

双主跨悬索桥静风失稳模式及其机理分析

周 强, 周志勇, 葛耀君

(同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 200092 上海)

摘 要: 随着双主跨悬索桥的广泛应用和跨度的增大, 需要研究其静风稳定性能, 以确保桥梁的安全稳定运营. 采用风荷载增量与内外迭代方法, 编制相应分析程序, 对三座结构体系不同的双主跨悬索桥静风稳定性进行非线性全过程分析. 通过与单主跨悬索桥静风失稳形态及双主跨悬索桥自身失稳形态的比较, 得到了双主跨悬索桥静风失稳形态的典型特征, 重点提出并阐述了双主跨悬索桥的两种静风失稳模式——双侧反对称失稳模式和单侧非对称失稳模式, 并详细探讨了这两种失稳模式的产生机理.

关键词: 双主跨悬索桥; 静风失稳模式; 双侧反对称失稳模式; 单侧非对称失稳模式; 机理分析

中图分类号: U448.25

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2012)08-0076-07

Mode and mechanism of aerostatic stability for suspension bridges with double main spans

ZHOU Qiang, ZHOU Zhi-yong, GE Yao-jun

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, 200092 Shanghai, China)

Abstract: With the application of suspension bridges with double main spans, the aerostatic stability should be studied in order to maintain the safe operation. A procedure based on aerostatic load increment and double iterations was programmed and applied to analyze the aerostatic stability of three suspension bridges with double main spans. The characters of aerostatic instability for suspension bridge with double main spans were gained by comparing the instability modes between the suspension bridges with single and double main spans. There are two aerostatic instability modes for suspension bridge with double main spans, which include bilateral anti-symmetric instability mode and unilateral non-symmetric instability mode. Meanwhile, the mechanism of the two modes was discussed in detail.

Key words: suspension bridge with double main spans; aerostatic instability mode; bilateral anti-symmetric instability mode; unilateral non-symmetric instability mode; instability mechanism

多主跨悬索桥是一种新型的桥梁结构形式, 与单主跨悬索桥相比, 它的跨越能力更大, 可以达到单主跨悬索桥的数倍. 所以在跨海和跨江桥梁工程中, 当海峡或江面的宽度和水深都较大时, 采用多主跨悬索桥进行跨越是非常合适的, 它可以大大减少深水中桥墩和基础的数目, 降低下部结构的造价^[1].

法国新堡桥和 Chatillon 桥、日本小鸣门桥、莫桑比克萨韦河桥是目前世界上已建成的 4 座多主跨悬索桥^[2]. 我国目前在建的马鞍山长江大桥(左汊)、泰州长江大桥以及武汉鹦鹉洲长江大桥都是超大跨度的双主跨悬索桥.

1967 年日本东京大学 Hira 等^[3]就在悬索桥的全桥模型风洞试验中观察到了静力扭转发散的现象; 同济大学风洞实验室在对汕头海湾二桥的风洞试验中, 也发现了斜拉桥由静风引起的弯扭失稳现象^[4]. 此后, 多位国内外学者^[5-11]对静风稳定问题进行的研究也表明大跨度桥梁静风失稳有可能先于动力失稳而发生, 并对单主跨缆索承

收稿日期: 2011-04-13.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50738002, 50878148).

作者简介: 周 强(1985—), 男, 博士研究生;

周志勇(1971—), 男, 研究员, 博士生导师;

葛耀君(1958—), 男, 教授, 博士生导师.

通信作者: 周 强, milan1023@gmail.com.

重桥梁静风失稳机理进行探讨。

目前国内外对大跨度桥梁静风稳定性的研究主要针对单主跨的缆索承重桥梁,对双主跨悬索桥的静风稳定性的研究很少.本文在综合考虑结构几何非线性和静风荷载非线性基础上,采用风荷载增量与内外迭代方法,编制相应分析程序,对国内在建的3座双主跨悬索桥的静风稳定性进行非线性全过程分析.通过与单主跨悬索桥静风失稳形态及双主跨悬索桥自身失稳形态的比较,分析得到双主跨悬索桥失稳形态特征,提出并阐述双主跨悬索桥的两种静风失稳模式——双侧反对称失稳模式和单侧非对称失稳模式,并对这两种失稳模式机理进行探讨。

1 工程背景

马鞍山长江公路大桥(A桥)全桥跨径布置为360 m+1 080 m+1 080 m+360 m,其中边跨为连续梁引桥不设吊杆,双主跨为连续钢箱梁并由吊杆悬吊;加劲梁为扁平流线型闭口钢箱梁,宽38.5 m,高3.5 m;桥塔高176 m,其中边塔桥面以上高约143 m,中塔桥面以上高约128 m;主缆和吊杆均采用高强度镀锌平行钢丝束,两主缆中心距35 m,吊杆间距16 m;加劲梁与中塔固结,各边

