

doi:10.11835/j.issn.1000-582X.2018.01.005

架空输电线路大跨越导线微风振动试验

汪峰,王宇,周蕊,陈池

(三峡大学 防灾减灾湖北省重点实验室,湖北 宜昌 443002)

摘要:为了掌握架空输电线路大跨越导线微风振动特性,设计制作了大跨越导线微风振动试验模型,研究了不同张力作用下,安装防振锤前后大跨越导线的振动响应,重点分析了防振锤耗能效果以及安装位置对导线振动的影响,并与理论分析结果进行对比,提出了大跨越导线防振锤的安装位置计算公式。试验结果表明:运行张力对大跨越导线微风振动影响较大,导线本身的阻尼线对微风振动的抑制作用十分有限;安装防振锤的导线振动幅值小于未安装防振锤的裸导线,但随着张力的增大,防振锤的防振频段收窄,防振效果降低;防振锤的安装位置对导线振动影响较大,防振锤安装位置应兼顾各激励频率下的振动波长;FR-4型防振锤的最佳防振频段为15~25 Hz,对于抑制大跨越导线的高频和低频振动效果较差。

关键词:大跨越导线;微风振动;运行张力;防振锤;安装方式

中图分类号:TM726.3

文献标志码:A

文章编号:1000-582X(2018)01-042-09

Experiments on aeolian vibration of large span overhead transmission lines

WANG Feng, WANG Yu, ZHOU Rui, CHEN Chi

(Hubei Key Laboratory of Disaster Prevention and Reduction,
China Three Gorges University, Yichang 443002, Hubei, P.R.China)

Abstract: An aeolian vibration model of transmission lines is designed and manufactured to grasp the vibration characteristics of large span overhead transmission lines. The vibration responses of a bare conductor and a conductor with a stockbridge damper are researched under different tension. The energy dissipation effect of the stockbridge damper and its installation position are analyzed and the results are compared with those of theoretical analysis. Then a calculating formula of damper installation position is proposed. The results show that the operation tension has a great impact on the aeolian vibration of large span conductors, and the controlling effect of the conductors' damping on aeolian vibration is very limited. The vibration amplitude of the conductor with a stock bridge damper is smaller than that of the bare conductor. However, with the increase of tension, the anti-vibration band of the damper gets narrowed and its anti-vibration effect reduces. The installation position of the damper has a great influence

收稿日期:2017-08-09

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51278282);道路桥梁与结构工程湖北省重点实验室(武汉理工大学)开放课题基金资助项目(DQJJ201507)。

Supported by National Natural Science Foundation of China(51278282), Hubei Key Laboratory of Roadway Bridge and Structure Engineering(Wuhan University of Technology)(DQJJ201507).

作者简介:汪峰(1979—),男,博士,副教授,主要从事桥梁索结构振动控制研究,(E-mail)wanggoody@126.com。

on the vibration of the conductor, and the vibration wave length at each excitation frequency should be considered when we determine the damper's installation position. The best anti-vibration band of FR-4 type stock bridge damper is from 15 to 25 Hz. For high frequency and low frequency vibration, its controlling effect is limited.

Keywords: large span conductor; aeolian vibration; operating tension; anti-vibration damper; installation method

架空大跨越输电线路是超远特高压输电线路的控制性工程,具有档距大、悬挂点高、结构轻柔等特点。当输电线路受到 0.5~10 m/s 的横向层流风作用时,相比于普通线路,更易产生高频低幅,且持续时间长的微风振动^[1]。长时间的微风振动使得输电线路出现上下弯曲的振动波,产生循环交变的动弯应力,会导致大跨越输电线路疲劳断股和防振金具破损失效^[2],严重威胁着大跨越输电线路的安全和使用性能。

目前,针对输电导线微风振动,国内外学者开展了广泛的研究,取得了大量的成果。文献[3]研究了小截面输电线路自阻尼特性和防振锤的消振性能,发现导线振动响应与运行张力、防振锤安装方式等因素紧密相关。文献[4]通过线路现场测振,研究了巴西中西部 230 kV 输电线路的全铝合金导线疲劳失效的原因,认为线材强度、间隔棒以及层流风三者的联合作用会加速导线的疲劳失效。文献[5]采用 CFD 仿真技术,研究了阵风作用下架空导线非线性动力响应,提出了考虑风和导线间耦合作用的风荷载模型,认为传统的准静态分析方法会高估导线振动响应。文献[6]针对一根超高压输电线路中的地线,研究了一种新型减振装置耗能特性,发现减振效果能满足工程要求。文献[7]采用有限元法研究了导线刚度对导线微风振动的影响规律,发现忽略抗弯刚度会低估高频振动时的微风振动幅值。文献[8-12]研究了导线微风振动、自阻尼以及防振金具耗能的特性。

