

大跨度 CFRP 缆索悬索桥的抗风稳定性能

李 扬^{1,2}, 肖汝诚¹

(1. 同济大学 桥梁工程系, 上海 200092; 2. 上海市市政工程设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200092)

摘要: 以主跨为 2 000~5 000 m 的悬索桥为研究对象, 利用悬索桥静风稳定和颤振稳定的非线性有限元计算方法, 分析了 CFRP(碳纤维增强树脂)缆索悬索桥的抗风性能. 对比研究指出, 采用了 CFRP 缆索后, 静风失稳风速将降低, 而颤振失稳风速则略微提高, 这是由缆索质量降低和扭转基频提高的综合作用引起的. 为了进一步提高 CFRP 缆索悬索桥的抗风性能, 讨论了一系列相应的改善措施, 并对其有效性进行了验证. 结果表明: 增大矢跨比对提高抗风性能有一定的作用; 当主跨为 3 000 m 级或以下时, 可以采用辅助拉索; 当主跨达到 4 000 m 级时, 可以采用带有稳定板的中央开槽箱梁; 当主跨超过 5 000 m 时, 则应采用分离式中央窄断面或宽开槽断面.

关键词: 悬索桥; 碳纤维; 静风稳定; 颤振

中图分类号: U442; U448.25

文献标识码: A

Wind Resistance Performance of Long-span Suspension Bridges with CFRP Cables

Li Yang^{1,2}, Xiao Rucheng¹

(1. Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Municipal Engineering Design Institute (Group) Co. Ltd., Shanghai 200092, China)

Abstract: A research was made of the wind resistance performance of 2 000~5 000 m long suspension bridges with carbon fiber reinforced polymer (CFRP) cables based on non-linear aerostatic and aerodynamic finite element method. The comparison study shows that the critical aerostatic velocity will decrease but the critical flutter velocity will increase after using CFRP cables, which is caused by the combined effects of cable weight and torsional frequency. In order to improve wind resistance performance, a study was made of a serial of schemes and their effectiveness. The results show that increasing rise-span-ratio is effective; auxiliary cables can be used within 3 000 m or narrower span; for 4 000 m span, central slotted girder with guard fences can be applied; if the

main span is longer than 5 000 m, narrowly slotted or widely slotted section is recommended.

Key words: suspension bridge; carbon fiber; aerostatic stability; flutter

近年来随着经济的飞速发展, 桥梁建设已经逐步进入了建造跨海大桥的新时代^[1-3]. 传统钢缆索悬索桥的主缆自重过大降低了悬索桥的跨越能力, 使得结构承载效率低下. 相对于钢材, CFRP(carbon fiber reinforced polymer, 碳纤维增强树脂)材料具有轻质高强的特点, 并且抗腐蚀性能很好, 因此成为未来替代钢材作为主缆材料的最佳选择^[4-5]. 然而相对于传统悬索桥, CFRP 缆索悬索桥的结构更为轻柔, 因此抗风稳定性往往成为控制设计的重要因素之一. 其失稳模式主要包括静风失稳和颤振失稳^[6-7].

方明山^[8]曾对主跨为 2 000~4 000 m 的 CFRP 缆索悬索桥进行了静风稳定性研究, 认为采用 CFRP 缆索后静风失稳临界风速将有所降低; 张新军等^[9-10]对主跨为 1 400 m 的 CFRP 缆索悬索桥颤振性能进行了研究, 认为采用 CFRP 缆索后由于扭转基频提高使得颤振临界风速有所提升, 并且建议利用“等刚度原则”设计 CFRP 缆索以获得更好的抗风性能, 但在大跨度条件下采用这一原则会造成缆索材料的浪费; 郑宏宇^[11]利用简化计算公式定性地讨论了 2 000 m 级悬索桥的抗风稳定性, 认为采用 CFRP 缆索后结构的静风稳定性将减弱而颤振性能则相差不大. 针对传统钢缆索悬索桥的抗风问题, 项海帆等^[12]、杜柏松^[13], 以及日本学者 Koichiro 等^[14]分别通过数值和试验的方法研究了悬索桥的不同断面类型, 得到了气动力特性更为优越的一些断面形式, 如中央开槽箱梁、分体双箱梁等; 马如进等^[15]认

收稿日期: 2011-02-28

基金项目: 国家“八六三”高技术研究发展计划(2006AA11Z120)

第一作者: 李 扬(1984—), 男, 工程师, 工学博士, 主要研究方向为大跨度桥梁结构理论. E-mail: 033669@gmail.com

通讯作者: 肖汝诚(1962—), 男, 教授, 工学博士, 主要研究方向为大跨度桥梁结构体系及理论. E-mail: Xiaorc@tongji.edu.cn

为在吊索吊点间设置一些拉索可以提高悬索桥的扭转基频,从而提高临界风速.然而,CFRP 缆索悬索桥本身的抗风性能能否满足设计要求,传统悬索桥的气动措施对此类悬索桥的效果如何,对于不同的跨径条件,选择怎样的抗风措施能使结构方案成立,这些问题都有待研究解答.

为此,本文利用基于非线性有限元的抗风稳定计算方法对主跨 2 000~5 000 m 的大跨度悬索桥进行了对比研究,然后对 CFRP 缆索悬索桥的一系列抗风措施进行了有效性验证,并总结出相应的设计建议.

1 悬索桥非线性抗风稳定分析方法

1.1 非线性静风稳定分析方法

静风失稳是指结构在给定风速作用下,主梁发生弯曲和扭转,使得风荷载和结构刚度均发生改变,又进一步增大结构的变形,最终导致结构失稳的现象.

