

斜拉索涡激振动气动控制措施试验研究

刘志文^{1,2}, 沈静思², 陈政清^{1,2}, 王敬民³, 冯良平⁴

(1. 湖南大学风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 湖南 长沙 410082; 2. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082; 3. 江苏苏通大桥有限责任公司, 江苏 南通 226001; 4. 中交公路规划设计院有限公司, 北京 100010)

摘要: 针对大跨度斜拉桥拉索在常遇风速下的涡激振动问题, 以苏通长江公路大桥为研究对象, 首先对斜拉索风致振动响应实测数据进行分析, 然后分别针对表面凹坑和表面光滑缠绕小直径螺旋线拉索进行了节段模型风洞试验, 研究了不同阻尼比、不同螺旋线参数对拉索涡振的控制效果, 最后对推荐采用的螺旋线措施进行了表面凹坑拉索模型测力试验。结果表明: 在低阻尼比条件下, 表面凹坑拉索和表面光滑缠绕小直径(0.014D 和 0.025D, D 为拉索直径)双螺旋线拉索存在明显的涡振现象; 增加阻尼比或设置线径为 0.071D、螺距为 12D 的双、三螺旋线可有效减小拉索涡振振幅; 设置线径为 0.071D、螺距为 12D 的双、三螺旋线时, 表面凹坑拉索阻力系数分别比不设置螺旋线时表面凹坑拉索阻力系数增大 30.8%~48.0% 和 60.7%~80.6%, 而表面凹坑拉索竖向力系数根方差较不设置螺旋线时表面凹坑拉索竖向力系数根方差分别降低 53.2%~83.7% 和 56.6%~80.2%, 从而可有效抑制表面凹坑拉索涡振响应幅值。

关键词: 斜拉桥; 涡激共振; 风洞试验; 表面凹坑拉索

中图分类号: U448.27 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)03-0441-11

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.03.001

引言

大跨度斜拉桥拉索具有质量轻、固有阻尼低、在各种激励条件下极易发生振动的特点。斜拉索风致振动现象主要有风雨振、涡振、干索驰振与尾流驰振等。近年来, 部分学者在研究拉索风雨振时观测到了涡振现象。Hikami 等^[1]对日本 Meiko-Nishi 桥进行了为期 5 个月的现场实测。实测表明: 拉索风雨振幅值远大于涡振幅值。Main 等^[2]对美国 Fred Hartman 桥斜拉索振动响应进行了实测。结果表明: 在不同风速和雨量条件下, 部分拉索不仅存在风雨振, 还存在高阶涡振现象。王修勇等^[3]对洞庭湖大桥斜拉索 A12 号索(长 121.9 m, 直径 119 mm)进行振动监测, 结果表明, 拉索存在经典涡振和高折减风速涡振现象。储彤^[4]以金塘大桥为背景进行了斜拉索风致振动响应实测与试验研究。结果表明: 监测期间该桥 CAC20 号斜拉索加速度最大值达到 6.5 m/s^2 , 且该索发生了多阶振动, 不同时段斜拉索振动频率不同, 主要为 5~15 Hz。吴广润^[5]对滨州黄河公路大桥 N22 号索(长 190 m, 直径 186 mm)进行涡振模拟计算, 计算结果表明该拉索在风速 2~7 m/s

时会发生显著的涡振现象。Chen 等^[6]进行了不同风速剖面下拉索涡振试验研究。试验结果表明: 在不同风速剖面下, 拉索发生了单模态或多模态涡振现象。单模态涡振幅值比多模态振动幅值大, 而且拉索面内振动响应比面外振动响应大。Denoel 等^[7]对一通信天线的斜拉索进行了现场实测, 最长索(长 291.5 m, 直径 42 mm)的基频约为 0.3 Hz。观测结果表明: 在大气边界层中, 由于流动不稳定, 斜拉索的涡激振动是以随机振动的形式出现的。拉索发生高阶振动时面内的加速度峰值可达 0.5g, 且面内加速度比面外大的多, 最长索的振动主频为 33.3 Hz。综上可知, 工程实践中部分大桥的拉索存在涡振问题, 且拉索涡振响应较为复杂。

拉索风致振动的控制措施主要有阻尼措施、结构措施和气动措施三大类。工程实践中一般采用多种控制措施组合的方式进行拉索振动控制。气动措施是斜拉索风致振动控制的一种重要措施, 比如在拉索表面设置凹坑、纵向肋和螺旋肋等^[8-11]。Katsuchi 等^[12]、Yagi 等^[10]的试验结果表明: 在低雷诺数情况下表面凹坑拉索会发生干索驰振现象, 而在拉索表面设置螺旋肋会明显减小拉索旋涡脱落展向相关长度, 从而有效控制拉索振动。Kleissl 等^[13]对圆柱

涡激振动控制措施的发展应用进行了详细综述,表明拉索表面设置凹坑和螺旋线是两种各具优点的气动控制措施。Hung 等^[14]针对表面光滑拉索分别设置螺旋肋、平行肋和表面凹坑时的振动响应进行了试验研究。结果表明,表面凹坑和带平行肋拉索在无雨情况下均存在限幅振动,而特定风偏角和螺距的螺旋肋(4, 6, 12 根螺旋肋)可以有效抑制拉索风雨振和干索驰振。Katsuchi 等^[15]进行了不同风偏角和螺旋肋尺寸对拉索振动影响的试验研究。结果表明,螺旋肋在各种风偏角下对拉索风雨振和干索驰振均有较好的抑振效果;设置直径为 2 mm 螺旋线的拉索仍然会发生较大振动,而采用直径为 5 mm 螺旋线时,抑振效果明显。Christiansen 等^[16]采用几何缩尺为 1:1 的斜拉索节段模型进行螺旋肋抑振效果试验研究。研究表明,拉索周围的流场为层流到湍流的过渡,这种过渡在局部形成并沿着轴线传播。在距离平衡位置 40°-130°之间时,螺旋线主导着流场的状态,而在平衡位置附近,拉索表面的不规则对流场影响占主导地位。综上可知,表面凹坑斜拉索存在风雨振和干索驰振的可能性,采用合适的螺旋线可有效控制拉索风雨振和干索驰振。至于螺旋线对斜拉索涡振的影响还少有研究说明。

鉴于海洋立管与斜拉索存在较多相似之处,比如均为长径比较大的柔性结构,阻尼比都较低(一般为 0.1%),且都处于不均匀来流中,容易发生多阶、高阶涡振现象,海洋立管涡振气动控制措施研究成果对于斜拉索涡振气动控制措施研究具有较好借鉴意义。Jones 等^[17]指出螺旋线是海洋立管涡振控制最有效的气动措施,这缘于螺旋线干扰了海洋立管旋涡脱落的展向相关性。Trim 等^[18]研究了不同类型螺旋线对海洋立管涡激振动的抑制作用,并发现增大螺旋线在立管上的覆盖率可以有效抑制振动。Lubbad 等^[19]进行了圆截面螺旋线的振动抑制效果的试验研究。结果表明:无论选取何种螺距和直径的螺旋线,三螺旋线都可以很有效地抑制振动。Quen 等^[20]进行了不同螺距和螺旋线高度对海洋立管涡振控制效果影响的试验研究。结果表明,螺旋线螺距对海洋立管涡振控制效果的影响不大,但是螺距越大,海洋立管涡振锁定区风速越大;随着螺旋线高度的增大,螺距对海洋立管涡振控制效果的影响变得明显。Gao 等^[21]的试验研究表明,螺旋线高度对海洋立管涡激振动幅值控制效果影响较螺距的影响大。综上可知,采用螺旋线进行海洋立管涡激振动控制的应用较为广泛,其涡振控制效果主要取决于螺旋线高度,且三螺旋线和四螺旋线最有效。

