

超长拉索多模态控制的黏滞阻尼器参数优化研究

杨超^{1,2}, 陈政清¹, 华旭刚¹, 黄智文¹, 王亚飞¹

(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. 柳州东方工程橡胶制品有限公司, 广西柳州 545025)

摘要: 苏通大桥 500 m 级斜拉索的振动响应实测表明: 超长拉索可能存在剧烈的高阶涡振, 且发生风雨振的模式阶数也远高于传统中、短索。传统的控制斜拉索前若干阶模态的黏滞阻尼器参数优化方案无法满足超长索的高阶模态振动控制要求。为此, 对拉索-黏滞阻尼器系统高阶模态的附加模态阻尼比及最优阻尼系数进行了推导; 再以模态阻尼比为控制指标, 研究了适用于控制超长拉索多模态振动的阻尼器参数方案, 并与传统前若干阶模态控制方案进行了分析对比。研究表明: 相邻的较低阶模态对应的最优阻尼系数之间差别巨大, 导致阻尼器按照控制前几阶模态进行参数设计时, 控制效果随着模态阶数的提高而急剧下降; 而随着模态阶数的提高, 相邻模态对应的最优阻尼系数之间差别将减小。若不考虑对第 1, 2 阶模态的控制, 从第 3 阶模态开始考虑 (即 $\zeta_3 \geq \zeta_{\min}$) 设计阻尼器参数, 阻尼器对超长拉索控制的模态范围能够被大幅扩大。

关键词: 斜拉桥; 涡振; 风雨振; 超长拉索; 多模态控制

中图分类号: U448.27; U441+.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)06-1124-09

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.06.003

引言

桥梁斜拉索因为刚度低、自重轻和内阻尼低等特点, 极易发生不同程度的风振、风雨振和参数振动等。作为斜拉桥的一种主要受力构件, 拉索发生振动可能会影响桥梁的安全, 引发民众的恐慌, 严重影响桥梁的正常修建和运营。因此, 拉索振动控制是斜拉桥研究工作的重点之一。

各种拉索振动形式中, 风雨振普遍被认为是最常见且危险的^[1-3]。自 Hikami 等^[4]在日本名港西大桥观测到拉索风雨振之后, 该问题逐渐被重视, 多位学者从理论、试验和现场观测等不同角度对该问题进行了研究^[3,5]。尽管振动机理仍然未有定论, 但已有的研究足以总结风雨振具有如下特点: 风速约为 5-20 m/s; 典型振幅约为拉索直径的 2 倍, 但也观测到达到 7 倍索径的振幅; 典型振动频率约为 0.6-3 Hz, 但也曾出现过超过 3 Hz 的情况^[5-6]。传统中、短拉索自振频率较高, 风雨振的典型振动频率与拉索前几阶频率对应, 因此, 目前拉索风雨振控制主要关注前几阶模态。

此外, 已知的拉索振动形态还包括参数共振、尾流驰振、涡激共振等^[6-9]。涡激共振即为风流经过拉索时, Karman 旋涡的脱落频率与拉索某阶固有频率

相接近而引起的共振。根据 Karman 旋涡脱落频率与实际拉索振动频率的对应关系发现, 拉索低阶涡激共振对应的临界风速都非常低, 湍流度较大, 而且 Griffin 等^[10]认为, 涡激振动的振幅通常会非常小。因此斜拉索的高阶模态涡振问题未受到工程界的关注。

对于低阶模态的大幅风雨振, 目前的研究和工程实践已足够表明, 在斜拉索锚固端附近安装外置阻尼器是一种较为有效的减振方式。而 Pacheco 等^[11]提出的拉索外置线性黏滞阻尼器的参数优化通用设计曲线和 Krenk^[12]给出的阻尼器参数优化理论公式一直被沿用至今, 并取得不错的实践效果。拉索垂度、弯曲刚度、倾斜等因素对拉索-阻尼器系统的影响, 也已被学者分别考虑^[13-16]。

总的来说, 目前的拉索振动及其控制研究主要关注低阶模态的风雨振, 而较高阶模态振动很少受到重视。因此, 传统拉索阻尼器的参数设计也以控制前若干阶模态为依据。然而, 随着对拉索振动问题的研究不断深入, 一些新的振动特征被发现。如 Gao 等^[17-18]的风洞试验结果显示了高阶风雨振发生的频率可能达到 6 Hz 以上, 且随着斜拉桥的跨度越来越大, 拉索长度也越来越长, 如多多罗大桥的最长拉索为 462 m^[19], 苏通大桥的最长索达到 577 m^[20], 俄罗斯 Russkij 大桥的最长拉索达到 578 m^[21]。索长

的增加导致拉索的基频降低,拉索振动的模态特征也可能发生变化。从模态阶数来看,即使振动频率没有显著增加,超长拉索风雨振发生的阶数仍远高于中、短型拉索。此外,一直被忽视的拉索高阶涡振,近年来也已被注意到。如对多多罗大桥的观测显示,索端不设阻尼器时,在5 m/s的常见风速下涡振频发,最大振幅约2.5 cm^[19]。Chen等^[22-23]对金塘大桥的拉索振动响应进行了观测,发现其中某根拉索在4-6 m/s的较低风速下频繁发生多模态高阶涡振,并通过数值模拟对不同风速下拉索单个模态或多模态涡振问题进行了研究。苏通大桥采用外置阻尼器与表面凹坑气动措施同时控制拉索振动,却仍然长期存在高阶涡振问题。随着外置阻尼器的老化,涡振问题日渐严重,并开始发生风雨振。超长拉索的涡激振动频率高,产生的加速度巨大,且因其对应的锁定风速较低,发生的频次远高于风雨振,可以预计涡激振动也将对超长拉索的安全、耐久性产生严重的威胁。因此,仅关注拉索前几阶模态控制的阻尼器参数方案可能不再满足要求,同时对超长拉索风雨振与高阶模态的涡振进行控制是有必要的。