1.1.1 非线性静风荷载描述方法

静风对主梁的作用可由气动三分力(升力、阻力和升力矩)来描述^[8],其表达式如下:

$$\begin{cases} F_D = \frac{1}{2}\rho V^2 C_D(\alpha) \cdot H \\ F_L = \frac{1}{2}\rho V^2 C_L(\alpha) \cdot B \\ F_M = \frac{1}{2}\rho V^2 C_M(\alpha) \cdot B^2 \end{cases}$$

式中: F_D 、 F_L 和 F_M 分别表示来风在主梁上引起的气动阻力、气动升力和气动升力矩作用; ρ 表示空气密度; V 为桥面高度处的风速; α 是有效风攻角; H 、 B 分别为主梁的高度和宽度; C_D 、 C_L 和 C_M 称为气动三分力系数,可由阶段模型风洞试验或者数值模拟方法获得.

1.1.2 非线性静风失稳的机理

结构的静风失稳过程如图 1 所示^[16].图中: R_1 表示结构刚度不变; R_2 表示结构刚度受变形影响后非线性减小; W_1 表示静风荷载随风速平方值线性增大; W_2 表示静风荷载受到结构变形影响后非线性增大; A 点表示不考虑结构变形影响时的失稳点,对应临界风速为 V_2 ; B 点表示仅考虑结构变形对结构刚度非线性影响时的失稳点,对应临界风速为 V_1 ; C 点表示同时考虑结构变形对静风荷载和结构刚度的非线性影响时的失稳点,对应的临界风速为 V_{lb} .由图可知, V_{lb} 远小于 V_1 和 V_2 ,可见 V_{lb} 是真正的失稳临界风速.

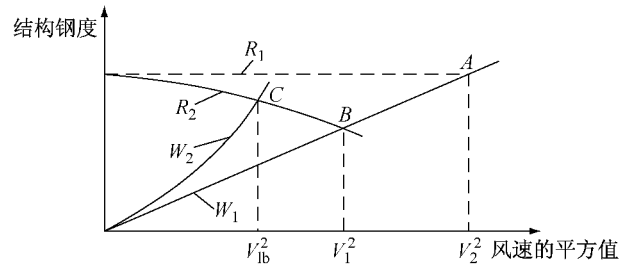


图 1 结构静风失稳过程示意图

Fig.1 Aerostatic instability process

1.1.3 非线性静风稳定的有限元分析步骤

① 建立空间有限元模型,确定悬索桥成桥状态;

② 选定初始风速 V_0 和风速增量 ΔV ,并令当前风速 $V_i = V_0$;

③ 提取初始风攻角 α_0 对应的三分力系数 $C_{k,0}$ (下标 k 表示三分力方向 D, L, M),计算并施加初始静风荷载 F_0 ,并进行全桥几何非线性分析;

④ 提取主梁扭转角 θ_i ,更新风攻角 $\alpha_i = \alpha_0 + \theta_i$,按照更新后的风攻角提取新的三分力系数 $C_{k,i}$;

⑤ 重新计算静风荷载 F_i ,用该静风荷载替换上次施加的 F_{i-1} ,并进行全桥几何非线性分析;

⑥ 提取新的主梁扭转角,并检查扭转角差值向量的欧几里德范数是否满足以下条件:

$$\|\theta_i - \theta_{i-1}\| \leq \epsilon \quad (1)$$

$$\|\theta_i - \theta_{i-1}\| - \|\theta_{i-1} - \theta_{i-2}\| < 0 \quad (2)$$

⑦ 若式(1)成立,则输出当前风速值和结构响应,然后增加风速 $V_i = V_{i-1} + \Delta V$,重复③—⑥步;若式(1)不成立,而式(2)成立,说明范数结果趋于收敛,重复④—⑥步直至式(1)成立;

⑧ 若式(1)和式(2)均不成立,说明范数结果趋于发散,则回复上一步风速,缩小风速增量步长 ΔV ,重复④—⑥步直至两次相邻的风速差值小于某一容许值;

⑨ 绘制结构响应随风速变化的全过程曲线,判定静风稳定临界风速.

1.2 非线性颤振稳定分析方法

颤振是一种气动失稳现象.处于风场中的振动结构和气流之间会因气弹效应而发生能量交换,当风速超过临界风速时,结构从气流中吸取的能量将大于阻尼所消耗的能量,从而使振动发散.

1.2.1 自激力的描述方法

颤振从本质上说是由结构与风流之间的气弹效应引起的,因此作用在结构上的自激力与其自身的运动状态有关.自激力的表达形式多样,对于钝体断

面,目前最常用的是如下采用 Scanlan 气动导数表示的形式^[17]:

$$\begin{aligned}
 D &= \frac{1}{2} \rho V^2 B \left[KP_1^* \frac{\dot{p}}{V} + KP_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{V} + K^2 P_3^* \alpha + \right. \\
 &\quad \left. K^2 P_4^* \frac{\dot{p}}{B} + KP_5^* \frac{\dot{h}}{V} + K^2 P_6^* \frac{h}{B} \right], \\
 L &= \frac{1}{2} \rho V^2 B \left[KH_1^* \frac{\dot{h}}{V} + KH_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{V} + K^2 H_3^* \alpha + \right. \\
 &\quad \left. KH_4^* \frac{h}{B} + K^2 H_5^* \frac{\dot{p}}{V} + K^2 H_6^* \frac{\dot{p}}{B} \right], \\
 M &= \frac{1}{2} \rho V^2 B^2 \left[KA_1^* \frac{\dot{h}}{V} + KA_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{V} + K^2 A_3^* \alpha + \right. \\
 &\quad \left. KA_4^* \frac{h}{B} + K^2 A_5^* \frac{\dot{p}}{V} + K^2 A_6^* \frac{\dot{p}}{B} \right] \quad (3)
 \end{aligned}$$