综上所述,工程实践中部分大跨度斜拉桥由于阻尼器性能退化而导致拉索在运营期出现了较为明显的风雨振和涡激振动问题,其中关于风雨振问题已有大量的研究成果,而拉索涡振的气动控制措施研究则相对较少,如何有效控制拉索的涡振响应值得进一步研究。本文以苏通长江公路大桥为背景进行斜拉索涡振特征和气动控制措施试验研究。

1 实桥拉索振动响应特征分析

苏通长江公路大桥为主跨 1088 m 的斜拉桥,大桥共有 272 根斜拉索,最长索长度为 577 m,直径为 0.161 m。大桥于 2008 年建成通车,通车运营十多年来,部分拉索阻尼器存在性能退化问题,发生了较为明显的风雨振和高阶振动现象。为了进一步研究拉索振动特征,在大桥部分拉索(NA9U, NA18U, NA29U, NA30U 及 NA31U)上距离桥面约 8 m 高度处安装了加速度传感器,进行拉索面内、面外振动响应短期监测,加速度传感器采样频率为 100 Hz。苏通大桥风速仪及短期监测拉索布置如图 1 所示。限于篇幅,仅介绍 NA30U 拉索风致振动响应现场实测数据。NA30U 拉索长度为 493.72 m,拉索倾角为 24.93°,拉索规格为 PES7-241,对应的拉索直径为 0.14 m,拉索长径比为 3476.9,拉索单位长度质量为 78.5 kg/m,拉索 1 阶振动频率为 0.2618 Hz。

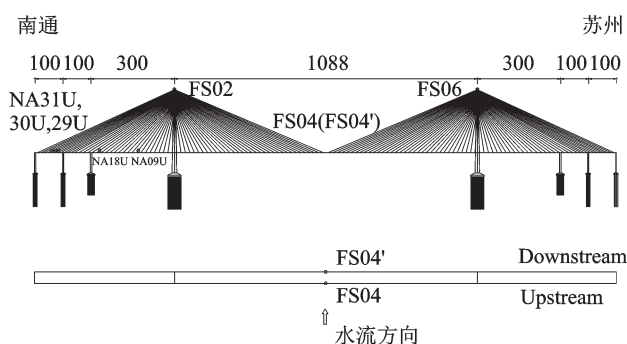


图 1 苏通大桥风速仪及短期监测拉索布置示意图
(单位:m)

Fig. 1 Layout of the anemometers and monitored stay-cables of Sutong Bridge (Unit: m)

图 2 所示为 2018 年 8 月 15 日 NA30U 号拉索振动的监测数据。由图 2(a)-(b)可知,2018 年 8 月 15 日 0:00-6:00 时段,跨中桥面以上 2.28 m 高度处风速为 8.0 m/s 左右、风向角接近垂直于桥轴线,NA30U 号索发生了明显的振动现象,面内振动加速度响应幅值接近 3.0g,面外振动加速度响应幅值接近 2.0g。由图 2(c)-(d)可知,在拉索最大振动响应时段(3:00-4:00)内,斜拉面内、面外振动响应卓越

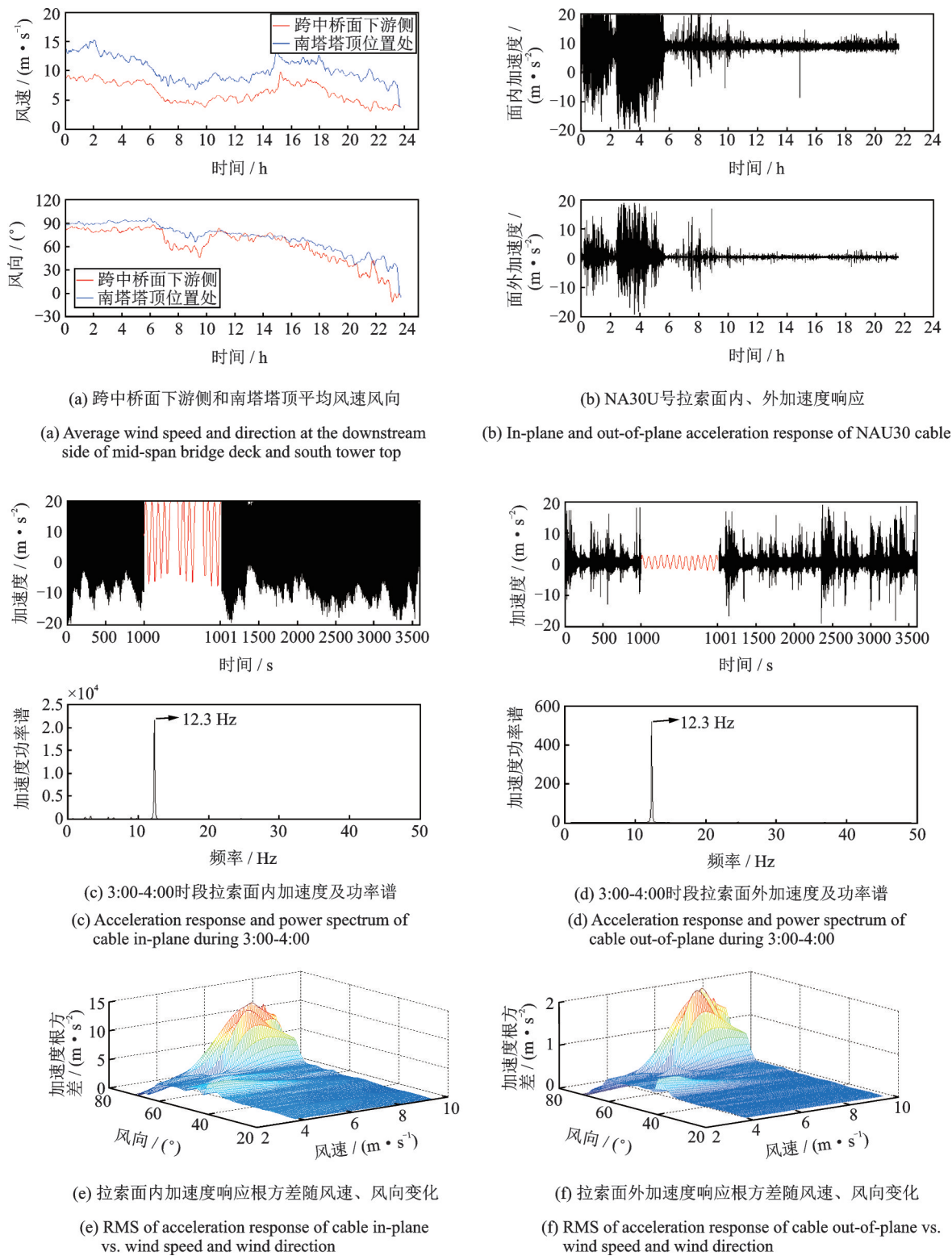


图2 2018年8月15日苏通大桥风速、风向及NA30U号拉索振动响应

Fig. 2 Wind speeds and directions, wind-induced vibration responses of NA30U stay-cable of Sutong Bridge on August 15, 2018