上述输电线路微风振动研究多针对普通档距、小截面输电导线,其运行张力小,振动强度较低。但大跨越导线档距均大于 1 000 m,运行张力较大,线路参数多变,微风振动特性更加复杂,不能完全采用理论计算和数值分析确定大跨越导线防振设计,而中国仅有少数机构具有专业的微风振动实验室,不能满足中国特高压输电线路工程的快速发展。因此,文中以架空输电线路大跨越 AACSR/UST-500/280 型导线为研究对象,依据国际大电网 IEEE 导线振动指南^[13-14],借鉴国内已有的研究成果,设计了架空输电线路大跨越导线微风振动试验模型,研究不同运行张力、防振锤的安装位置等因素对大跨越导线微风振动的影响。研究成果为大跨越输电线路防振设计提供试验依据。

1 试验概况

1.1 试验装置

试验在三峡大学结构试验中心进行,课题组自行设计和搭建了试验场地,试验档距为 36.20 m,有效档距为 30.25 m。工程实际中,导线的微风振动是一种驻波振动,在其档距内包含若干个半波长。由半波长公式(3)可知,波长与输电导线张力 T 、质量 m 、直径 D 和横向风速 V 有关。导线的振动频率,即微风斯托拉哈频率 f_1 ,由风速和直径确定。如果 f_1 与导线某阶固有频率 f_2 接近时,导线还将产生剧烈的微风共振现象。 f_1, f_2 的表达式分别为

$$f_1 = \frac{SV}{D}, f_2 = \frac{i}{2L} \sqrt{\frac{T}{m}}, \quad (1)$$

式中: S 斯托克斯常数,取 0.2; i 为固有频率阶数; L 为导线档距。因此,依据微风振动波的特点,考虑国内外研究成果、自身试验条件以及国际大电网 IEEE 导线振动指南的最低推荐值,选取了试验档距。另外导线规格和试验张力与工程实际保持一致, f_1 通过振动台输入控制。

试验选用大跨越 AACSR/UST-500/280 特高强钢芯铝合金绞线作为研究对象。导线直径为 36.4 mm,截面积为 782.38 mm²,其中铝合金截面积为 599.5 mm²,钢截面积为 282.88 mm²,单位质量为 3.607 2 kg/m,额定拉断力 RTS 为 629.8 kN,弹性系数 103.8 GPa。整套试验装置主要由张拉系统,悬挂固定系统,激励系统和信

号采集系统组成,试验布置如图 1 所示。



注:1.张拉系统,2.终端夹具,3.振动系统,4.输电导线,5.位移传感器,6.加速度传感器,7.力传感器

图 1 大跨越导线微风振动试验平台布置图

Fig.1 General layout of aeolian vibration test

张拉系统由固定端和张拉端组成,固定端采用环氧树脂锚固,张拉端采用丝锥和夹片固定,运用千斤顶进行张拉,并使用索力计实时监测试验导线张力。在整个试验过程中,某一工况导线张力保持稳定,其变化值小于 5%。激励系统选用东菱 ES-3 电磁振动系统,该系统可以提供 5~4 000 Hz 的正弦扫频激励信号和正弦定频激励信号,其额定激励力为 3 kN,额定峰-峰振幅为 25 mm,最大台面速度为 1.6 m/s,可实现定位移、定速度和定加速度的正弦激励力输出,能够满足试验要求,而且符合 IEEE 规范中对于激励力的要求。振动台通过一种高度和夹头可任意调节的传动装置与导线连结。采集系统采用 DHDAS 数据采集器,实时采集位移、加速度和激励力信号。为了准确地采集导线位移信号,试验采用了 2 个 ZA-21 型非接触式电涡流位移传感器,频率响应时间为 0.2 ms,分别测试悬挂点处和波腹处的振幅,同时,在振动台夹头处安装了力传感器和加速度传感器。