本文对苏通大桥斜拉索的振动响应进行了为期15天的现场观测,发现高阶涡振和3 Hz左右(对应拉索约第10-15阶模态)的风雨振问题都非常突出。基于现场实际观测数据,提出同时控制超长拉索风雨振和高阶涡振的阻尼器参数方案。

1 超长拉索振动响应现场观测

苏通长江公路大桥位于江苏省苏州和南通之间,是沈海高速跨越长江的通道,大桥轴线约为南北走向。主桥为1088 m的双塔双索面斜拉桥,最长拉索577 m,是全球首座跨度超过千米的斜拉桥。为监测大桥及拉索的运行状态,苏通大桥安装了健康监测系统,该系统分别在南塔、北塔和主跨跨中桥面上游、下游布置了二维风速监测仪进行风速、风向的实测。风向角0°对应北风,90°对应东风。

为研究超长拉索在不同风况下的响应状态,本文在NJU30号拉索上距桥面15 m高处安装了加速度传感器,在拉索外置阻尼装置发生损坏失效的状态下,对NJU30号索(拉索参数见表1)的响应情况进行为期15天的观测,观测期包括了台风“温比亚”经过当地的过程。

1.1 常见风速下涡振响应观测

图1和2列举了某一天24 h内,在不超10 m/s的常见风速下,NJU30号索的响应情况。

表1 NJU30号索参数

Tab. 1 Parameters of cable NJU30

长度/ m	直径/ m	索力/ N	单位索重/ (kg·m ⁻¹)	与桥面 夹角/(°)	基频/ Hz
520	0.152	5.5×10 ⁶	92	21.21	0.235

从图1和2可以看出,在正常工作状态下拉索未发生明显振动时,NJU30号索面内、面外加速度响应通常在1 m/s²以内,面内加速度通常略大于面外加速度。在约2:00-7:00时段内,桥面风速约为4-7 m/s,风向角约为90°,即风向与苏通大桥轴线垂直时,拉索加速度响应远大于其他时段,发生了明显的涡振。从时程图来看,面内响应大于面外响应,面内加速度响应幅值最大接近5 m/s²,面外加速度幅值响应约为面内的50%;从频谱图来看,振动主要分布在约2-6 Hz,对应拉索第9-25阶模态。

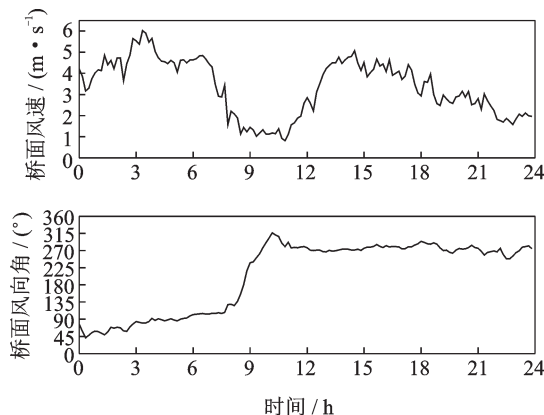


图1 苏通大桥风速和风向(常见风速)

Fig. 1 Wind speed and wind direction of Sutong Bridge (common wind speed)

1.2 台风下风雨振响应观测

2018年8月17日,2018年第18号台风“温比亚”经过苏通大桥,各拉索发生了较明显的振动,于约上午9:00-10:00时段,拉索响应幅值达到最大。据现场观察,在该时段内大风伴随强烈的降雨,导致苏通大桥多根拉索以超过本身索径的振幅在面内面外同时发生强烈振动。以上特征可以判断这次振动现象属于风雨振。图3为9:00-10:00时段桥面和塔顶的风速、风向,图4为NJU30号索响应情况。

由图3可以看出:上午9:00-10:00时段,苏通大桥桥面上游侧平均风速为20 m/s,南塔塔顶平均风速约为35 m/s。风向角约为90°(即垂直于大桥轴线方向)。图4显示:台风引起拉索强烈的振动,面内及面外加速度都比正常工作状态放大数十倍,超过传感器20 m/s²的量程。面内及面外响应频率基本相同,主要发生在3.08 Hz附近,对应拉索第10-15