塔下横梁处设2个单向活动支座,横向两侧设抗风支座,结构体系上表现为塔梁固结体系(主要考虑加劲梁与中塔关系,下同),见图1(a)。

泰州长江公路大桥(B桥)全桥跨径布置为390 m+1 080 m+1 080 m+390 m,双主跨为连续钢箱梁并由吊杆悬吊;加劲梁为采用扁平流线型闭口钢箱梁,宽39.1 m,高3.5 m,钢箱梁节段标准长度为16 m;索塔总高186.50 m;主缆在设计成桥状态矢跨比为1/9,两根主缆横向间距为35.8 m;中主塔下横梁上不设竖向支座,也不设0号吊索,设置横向抗风支座,各边塔下横梁处设2个单向活动支座,结构体系上表现为漂浮体系,见图1(b)。

武汉鹦鹉洲长江大桥(C桥)全桥跨径布置为225 m+850 m+850 m+225 m,双主跨为分段结合梁并由吊杆悬吊;加劲梁为采用带风嘴开口结合梁,宽38 m,高3 m,节段标准长度为15 m;索塔总高186.50 m;主缆在设计成桥状态矢跨比为1/9,两根主缆横向间距为36 m;中主塔下横梁上在两侧分别设竖向支座与横向抗风支座,各边塔下横梁处设2个单向活动支座,结构体系上表现为半漂浮体系,见图1(c)。

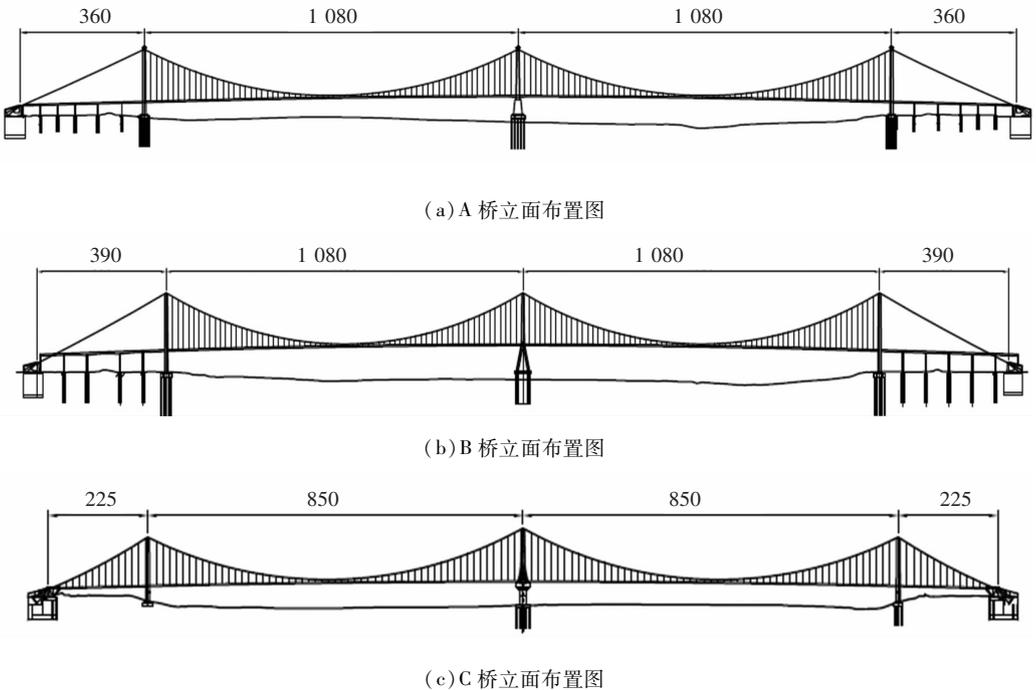


图1 三桥立面布置图

2 非线性静风稳定分析方法

双主跨悬索桥静风失稳是由结构的初始平衡状态开始,在静风荷载作用下,结构的姿态发生改

变,三分力系数亦随之发生变化,导致作用于结构上的静风荷载随风速增长呈非线性发展;此外由于双主跨悬索桥自身结构的特性表现几何非线性,因此在静风失稳过程中表现出双重非线性。