1.2 试验方法及测试方案

试验首先由千斤顶给定输电线张力 T ,正弦振动控制仪输入振动台夹头频率 f 和振动台夹头振幅 A 。随后开启振动台,待输电线振动稳定后,开启数据采集系统,记录此时振动台振动过程中的加速度时程曲线和激励力时程曲线,并采集导线波腹绝对位移 A_0 和距离终端夹具 700 mm 位置点(以下简称 P_{700} 点)处的绝对位移 A_{700} ,作为评价大跨越导线的振动强度指标。为了验证试验的稳定性,选取运行张力 18% RTS,振动台激励频率为 10 Hz 时,导线振动稳定后波腹位移时程曲线和频谱图,如图 2 所示。

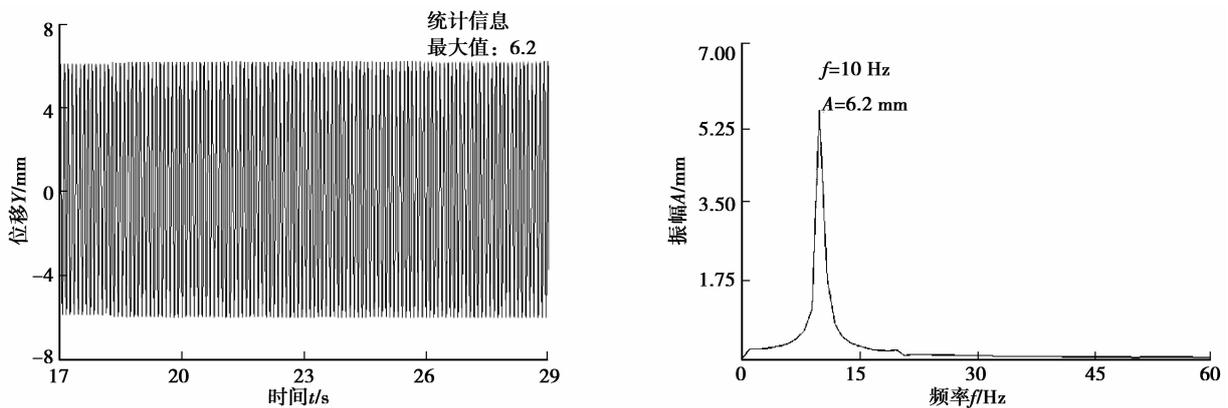


图 2 输电线波腹位移时程曲线和频谱图

Fig.2 Loop displacement curve and frequency spectrum of transmission line with 18% RTS

由图 2 可知,在振动台的激励作用下,经过起振阶段后,导线做周期性的稳定谐振。研究表明^[15],导线微风振动时,理想微风激励力为

$$F_{\text{风}} = \frac{C_L \rho D V^2}{2} \sin \omega_s t, \quad (2)$$

式中: C_L 为微风升力系数; ρ 为空气密度, kg/m^3 ; D 为导线直径, m ; ω_s 为斯托罗哈圆频率, rad/s ; V 为风速, m/s ; t 为时间, s 。

由式(2)可知,微风激励力实际上是一种简谐激励力,和风速、导线直径以及微风升力系数有关。当导线产生稳定的微风振动时,导线会做周期性谐振。因此,可以通过室内振动台试验,给输电导线简谐激励力,模拟大跨越导线微风振动。

2 试验结果及分析

由于架空输电线路大跨越导线运行张力一般不超过 25%RTS,试验选取了 3 种导线张力,分别为 18%RTS(113.20 kN)、22%RTS(138.56 kN)及 25%RTS(157.45 kN),进行未安装与安装防振锤导线的振动试验。激励频率为 10,15,20,25,30 Hz 等 5 种,每种频率做 3 种激励振幅的定频定幅振动试验,共 15 种工况,防振锤安装在每种工况下导线的波腹位置。通过东华 DHDAS 数据采集系统,采集和监测每个工况下导线的振动强度评价指标 A_{700} 和波腹振幅 A_0 。