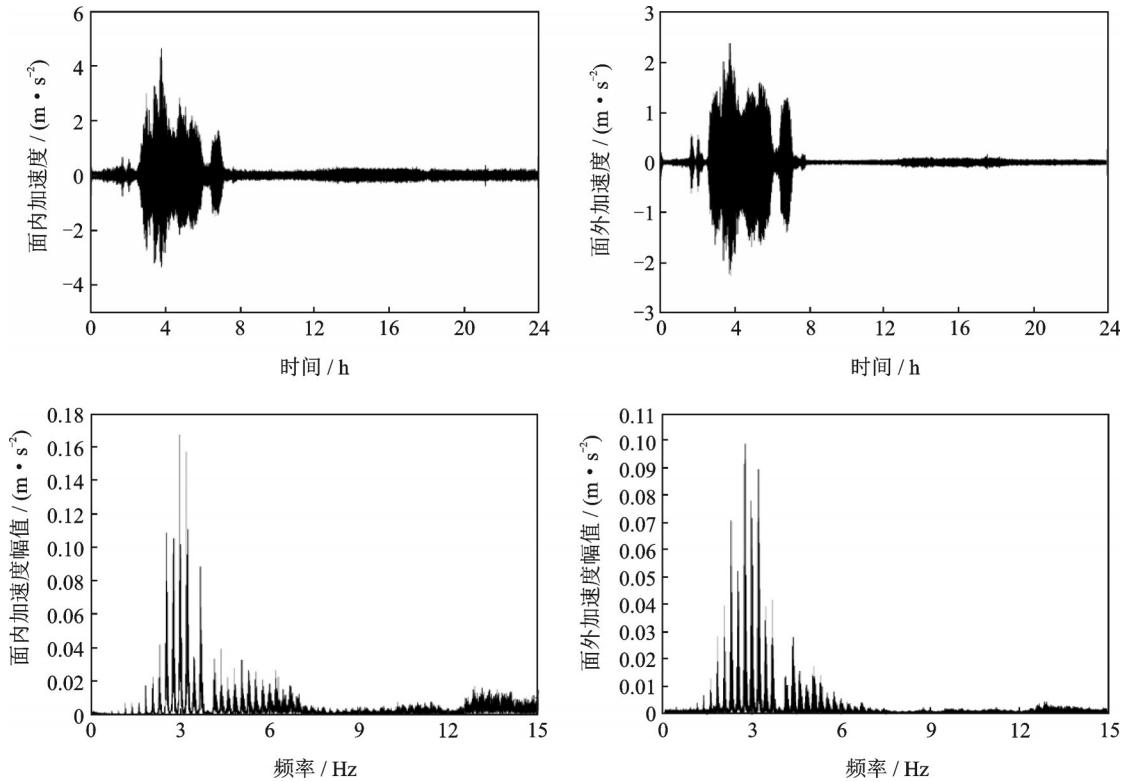


图2 NJU30号索加速度响应(常见风速)

Fig. 2 Acceleration responses of cable NJU30 (common wind speed)

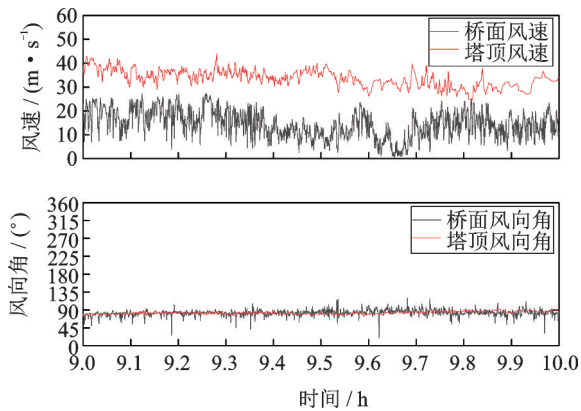


图3 苏通大桥风速和风向(2018. 8. 17, 9:00-10:00 a.m.)
Fig. 3 Wind speed and wind direction of Sutong Bridge
(2018. 8. 17, 9:00-10:00 a.m.)

阶模态。与根据以往中、短型拉索风雨振观测得到的0.6-3 Hz的典型频率相比,频率稍微偏高。而从模态阶数来看,由于基频低至0.3 Hz以内,500 m以上超长索发生风雨振的模态远高于以往中、短型拉索的观测结果^[3,5]。

2 黏滞阻尼器对拉索的附加阻尼比

现场观测结果显示苏通大桥500 m以上超长拉索的涡振和风雨振主要发生在10阶模态以上。在拉索锚固端附近安装黏滞阻尼器为拉索提供足够的

附加阻尼比是一种普遍且有效的控制方式。本节将对拉索-黏滞阻尼器系统的模态阻尼比进行分析。

忽略拉索自身的抗弯刚度、斜度、阻尼以及垂度,建立拉索-阻尼器系统力学模型如图5所示,运动方程为

$$T \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} - m \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = c \frac{\partial v}{\partial t} \cdot \delta(x-a) \quad (1)$$

式中 T 为索力, v 为拉索竖向位移, m 表示拉索每延米质量, c 为黏滞阻尼器的阻尼系数, t 表示时间, x 为拉索某点离左锚固端的距离, $\delta(x)$ 为狄利克雷函数,当 $x-a=0$ 时 $\delta(x-a)=1$,当 $x-a \neq 0$ 时 $\delta(x-a)=0$ 。

2.1 复频率方程

采用分离变量法对式(1)求解,假定

$$v(x,t) = \phi(x)e^{i\omega t} \quad (2)$$

式中 $i^2 = -1$, ω 表示复频率,同时包含了频率和阻尼比的信息

$$\omega_n = |\omega_n|(\sqrt{1-\zeta_n^2} + i\zeta_n) \quad (3)$$

式中 ζ_n 表示模态阻尼比。将式(2)分段代入式(1),并引入复波数 $\beta = \omega(m/T)^{0.5}$ 可以得到

$$\phi''(x) + \beta^2 \phi(x) = 0, \begin{cases} 0 < x < a \\ 0 < x' < a' \end{cases} \quad (4)$$