频率均为 12.3 Hz, 为该索第 47 阶振动模态。由图 2 (e)-(f) 可知, 拉索面内、外的大幅振动锁定在风速为 6-10 m/s 的范围内, 且风向角约为 80° (0° 为正北方向, 90° 为正东方向), 即接近垂直于桥轴线从下游吹向上游。另外可以看出, 拉索面内加速度根方差远大于面外加速度。根据拉索振动频率和对应风速范围特征, 可初步判断该振动为拉索高阶涡振。

2 拉索模型与试验装置

2.1 拉索模型

为了对该拉索高阶振动进行研究, 在湖南大学风工程试验研究中心 HD-2 风洞第一试验段进行拉

索节段模型试验研究,该试验段长 17 m,宽 3 m,高 2.5 m,试验段风速在 0~58 m/s 范围内连续可调。当风速大于 2.0 m/s 时空风洞紊流度低于 0.5%,风偏角小于 0.2°。为了尽量减小斜拉索断面雷诺数效应的影响,试验模型分别采用苏通大桥拉索原型模型——表面凹坑拉索(模型 A)和工程中常用的“表面光滑+2 mm(0.014D)线径螺旋线”拉索(模型 B),试验拉索模型均由江苏法尔胜缆索有限公司提供。拉索模型长度 $L=2000\text{ mm}$,外径 $D=140\text{ mm}$,均采用不锈钢外包 PE 组成,拉索模型外形如图 3 所示。试验中拉索模型阻塞率为 5.6%,加螺旋线之后的最大阻塞率为 6.4%,与已有文献拉索模型阻塞率大致相当:Benidir 等^[22]研究螺旋线对干索驰振的影响时拉索模型阻塞率为 6.2%,刘庆宽等^[23]在进行螺旋线对高雷诺数下风致振动的影响的试验研究中,拉索模型阻塞率为 5.45%。

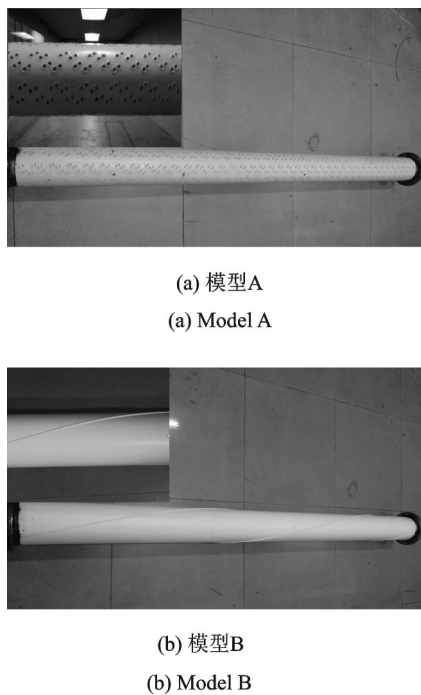


图 3 拉索节段模型

Fig. 3 Stay-cable segmental model

2.2 试验装置

由苏通大桥桥面风速和拉索振动响应的实测数据可知,当桥面处风向为垂直于桥轴线时,部分长斜拉索容易发生高阶涡振现象,且拉索高阶涡振以面内振动为主。为此,暂不考虑风偏角和拉索倾角的影响,进行水平拉索横风向风致振动响应试验研究。拉索模型两端分别用 4 根弹簧支承,单根弹簧刚度为 2301 N/m。采用澳大利亚 TFI 公司的眼镜蛇探针进行风速测试,试验风速范围为 2.1~10.3 m/s,对应雷诺数 $Re=1.8 \times 10^4 \sim 1.0 \times 10^5$ 。在拉索节段模

型两端分别布置加速度传感器和激光位移计进行拉索横风向振动响应测试,采用 DH5920 多通道信号采集系统进行数据采集,采样频率为 200 Hz,采样时间为 60 s。为减小模型端部三维绕流效应,在模型端部设置了直径为 700 mm(即为 5D)、厚度为 5 mm 的 ABS 圆板作为端板。弹性悬挂水平拉索节段模型如图 4 所示。



图 4 弹性悬挂拉索节段模型

Fig. 4 Elastic-supported stay-cable model by springs

考虑到实际拉索单位长度的质量为 78.4552 kg/m,在进行拉索模型试验时拉索模型单位长度质量取为 15.3275 kg/m,对应质量比为 $\lambda_m=1:5.12$ 。关于拉索高阶振动模态阻尼比的实测研究相对较少。Argentini 等^[24]给出荷兰 Hovenring 桥拉索(长 53 m,直径 50 mm)的前 9 阶阻尼比在 0.01%~0.05% 范围内。黄方林等^[25]对洞庭湖大桥第 11 号斜拉索(长度为 114.7 m)的实测数据进行分析,结果表明该拉索前 3 阶阻尼比为 0.5%~0.1%。Yamaguchi 等^[26]对几座斜拉桥拉索阻尼比的实测数据进行了分析,发现拉索阻尼比较低,1 阶模态阻尼对数衰减率约为 0.01(对应拉索阻尼比为 0.16%),且随着拉索振动模态阶数的增加其模态阻尼比有进一步减小的趋势,当频率为 5 Hz 左右时,拉索的模态阻尼对数衰减率约为 0.002(对应阻尼比为 0.03%)。综上可知,斜拉索高阶振动模态阻尼比总体较小且缺乏足够的实测数据。本文暂假定实桥拉索高阶振动模态阻尼比为 0.01%~0.05%,对应实桥拉索的斯克拉顿数为

$$S_c = m\xi/(\rho D^2) = 0.327 \sim 1.634 \quad (1)$$

式中 m 为拉索单位长度质量(kg/m); ξ 为拉索阻尼比; ρ 为空气密度(kg/m³),取 $\rho=1.225\text{ kg/m}^3$ 。

拉索节段模型及实桥拉索参数如表 1 所示。考虑到苏通大桥实际拉索情况和目前工程中常用的拉索情况,分别对表面凹坑拉索、表面光滑拉索+螺旋线(线径 $d=2\text{ mm}$ ($d=0.014D$), 3.5 mm ($d=0.025D$))进行不同阻尼比和不同气动措施风洞试验研究,具体试验工况如表 2 所示。不同螺旋线规

表 1 斜拉索节段模型试验参数汇总

Tab.1 Summary of parameters for stay-cable segment model

参数	单位	实桥拉索 (参考)	拉索模型
直径	m	0.14	0.14
长度	m	493.721	2.00
质量	kg/m	78.4552	15.3275
频率	Hz	12.3	4.00
阻尼比	%	0.01-0.05	0.12,0.24,0.48,0.73
S_c 数		0.327-1.634	0.766,1.532,3.064,4.660

格如图 5 所示,配置不同螺旋线拉索的风洞试验照片如图 6 所示。

表 2 斜拉索节段模型试验工况

Tab. 2 Test cases of stay-cable segment model

工况	拉索表面类型	模型阻尼比 $\xi/\%$	螺旋线起 点数 N	螺旋线线 径 d/mm	螺距 P
1	表面凹坑	0.12	/	/	
2		0.24			
3		0.48			
4		0.73			
5	表面光滑+螺旋线	0.10	2	2(0.014D)	14D
6		0.48			
7					4D
8		0.12	2	2(0.014D)	6D
9					8D
10					4D
11		0.12	2	3.5(0.025D)	6D
12					8D
13	表面凹坑+螺旋线		1		
14		0.09	2	15(0.107D)	8D
15			3		
16			2		
17		0.09	3	10(0.071D)	8D
18			1		
19		0.09	2	10(0.071D)	12D
20			3		