2.1 不同张力作用下导线振动特性

研究不同导线张力作用下,未安装防振锤导线的振动响应,以获得导线张力对大跨越导线振动的影响规律,分析导线自阻尼条件下的振动强度。在不同导线张力时,导线振幅对比如图 3 所示。导线振动频率和波腹处振幅关系如图 4 所示。图 4 中每种频率的夹头激励幅值均为 1 mm。

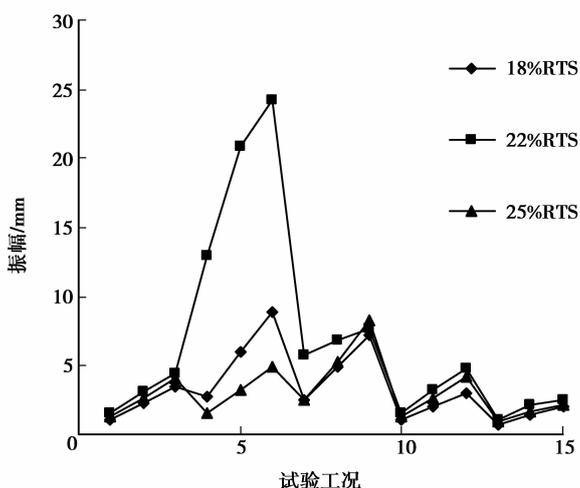


图 3 不同工况裸导线波腹处振幅 A_0

Fig.3 Amplitude of bare conductor at different conditions

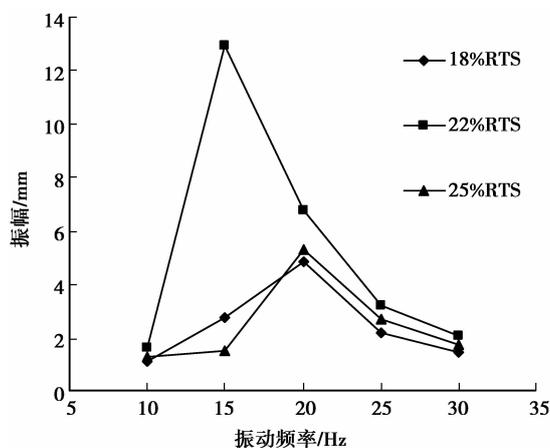


图 4 不同激励频率时波腹处振幅 A_0

Fig.4 Amplitude of bare conductor at different excitation frequency

由图 3 可知,当张力由 18%增加到 22%时,在不同频幅激励下,导线波腹处位移呈增大趋势。其原因是随着导线张力增加,导线钢、铝股丝间相对摩擦减小,自阻尼变小,导线自身耗散的能量减小,导致相同激励作用下,导线振幅增大。当张力由 22%增加到 25%时,导线振幅呈减小趋势,其原因是随着张力增加,导线刚度也相应增大,抑制了导线的振动效应。

由图 4 可知,激励频率在 15 Hz 和 20 Hz 时,振幅急剧增加,其原因是激励频率和导线某高阶固有频率接近,产生了共振现象。因此,输电线路的运行张力对大跨越导线微风振动影响较大,自阻尼抑制微风振动十分有限,有必要设置防振锤、阻尼线等防振金具抑制大跨越导线微风振动。

2.2 防振锤-导线体系振动特性

防振锤是输电线路重要的防振金具,一般安装在导线档端,通过和导线一起振动,使得大小锤头之间的钢绞线产生干摩擦,消耗振动能量,抑制微风振动。目前,大跨越导线使用的防振锤有 FR 型防振锤、对称型防振锤和扭矩防振锤。其中,FR 型防振锤两个锤头大小不一,具有 4 个谐振频率,防护频段比其他类型防振锤宽,防振效果好,应用范围广泛。因此,试验选用质量为 9.6 kg 的 FR-4 不对称型防振锤作为防振金具,其安装示意图如图 5(a)所示。为了研究防振锤对微风振动强度的影响,评估 FR 型防振锤的耗能效果。试验过程中分别把防振锤放在不同频率的振动波腹处,测量并记录不同张力作用下悬挂点处 A_{700} 和波腹处的导线位移 A_0 。限于篇幅,仅列出波腹处振动试验结果,如图 5(b)、5(c)、5(d)所示。