式中 x' 为拉索某点离右锚固端的距离。式(4)为

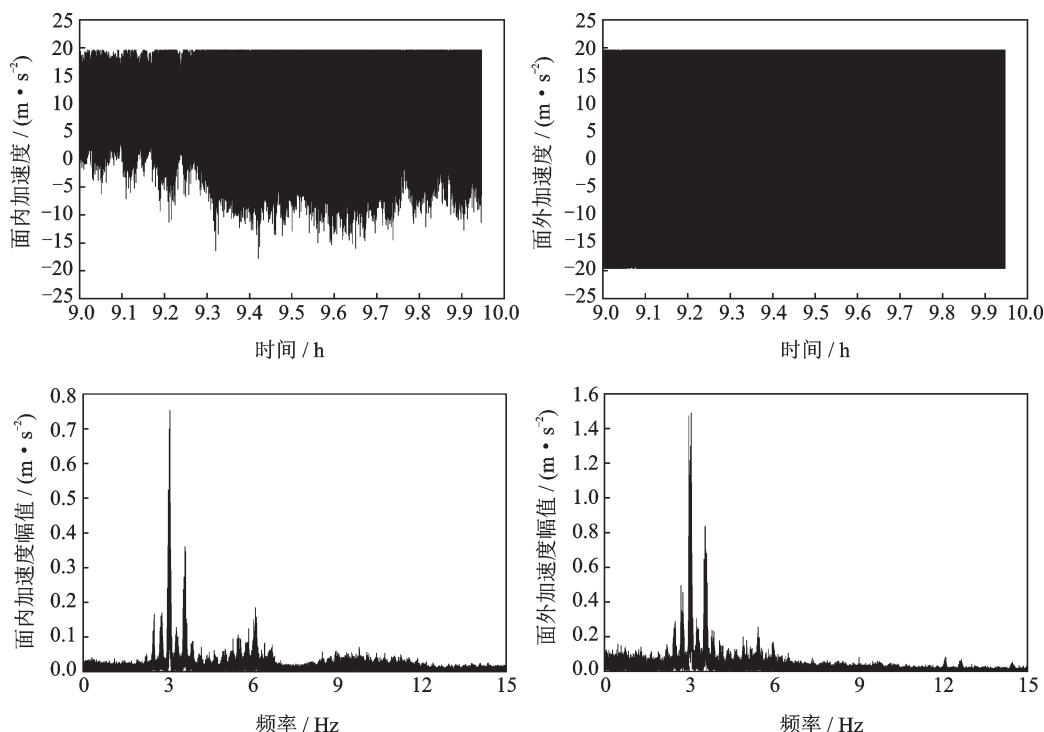


图4 NJU30号索加速度响应(2018.8.17,9:00-10:00 a.m.)

Fig. 4 Acceleration responses of cable NJU30 (2018. 8. 17, 9:00-10:00 a. m.)

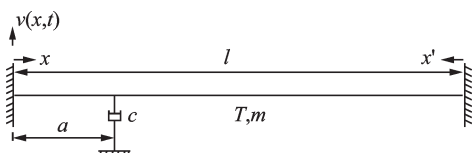


图5 拉索-阻尼器力学模型

Fig. 5 Mechanical model of cable-damper

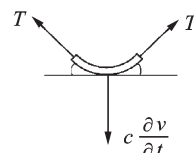


图6 拉索-阻尼器连接处受力示意

Fig. 6 Forces of the installation location of the damper

二阶常微分方程,用三角函数表示其通解为

$$\phi(x) = \begin{cases} A \sin(\beta x) + B \cos(\beta x), & 0 < x < a \\ A' \sin(\beta x') + B' \cos(\beta x'), & 0 < x' < a' \end{cases} \quad (5)$$

考虑边界条件 $\phi(0) = \phi(l) = 0$ 得 $B = B' = 0$, 可知模态函数为两段正弦曲线

$$\phi(x) = \begin{cases} A \sin(\beta x), & 0 < x < a \\ A' \sin(\beta x'), & 0 < x' < a' \end{cases} \quad (6)$$

再考虑拉索上阻尼器安装点 $x = a$ 处的竖向力平衡条件(如图6所示)可得

$$T \left. \frac{\partial v}{\partial x} \right|_{a^+} - T \left. \frac{\partial v}{\partial x} \right|_{a^-} = c \frac{\partial v}{\partial t} \quad (7)$$

将式(2)和(6)代入式(7)并化简可得

$$\tan(\beta l) = \frac{i \frac{c}{\sqrt{Tm}} \sin^2(\beta a)}{1 + i \frac{c}{\sqrt{Tm}} \cos(\beta a) \sin(\beta a)} \quad (8)$$

式(8)即为拉索-黏滞阻尼器系统的复频率方程,通过求解复波数 β 即可得到模态阻尼比。

2.2 附加模态阻尼比

如 Krenk^[12]所述,可以采用迭代法对式(8)进行求解得到附加模态阻尼比,但多次迭代的方法比较复杂。考虑到实际工程中阻尼器只能安装在距离下锚固端较近的位置,且以往的阻尼比计算通常仅针对前几阶模态, Krenk 基于 $na/l < 1/4$ 的假设条件对式(8)进行了求解,并得到了关于模态阻尼比的渐进表达式。但渐进解显然不适用于求解高阶模态阻尼比。因此,本小节将在不考虑前述假设条件的前提下对式(8)求解。

考虑到实际工程中,结构阻尼比普遍比较小,即使安装了外置阻尼器,拉索的阻尼比也很难达到 2%。若忽略阻尼的影响,拉索的频率为

$$\omega_n = \frac{n\pi}{l} \cdot \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (9)$$

将式(9)代入式(8)等号右边得

$$\tan(i\omega_n \sqrt{\frac{T}{m}}) = C + Bi \quad (10)$$

其中

$$\begin{cases} B = \frac{\eta \sin^2 \frac{n\pi a}{l}}{1 + \eta^2 \cos^2 \frac{n\pi a}{l} \sin^2 \frac{n\pi a}{l}} \\ C = \frac{\eta^2 \cos \frac{n\pi a}{l} \sin^3 \frac{n\pi a}{l}}{1 + \eta^2 \cos^2 \frac{n\pi a}{l} \sin^2 \frac{n\pi a}{l}} \end{cases} \quad (11)$$

式中 $\eta = c/(Tm)^{0.5}$ 是阻尼系数的无量纲量。因此,第 n 阶模态阻尼比可以表示为

$$\zeta_n = \frac{\text{Im}(\omega_n)}{\text{Re}(\omega_n)} \approx \frac{\text{Im}[\arctan(C + Bi)]}{n\pi} \quad (12)$$

对于复数 z ,有

$$\arctan z = \frac{i}{2} \ln \frac{1 - iz}{1 + iz} \quad (13)$$

因此,式(12)可以变化为

$$\zeta_n \approx \frac{1}{2} \frac{\text{Re}(\ln \frac{1 + B - Ci}{1 - B + Ci})}{n\pi} \quad (14)$$

再根据

$$\ln z = \ln|z| + i\text{Arg}(z) \quad (15)$$

这里, $\text{Arg}()$ 表示幅角主值函数。

可以得到模态阻尼比为

$$\zeta_n \approx \frac{1}{2n\pi} \ln \left| \frac{1 + B - Ci}{1 - B + Ci} \right| \quad (16)$$

