 10^\circ$  攻角范围内几乎完全重合. 断面 2 在  $-4^\circ$  攻角以下,  $C_M$  曲线斜率开始减小,趋于零. 两个断面的  $C_L$  曲线形状基本相同. 断面 1 的  $C_L$  值比断面 2 小 0.4 左右. 断面 1 的  $C_D$  值小于断面 2.

断面 1 和断面 2 在不同初始风攻角下的静风失稳临界风速如表 2 所示. 断面 1 和断面 2 在不同初始风攻角下跨中的静风位移-风速曲线见图 17. 计算结果表明,通过改变  $\alpha_D$ ,可以将静风失稳临界风速由  $83.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  提高至  $103.75 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . 即通过改变下腹板倾角能够比较明显地提高近流线型箱梁断面的静风稳定性能. 选用倾角较小的断面,可以有效地增大下腹板的负压,从而有效地降低主梁的升力系数,同时降低阻力系数,进而达到提高静风稳定失稳风速的目的.

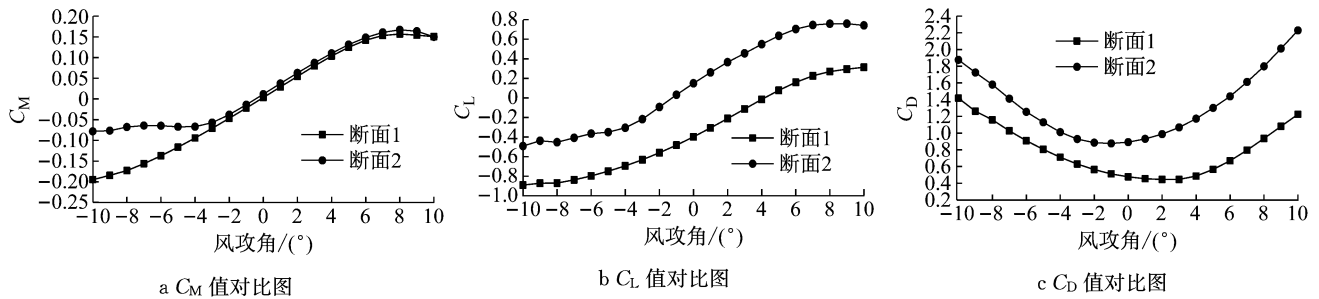


图 16 两个断面的静三分力对比图

Fig.16 Comparison of aerodynamic coefficients between two sections

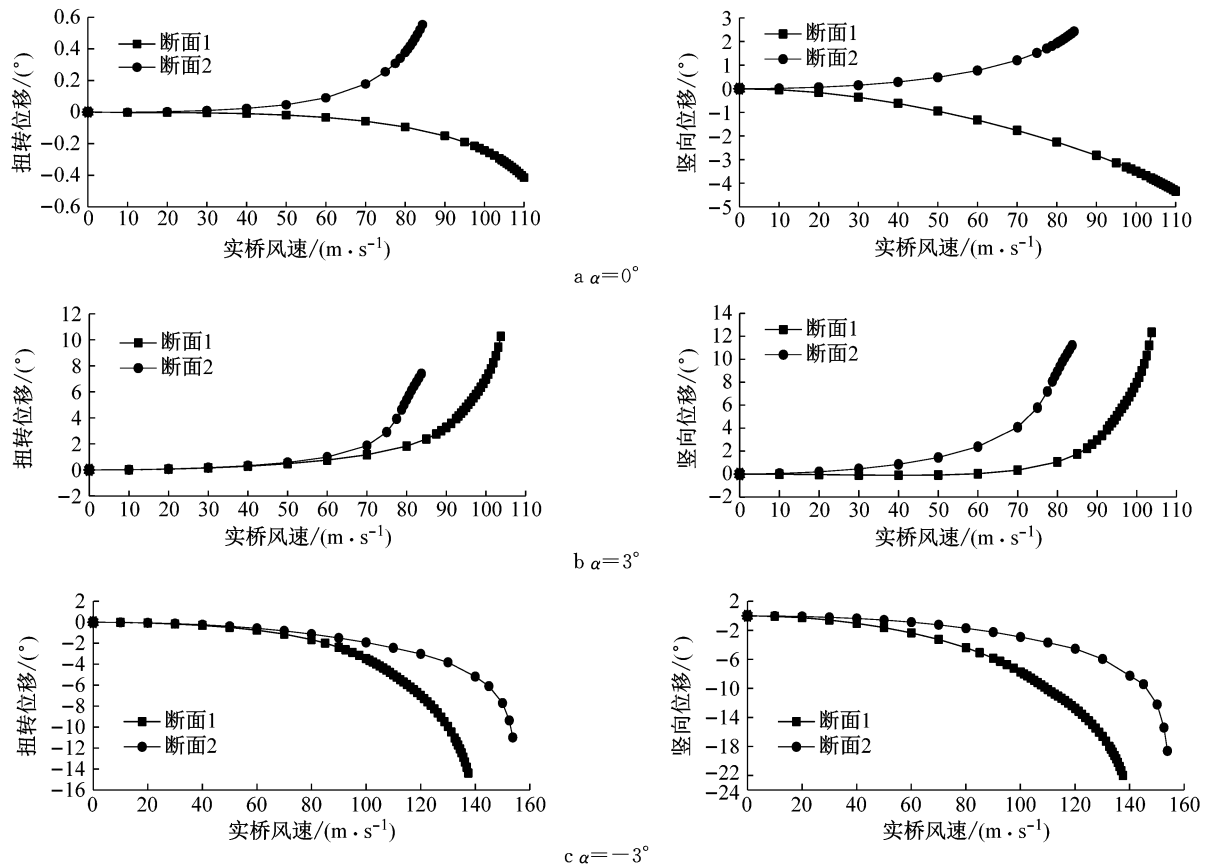


图 17 不同断面风速-位移曲线

Fig.17 Structural displacement versus wind velocity in different sections

表 2 不同断面静风失稳临界风速

Tab.2 Critical static wind speed in different sections