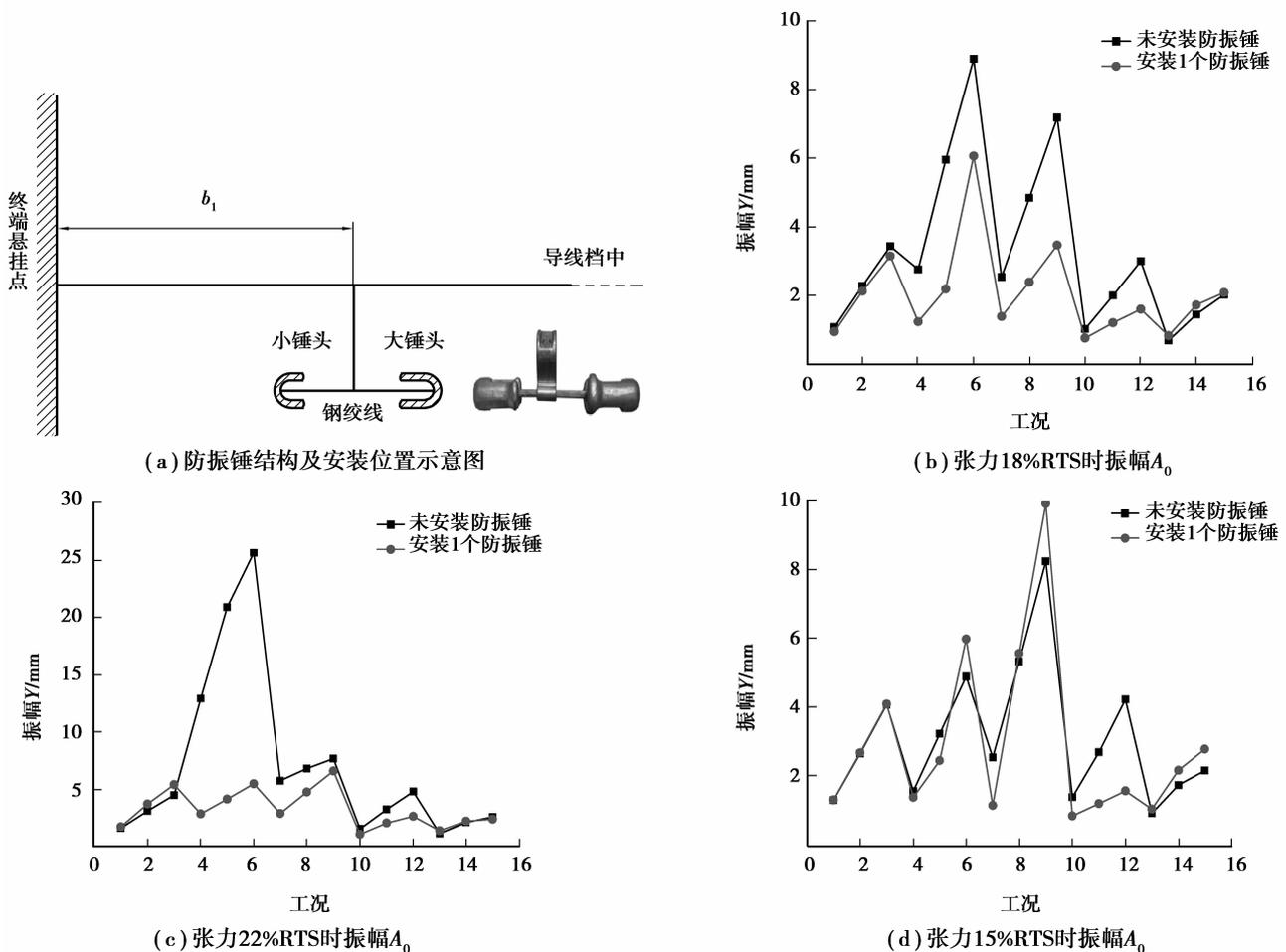


图 5 不同张力时裸导线与安装防振锤导线振幅对比

Fig.5 Amplitude comparison of bare conductor and conductor with damper at different tension

由图 5(b)可知,当张力为 18%RTS 时,在 15,20,25 Hz 激励频率时,相比于未安装防振锤的裸导线,安装防振锤的导线波腹处 A_0 振幅减小,尤其在 15 Hz 和 20 Hz 频段,导线振动幅值降幅明显。在 20 Hz 时,裸导线波腹处振幅 A_0 由 7.202 mm 减小到 3.492 mm,减小幅度为 51.5%。但是在 10 Hz 和 30 Hz 激励频率