2.1 非线性静风荷载

作用在桥梁结构单位长度上的静力风荷载, 可将其视为加劲梁截面上静力三分力(阻力、升力及升力矩)的共同作用, 其表达式为

$$F_H = \frac{1}{2}\rho U^2 C_H(\alpha) H,$$

$$F_V = \frac{1}{2}\rho U^2 C_V(\alpha) B,$$

$$F_M = \frac{1}{2}\rho U^2 C_M(\alpha) B^2.$$

式中: U 为来流风速; α 为静风与加劲梁截面间的有效攻角, 可表示为静风初始攻角与静风作用引起的主梁扭转角之和; $C_H(\alpha)$ 、 $C_V(\alpha)$ 、 $C_M(\alpha)$ 分别为体轴上的三分力系数. 由此可见, 当双主跨悬索桥在静风荷载作用下, 加劲梁会产生变形, 有效攻角 α 会随之增大, 这样就导致静力三分力系数也会随有效攻角的变化而改变; 此外, 风速自身的增长会引起静风荷载呈现非线性变化. 由此可见, 作用在结构上的静风荷载具有双重非线性.

2.2 静风稳定非线性计算方法

双主跨悬索桥为柔性结构, 具有明显的几何非线性. 为了求解该非线性方程, 在综合考虑结构几何非线性和静风荷载非线性基础上, 采用风速增量与内外两重迭代相结合的方法, 即风速按一定比例增加的过程中, 内层迭代完成结构的几何非线性计算, 外层迭代寻找结构在某一风速下的平衡位置, 具体实施步骤如下:

- 1) 在自重作用下非线性求解;
- 2) 提取该状态下加劲梁的扭转角, 得到各单元的有效攻角;
- 3) 假设假定初始风速 U_0 、风速步长 U 以及迭代步数上限 N_{max} , 当前风速 $U_i = U_0$;
- 4) 在当前风速下, 采用 Newton-Rapson 方法进行结构几何非线性和材料非线性求解, 获得收敛解(内层迭代);
- 5) 计算该状态下的三分力系数;
- 6) 检查三分力系数的欧几里得范数是否小于允许值;
- 7) 若 6) 不成立, 且迭代步数小于迭代步数上限 N_{max} , 重复 4) ~ 6) (外层迭代); 若迭代步数不小于迭代步数上限 N_{max} , 风速步长 U 折半, 返回步骤 4) 重新计算;
- 8) 若 6) 成立, 表明本级风速计算结果收敛, 输出计算结果. 按设定步长增加风速, 进行下一级风速计算.

此外, 为了验证上述分析方法的准确性, 对比

了 A、B 桥在 0° 初始攻角下, 本文与文献 [12] 和文献 [13] 分析得到的静力发散临界风速(风速对应的高度统一换算到桥面高度处)见表 1, 本文采用的方法是可靠的.

表 1 静力发散临界风速对比 $m \cdot s^{-1}$

桥梁名称	本文	文献[12]	桥梁名称	本文	文献[13]
A	122.5	122	B	99	96

3 静风失稳模式及其机理分析

3.1 加劲梁断面静力三分力系数

由于加劲梁断面的静力三分力系数直接影响大跨度悬索桥静风稳定性能, 因此给出通过节段模型的风洞测力试验得到的加劲梁静力三分力系数, 见图 2.

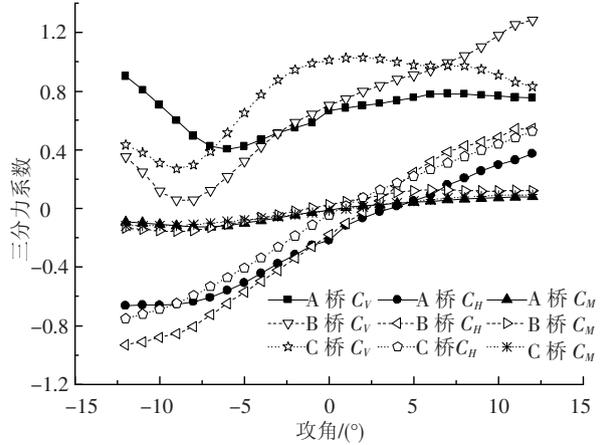


图 2 三桥的静风三分力系数

3.2 双主跨悬索桥两侧失稳形态描述

由于双主跨悬索桥并未出现侧倾失稳形式, 因此本节只对两侧扭转和竖向位移进行比较. 图 3 给出了 A、B 桥在 0° 初始攻角下, 左右两侧跨中、靠近中塔的两侧四分点位置处的扭转和竖向位移对比情况; 图 4 给出了 A、B 两桥在 $+3^\circ$ 初始攻角下, 左右两侧跨中扭转和竖向位移对比情况; C 桥在 0° 和 $+3^\circ$ 初始攻角下左右两侧跨中及靠近中塔的两侧四分点的扭转和竖向位移情况见图 5 (图 3~5 中编号 A、B、C 分别代表 A、B、C 三桥, L 代表左侧, R 代表右侧, M 代表跨中, Q 代表靠近中塔的四分点).