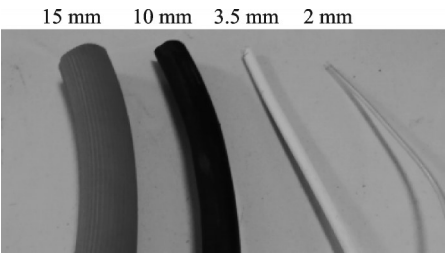


图 5 螺旋线类型

Fig. 5 Types of helical wires

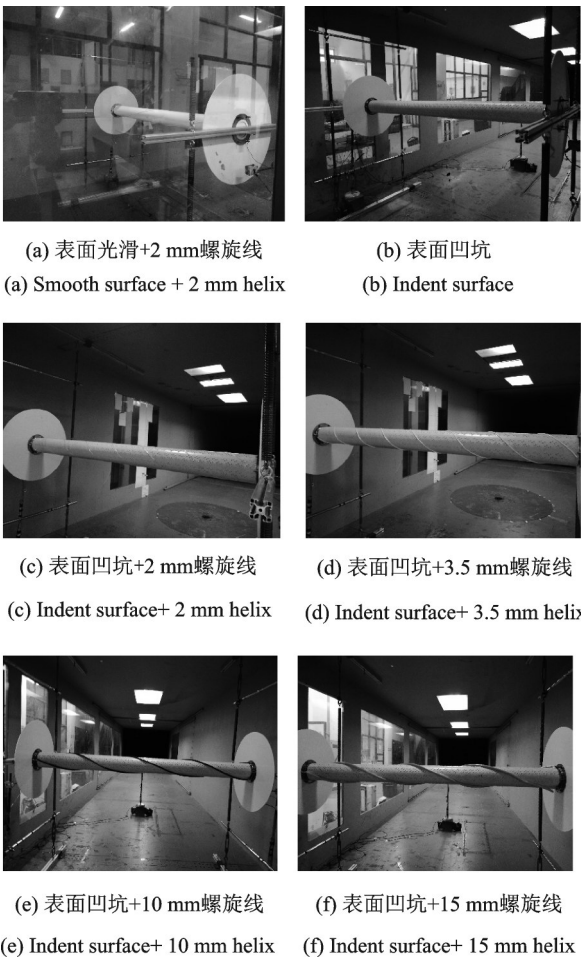


图 6 典型工况斜拉索节段模型风洞试验照片

Fig. 6 Wind tunnel test photographs of stay-cable segment model for typical cases

3 试验结果

3.1 阻尼比的影响

图 7 所示为不同阻尼比条件下表面凹坑拉索面内振动响应根方差随折减风速的变化曲线。由图 7 可知,当阻尼比 $\xi=0.12\%$,即拉索的斯科拉顿数 $S_c=0.766$,折减风速 $U_r=U_\infty/(fD)=5.0-8.0$ (其中: U_∞ 为试验来流风速(m/s); f 为弹性悬挂拉索节段模型的面内振动频率(Hz)),表面凹坑拉索节段模型发生了明显涡振现象,最大无量纲振动响应根方差 $(\sigma/D)_{\max}=0.0696$ 。随着拉索阻尼比的增加,拉索涡振锁定区起振风速不变,而拉索涡振锁定区结束点风速减小,且最大无量纲振动响应根方差也变小。

根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01-2018)规定^[27],斜拉索涡振振幅可按下式近似计算

$$y_{\max}=\frac{0.008\sigma_{c_L}}{S_t^2S_c}D_c$$

(2)

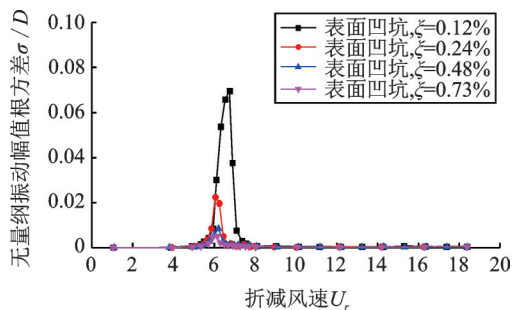


图7 不同阻尼比表面凹坑拉索风致振动响应
Fig. 7 Wind-induced vibration responses of indent stay-cable with different damping ratios

式中 $y_{\max}$ 为涡激共振振幅(m), S_f 为斯脱罗哈数, $S_f = fD_c/U$, 圆柱构件一般取 0.2, D_c 为斜拉索直径

(m), σ_{c_L} 为升力系数标准差, 圆柱构件一般取 0.45 (文献[28]建议取值为 0.3)。

表 3 给出了拉索涡振响应幅值的现场实测、风洞试验及采用文献推荐公式得到的计算值。实桥拉索发生 12.3 Hz 的涡激振动时, 对应桥面高度处风速区间为 6-10 m/s。由图 2 可知, 桥塔处的风速较桥面风速偏大约 4-6 m/s, 则桥面风速为 6 m/s 时对应拉索跨中处来流风速约为 8.5 m/s, 即实桥拉索的无量纲起振风速 $U_{\infty}/(fD) = 8.5/(12.3 \times 0.14) \approx 4.94$ 。由表 3 可知, 拉索实测起振风速与试验结果接近, 各试验工况下拉索涡振振幅试验值略小于按文献[27]得到的计算值, 但与按文献[28]得到的计算值较接近。

表 3 斜拉索振动响应起振风速和最大振幅试验结果与估算值比较

Tab. 3 Comparisons between experimental results and estimated values of wind speed and maximum vibration amplitude of stay-cables

参数		实桥拉索 测试值	试验值			
			工况 1	工况 2	工况 3	工况 4
阻尼比 $\xi/\%$		0.01-0.05	0.12	0.24	0.48	0.73
斯克拉顿数 S_c		0.327-1.634	0.766	1.532	3.064	4.660
振动频率 f/Hz		12.3	4.0	4.0	4.0	4.0
起振折减风速 $U_\infty/(fD)$		4.94	4.91	5.09	5.36	5.34
无量纲位移根方差 σ/D		/	0.0696	0.0225	0.0085	0.0052
试验值		/	0.102	0.042	0.018	0.014
最大无量纲振幅 $y_{\max}/D$	按文献[27]计算值	0.055-0.274	0.117	0.059	0.029	0.019
	按文献[28]计算值	0.037-0.183	0.078	0.039	0.020	0.013

图 8 所示为不同阻尼比条件下表面光滑 + 2 mm ($d = 0.014D$) 螺旋线 (螺距 $P = 14D$) 拉索横风向振动响应根方差随折减风速变化曲线。由图 8 可知, 当阻尼比 $\xi = 0.10\%$, 即拉索斯克拉顿数 $S_c = 0.638$ 时, 折减风速 $U_r = 5.0$ -8.0 时, 表面光滑 + 2 mm ($0.014D$) 螺旋线拉索模型发生了明显的涡振现象, 最大无量纲振动响应根方差 $(\sigma/D)_{\max} = 0.0707$ 。当阻尼比 $\xi = 0.48\%$, 即拉索斯克拉顿数 $S_c = 2.554$ 时, 表面光滑 + 2 mm 线径 ($d = 0.014D$) 螺旋线 (螺距 $P = 14D$) 拉索面内涡振现象明显减小。