式中: D, L 和 M 分别表示作用在单位长度结构上的

气弹自激阻力、升力和扭矩; K 为折算频率, $K = B\omega/V$; ω 是振动圆频率; P_i^* , H_i^* 和 A_i^* 为各类气动导数,是折算频率 K 的函数; p, h 和 α 分别是结构的水平、竖向和转角位移。

当利用杆系有限元方法进行分析时,式(3)表述的自激力可转化为作用于单元 e 两节点的等效自激力

$$\mathbf{F}_{se,e} = \mathbf{K}_{se,e} \boldsymbol{\delta}_e + \mathbf{D}_{se,e} \dot{\boldsymbol{\delta}}_e \quad (4)$$

式中: $\mathbf{F}_{se,e}$ 为单元 e 的等效节点力向量; $\boldsymbol{\delta}_e$ 和 $\dot{\boldsymbol{\delta}}_e$ 分别表示单元 e 两节点的位移和速度向量; $\mathbf{K}_{se,e}$ 和 $\mathbf{D}_{se,e}$ 分别为单元 e 的气动刚度矩阵和气动阻尼矩阵,它们的表达式分别为^[18]

$$\mathbf{K}_{se,e} = \frac{1}{2} \rho V^2 K^2 L_e \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & H_4^* & H_6^* & -BH_3^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & P_6^* & P_4^* & -BP_3^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -BA_4^* & -BA_6^* & B^2 A_3^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H_4^* & H_6^* & -BH_3^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & P_6^* & P_4^* & -BP_3^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -BA_4^* & -BA_6^* & B^2 A_3^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{D}_{se,e} = \frac{1}{2} \rho V B K L_e \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & H_1^* & H_5^* & -BH_2^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & P_5^* & P_1^* & -BP_2^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -BA_1^* & -BA_5^* & B^2 A_2^* & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H_1^* & H_5^* & -BH_2^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & P_5^* & P_1^* & -BP_2^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -BA_1^* & -BA_5^* & B^2 A_2^* & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

式中: L_e 表示单元长度,其余符号意义同前。

1.2.2 气动矩阵的实现

为了在有限元程序中方便地模拟气动矩阵,在建模时可令所有主梁单元的长度相等。图 2 为任意一个主梁单元 e ,其端部节点编号为 i, j ; e_1 和 e'_1 是

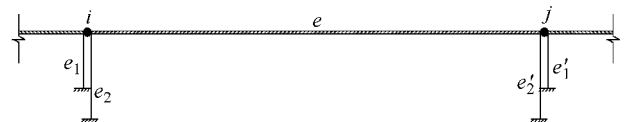


图 2 桥面、弹簧和阻尼单元示意图

Fig.2 Elements of deck, spring and damping

两个弹簧单元, e_2 和 e'_2 是两个阻尼单元, 它们均一端固定, 另一端与桥面单元共用同一节点^[19].

若令所有弹簧单元的刚度矩阵为 $K_{e_1} = K_{e'_1} = -2K_{se,e}$, 阻尼单元的阻尼矩阵为 $D_{e_2} = D_{e'_2} = -2D_{se,e}$, 则对整个主梁组装后即可得到主梁承受的节点力向量为

$$F_{se} = K_{se}\delta + D_{se}\dot{\delta} \quad (5)$$

式(5)与式(4)一致, 说明当主梁各单元长度均相同时, 可在每个主梁节点处分别添加一个弹簧单元和一个阻尼单元, 相应的刚度矩阵和阻尼矩阵分别为 $-2K_{se,e}$ 和 $-2D_{se,e}$, 如此便可方便地实现对气动矩阵的模拟.

1.2.3 非线性颤振稳定的有限元分析步骤

由式(4)可以看出, 由于气弹效应影响, 结构的自激力与其自身的振动频率 ω 有关, 而反过来 ω 又与自激力有关, 仍是未知数, 因此需要进行迭代求解. 颤振稳定的有限元分析步骤如下:

- ① 建立带有刚度矩阵和阻尼矩阵单元的空间有限元模型, 确定成桥状态;
- ② 假定或修正搜索风速 V , 以及初始振动频率 ω_0 ;
- ③ 根据折算风速 V/fB (其中 f 为结构自振频率) 提取断面的颤振导数, 并由此确定单元上的刚度

矩阵和阻尼矩阵;

④ 给予结构一个初始激励 (如跨中位移、速度或加速度等), 进行瞬态分析;

⑤ 提取结构的振动频率 ω_1 , 若 $|\omega_1/\omega_0 - 1|$ 小于某一容许值, 则进入下一步; 否则令 $\omega_0 = \omega_1$, 并回到步骤③;

⑥ 确定振动时程响应的对数衰减率 λ , 若 $\lambda > 0$, 增大风速 V 并返回步骤③; 若 $\lambda < 0$, 减小风速 V 并返回步骤③; 若 $\lambda = 0$, 输出结果, 此时结构处于颤振临界状态.

本文按照上述静风与颤振稳定分析理论, 基于有限元程序 ANSYS 的二次开发功能编制了分析程序, 作为下文研究的工具.