1) 由图 3 发现, A、B 两桥在 0° 初始攻角下的失稳形式表现为: 左右两侧扭转和竖向位移都近似关于平衡位置(失稳前一级静风荷载作用下的平衡位置)反对称, 本文把这种失稳形式称为“双侧反对称失稳模式”.

2) 由图 4、5 发现, C 桥在 0° 初始攻角下, 以及各桥 $+3^\circ$ 出攻角下的失稳形式表现为: 静风失

稳时其中一侧主跨在占主导地位,并未表现出反对称性,本文把这种失稳形式称为“单侧非对称失稳模式”。

3) 由于 +3°初始攻角下的升力系数和升力矩系数都为正值,因此一般情况下, +3°初始攻角下

的静力发散风速会比 0°初始攻角下的值要更高,但是对比图 3 和图 4 可以发现, A、B 两桥在 0°初始攻角下的静力发散风速低于 +3°初始攻角下的值,即双侧反对称失稳模式下的静力发散风速要低于单侧非对称失稳模式的静力发散风速。

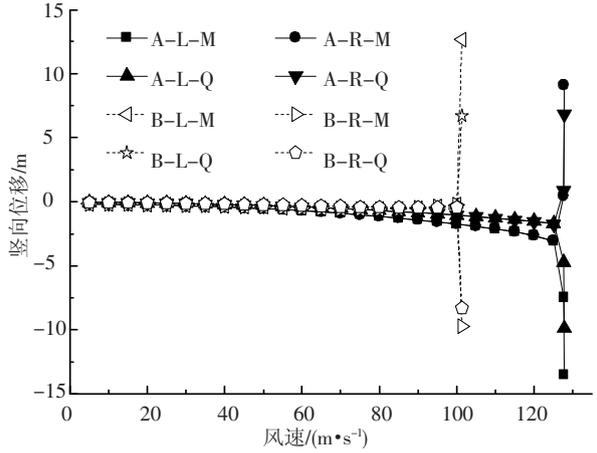
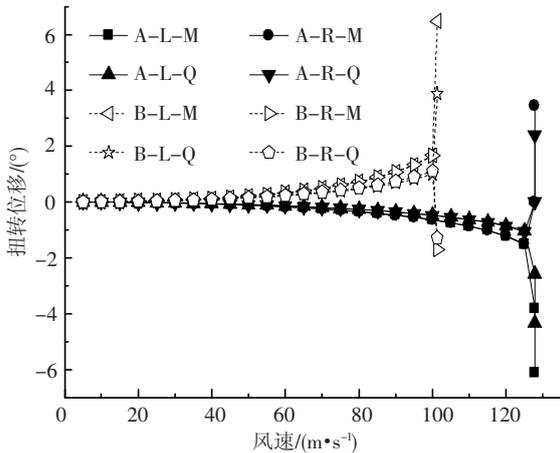


图3 A、B桥在 0°初始攻角下两侧跨中及四分点变形对比

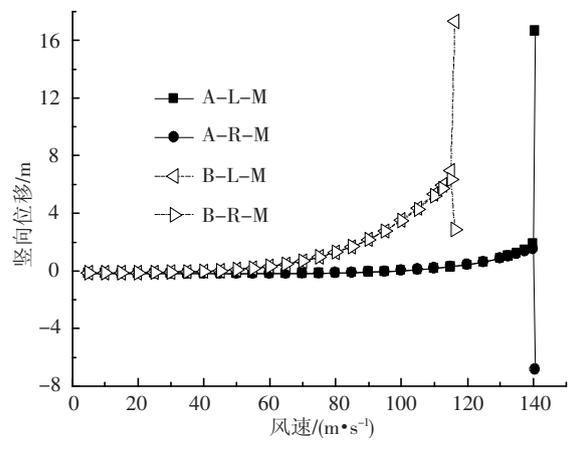
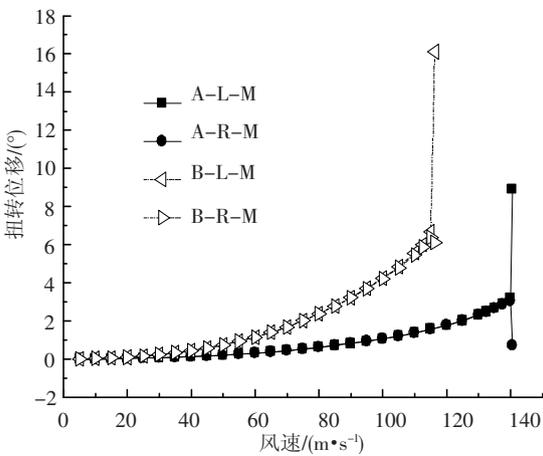