3.2 小直径螺旋线对拉索涡振控制效果

考虑到苏通大桥设计阶段曾进行了表面凹坑拉索风雨激振减振试验研究, 根据该研究成果可知, 直径 $d = 2\text{ mm}$ ($d = 0.014D$)、螺距 $P = 8D$ 、顺时针缠绕的双螺旋线可有效控制拉索风雨振。故分别设置直径 $d = 2\text{ mm}$ ($d = 0.014D$) 和 $d = 3.5\text{ mm}$ ($d = 0.025D$) 两种螺旋线, 螺距 $P = 4D, 6D, 8D$, 在阻尼比 $\xi = 0.12\%$ 条件下进行拉索涡振试验。拉索无量

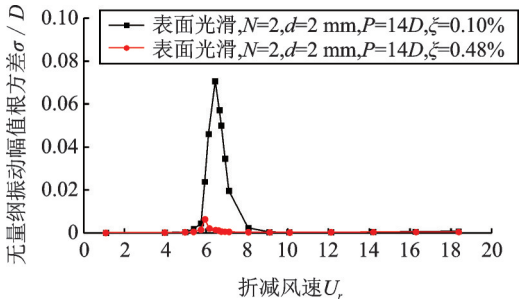


图8 不同阻尼比表面光滑 + 2 mm 螺旋线拉索风致振动响应
Fig. 8 Wind-induced vibration responses of smooth stay-cable with 2 mm diameter helical wires at different damping ratios

纲振动响应根方差随折减风速的变化如图 9 所示。由图 9 (a) - (b) 可知, 设置直径 $d = 2\text{ mm}$ ($d = 0.014D$) 和 $d = 3.5\text{ mm}$ ($d = 0.025D$)、螺距 $P = 4D, 6D, 8D$ 的双螺旋线不能有效控制拉索涡振响应, 随着螺旋线螺距的减小, 拉索涡振响应略有减小。

综合图 8-9 可知, 在低阻尼比条件下 ($\xi = 0.12\%$, $\xi = 0.10\%$), 设置拉索风雨振控制常用的

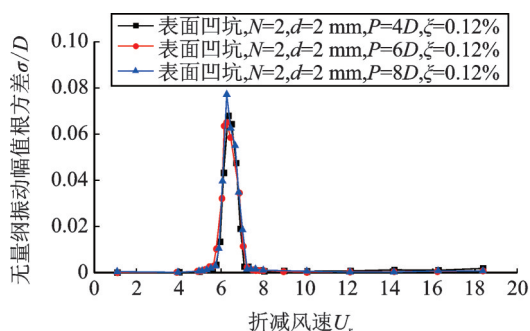
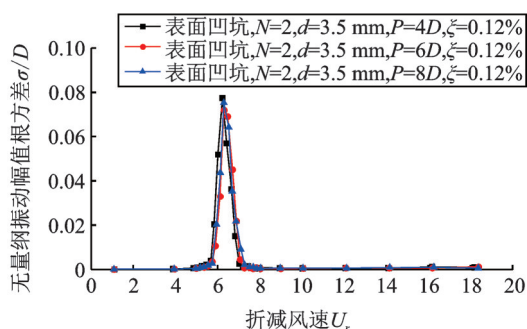
(a) $d=2\text{ mm}$ ($d=0.014D$)螺旋线(b) $d=3.5\text{ mm}$ ($d=0.025D$)螺旋线(b) Helix with diameter of $d=3.5\text{ mm}$ ($d=0.025D$)

图9 表面凹坑设置小直径螺旋线时拉索风致振动响应
Fig.9 Wind-induced vibration of indent stay-cable with small diameter helical wires

螺旋线不能有效控制斜拉索涡振响应。这可能是由于表面凹坑或者小直径螺旋线的存在并没有很大程度地改变拉索尾流旋涡的强度和展向相关性。

3.3 大直径螺旋线对拉索涡振控制效果

为了进一步研究控制拉索涡振的气动控制措施,首先进行了直径 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)、螺距 $P=8D$ 的单螺旋、双螺旋和三螺旋线对拉索涡振控制效果试验研究,拉索无量纲位移根方差随折减风速的变化曲线如图10(a)所示。由图10(a)可知,表面凹坑拉索设置直径 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)、螺距 $P=8D$ 的单螺旋线,且阻尼比 $\xi=0.09\%$ 时,当折减风速 $U_r=6.0\sim 9.0$ 时出现了明显的涡振现象,风速锁定区间较不设置单螺旋线时整体增大,最大无量纲振动响应根方差 $(\sigma/D)_{\max}=0.06$,较不设置单螺旋线拉索最大无量纲振动响应根方差减小13.8%。表明设置直径 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)、螺距 $P=8D$ 的单螺旋线无法有效控制拉索涡振响应。由图10(a)可知,表面凹坑拉索在设置直径为 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)、螺距为 $P=8D$ 的双、三螺旋线后,拉索涡振响应得到明显的抑制。该试验结果与Lubbad等^[19]的研究结论一致,即采用单螺旋线时,不管采用何种螺距和线径,其对涡激振动无量

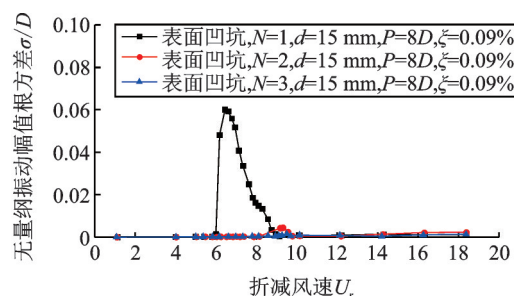
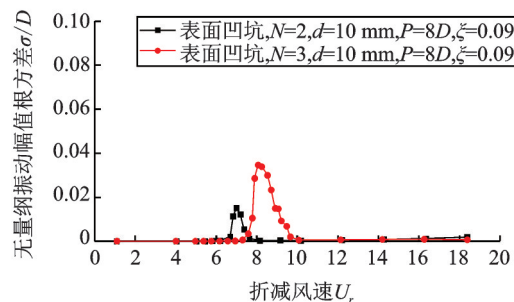
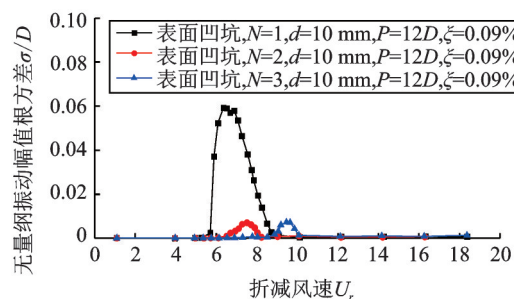
(a) 直径为 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)螺旋线(螺距 $P=8D$)(a) Helix with diameter of $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$) pitch of $P=8D$ (b) 直径为 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)螺旋线(螺距 $P=8D$)(b) Helix with diameter of $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$) pitch of $P=8D$ (c) 直径为 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)螺旋线(螺距 $P=12D$)(c) Helix with diameter of $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$) pitch of $P=12D$