2 钢和 CFRP 缆索悬索桥抗风稳定性能对比

2.1 研究对象

研究对象是一座双塔单跨悬索桥, 其结构布置如图 3 所示. 矢跨比取 1/10, 边中跨比为 0.3. 标准吊索间距取 25.5 m 左右, 边吊索至桥塔中心线距离为 31 m 左右.

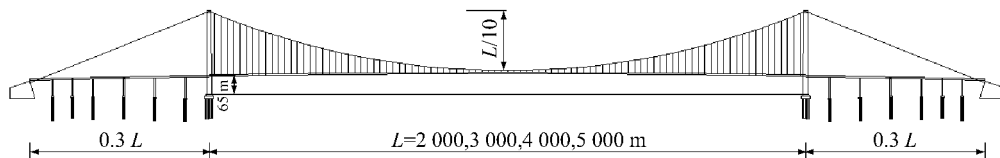


图 3 悬索桥结构总体布置图

Fig.3 General scheme of suspension bridge

主梁采用扁平钢箱梁, 材料以 Q345qD 为主, 截面积为 1.501 m^2 (考虑横隔板等因素, 主梁自重集度按 $150 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-1}$ 考虑), 竖向抗弯惯矩为 4.959 m^4 , 侧向抗弯惯矩为 90.225 m^4 , 抗扭惯矩为 16.037 m^4 . 桥塔采用混凝土桥塔, 混凝土标号为 C55—C60, 纵向宽 11.0~20.0 m, 侧向宽 7.0~10.0 m, 塔柱壁

厚 1.8 m. 缆索材料的主要性能参数见表 1, 主缆按照强度准则设计. 设计风速取 100 年一遇条件下的上海地区风速, 并依据规范^[18] 计算得到静风稳定临界检验风速为 $84.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 颤振临界检验风速为 $60.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

表 1 缆索材料的主要性能参数

Tab.1 Material property of cables

材料	缆索	抗拉强度/MPa	弹性模量/GPa	重度/($\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$)	运营期安全系数	线膨胀系数/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$
高强钢丝	主缆	1 860	200	78.50	2.2	1.20×10^{-5}
	吊索	1 770	195	78.50	3.0	1.20×10^{-5}
CFRP	主缆	2 000	165	17.65	3.0	0.68×10^{-6}
	吊索	2 000	165	17.65	4.0	0.68×10^{-6}

钢箱梁的三分力曲线和气动导数采用江阴长江公路大桥的实测值^[16],如图 4 和图 5 所示。

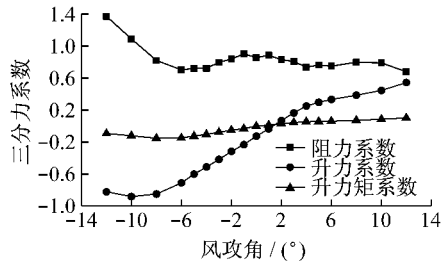


图 4 江阴长江大桥箱梁的三分力系数
Fig.4 Aerostatic coefficients of the girder of Jiangyin Suspension Bridge

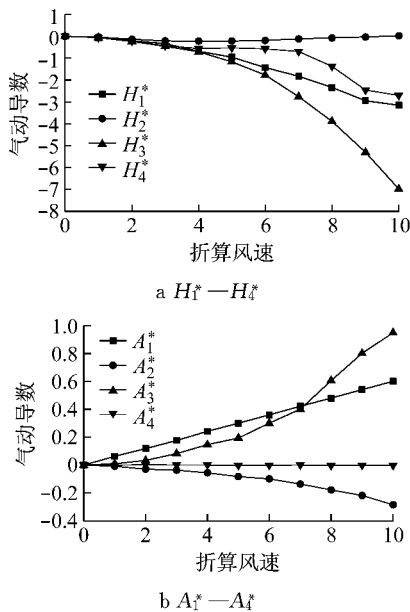


图 5 江阴长江大桥箱梁的气动导数(0°风攻角)
Fig.5 Aerodynamic coefficients of the girder of Jiangyin Suspension Bridge (0°)

2.2 计算结果对比

表 2 列出了主跨为 2 000~5 000 m 的钢和 CFRP 缆索悬索桥的失稳临界风速,以及两者之间的相差率.为了便于说明问题,表中还列出了各自的缆索线重量及扭转基频。

从表 2 可以看出,随着跨径的增大,悬索桥的抗风稳定性显著降低,2 000 m 跨径时两类悬索桥的失稳临界风速均大于临界检验风速,满足规范要求;而当跨径达到 3 000 m 级或以上时,静风和颤振失稳临界风速均低于检验风速,必须采取相应的改善措施.值得注意的是,CFRP 缆索悬索桥的静风失稳临界风速低于钢缆索悬索桥,而前者的颤振临界风速却略高.这点可以通过临界风速的经验估算公式^[19-20]得到解释,估算公式如下:

$$V_{lb} = 2.063 \sqrt{\frac{\pi^2 \sqrt{J_t m} f_b f_t}{\rho H C_H \sqrt{4.54 + \frac{C_{L1}}{C_H} \cdot \frac{B_c}{H}}}} \quad (6)$$

$$V_{cr} = \eta_s \eta_a V_{\infty}, V_{\infty} = 2.5 C_f B,$$

$$C = \sqrt{\mu \cdot \frac{r}{b}}, \mu = \frac{m}{\pi \rho b^2}, b = \frac{B}{2}, r = \sqrt{\frac{J_t}{m}} \quad (7)$$