时,导线振幅减小幅度并不明显。因此可知,FR-4 型防振锤最佳防振频段为 15~25 Hz,在低频和高频段,防振效果较差。

由图 5(c)可知,当导线张力为 22%RTS 时,安装防振锤后,导线波腹处的振幅也减小,但波腹在 15 Hz 工况时减小更为明显,此时波腹处最大绝对振幅为从 25.624 mm 减小到 5.467 mm,减小幅度 78.7%。相比于 18%RTS,防振锤也是在低频和高频段防振效果不佳。由图 5(d)可知,当导线张力为 25%RTS 时,相比于裸导线,安装防振锤导线的振幅略有减小,仅在 25 Hz 时,减小幅度稍大。由此可见,安装防振锤的导线振动幅值要小于未安装防振锤的裸导线,但随着张力的增大,防振锤防振频段收窄,防振效果降低。FR4 型防振锤对 15~25 Hz 激励频段的防振效果较好,而对导线微风振动的低频和高频段,防振效果较差。

2.3 防振锤安装位置影响分析

架空输电线路大跨越导线微风防振设计中,确定防振锤的安装位置是防振设计的关键问题。设计合理的防振锤安装位置能有效降低导线在不同微风激励下的振动响应。一般而言,安装位置要尽量覆盖所有微风振动频段。为了研究防振锤安装位置对大跨越导线微风振动的影响,试验时导线张力保持为 22%RTS,分别观测 10,15,20,25,30 Hz 时,每种频率对应的半波长,以便确定防振锤的安装位置,如表 1 所示。由表 1 可知,试验观测波长和理论计算波长基本吻合。

表 1 不同频率下导线振动半波长
Table.1 Half wave length of conductor vibration

振动频率 f /Hz	半波长($\lambda/2$)/m	波腹($\lambda/4$)/m	理论波腹($\lambda/4$)/m
10	10.2	5.10	4.90
15	6.8	3.40	3.27
20	5.0	2.50	2.45
25	4.0	2.00	1.96
30	3.3	1.65	1.63

根据每种振动频率的半波长,防振锤从距离终端夹具处 1 m 开始放置,每次递增 50 cm,直至覆盖 1/4 波长。测得不同频率下输电线 A_{700} 位移和波腹处位移 A_0 ,并通过理论计算验证试验结果。

试验终端夹具由混凝土墩块和钢制夹具组成,其自重较大,当振动台激励输电线发生振动时,绝大部分入射的振动波会在终端夹具处反射回试验段,即输入能量仅在试验段内部传播和耗散,因此,可将钢制终端夹具出口处作为最外端的波节点,即防振锤安装距离 b_1 的计算起点。图 8 为防振锤不同安装位置时,导线 A_{700} 处振幅,图中夹头振幅是指振动台与导线连接的夹头振幅,限于篇幅 A_0 处振幅未列出。

由图 6(a)可知,当激励频率 f 为 10 Hz,3 种夹头振幅分别为 1,2,3 mm 时,防振锤安装位置距终端夹具 1 m 处逐渐移动到波腹 5.5 m 处,导线振幅变化不大。因此,当外激励频率 f 较低时,即导线低频振动时,安装位置对导线的振动影响较小,防振锤抑振性能受限。

由图 6(c)可知,当激励频率为 20 Hz 时,防振锤位距终端夹具 1 m 处,导线振幅最大,防振效果最差。当防振锤位于此频率的波腹 3.5 m 处,夹头振幅为 1.5 mm 时,导线振幅由 6.8 mm 减小到 2.2 mm,导线振幅减小明显。由图 6(b)、6(d)可知,在 15 Hz 和 25 Hz 时,防振锤由波节点向波腹处移动时,在相同外激励作用下,导线的振动幅值逐渐减小,置于波腹处导线振幅最小,防振效果最好。其原因是,防振锤的阻抗与其夹头振幅有关,夹头振幅越大,则阻抗越大。防振锤置于 1 m 处时,距离终端夹具较近,由于终端夹具是波节点,振动能量波入射到夹具处,会反射回试验档距,输入能量仅在试验段内部传播和耗散,此时防振锤的夹头振幅很小,其阻抗较小,无法有效抑制导线振动。当防振锤靠近波腹时,防振锤夹头振幅较大,其阻抗也变大,激发了防振锤的耗能能力。