断面	静风失稳临界风速/(m·s <sup>-1</sup> )			
	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=+3^\circ$	$\alpha=-3^\circ$	最小值
断面 1	110.000	103.750	137.500	103.750
断面 2	84.375	83.750	153.750	83.750

## 4 结论

(1) 分离区的迅速增大,是造成箱梁在较大风攻角下阻力系数迅速增大的主要原因.较小的 $\alpha_D$ 有效地减缓了流动的分离,减小了分离区,因此其阻力系数明显低于 $\alpha_D$ 较大的箱梁断面.而较大的 $\alpha_D$ 也

会造成前缘较大的正压分布区及尾部较大的负压分布区,进一步增大了阻力系数.

(2) 当 $\alpha_D$ 较小时,在底板与下游腹板交接处存在负压力区,可以产生向下的升力分量.当 $\alpha_D$ 逐渐增大时,底板与下游腹板交接处漩涡脱落加强,位于该处的负压力区逐渐消失,从而升力系数增大.

(3) 对于 $C_M$ 值较小的断面( $\alpha_D < 15^\circ$ ),气动阻力的“摆锤”作用对于扭转变形占主导因素,同时对应的 $C_L$ 值小于零,使拉索应力增强,增加了结构的刚度,结构的位移较小;对于 $C_M$ 值较大的断面( $\alpha_D > 27^\circ$ ),逐渐增大的风速及扭转变形对结构所受的气动力矩均产生不利影响, $C_L$ 值也随之增大,使拉索



应力减小甚至为零,削弱了结构的刚度,使扭转变形趋于发散。

(4) 当  $\alpha_D = 9^\circ \sim 23^\circ$  时,下腹板的负压增大,可以有效地降低主梁的升力系数,同时降低阻力系数,也可以有效地减小各风速点的竖向位移或扭转位移,从而达到提高静风稳定失稳风速的目的。