式中: V_{lb} 是静风失稳临界风速; V_{cr} 是颤振失稳临界风速; f_t 是对称扭转基频; J_t 是桥面系及主缆单位长度的质量惯性矩; m 是桥面系与主缆沿跨径的质量线密度;其余符号含义见文献[11,20].由式(6)可知, V_{lb} 与 $\sqrt{J_t m}$ (即相当于 \sqrt{m})和 $\sqrt{f_t}$ 均成正比,由表 2 可知主缆质量下降对静风失稳风速引起的损失大于扭转基频提高带来的贡献,因此使得 CFRP 缆索悬索桥的静风失稳临界风速低于钢缆索悬索桥.而式(7)则表明 V_{cr} 与 \sqrt{m} 和 f_t 成正比,因此扭转基

表 2 主跨为 2 000~5 000 m 的钢和 CFRP 缆索悬索桥的抗风稳定性对比

Tab.2 Comparison of aerostatic stability of 2 000~5 000 m long-suspension bridges with steel and CFRP cable

主跨跨径/m	缆索材料	静风失稳风速/ (m·s ⁻¹)	颤振临界风速/ (m·s ⁻¹)	主缆线重量/ (kN·m ⁻¹)	对称扭转基频/Hz
2 000	钢	91	69	85.6	0.242
	CFRP	85	75	19.5	0.322
	相差率/%	-6.59	8.70	339.00	33.00
3 000	钢	74	48	154.7	0.159
	CFRP	66	54	30.4	0.225
	相差率/%	-10.81	12.50	409.00	41.90
4 000	钢	63	41	259.2	0.114
	CFRP	54	45	42.2	0.175
	相差率/%	-14.29	9.76	514.00	52.90
5 000	钢	54	34	434.5	0.084
	CFRP	43	38	55.1	0.143
	相差率/%	-20.37	11.76	688.00	69.40

频提高对颤振失稳风速带来的贡献超过了主缆质量下降引起的损失,从而使得其颤振性能反而得到了提高.

应该注意的是,虽然采用 CFRP 缆索后悬索桥的颤振失稳风速略有提高,但提高幅度并不大,其颤振失稳问题仍十分突出.

3 改善 CFRP 缆索悬索桥抗风性能的措施

本文探讨的抗风措施可分为结构措施和气动措施两大类. 结构措施包括:改变桥跨布置方式,设置中央扣,改变矢跨比和边中跨比,增加辅助拉索. 气动措施包括:采用设置稳定板的中央开槽箱梁,采用分离式中央窄开槽或宽开槽断面.

3.1 改变桥跨布置方式、设置中央扣

以 2 000 m 跨径为例,对比设置中央扣前后的单跨、三跨 CFRP 缆索悬索桥的临界风速列于表 3,说明桥跨布置方式和中央扣对抗风性能的影响都很小.

表 3 桥跨布置方式和中央扣对 CFRP 缆索悬索桥临界风速的影响(2 000 m)

Tab. 3 Influence of span and central buckle to the critical velocity of suspension bridges with CFRP cable (2 000 m)

失稳类别	单跨悬索桥 临界风速		三跨悬索桥 临界风速	
	不设中央扣	设置中央扣	不设中央扣	设置中央扣
静风失稳	85	85	88	88
颤振失稳	75	75	76	76

3.2 改变矢跨比和边中跨比

以 2 000 m 跨径为例,不同矢跨比、边中跨比所对应的失稳临界风速分别如图 6 和图 7 所示. 可以看出:①矢跨比越小则 CFRP 缆索悬索桥的抗风性能也越差,这是因为矢跨比的减小会使得所需主缆面积有所增加,从而增大了主缆上的迎风面积,因此,在静力刚度允许时宜采取较大的矢跨比;②边中跨比对抗风性能的影响甚微弱.

3.3 增加辅助拉索

上述措施中,仅有改变矢跨比能在小范围内改善结构的抗风性能,但尚不足以使得 3 000 m 跨径以上的 CFRP 缆索悬索桥的结构方案成立. 为了进一步提高其抗风性能,此处研究辅助拉索的作用. 辅助拉索包括两种类型,即水平拉索和竖直拉索,如图

8 所示.

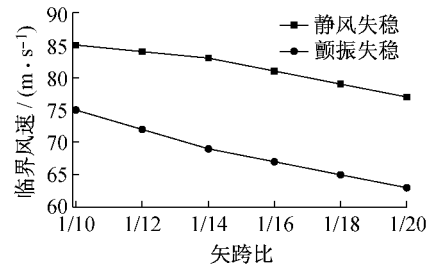


图 6 矢跨比的影响(2 000 m)

Fig. 6 Influence of rise to span ratio

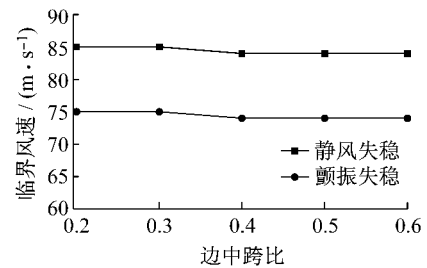


图 7 边中跨比的影响(2 000 m)

Fig. 7 Influence of side to main span ratio

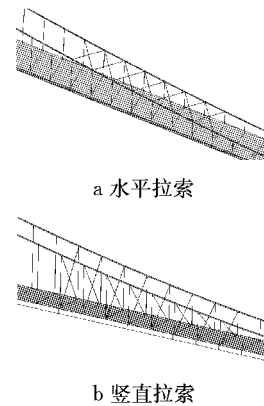


图 8 水平和竖直辅助拉索

Fig. 8 Horizontal and vertical auxiliary cables

马如进^[15]对于传统钢缆索悬索桥的研究成果指出,分别将两类辅助拉索布置在跨径的 1/4~1/3 范围内时,均能够提高结构的临界风速. 本文在 3 000 m CFRP 缆索悬索桥的 1/4~1/3 跨径范围内同时布置这两类拉索,布置前后的临界风速分别列于表 4.