由图 6(e)可知,当激励频率 f 为 30 Hz 时,导线振幅变化不大,防振效果较差。其原因是,FR4 防振锤最大调谐频率小于 30 Hz,当外激励频率超过 30 Hz 时,防振锤耗能降低,防振效果较差。由此可知,当导线

振动频率处于防振锤的调谐频率范围内时,防振锤的安装位置对导线振动影响较大。

为了进一步研究防振锤的最佳安装位置,保持导线张力为 22%RTS 不变,夹头振幅均为 1 mm,防振锤由距离终端夹具 1 m 处,逐渐向档中移动至 4 m 处。分别测定 10,15,20,25,30 Hz 振动频率时,列出导线的 A_{700} 振动幅值,如图 7 所示。

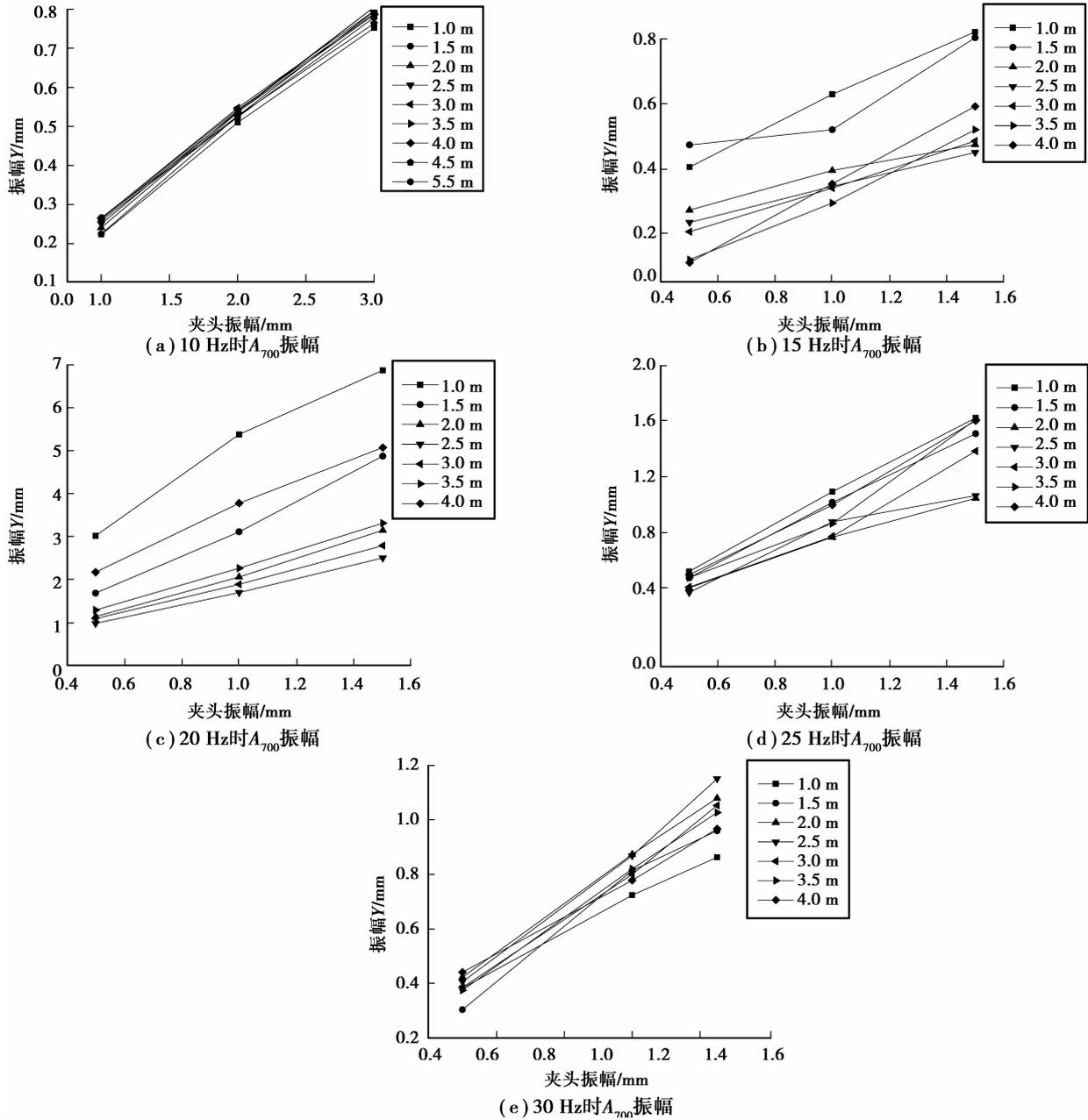


图 6 防振锤不同安装位置时导线振幅

Fig.6 Amplitude of conductor at different installation positions of stock bridge damper

由图 7 可知,相比于其他安装位置,防振锤安装位置距离终端夹具为 2~2.5 m 之间时,防振效果较好,导线振幅减小明显。实际工程时,第一个防振锤安装位置应在线夹出口所有振动波的第一个半波之内,要考虑防振锤的位置对最大和最小波腹的接近程度相同。以悬垂(耐张)线夹出口为安装位置起算点,并兼顾各个频率下的振动波长,第一个防振锤的安装位置 b_1 为

$$b_1 = \left(\frac{\lambda_M}{2} \times \frac{\lambda_m}{2} \right) / \left(\frac{\lambda_M}{2} + \frac{\lambda_m}{2} \right) = \frac{1}{1 + \mu} \left(\frac{\lambda_m}{2} \right), \quad (3)$$

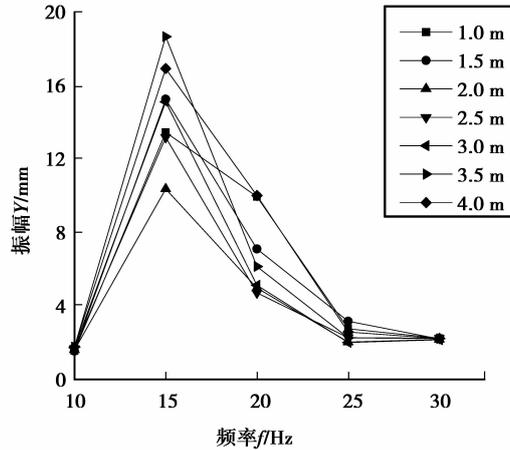


图 7 防振锤安装位置不同时导线频幅曲线