## 参考文献:

- [1] 陈政清, 欧阳克俭, 牛华伟, 等. 中央稳定板提高桁架梁悬索桥颤振稳定性的气动机理 [J]. 中国公路学报, 2009, 22(6): 53.  
CHEN Zhengqing, OUYANG Kejian, NIU Huawei, *et al.* Aerodynamic mechanism of improvement of flutter stability of truss-girder suspension bridge using central stabilizer [J]. China Journal of Highway and Transport, 2009, 22(6): 53.
- [2] 李永乐, 欧阳韦, 郝超, 等. 大跨度悬索桥静风失稳形态及机理研究 [J]. 空气动力学学报, 2009, 27(6): 701.  
LI Yongle, OUYANG Wei, HAO Chao, *et al.* Study on shape and mechanism of aerostatic stability for long span suspension bridges [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2009, 27(6): 701.
- [3] 程进, 江见鲸, 肖汝诚, 等. 汕头海湾二桥空气静力稳定性分析 [J]. 重庆交通学院学报, 2001, 20(4): 1.  
CHENG Jin, JIANG Jianjing, XIAO Rucheng, *et al.* Aerostatic stability analysis for second bridge of Shantou [J]. Journal of Chongqing Jiaotong Institute, 2001, 20(4): 1.
- [4] MA T T, ZHAO L, CAO S Y, *et al.* Investigations of aerodynamic effects on streamlined box girder using two-dimensional actively-controlled oncoming flow [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 122(11): 118.
- [5] SARWAR M W, ISHIHARA T, SHIMADA K, *et al.* Prediction of aerodynamic characteristics of a box girder bridge section using the LES turbulence model [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2008, 96(10/11): 1895.
- [6] LARSEN A, WALL A. Shaping of bridge box girders to avoid vortex shedding response [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 104/106(S C): 159.
- [7] 孟晓亮, 郭震山, 丁泉顺, 等. 风嘴角度对封闭和半封闭箱梁涡振及颤振性能的影响 [J]. 工程力学, 2011, 28(S1): 184.  
MENG Xiaoliang, GUO Zhenshan, DING Quanshun, *et al.* Influence of wind fairing angle on vortex-induced vibrations and flutter performances of closed and semi-closed box decks [J]. 2011, 28(S1): 184.
- [8] ITO Y, SHIRATO H, MATSUMOTO M. Coherence characteristics of fluctuating lift forces for rectangular shape with various fairing decks [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 135: 34.
- [9] YANG Y, RUI Z, GE Y, *et al.* Aerodynamic instability performance of twin box girders for long-span bridges [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2015, 145: 196.
- [10] PATRUNO L. Accuracy of numerically evaluated flutter derivatives of bridge deck sections using RANS: effects on the flutter onset velocity [J]. Engineering Structures, 2015, 89(S C): 49.
- [11] BRUNO L, SALVETTI M V, RICCIARDELLI F. Benchmark on the aerodynamics of a rectangular 5 : 1 cylinder: an overview after the first four years of activity [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 126(S C): 87.
- [12] MIRANDA S D, PATRUNO L, UBERTINI F, *et al.* On the identification of flutter derivatives of bridge decks via RANS turbulence models: benchmarking on rectangular prisms [J]. Engineering Structures, 2014, 76: 359.
- [13] HAQUE M N, KATSUCHI H, YAMADA H, *et al.* Investigation of edge fairing shaping effects on aerodynamic response of long-span bridge deck by unsteady RANS [J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2016, 16(4): 888.
- [14] HE X, LI H, WANG H, *et al.* Effects of geometrical parameters on the aerodynamic characteristics of a streamlined flat box girder [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 170: 56.
- [15] ZHANG W M, GE Y J, LEVITAN M L. Nonlinear aerostatic stability analysis of new suspension bridges with multiple main spans [J]. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2013, 35(2): 143.