图4 A、B桥在 +3°初始攻角下两侧跨中变形对比

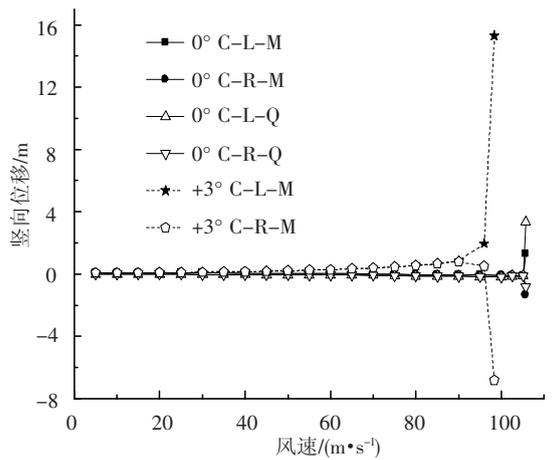
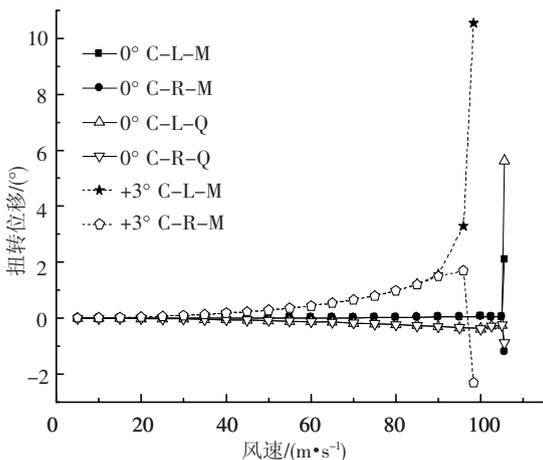


图5 C桥在不同初始攻角下两侧跨中及四分点变形对比

3.3 失稳模式机理分析

桥梁结构的静风失稳过程可以用风荷载和结构抗力的关系曲线来描述,风荷载是指静风三分力荷载,结构抗力指结构抵抗外荷载的自身刚度,包括竖弯、侧弯和扭转刚度等.结构刚度是个抽象概念,对于某个结构系统而言,其动力特性与结构刚度具有一一对应关系.双主跨悬索桥静风失稳形态主要是空间弯扭耦合失稳,与结构的基频振动模态极其相似.因此,可以用结构的动力特性描

述结构抗力,静风失稳全过程中的风荷载和结构抗力的关系可以用风荷载作用下的桥梁结构动力特性来描述,即第一阶竖弯和扭转频率的变化过程.这一观点在文献[13-14]中亦有类似表述.

3.3.1 三桥动力特性概述

三桥的主要4阶模态见图6(图6中编号S代表正对称,A代表反对称,V代表竖弯,T代表扭转).由图6可见,反对称竖弯、扭转振动模态都要先于相应的正对称振动模态出现.