表 4 辅助拉索对临界风速的影响(3 000 m)

Tab. 4 Influence of auxiliary cables (3 000 m)

失稳类别	原始临界风速/ (m · s ⁻¹)	设置辅助拉索后的 临界风速/(m · s ⁻¹)	相差率/%
静风失稳	66	88	33. 33
颤振失稳	54	78	42. 59

由表 4 可知,辅助拉索可以显著改善结构的抗

风性能,这是因为辅助拉索提高了结构沿桥轴向的扭转约束,使得扭转频率显著提高,从而改善了抗风性能.设置辅助拉索后,3 000 m 级 CFRP 缆索悬索桥的失稳临界风速可以满足规范要求.进一步的研究发现,对于 4 000 m 级 CFRP 缆索悬索桥而言,设置辅助拉索可使其静风失稳临界风速从 $54 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 提高到 $70 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,仍低于临界检验风速.因此辅助拉索仅能使 3 000 m 级或以下的 CFRP 缆索悬索桥的方案成立,4 000 m 以上跨径的悬索桥尚需要采取

其他更为有效的抗风措施.

3.4 采用设置稳定板的中央开槽箱梁

一些研究指出,在加劲梁的中央开槽并设置中央稳定板可以减小气动力.本文采用日本学者 Koichiro 提出的开槽箱梁^[14]进行研究,稍加修改后的断面如图 9 所示.箱梁尺寸与前文基本相同,不同之处在于前文箱梁宽度为 36 m,此处需加上中央开槽宽度 2.8 m,即总宽为 38.8 m.桥面上方设置 3 条稳定板,包括 1 条中央稳定板和 2 条侧边稳定板.

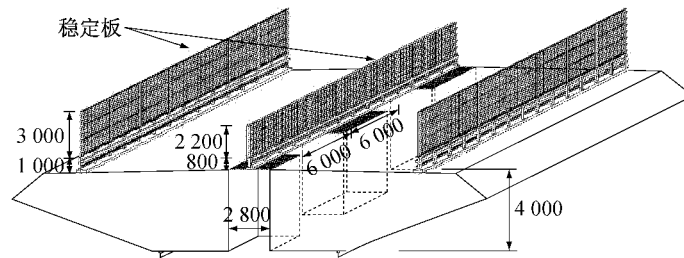


图 9 带稳定板的中央开槽箱梁示意图(单位:mm)

Fig.9 Central slotted girder with guard fences (unit: mm)

气动三分力系数和气动导数采用 Koichiro 等^[14]对该类断面研究得到的实测值,如图 10 和 11 所示.从图 10 可以看出,稳定板的存在使得箱梁的阻力系数增大,但是稳定板和中央槽口能够使升力系数和升力矩系数大为减小,从而削弱了箱梁所受的气动升力和升力矩.

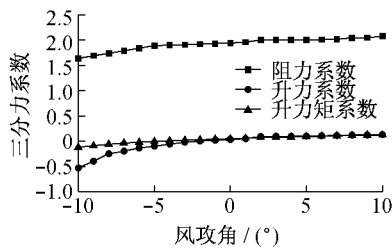


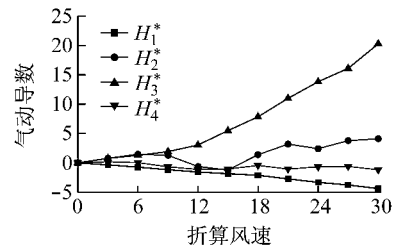
图 10 带稳定板中央开槽箱梁的三分力系数

Fig.10 Aerostatic coefficients of central slotted girder with guard fences

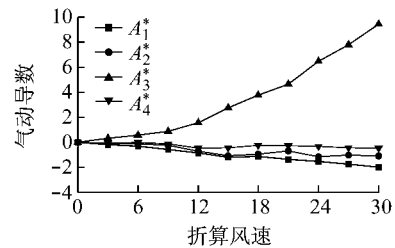
采用图 9 所示箱梁前后,4 000 m CFRP 缆索悬索桥的抗风性能列于表 5.可见,采用带有稳定板的中央开槽箱梁,由于其升力系数、升力矩系数以及气动导数较小,从而使得 4 000 m 级 CFRP 缆索悬索桥的抗风性能大为提高,达到了规范要求.但由于超过临界检验风速的量值并不大,因此还可断定,对于 5 000 m 跨径的 CFRP 缆索悬索桥,采用这种开槽箱梁仍是不够的.