图10 表面凹坑拉索设置大直径螺旋线时风致振动响应

Fig.10 Wind-induced vibration responses of indent stay-cable with large diameter helical wires

纲振幅的影响都很小。主要原因是:单螺旋线不足以在整个圆柱上产生三维流动,但却可以允许圆柱的各个位置上存在二维旋涡的脱落而引起涡振。

考虑到螺旋线直径太大对拉索阻力系数可能产生不利的影响,进一步对直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=8D$ 的双、三螺旋线拉索涡振控制效果进行试验研究,拉索无量纲振动响应根方差随折减风速的变化曲线如图10(b)所示。由图10(b)可知,表面凹坑拉索设置直径为 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=8D$ 的双、三螺旋线,且阻尼比 $\xi=0.09\%$ 时,当折减风速 $U_r=6.5\sim 8.0$ 和 $U_r=7.0\sim 10.0$ 时出现小幅涡激共振现象,最大无量纲振动位移根方差 $(\sigma/D)_{\max}=0.015$ 和 0.035 ;表面凹坑拉索在设置直径 $d=10\text{ mm}$ 、螺距 $P=8D$ 的双、三螺旋线后,拉索涡激共振现象得到一定的抑制,但并

未完全消失,且三螺旋线的控制效果较双螺旋线控制效果略差。

考虑到 Jones 等^[17]对海洋立管涡激振动的研究成果,即海洋立管涡振控制的螺旋线最优参数为螺旋线径 $d=0.1D$ 、螺距 $P=12D$ 三螺旋或四螺旋线。进一步对直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 的螺旋线控制效果进行试验研究。拉索无量纲振动响应根方差随折减风速的变化曲线如图 10(c)所示。由图 10(c)可知,表面凹坑拉索设置直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 的双、三螺旋线,且阻尼比为 $\xi=0.09\%$ 时,当折减风速 $U_r=6.0-8.0$ 和 $U_r=8.5-10.0$ 时出现了一个小幅的涡激共振现象,最大无量纲振动位移根方差 $(\sigma/D)_{\max}=0.0071$ 和 0.0073 。表明采用直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 的双、三螺旋线均可以有效控制拉索涡振响应,虽然控制效果较 $d=15\text{ mm}$ ($d=0.107D$)、 $P=8D$ 的双、三螺旋线控制效果略差,但直径较小对降低拉索的风荷载是有益的。

4 拉索节段模型测力试验

4.1 试验装置和工况

为了进一步分析螺旋线对拉索涡振响应控制的机理,并对拉索设置螺旋线后的风荷载系数进行评估,对设置直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 的双、三螺旋线的拉索进行测力试验研究。拉索气动力系数采用六分量天平进行测试,如图 11(a)所示, X, Z 力分量量程为 200 N , Y 力分量量程为 $300-400\text{ N}$,测试精度 $<0.5\%$ 。在试验前对杆式天平进行标定,试验来流风速为 $U_\infty=15\text{ m/s}$,采样频率为 200 Hz ,采样时间为 60 s 。安装在风洞中的拉索测力试验模型照片如图 11(b)所示。

作用在拉索断面上的气动力可用体轴系中的竖

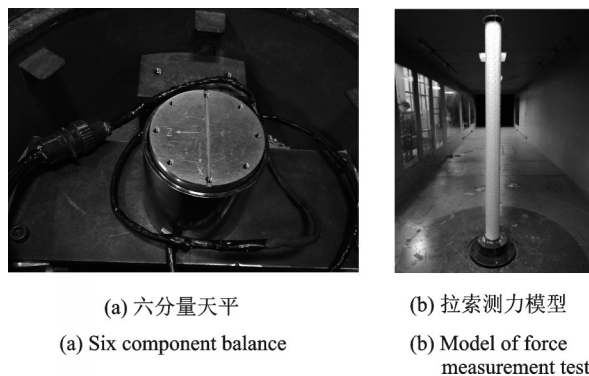


图 11 拉索测力模型试验照片

Fig. 11 Pictures about static force measurement test of stay-cable

向气动力 F_v 和横向气动力 F_H 来表示,也可以用风轴系中的气动阻力 F_D 和气动升力 F_L 来表示。

体轴系下的升阻力系数定义如下所示:

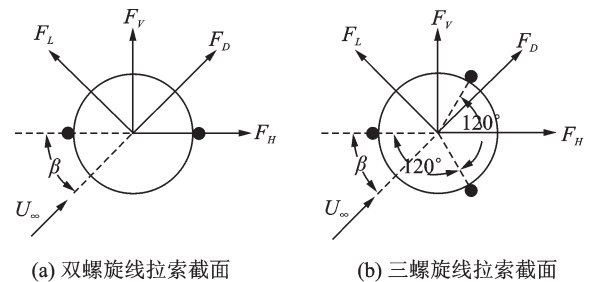
$$C_H = \frac{F_H}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2 DL} \quad (3)$$

$$C_v = \frac{F_v}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2 DL} \quad (4)$$

对于设置螺旋线的拉索需要考虑风向角影响,风向角定义以拉索模型顶端断面为参考标准,拉索风向角 β 的定义如图 12 所示,风向角以逆时针为正。图 12 中风沿水平方向吹时对应风向角 $\beta=0^\circ$ 。双螺旋线拉索风向角试验范围为 $0^\circ-165^\circ$,间隔为 15° ;三螺旋线拉索风向角试验范围为 $0^\circ-105^\circ$,间隔为 15° 。拉索风轴系力系数与体轴系力系数之间的转换关系如下:

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2 DL} = C_H \cos \beta + C_v \sin \beta \quad (5)$$

$$C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^2 DL} = C_v \cos \beta - C_H \sin \beta \quad (6)$$



(a) Cable section with double helix (b) Cable section with triple helix
图 12 拉索风向角定义

Fig. 12 Definition of wind yaw angle for stay-cable

4.2 试验结果

不同风向角条件下各拉索风轴下阻力系数、升力系数平均值随风向角的变化规律如图 13-14 所示。由图 13 可知,表面凹坑拉索阻力系数均值 $C_D^{\text{mean}}=0.6046$;设置直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 双螺旋线时,当风向角 $\beta=165^\circ$ 时阻力系数均值最小,即 $C_D^{\text{mean}}=0.7911$ 。当风向角 $\beta=60^\circ$ 时阻力系数均值最大,即 $C_D^{\text{mean}}=0.8947$,即设置双螺旋线后拉索阻力系数均值较表面凹坑拉索阻力系数均值增加约为 $30.8\%-48.0\%$ 。设置直径 $d=10\text{ mm}$ ($d=0.071D$)、螺距 $P=12D$ 三螺旋线时,当风向角 $\beta=105^\circ$ 时阻力系数均值最小,即 $C_D^{\text{mean}}=0.9716$;风向角 $\beta=30^\circ$ 时,阻力系数均值最大,即