或者

$$\zeta_n \approx \frac{1}{4n\pi} \ln \frac{B^2 + 2B + C^2 + 1}{B^2 - 2B + C^2 + 1} \quad (17)$$

为了对式(17)进行验证,分别采用渐进公式、迭代法以及本文式(17)计算拉索-黏滞阻尼器系统前30阶附加模态阻尼比,其中,迭代解可以被视为准确结果。设置迭代过程的结束条件为两个相邻迭代值之间的相对误差小于1%,选取无量纲阻尼系数为 $\eta = 0.67$,当阻尼器分别安装在 $a/l = 2\%$ 、 5% 和 10% 时的模态阻尼比如图7所示。从图中可以看出,当阻尼器安装在 $a/l = 2\%$ 时,通过渐进公式可以得到大约前20阶模态阻尼比的准确结果。但随着安装位置的增加,渐进公式的适用范围越来越小。当阻尼器安装在 $a/l = 5\%$ 或 10% 时,分别仅有前10阶和前5阶的渐进解能够与迭代解相接近。而通过本文式(17)得到的模态阻尼比在算例所有工况下都与迭代解基本一致。

2.3 附加模态阻尼比的优化

要使某阶模态阻尼比达到最优,应满足方程

$$\frac{\partial \zeta_n}{\partial \eta} = 0 \quad (18)$$

将式(14)代入式(18)可得

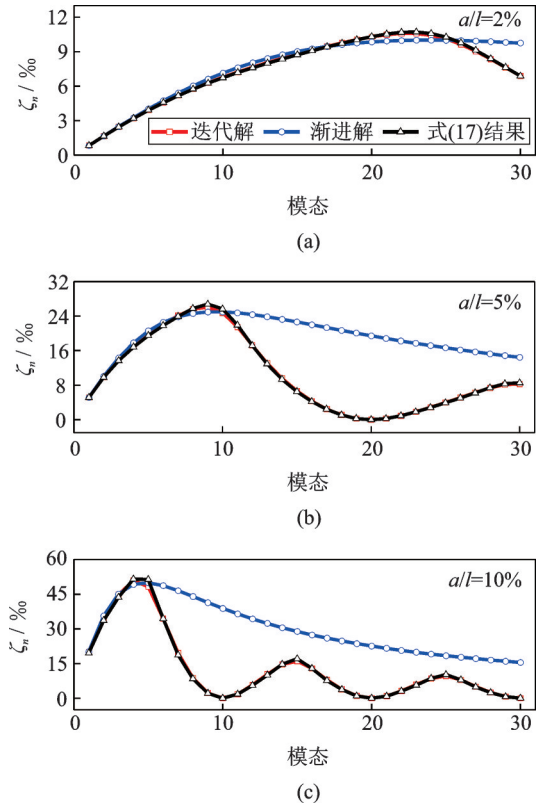


图7 取 $\eta = 0.67$, 阻尼器分别安装在 $a/l = 2\%$ 、 5% 和 10% 时的前30阶模态阻尼比

Fig. 7 Modal damping ratio of the first 30 modes by setting $\eta = 0.67$ for $a/l = 2\%$, 5% and 10%

$$\text{Im} \left[\frac{\partial \arctan(C + Bi)}{\partial \eta} \right] \cdot \frac{1}{\pi} = 0 \quad (19)$$

将式(11)代入式(19)并化简得到

$$\begin{aligned} & -\eta^2 \sin^4 \frac{n\pi a}{l} \cos^2 \frac{n\pi a}{l} - \\ & \eta^2 \sin^6 \frac{n\pi a}{l} + \sin^2 \frac{n\pi a}{l} = 0 \end{aligned} \quad (20)$$

式(20)为关于 η 的一元二次方程,取正数解并化简为

$$\eta_{n,\text{opt}} = \frac{1}{\left| \sin \frac{n\pi a}{l} \right|} \quad (21)$$

式(21)即为第 n 阶模态最优阻尼系数。将式(21)代入式(17)可得第 n 阶最优模态阻尼比为

$$\zeta_{n,\text{opt}} = \frac{1}{4n\pi} \ln \left| \frac{1 + \sin \frac{n\pi a}{l}}{1 - \sin \frac{n\pi a}{l}} \right| \quad (22)$$

图8对式(21)的准确性进行了验证。选取 $a/l = 1\%$, 计算了第3、20以及40阶模态阻尼比随无量纲阻尼系数 η 的变化曲线,并将根据式(21)计算的第3、20以及40阶最优阻尼系数 $\eta_{3,\text{opt}}$ 、 $\eta_{20,\text{opt}}$ 和 $\eta_{40,\text{opt}}$ 标记在横坐标轴上。从图中可以看出,由式(21)计算的最优阻尼系数准确地对应了三条曲线的峰值

点。由此可知,式(21)能够准确计算包括高阶模态在内的各阶最优阻尼系数。

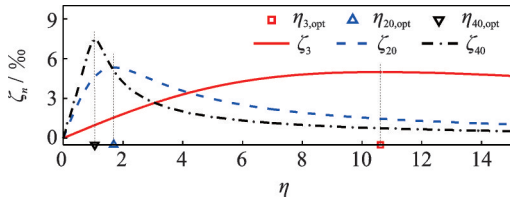


图 8 选取 $a/l=1\%$ 时,第 3,20 以及 40 阶模态阻尼比随无量纲阻尼系数 η 的变化(最优阻尼系数 $\eta_{3,opt}$, $\eta_{20,opt}$ 和 $\eta_{40,opt}$ 被标记在横坐标轴上)

Fig. 8 Damping ratios of 3rd, 20th and 40th modes against the dimensionless damping coefficients. (optimal damping coefficients $\eta_{3,opt}$, $\eta_{20,opt}$, $\eta_{40,opt}$ are marked on horizontal axis)