3.5 采用分离式中央窄开槽或宽开槽断面

为了进一步提升悬索桥的气动力性能,国内学



a $H_1^* - H_4^*$



b $A_1^* - A_4^*$

图 11 带稳定板中央开槽箱梁的气动导数(0°风攻角)

Fig.11 Aerodynamic coefficients of central slotted girder with guard fences (0°)

表 5 采用中央开槽箱梁对临界风速的影响(4 000 m)

Tab.5 Effect of central slotted girder to the critical velocity (4 000 m)

失稳类别	整体箱梁的临界风速/ $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	中央开槽加稳定板的临界风速/ $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	相差率/%
静风失稳	54	87	61.11
颤振失稳	45	63	40.00

者项海帆^[12]等提出了双主缆带稳定板的分离式中央窄开槽方案和四主缆中央宽开槽方案,如图 12

所示。

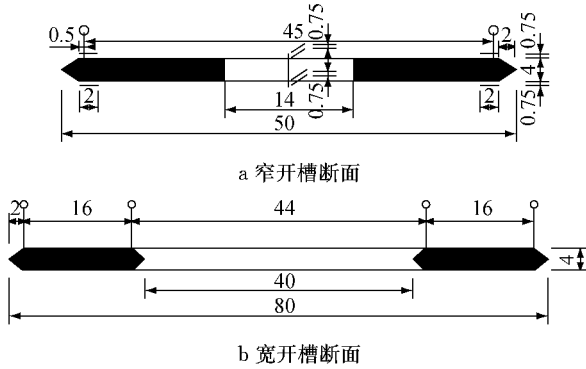


图 12 分离式中央窄开槽和宽开槽断面图(单位:m)
 Fig.12 Narrowly slotted and widely slotted section diagrams (unit: m)

本文以窄开槽断面为例,研究其对 5 000 m 跨径 CFRP 悬索桥抗风性能的改善作用.窄开槽断面的气动三分力系数和气动导数采用项海帆等^[12]通过计算流体动力学研究获得的结果,如图 13 和 14 所示.从图 13 可以看出,采用窄开槽断面后,气动三分力系数均大为减小,从而使得主梁受到的气动力也显著降低.

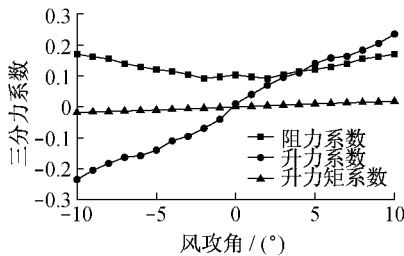


图 13 窄开槽断面的三分力系数
 Fig.13 Aerostatic coefficients of narrowly slotted section

采用分离式中央窄开槽断面前后,5 000 m CFRP 缆索悬索桥的抗风性能列于表 6.可见,利用窄开槽断面方案,可以使结构抗风性能获得极大的提升,完全满足了规范要求.此外,进一步研究表明,相对于窄开槽断面,运用四主缆中央宽开槽断面时悬索桥的颤振稳定性能更为优越,而静风稳定性能稍差,但仍然远大于临界检验风速.

表 6 采用窄开槽断面对临界风速的影响(5 000 m)

Tab.6 Effects of narrowly slotted section (5 000 m)

失稳类别	整体箱梁的临界风速/($m \cdot s^{-1}$)	窄开槽断面箱梁的临界风速/($m \cdot s^{-1}$)	相差率/%
静风失稳	43	135	213.95
颤振失稳	38	71	86.84

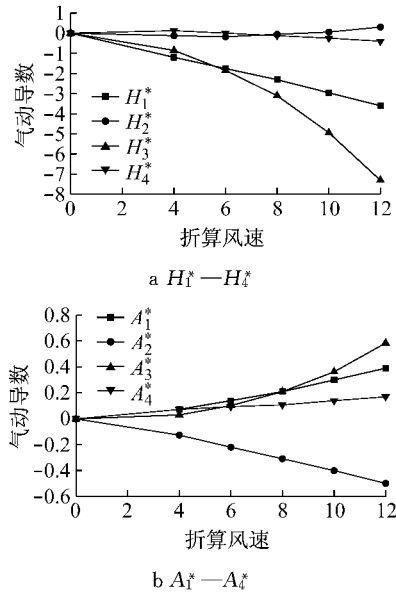


图 14 窄开槽断面的气动导数(0°风攻角)
 Fig.14 Aerodynamic coefficients of narrowly slotted section

4 结论

本文利用悬索桥静风稳定和颤振失稳的非线性有限元计算方法,对主跨 2 000~5 000 m 的钢缆索和 CFRP 缆索悬索桥的抗风性能进行了对比分析,得到了如下结果:

(1) 抗风失稳临界风速随着跨径增大而急速降低.主跨 2 000 m 时两类悬索桥的失稳临界风速均大于临界检验风速;而当跨径达到 3 000 m 级或以上时,则必须采取相应的改善措施.

(2) 采用 CFRP 缆索后,悬索桥的静风失稳临界风速将降低,而颤振临界风速则略微提高.这是由缆索质量下降和扭转基频提高的综合作用引起的.

(3) 尽管采用 CFRP 缆索后悬索桥的颤振失稳风速有所提高,但颤振检验风速本身远低于静风失稳检验风速,因此在设计时必须同时对两类抗风问题加以重视.

为了进一步提高大跨度 CFRP 缆索悬索桥的抗风性能,对一系列抗风措施的有效性进行了验证,得到了以下结论和建议:

(1) 桥跨布置方式、中央扣、边中跨比对结构抗风性能影响很小.

(2) 在常规范范围内,矢跨比越小则抗风性能越差,因此在静力性能允许的前提下可采用较大的矢跨比.