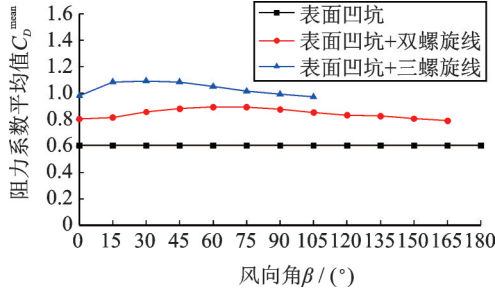


图13 拉索阻力系数均值随风向角变化

Fig. 13 Mean drag coefficients of stay-cable vs. yaw angles

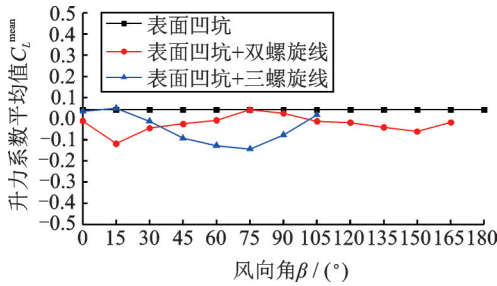


图14 拉索升力系数均值随风向角变化

Fig. 14 Mean lift coefficients of stay-cable vs. yaw angles

$C_D^{\text{mean}} = 1.0922$,即设置三螺旋线后拉索的阻力系数均值较表面凹坑拉索的阻力系数均值增加约60.7%-80.6%。

由图14可知,表面凹坑拉索升力系数均值 $C_L^{\text{mean}} = 0.0428$,设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 双、三螺旋线时拉索升力系数均值随风向角变化而略有变化。当风向角 $\beta = 15^\circ$ 时,设置双螺旋线的拉索升力系数均值最小,即 $C_L^{\text{mean}} = -0.1179$;当风向角 $\beta = 75^\circ$ 时,设置三螺旋线的拉索升力系数均值最小,即 $C_L^{\text{mean}} = -0.1437$ 。

不同风向角条件下各拉索体轴下水平力系数和竖向力系数根方差随风向角的变化规律如图15-16所示。由图15可知,表面凹坑拉索水平力系数根方差 $C_H^{\text{rms}} = 0.1324$;设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ 、螺距为 $P = 12D$ 双螺旋线时,拉索水平力系数根方差范围 $C_H^{\text{rms}} = 0.1470-0.3690$;设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 三螺旋线时,拉索水平力系

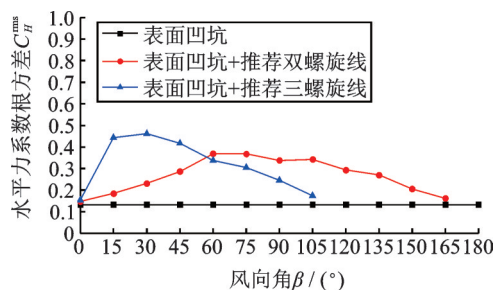


图15 拉索水平力系数根方差随风向角变化

Fig. 15 RMS values of horizontal force coefficients of stay-cable vs. yaw angles

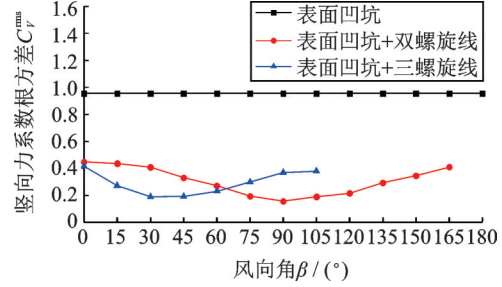


图16 拉索竖向力系数根方差随风向角变化

Fig. 16 RMS values of vertical force coefficients of stay-cable vs. yaw angles

数根方差范围 $C_H^{\text{rms}} = 0.1544-0.4620$ 。

由图16可知,表面凹坑拉索竖向力系数根方差 $C_V^{\text{rms}} = 0.9548$;设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 双螺旋线时,拉索竖向力系数根方差范围 $C_V^{\text{rms}} = 0.1557-0.4471$;设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 三螺旋线时拉索竖向力系数根方差范围 $C_V^{\text{rms}} = 0.1891-0.4144$ 。结果表明,设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距为 $P = 12D$ 双、三螺旋线可有效降低表面凹坑拉索竖向力系数根方差,较表面凹坑拉索竖向力系数根方差分别降低53.2%-83.7%和56.6%-80.2%。

结合图16和图10(c)可知,拉索设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 的双、三螺旋线时拉索的竖向力系数根方差接近且均显著小于原拉索的竖向力系数根方差,导致两者拉索涡振振幅接近且显著小于原拉索的涡振振幅。具体原因为,设置直径 $d = 10 \text{ mm}$ ($d = 0.071D$)、螺距 $P = 12D$ 的双、三螺旋线时,拉索尾流中旋涡脱落的展向相关性减弱,表现为静止拉索竖向力系数根方差明显减小,导致作用在拉索上的周期性横风向力幅值减小,从而达到控制拉索涡振响应的效果。

5 结 论

以苏通大桥为依托,采用现场实测和风洞试验方法对大跨度斜拉桥拉索风致振动响应特征和气动控制措施进行了研究,得到以下主要结论:

(1)现场实测表明,在无雨情况下,当桥位风近似垂直于桥轴线、桥面高度处风速为6-10 m/s时,NA30U拉索发生了高阶涡振现象,拉索面内、外振动加速度响应最大幅值分别达3.0g,2.0g。

(2)低阻尼比条件下($\xi = 0.12\%$, 0.10%),表面凹坑拉索、表面光滑+小直径($d = 0.014D$, $d = 0.025D$)螺旋线拉索在折减风速 $U_r = 5.0-8.0$ 时均存在明显的涡振现象;增加阻尼比可有效降低拉索涡振响应幅值。

(3)采用通常用于控制拉索风雨振的线径 $d=0.014D$ 和 $d=0.025D$ 的双螺旋线时不能有效抑制拉索涡振;而设置线径 $d=0.071D$ 、螺距 $P=12D$ 的双、三螺旋线可有效控制拉索涡振响应。主要原因是小直径螺旋线不足以改变拉索尾流区较强的旋涡强度和展向相关性,当螺旋线直径较大时会减弱拉索尾流区旋涡强度和展向相关性,从而实现拉索涡振响应控制。

(4)设置直径 $d=0.071D$ 、螺距 $P=12D$ 的双、三螺旋线的表面凹坑拉索阻力系数较不设置螺旋线时表面凹坑拉索的阻力系数分别增加 30.8%~48.0% 和 60.7%~80.6%,对应的拉索竖向力系数根方差较不设置时拉索的竖向力系数根方差降低了 53.2%~83.7%,表明设置该参数螺旋线可显著减小拉索横风向气动力幅值,从而有效抑制拉索涡振响应振幅。

参考文献:

- [1] Hikami Y, Shiraishi N. Rain-wind induced vibrations of cables in cable stayed bridges[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1988, 29 (1-3): 409-418.
- [2] Main J A, Jones N P. Full-scale measurements of stay cable vibration[C]. Proceedings of the Structures Congress 2000, Philadelphia, Pennsylvania, USA, 2000: 21-24.
- [3] 王修勇,陈政清,倪一清,等. 环境激励下斜拉桥拉索的振动观测研究[J]. 振动与冲击, 2006, 25(2): 138-144.
Wang Xiuyong, Chen Zhengqing, Ni Yiqing, et al. Vibration observation of cables of cable-stayed bridges under environmental excitation[J]. Journal of Vibration and Shock, 2006, 25 (2): 138-144.
- [4] 储 彤. 某大跨度斜拉桥风场与斜拉索涡激振动现场监测研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2013: 27-31.
Chu Tong. Field monitoring of wind field and slanting cable vortex induced vibration of a large-span cable-stayed bridge[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013: 27-31.
- [5] 吴广润. 大跨度斜拉桥拉索涡激振动及其控制的研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2014: 10-27.
Wu Guangrun. Research on vortex-induced vibration of cables and its control for long-span cable-stayed bridges [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014: 10-27.
- [6] Chen W L, Zhang Q Q, Li H. An experimental investigation on vortex induced vibration of a flexible inclined cable under a shear flow[J]. Journal of Fluids and Structures, 2015, 54: 297-311.
- [7] Denoel V, Andrianne T. Real-scale observations of vortex induced vibrations of stay-cables in the boundary layer[J]. Procedia Engineering, 2017, 199: 3109-3114.
- [8] Flamand O. Rain-wind induced vibration of cables[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 57(2-3): 353-362.
- [9] Saito T, Matsumoto M, Kitazawa M. Rain-wind excitation of cables on cable stayed Higashi-Kobe Bridge and cable vibration control[C]. Proceedings of the International Conference on Cable-Stayed and Suspension Bridges, Deauville, France, 1994: 507-514.
- [10] Yagi T, Okamoto K, Sakaki I, et al. Modification of surface configurations of stay cables for drag force reduction and aerodynamic stabilization[C]. Proceedings of the 13th International Conference on Wind Engineering, Amsterdam, The Netherlands, 2011: 10-15.
- [11] Miyaata T, Yamada H, Hojo T, et al. Aerodynamic response of PE stay cables with pattern-indented surface [C]. Proceedings of International Conference on Cable-Stayed and Suspension Bridges (AFPC), Deauville, France, 1994: 515-522.
- [12] Katsuchi H, Yamada H, Aoki Y, et al. Wind-tunnel study on dry-galloping of indented-surface stay cable [C]. Proceedings of National Symposium on Wind Engineering.
- [13] Kleissl K. Cable aerodynamic control: Wind tunnel studies [D]. Copenhagen: Technical University of Denmark, 2013.
- [14] Hung V D, Katsuchi H, Sakaki I, et al. Aerodynamic performance of spiral-protuberance cable under rain and dry conditions [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 62: 431-441.
- [15] Katsuchi H, Yamada H, Sakaki I, et al. Wind-tunnel investigation of the aerodynamic performance of surface-modification cables[J]. Engineering, 2017, 3(6): 817-822.
- [16] Christiansen H, Jakobsen J B, Macdonald J H G, et al. Aerodynamics of a stay cable with helical fillets-Part I: Stability and load characteristics [J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics, 2018, 177: 376-391.
- [17] Jones G S, Lamb W S. The suppression of vortex induced vibration in marine risers[J]. Transactions Institute of Marine Engineers, 1993, 105: 197-209.
- [18] Trim A D, Braaten H, Lie H, et al. Experimental investigation of vortex-induced vibration of long marine risers [J]. Journal of Fluids and Structures, 2005, 21 (3): 335-361.
- [19] Lubbad R K, Loset S, Moe G. Experimental investigations of the efficiency of round-sectioned helical strakes in suppressing vortex induced vibrations [J]. Journal of

- Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2011, 133(4): 041102.
- [20] Quen L K, Abu A, Kato N, et al. Investigation on the effectiveness of helical strakes in suppressing VIV of flexible riser[J]. Applied Ocean Research, 2014, 44: 82-91.
- [21] Gao Y, Low Y M. An efficient importance sampling method for long-term fatigue assessment of deepwater risers with time domain analysis[J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2016, 45: 102-114.
- [22] Benidir A, Flamand O, Dimitriadis G. The impact of circularity defects on bridge stay cable dry galloping stability [J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics, 2018, 181:14-26.
- [23] 刘庆宽,卢照亮,田凯强,等. 螺旋线对斜拉桥斜拉索高雷诺数风致振动影响的试验研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(14):175-179.
- Liu Qingkuan, Lu Zhaoliang, Tian Kaiqiang, et al. Experimental study on the effect of helix on wind-induced vibration of cable-stayed bridge cables with high Reynolds number[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(14):175-179.
- [24] Argentini T, Rosa L, Zasso A. Experimental evaluation of hovenring bridge stay-cable vibration [J]. WIT Transactions on Modelling and Simulation, 2013, 55: 427-437.
- [25] 黄方林,何旭辉,陈政清,等. 随机减量法在斜拉桥拉索模态参数识别中的应用[J]. 机械强度, 2002, 24(3):331-334.
- Huang Fanglin, He Xuhui, Chen Zhengqing, et al. Application of random decrement technique to model parameter identification of cables for a cable-stayed bridge [J]. Journal of Mechanical Strength, 2002, 24(3): 331-334.
- [26] Yamaguchi H, Fujino Y. Stayed cables dynamics and its vibration control [J]. Bridge Aerodynamics, 1998, 235-253.
- [27] 同济大学.JTG/T 3360-01-2018,公路桥梁抗风设计规范[S]. 北京:人民交通出版社股份有限公司,2018.
- Tongji University. JTG/T 3360-01-2018, Wind-resistant design specification for highway bridges[S]. China Communication Press Co., Ltd., 2018.
- [28] Sena K, Nicholas P J, Peter I, et al. Wind-induced Vibration of Stay Cables [M]. New York: US Department of Transportation, 2007.

Experimental study on aerodynamic control measures for vortex-induced vibration of stay-cable

LIU Zhi-wen^{1,2}, SHEN Jing-si², CHEN Zheng-qing^{1,2}, WANG Jing-min³, FENG Liang-ping⁴

(1.Hunan Provincial Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; 2.College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; 3.Jiangsu Sutong Bridge Co. Ltd., Nantong 226001, China; 4.China Highway Planning and Design Institute Consults Co. Ltd., Beijing 100010, China)

Abstract: Aiming at the problem of vortex-induced vibration (VIV) of long-span cable-stayed bridges under frequent wind speed, based on Sutong Yangtze River Highway Bridge, the field measured data of wind-induced vibration response of the stay-cable is analyzed. The wind tunnel tests of stay-cable segment models whose geometric scale ratio is 1:1 with dimpled surface and smooth surface winding small diameter helical wires are carried out, respectively. The control effects of different damping ratios and different helical wires parameters on VIV of stay-cable are investigated. The force-measurement tests of the stay-cable with the recommended helical are conducted, respectively. The research results show that the stay-cable with indent surface or smooth surface with the small diameters ($0.014D$ and $0.025D$, D is the outer diameter of the cable) double helical wires exhibited obvious VIV. To increase the damping ratio of the stay-cable or set the double or triple helical wires with diameter of $0.071D$ and pitch of $12D$ on stay-cable can effectively suppress the VIV of the stay-cable. When the double or triple helical wires with diameter of $0.071D$ and pitch of $12D$ are set on the indent stay-cable, the drag coefficients of the indent stay-cable are increased by approximately 30.8%-48.0% and 60.7%-80.6% compared to the drag coefficients of the indent stay-cable without helical wires, respectively. The RMS values of the vertical coefficients of the indent stay-cable with helical wires with diameter of $0.071D$ and pitch of $12D$ are reduced by about 53.2%-83.7% and 56.6%-80.2% compared to that of the indent stay-cable without helical wires, respectively, which can effectively suppress the amplitude of the VIV of the indent stay-cable.

Key words: stay-cables bridge; vortex-induced vibration; wind tunnel tests; indent stay-cable

作者简介: 刘志文(1975-),男,副教授。电话:13975880715;E-mail: zhiwenliu@hnu.edu.cn