3 多模态控制拉索阻尼器参数方案

值得注意的是,根据图 8 可知各阶模态的最优阻尼系数是不相同的,只有当阻尼系数接近于某阶最优阻尼系数时,该阶模态才能获得较大的附加阻尼比。因此,设置不同的阻尼系数将使阻尼比在各阶模态中产生不同的分布。传统的拉索阻尼器设计以提高前几阶附加模态阻尼比为目的,通常采用的参数方案为^[24-25]

$$\zeta_1 = \zeta_k \geq \zeta_{min} \quad (23)$$

式中 k 表示控制的最高阶模态,一般取为 3-5,由此计算的无量纲阻尼系数约为 $\eta_{3,opt} \sim \eta_{1,opt}$ 。而 ζ_{min} 则表示拉索抵抗风致振动所需的最小阻尼比,通常通过 Scruton 数来确定。Scruton 数 ($S_c = m\zeta/(\rho D^2)$) 是衡量拉索抵抗风致振动能力的重要指标,一般认为当 Scruton 数大于 10 时,拉索不再发生风致振动,即

$$\zeta_{min} > \frac{S_c^{min} \rho D^2}{m} = \frac{10 \rho D^2}{m} \quad (24)$$

式中 ρ, D, m 分别表示空气密度、拉索直径和拉索每延米质量。

仍以第 1 节观测的苏通大桥 NJU30 号索为例(拉索参数见表 1),根据式(24)可以算得 NJU30 号索所需最小阻尼比为 $\zeta_{min}=3.05\%$ 。由于苏通大桥拉索下端锚固在桥面以下 1.296 m,所有阻尼器安装位置已确定在距离桥面垂直高度 3.5 m 处,本文不再对不同的安装位置进行讨论,根据表 1 参数可以计算出 $a/l=2.6\%$ 。当采用传统阻尼器参数优化方案控制前 5 阶模态(即 $\zeta_1 = \zeta_5 > \zeta_{min}$)时,根据式(17)可以算得阻尼系数为 $12.8 \times 10^4 \text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-1}$,并由此计算前 20 阶模态阻尼比,结果如表 2 所示(考虑阻尼器效率系数为 0.5)。

表 2 显示:模态阻尼比在第 2 阶达到最大的

6.4%,此后开始随模态阶数的增加而逐步下降。从第 9 阶(对应频率 2.1 Hz)开始,模态阻尼比将低于

表 2 前 20 阶模态阻尼比

Tab. 2 First 20 modal damping ratios

模态	阻尼比/%	模态	阻尼比/%
1	4.8	11	2.5
2	6.4	12	2.3
3	6.1	13	2.2
4	5.5	14	2.0
5	4.8	15	1.9
6	4.2	16	1.8
7	3.7	17	1.7
8	3.3	18	1.6
9	3.0	19	1.5
10	2.7	20	1.4

3.05%,将无法保证 Scruton 数 >10 的控制要求。而 3-7 Hz 是苏通大桥超长拉索发生风雨振及涡振的高风险频段,故以上参数选择将无法有效控制拉索振动。

3.1 多模态控制参数方案

传统的拉索阻尼器参数方案无法有效控制超长拉索的高阶振动,为了研究更合理的阻尼系数方案,图 9 给出了当阻尼器安装在 $a/l=1\%, 2\%$ 或 3% 时前 30 阶无量纲最优阻尼系数。

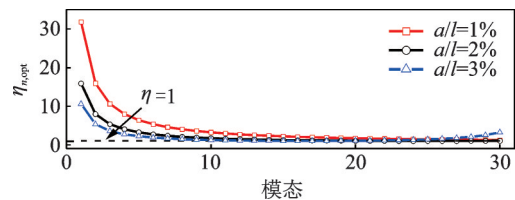


图 9 当阻尼器安装在 $a/l=1\%, 2\%$ 或 3% 时前 30 阶模态的最优阻尼系数

Fig. 9 The optimal dimensionless damping coefficients of each mode for different value of a/l

从图中可以知道:前几阶模态对应的无量纲最优阻尼系数之间相差巨大,但随着阶数的上升,最优阻尼系数呈下降趋势,更重要的是较高阶模态最优阻尼系数之间的差距相对较小,例如 $\eta_{1,opt}$ 与 $\eta_{2,opt}$ 相差约两倍,但第 10-30 阶模态对应的无量纲最优阻尼系数都接近于 1。这意味着若以前几阶模态为控制对象,所选择的阻尼系数将远大于高阶模态最优阻尼系数,阻尼器难以为高阶模态提供足够的阻尼比,仅能够控制约前 3-5 阶的模态范围。若选择较小的阻尼系数,第 1,2 阶的模态阻尼比可能比较小,但却能使阻尼器控制的模态范围大幅扩大。

对于 500 m 级以上的超长斜拉索,基频低至 0.3 Hz 以内,低阶模态对应的涡激共振风速也非常低,第 2 阶模态对应的涡振风速甚至低于 0.5 m/s,风速越低湍流度将越高,以致难以形成稳定的涡激力。再考虑到根据实测研究^[26-27]和结构动力学原理,结构固有模态阻尼比与频率呈负相关的趋势,超长拉索的低阶模态存在一定的固有阻尼比。同时,低阶涡振加速度和位移幅值都非常小,几乎不会对拉索及桥梁安全产生威胁。因此,本文认为超长拉索的低阶涡振可以不进行控制。

根据 Chen 等^[3]对洞庭湖大桥拉索数根约 100-150 m 拉索的长期观测,几乎未发现过 1 阶风雨振;根据 Zuo 等^[28]对 FredHarton 桥数根 80-200 m 拉索的长期观测,也未见有 1 阶风雨振的发生;根据 Chen 等^[29]的研究结果,发生风雨振的模态阶数与风速正相关;根据苏通桥 500 m 级拉索的现场观测,风雨振主要以 3 Hz 左右的频率,即约第 10 阶以上模态发生。另外,大幅 1,2 阶风雨振,将需要伴随大幅度的拉索长度伸长,需要巨大的能量。以上论证及检测数据足以说明,500 m 级超长拉索,是无法发生第 1,2 阶风雨振的。