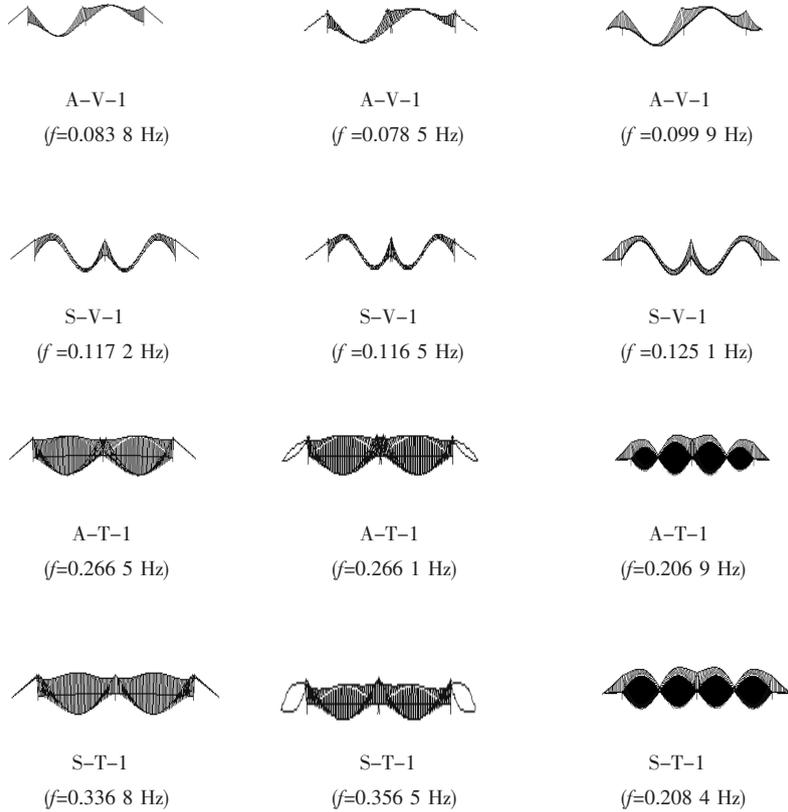


图6 三桥主要动力特性模态

由此可见,在静风荷载作用下,双主跨悬索桥不可能出现正对称性的失稳形式,而可能出现类似第一阶反对称竖弯与第一阶反对称扭转耦合的失稳形式,即上述的“双侧反对称失稳模式”;或者可能出现类似单主跨悬索桥出现的某一主跨失稳的形态,即上述的“单侧非对称失稳模式”.这两种失稳模式在不同的初始风攻角下,出现的顺序会有不同,导致静力发散风速出现差异.

阶反对称竖弯(A-V-1)与第一阶反对称扭转(A-T-1)耦合变形的形式.

3.3.2 双侧反对称失稳模式机理分析

图7、8分别给出了A桥和B桥在0°初始风攻角下的静风失稳形态.两桥的静风失稳模态都表现为双侧反对称失稳模式;而且通过3.1节的比较可知,0°初始风攻角下静风临界风速都要比+3°初始风攻角下的小,即双侧反对称失稳模式先于单侧非对称失稳模式发生.同时可以发现,双侧反对称失稳模式在形式上近似表现为结构第一

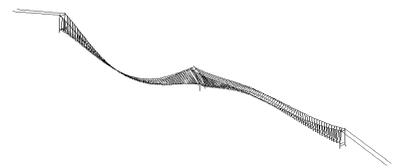


图7 A桥在0°初始风攻角下静风失稳形态

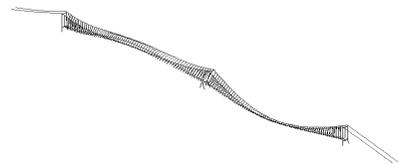


图8 B桥在0°初始风攻角下静风失稳形态

如图2所示,在0°初始攻角下,加劲梁断面的升力系数为负值,升力作用方向是向下的,导致结构刚度(包括单侧主跨的结构刚度)是增加的,因此在这情形下单侧非对称失稳模式不易发生.

而双主跨悬索桥和单主跨悬索桥的显著区别在于: 双主跨悬索桥的中塔和两侧主缆的协同作用明显, 而且决定着结构的力学表现. 因此, 随着静风风速的增加, 两侧主跨加劲梁变形加大, 结构与风之间的有效攻角发生变化. 当风速增加到一定数值时, 一侧主跨结构刚度迅速减少, 变形迅速增大, 在主缆和中塔的协同中下, 另一侧主跨的加劲梁出现反向的扭转和竖弯变形(图 6 振型图所示), 从而导致两侧主跨相反的变形进一步增大, 整个结构切线刚度进一步减小, 并且导致结构的部分区域发生明显的软化, 此时, 结构发生空气静力失稳, 并且在形态上表现为近似反对称性.

此外, 由图 6 可知, 双主跨悬索桥的 A-V-1 模态和 A-T-1 模态频率相比于正对称模态频率要更低, 并且文献[16]也指出随着静风荷载的增加, 大跨度悬索桥的反对称振动特性频率比正对称的要下降的更多. 由此可见从能量角度出发, 双主跨悬索桥反对称变形激发所需的能量更少, 因此双侧反对称失稳模式更容易表现出反对称性.

3.3.3 单侧非对称失稳模式机理分析

如图 2 所示, 在 $+3^\circ$ 初始风攻角下, 加劲梁断面的升力系数为正值, 升力作用方向是向上的, 因

表 2 两桥各初始攻角下静风临界风速比较

桥梁名称	结构体系	加劲梁断面形式	跨径/m	风攻角/ $(^\circ)$	静风发散速度/ $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
B 桥	漂浮体系	扁平闭口钢箱梁	$2 \times 1\ 080$	0	99
				3	116
江阴长江大桥	半漂浮体系	扁平闭口钢箱梁	1 385	0	113
				3	110

C 桥由于其加劲梁在每跨上都是断开的, 因此其动力特性表现不同于 A、B 两桥. 分析 C 桥的扭转动力特性可知, 单侧主跨自身扭转振型就表现出反对称性(如图 6 所示), 即在单侧主跨自身一侧就会出现正负相反的有效攻角. 因此在静风荷载作用下, 单侧主跨自身表现出的反对称性会使得两侧结构响应的不平衡性相互抵消, 从而导致主缆和中塔不能产生如 A、B 两桥一样的协同作用. 由此可见, C 桥不易发生双侧反对称失稳模式, 而其失稳模式表现为单侧非对称失稳模式, 见图 9.