(3) 当主跨为 3 000 m 级或以下时,可以通过增加辅助拉索的措施使其抗风性能达到规范标准。辅助拉索包括水平拉索和竖直拉索两类,可布置在 1/4~1/3 跨径范围内。

(4) 当主跨达到 4 000 m 级时,可以采用带有稳定板的中央开槽箱梁改善结构抗风性能,稳定板包括中央稳定板和侧边稳定板两类。

(5) 对于主跨超过 5 000 m 的 CFRP 缆索悬索桥,则应该采用窄开槽断面或四主缆中央宽开槽断面,此时结构的抗风稳定性可获得极大的提升。

参考文献:

- [1] Curran D J. Bridging the strait: implications for Japan and the United States following a peaceful reunification of China and Taiwan[D]. Monterey: Naval Postgraduate School, 2007.
- [2] CUI Jianjiang, FU Chengsong. An engineering concept of the Taiwan Strait Tunnel [J]. Marine Georesources and Geotechnology, 2004, 22(3): 173.
- [3] 杨艳, 陈宝春. 世界跨海工程概况与台湾海峡通道可能性[J]. 福州建筑, 2007(8): 26.
YANG Yan, CHEN Baochun. Development of cross strait engineering in the world and the possibility of Taiwan Strait Tunnel project[J]. Fuzhou Structure, 2007, (8): 26.
- [4] Meier U. Proposal for a CFRP bridge crossing the Strait of Gibraltar at its narrowest point [J]. Proceedings—Institution of the Mechanical Engineers, 1987, 201 (B2): 7378.
- [5] 应东磊. 碳纤维索在大跨度缆索承重桥梁上的应用研究[D]. 杭州: 浙江工业大学建筑工程学院, 2008.
YING Donglei. Study on the application of CFRP cables in long-span cable-supported bridges [D]. Hangzhou: Zhejiang University of Technology. College of Civil Engineering and Architecture, 2008.
- [6] ZHANG Xinjun, YING Donglei. Wind-resistant performance of cable-supported bridges using carbon fiber reinforced polymer cables [J]. Wind and Structures, 2007, 10(2): 121.
- [7] ZHANG Xinjun, YING Donglei. Aerodynamic stability of cable-supported bridges using CFRP cables [J]. Journal of Zhejiang University, 2007, 8(5): 693.
- [8] 方明山. 超大跨度缆索承重桥梁非线性空气静力稳定理论研究[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 1997.
FANG Mingshan. Nonlinear aerostatic stability theory of super-long-span cable-supported bridges [D]. Shanghai: Tongji University. College of Civil Engineering, 1997.
- [9] 张新军, 应东磊. 应用 CFRP 索的缆索承重桥梁抗风稳定性研究[J]. 公路, 2007 (7): 38.
ZHANG Xinjun, YING Donglei. A study on wind stability of cable-supported bridges using CFRP cables [J]. Highway, 2007 (7): 38.
- [10] 张新军, 应东磊. 应用碳纤维索的大跨度悬索桥抗风稳定性研究[J]. 土木工程学报, 2006, 39(12): 80.
ZHANG Xinjun, YING Donglei. Wind stability of long-span suspension bridges using carbon fiber reinforced polymer cables [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39(12): 80.
- [11] 郑宏宇. CFRP 缆索悬索桥基本性能及若干关键技术研究[D]. 南京: 东南大学土木工程学院, 2007.
ZHENG Hongyu. Research on the basic behaviors and several key techniques of suspension bridge with CFRP Cables [D]. Nanjing: Southeast University. College of Civil Engineering, 2007.
- [12] 项海帆, 葛耀君. 悬索桥跨径的空气动力极限[J]. 土木工程学报, 2005, 38(1): 60.
XIANG Haifan, GE Yaojun. On aerodynamic limits to suspension bridges[J]. China Civil Engineering Journal, 2005, 38(1): 60.
- [13] 杜柏松. 考虑非线性影响的分体双箱梁悬索桥动力特性研究[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2006.
DU Bosong. Study on dynamic characteristics of suspension bridges with twin-box stiffening girders considering geometric nonlinearity [D]. Shanghai: Tongji University. College of Civil Engineering, 2006.
- [14] Fumoto K, Hata K, Matsuda K, et al. Aerodynamic improvement of slotted one-box girder section for super long suspension bridge [C]// The Sixth Asia-Pacific Conference on Wind Engineering. Seoul: Techno Press, 2005: 1-15.
- [15] 马如进, 陈艾荣. 辅助结构对悬索桥的颤振稳定性的影响[J]. 结构工程师, 2001(3): 25.
MA Rujin, CHEN Airong. The influence of auxiliary structure on flutter-stability of suspension bridges [J]. Structural Engineers, 2001 (3): 25.
- [16] 程进. 缆索承重桥梁非线性空气静力稳定性研究[D]. 上海: 同济大学土木工程学院, 2000.
CHENG Jin. Study on nonlinear aerostatic stability of cable-supported bridges [D]. Shanghai: Tongji University. College of Civil Engineering, 2000.
- [17] Scanlan R H, Tomko J J. Airfoil and bridge deck flutter derivatives [J]. Journal of Structural Engineering, 1971, 116 (2): 279.
- [18] Namini A, Pedro A, Harold B. Finite element-based flutter analysis of cable-suspended bridges [J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(6): 1509.
- [19] 华旭刚, 陈政清, 祝志文. 在 ANSYS 中实现颤振时程分析的方法[J]. 中国公路学报, 2002, 15(4): 32.
HUA Xugang, CHEN Zhengqing, ZHU Zhiwen. Approach of time-history analysis of flutter in ANSYS [J]. China Journal of Highway and Transport, 2002, 15(4): 32.
- [20] 中交公路规划设计院. JTJ xxx—2002 公路悬索桥设计规范(报批稿)[M]. 北京: 人民交通出版社, 2002.
CCCC Highway Consultant Co. Ltd. JTJ xxx—2002 Design specification for highway suspension bridge (draft for approval) [M]. Beijing: China Communications Press, 2002.