综上所述,对于超长拉索的阻尼器参数选择,应针对控制第 3 阶以上模态,以使其控制的模态范围更大。

3.2 案例分析

仍以 NJU30 号索为例,若按照控制第 3 阶以上模态的参数方案,即

$$\zeta_3 \geq \zeta_{\min} = 3\% \quad (25)$$

将式(25)代入式(17),取 $a/l=2.6\%$ 可以计算阻尼系数,并与控制前 5 阶模态方案进行对比,如表 3 所示。计算两组参数下,拉索前 30 阶模态的阻尼比(考虑阻尼器效率系数=0.5),如图 10 所示。

表 3 参数方案对比

Tab. 3 Comparison of parameter optimization

目标阻尼比/%	参数方案	阻尼系数/(N·s·m ⁻¹)
3.05	$\zeta_1 = \zeta_3 \geq \zeta_{\min}$	12.8×10^4
	$\zeta_3 \geq \zeta_{\min}$	2.5×10^4

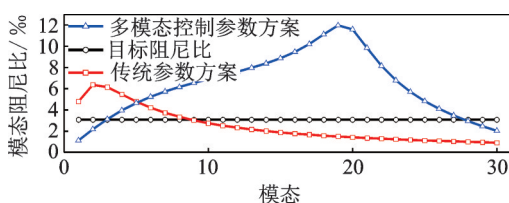


图 10 参数方案对比

Fig. 10 Comparison of parameter optimization

以上计算可以看出,多模态控制的参数方案设置了较小的阻尼系数,与传统控制前 5 阶模态的参数方案相比,阻尼系数下降了约 5 倍。传统的参数方案第 2 阶模态阻尼比达到最大的 6.5%,并使拉索第 1-9 阶模态阻尼比满足要求,对应频段为 0-2.12 Hz。当模态阶数继续提高时,模态阻尼比急剧下降,无法有效抑制风雨振或者涡振的发生。多模态控制的参数方案放弃对不会发生振动的超低频第 1,2 阶模态的控制,使第 19 阶模态达到约 12%,并保证第 3-28 阶模态阻尼比同时达到目标值,控制范围为 0.71-6.58 Hz 的频率段。本课题组于 2018 年 12 月在苏通大桥选择了 7 根拉索进行实桥试验,将原控制前 5 阶模态的阻尼器更换为按照本文参数方案设计的阻尼器,并对这 7 根拉索的响应情况进行了长期监测:在阻尼器正常工作的情况下,至今再未发现明显的振动问题。

4 结 论

针对传统拉索阻尼器参数优化方案无法控制超长拉索高阶振动问题,本文拉索-黏滞阻尼器系统高阶模态的附加模态阻尼比及最优阻尼系数进行了推导,基于现场实测数据,以复模态分析得到的模态阻尼比为控制指标,提出了从第 3 阶开始考虑风致振动控制的阻尼器参数方案,并与传统方案进行了对比,主要得出如下结论:

1) 在不同风雨条件下,苏通大桥 500 m 以上超长拉索既可能在风雨条件下发生 3 Hz 左右的风雨振,又面临高阶涡振在常见低风速下频繁发生。

2) 500 m 级超长拉索的基频低至 0.3 Hz 以内,从模态阶数来看,不管风雨振还是涡振,超长拉索通常都是以高阶形式发生。传统的阻尼器参数设计方案以前几阶模态为优化对象,产生的控制效果随模态阶数的上升而急剧下降,无法满足多模态振动控制的要求。

3) 第 n 阶模态的最优阻尼系数为 $1/|\sin(n\pi a/l)|$,所以前几阶模态对应的无量纲最优阻尼系数之间相差巨大,但第 10-30 阶模态的无量纲最优阻尼系数之间的差距较小。

4) 当阻尼器的参数方案调整为控制第 3 阶以上模态时,所需的阻尼系数较传统方案大幅降低,模态阻尼比的最大值大幅提高,阻尼器对超长拉索控制的模态范围大幅增加。

参考文献:

[1] Jing H, He X, Li H. Initial condition and damping ef-

- fects on rain-wind induced cable vibration[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2018, 175: 376-83.
- [2] 郑云飞,刘庆宽,战启芳,等.螺旋线参数对斜拉索气动特性影响的试验研究[J].*工程力学*,2020,37(S1):301-306.
- ZHENG Yun-fei, LIU Qing-kuan, ZHAN Qi-fang, et al. Experimental study on helical line paraments' effect on aerodynamic characteristics of stay cables[J]. *Engineering Mechanics*, 2020,37(S1):301-306.
- [3] Chen Z, Wang X, Ko J, et al. MR damping system for mitigating wind-rain induced vibration on Dongting Lake cable-stayed bridge[J]. *Wind & Structures*, 2004, 7(5):293-304.
- [4] Hikami Y, Shiraiishi N. Rain-wind induced vibrations of cables stayed bridges[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 29(1-3): 409-418.
- [5] 王修勇.斜拉桥拉索振动控制新技术研究[D].长沙:中南大学,2002.
- WANG X Y. Study of new techniques for suppressing cables vibration on the cable-stayed bridges[D]. Changsha: Central South University, 2002.
- [6] de Sá Caetano E. Cable Vibrations in Cable-Stayed Bridges[M]. Zurich, Switzerland: IABSE, 2007.
- [7] Sun L, Shi C, Zhou H, et al. A full-scale experiment on vibration mitigation of stay cable[C]. *IABSE Symposium*, 2004, 88: 31-36.
- [8] Liu Z, Shen J, Li S, et al. Experimental study on high-mode vortex-induced vibration of stay cable and its aerodynamic countermeasures [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2021,100:103195.
- [9] Liu M, Yang W, Chen W L, et al. Experimental investigation on vortex-induced vibration mitigation of stay cables in long-span bridges equipped with damped cross-ties [J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2019, 32: 04019072.
- [10] Griffin O M, Skop R A, Ramberg S E. The resonant, vortex-excited vibrations of structures and cable systems [C]. *Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA, 1975.
- [11] Pacheco B M, Fujino Y, Sulekh A. Estimation curve for modal damping in stay cables with viscous damper [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1993, 119(6): 1961-79.
- [12] Krenk S. Vibrations of a taut cable with an external damper[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2000, 67(4): 772-776.
- [13] Xu Y, Yu Z. Mitigation of three-dimensional vibration of inclined sag cable using discrete oil dampers—II. Application[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1998, 214(4): 675-693.
- [14] Fujino Y, Hoang N. Design formulas for damping of a stay cable with a damper[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2008, 134(2): 269-278.
- [15] Huang Z, Jones N P. Damping of taut-cable systems: Effects of linear elastic spring support[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2011, 137(7): 512-518.
- [16] Chen Lin, Satish Nagarajaiah, Sun Limin. A unified analysis of negative stiffness dampers and inerter-based absorbers for multimode cable vibration control [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2021, 494: 115814.
- [17] Gao D, Chen W L, Eloy C, et al. Multi-mode responses, rivulet dynamics, flow structures and mechanism of rain-wind induced vibrations of a flexible cable[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2018, 82: 154-172.
- [18] Gao D, Chen W L, Zhang R T, et al. Multi-modal vortex-and rain-wind-induced vibrations of an inclined flexible cable[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2019,118: 245-258.
- [19] Fukunaga S, Takeguchi M. Aerodynamic characteristics of indent stay cables of Tatara Bridge[C]. *IABSE Symposium*, 2014,102:2749-2756.
- [20] Wang H, Li A, Niu J, et al. Long-term monitoring of wind characteristics at Sutong Bridge site[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2013, 115: 39-47.
- [21] Huber P, Benicke O. The testing campaign on seismic and wind protection systems of the world's largest cable stayed bridge: The Russkij Bridge at Vladivostok [C]. *15 WCEE*, Lisbon, 2012.
- [22] Chen W L, Gao D, Laima S, et al. A field investigation on vortex-induced vibrations of stay cables in a cable-stayed bridge[J]. *Applied Sciences*, 2019, 9(21): 4556.
- [23] Chen W L, Li H, Ou J P, et al. Numerical simulation of vortex-induced vibrations of inclined cables under different wind profiles[J]. *Journal of Bridge Engineering*. 2013, 18(1): 42-53.
- [24] Weber F, Feltrin G, Mašlanka M, et al. Design of viscous dampers targeting multiple cable modes[J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(11): 2797-800.
- [25] Kumarasena S, Jones N P, Irwin P, et al. Wind induced vibration of stay cables[R]. FHWA-HRT-05-083, US Department of Transportation, Federal Highway Administration, 2007.
- [26] Davenport A. Reliability of long span bridges under wind loading[C]. *Proceedings of ICOSSAR*, 1981.
- [27] 郭震山,陈艾荣,项海帆.大跨缆索承重桥梁的结构阻尼特性[J].*世界地震工程*,2000,16(3):52-57.
- GUO Zhen-shan, CHEN Ai-rong, XIANG Hai-fan. Structural damping characteristics of long-span cable-supported Bridges [J]. *World Seismic Engineering*,

- 2000, 16(3): 52-57.
- [28] Zuo D, Jones N P. Interpretation of field observations of wind-and rain-wind-induced stay cable vibrations[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2010, 98(2): 73-87.
- [29] Chen W L, Zhang Q Q, Li H, et al. 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.

Parameters optimization of viscous dampers for multi-modal control of ultra-long stay cables

YANG Chao^{1,2}, CHEN Zheng-qing¹, HUA Xu-gang¹, HUANG Zhi-wen¹, WANG Ya-fei¹

(1.Key Laboratory for Bridge and Wind Engineering of Hunan Province, Hunan University, Changsha 410082, China;

2.Liuzhou Orient Engineering Rubber Products Co. Ltd., Liuzhou 545025, China)

Abstract: Vibration responses of 500 m scale cable-stayed cables of Sutong Bridge show that: Ultra-long cables may have severe high-order vortex-induced vibrations, and the mode orders of rain-wind-induced vibrations are much higher than that of traditional medium or short cables. The traditional parameter optimization schemes of viscous dampers for controlling the first several modes of stay cables cannot meet the requirements of high-order vibration control of ultra-long cables. In this paper, the additional modal damping ratios and the optimal damping coefficients of the cable-viscous damper system are derived. Moreover, modal damping ratios are taken as the control index. The parameter optimization scheme of viscous dampers suitable for controlling the multi-modal vibration of ultra-long cables is studied, and compared with the traditional schemes. The results show that there is a great difference between the optimal damping coefficients of the adjacent lower modes, which leads to a sharp decline of the control effect with the increase of the mode order when the damper parameters are designed according to the first several modes. With the increase of mode order, the difference between the optimal damping coefficients of adjacent modes will decrease. If the control of the first and second modes is not considered and the parameter optimization of the damper starts from the third mode ($\xi_3 > \xi_{\min}$), the modal range of control can be greatly expanded.

Key words: cable-stayed bridge; vortex-induced vibrations; rain-wind-induced vibrations; ultra-long cables; multi-modal vibrations

作者简介: 杨超(1988-),男,博士研究生。电话:15778290392; E-mail:chyang@hnu.edu.cn

通讯作者: 华旭刚(1978-),男,教授。电话:13875956705; E-mail:cexghua@hnu.edu.cn