综上所述, 双主跨悬索桥静风失稳存在两种模式, 分别是双侧反对称失稳模式和单侧非对称失稳模式. 对于加劲梁在桥跨布置上为连续形式的双主跨悬索桥来说, 而在 0° 初始攻角下更易出现双侧反对称失稳模式, 并且其对应的静风临界风速要更小; 在 $+3^\circ$ 初始攻角下, 单侧非对称失稳模式更早出现, 且和单主跨悬索桥静风失稳模式相似. 加劲梁在桥跨布置上为分离形式的双主跨悬索桥, 由于自身的结构体系和结构刚度的关系,

此结构刚度(包括单侧主跨的结构刚度)是减弱的, 而且随着静风风速的增加, 结构和风之间的有效攻角会越来越大, 结构刚度进一步减小, 静风荷载进一步加强, 从而使得双主跨悬索桥某一单侧主跨首先出现失稳. 因此在这种情形下, 单侧非对称失稳模式更易出现, 这样也导致 $+3^\circ$ 初始攻角下的静力失稳临界风速要比 0° 初始攻角下的风速要大.

此外, 本文还比较了结构形式和跨度(双主跨悬索桥单侧主跨)相似的两座大桥——B 桥和江阴长江大桥^[17]的静风临界风速, 如表 2 所示(在 -3° 初始攻角不易出现静风失稳, 故未比较). 可见, 在 0° 初始攻角下, 尽管 B 桥跨径江阴长江大桥更小, 然而 B 桥静风临界风速更低, 其原因就在于 0° 初始攻角下, B 桥的静风失稳模式表现为双侧反对称失稳模式; 而 $+3^\circ$ 初始攻角下, B 桥静风临界风速稍高, 但比较接近. 因此可以发现, 当双主跨悬索桥出现其中一侧主跨占主导地位失稳时, 其临界风速和相类似的单主跨悬索桥静风临界风速大致相同, 即双主跨悬索桥单侧非对称失稳模式和单主跨悬索桥静风失稳模式相似.

静风失稳不易出现双侧反对称失稳模式, 均表现为单侧非对称失稳模式.

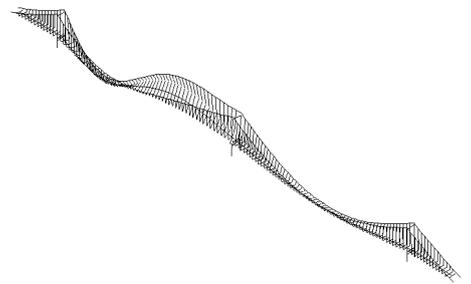


图 9 C 桥 0° 初始风攻角下静风失稳形态

4 结 论

1) 双主跨悬索桥静风失稳存在两种模式, 分别是双侧反对称失稳模式和单侧非对称失稳模式, 这两种失稳模式出现次序决定着双主跨悬索桥静风临界风速.

2) 双主跨悬索桥静风失稳模式的出现顺序与结构体系、加劲梁在整个跨度上的布置形式以

及初始风攻角有着密切关系。

3) 在0°初始攻角下,加劲梁在桥跨布置上为连续形式的双主跨悬索桥静风失稳模式为双侧反对称失稳模式,并且对应的静风临界风速更小。

4) 双主跨悬索桥静风失稳模式中的单侧非对称失稳模式和单主跨悬索桥静风失稳模式相似,且在这种失稳模式下,两者的静风临界风速大致相同。

参考文献:

[1] 唐震澄. 世界著名海峡交通工程[M]. 北京:中国铁道出版社, 2004.

[2] 张文明,葛耀君,周志勇,等. 双主跨悬索桥颤振稳定性试验[J]. 中国公路学报, 2010, 23(4): 58 - 62.

[3] HIRAI A, OKAUCHI I, ITO M, et al. Studies on the critical wind velocity for suspension bridges [C]//Proc Int Res Semi-nar on Wind Effects on Buildings and Structures. Ontario, Canada: University of Toronto Press, 1967: 81 - 103.

[4] 项海帆,林志兴. 《桥梁抗风设计规范》的研究课题[J]. 结构工程师, 1998, 11(增刊): 1 - 4.

[5] BOONYAPINYO V, YAMADA H, MIYATA T. Wind-induced nonlinear lateral-torsional buckling of cable-stayed bridges [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1994, 120(2): 486 - 506.

[6] VIROTE B, YINGSAK L, PANITAN L. Nonlinear aerostatic stability analysis of suspension bridges [J]. Engineering Structures, 2006, 28: 793 - 803.

[7] NAGAI M, XIE X. Static and dynamic instability analysis of 1400-Meter long-span cable-stayed bridges [C]//

IABSE Symposium. Kobe, Japan: IABSE, 1998, 79: 281 - 286.

[8] CHENG J, JIANG J J, XIAO R C. Aerostatic stability analysis of suspension bridges under parametric uncertainty [J]. Engineering Structures, 2003, 25(3): 1675 - 1684.

[9] 方明山,项海帆,肖汝诚. 大跨径缆索承重桥梁非线性空气静力稳定理论[J]. 土木工程学报, 2000, 33(2): 73 - 79.

[10] 程进,江见鲸,肖汝诚,等. 大跨度桥梁空气静力失稳机理研究[J]. 土木工程学报, 2002, 35(1): 35 - 39.

[11] 张志田,葛耀君. 考虑抖振影响的大跨度桥梁静风稳定性分析[J]. 工程力学, 2006, 23(8): 96 - 101.

[12] 葛耀君,周志勇,张文明,等. 马鞍山长江大桥(左汊)施工图阶段节段模型风洞试验报告[R]. 上海:同济大学, 2009.

[13] 胡晓伦. 大跨度斜拉桥颤抖振响应与静风稳定性分析[D]. 上海:同济大学, 2006.

[14] 李国豪. 桥梁结构稳定与振动[M]. 北京:中国铁道出版社, 2003.

[15] 张文明,葛耀君. 斜风作用下大跨度悬索桥非线性静风稳定分析[J]. 华中科技大学学报:自然科学版, 2009, 37(11): 111 - 114.

[16] 宋馨,贾丽君,肖汝诚,等. 大跨度悬索桥在静风荷载下的动力特性研究[J]. 计算力学学报, 2001, 18(2): 221 - 224.

[17] 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, 2000.

[18] 朱本瑾. 多主跨悬索桥的结构体系研究[D]. 上海:同济大学, 2007. (编辑 赵丽莹)

《纵弯模态压电金属复合梁式超声电机》书评

赵杰

(哈尔滨工业大学 机电工程学院, 哈尔滨 150001)

超声电机是20世纪80年代开始得到发展及应用的一种新型驱动器。它与传统电磁电机的工作原理不同,是一种基于压电材料逆压电效应工作的共振式驱动器。它的研究涉及机械振动和波动、摩擦学、材料学、机械设计、电力和电子学、自动控制 and 超精加工等学科。超声电机具有力矩/质量比大、结构紧凑、低速大转矩、响应快、电磁兼容性好和控制性能好等优点,在机器人、精密仪器仪表、医疗器械、航空航天以及新型武器装备等领域均具有广泛的应用前景。

针对传统贴片式行波超声电机机电耦合效率低、环境适应性差、机械输出能力难于提高的问题,哈尔滨工业大学陈维山教授所带领的课题组近年来将研究重点放在了大力矩/推力的夹心式超声电机领域,取得了一系列突出的研究成果。陈维山、刘英想和石胜君三位作者撰写的《纵弯模态压电金属复合梁式超声电机》一书,系统而全面地阐述了该课题组近年来在大力矩/推力的夹心式超声电机领域的学术思想和研究成果。该书由哈尔滨工业大学出版社出版,是“十二五”国家重点图书规划项目——先进制造理论研究与工程技术系列图书中的一本,也被列入2011哈工大学术著作项目中。

该书是著者在夹心式超声电机领域研究的总结和提炼,不仅呈现了五大类超声电机的创新点和重要成果,而且构建了纵弯模态压电金属复合梁式超声电机这一相对独立的研究体系。该书体系清晰合理,并配有大量著者实验研究得到的图表,这些图表与书中文字内容结合得恰到好处,图文并茂的撰写方式增加了该书的可读性。著者在书中提出的多种电机已达到实用化水平,对推动超声电机向应用层面的发展具有十分积极的意义。全书展现了著者在这一领域研究思想的一个递进式发展过程。该书的出版必将推动超声电机技术在我国的发展和应用。

作者简介:赵杰(1968-)哈尔滨工业大学机器人技术与系统国家重点实验室的教授,博士生导师,机电工程学院院长,机器人研究所所长。