Fig.7 Frequency amplitude curve at different installation positions of vibration hammer

$$\frac{\lambda_M}{2} = \frac{D}{400v_m} \sqrt{\frac{T_M}{m}}, \quad \frac{\lambda_m}{2} = \frac{D}{400v_M} \sqrt{\frac{T_m}{m}},$$

$$\mu = \frac{v_m}{v_M} \times \sqrt{\frac{T_m}{T_M}},$$

式中: b_1 为防振锤安装位置距悬垂(耐张)线夹出口距离, m; λ_M, λ_m 分别为最大及最小导线振动波长, m; v_M, v_m 分别为振动风速的上、下限值, m/s; T_M, T_m 分别为最高气温和最低气温条件下导线运行张力, N; D, m 分别为直径、单位长度质量, 单位分别为 mm、kg/m。

对于大跨越输电导线, 由于档距较大, T_M, T_m 相差较小, 可用平均运行张力 T_{av} 代替 T_M, T_m 。 μ 值一般在 0.05~0.1 之间取值, 微风振动的下限风速取 0.5 m/s, 大跨越导线悬挂点高, 其上限风速较大, 可取 7 m/s, 因此式(3)可以简化为

$$b_1 = 0.930 \left(\frac{\lambda_m}{2} \right) = 0.930 \times \frac{D}{400v_M} \sqrt{\frac{T_{av}}{m}} = 3.32D \sqrt{\frac{T_{av}}{m}} \times 10^{-4}. \quad (4)$$

由式(4)可计算出, 试验档距的防振锤最佳安装距离为 2.36 m, 处在 2~2.5 m 之间, 与试验结果吻合较好。需要注意的是, 若根据《电力工程高压送电线路设计手册》, 输电线路防振锤安装距离 b_1 系数为 4.15, 此时, 最佳安装距离变为 2.95 m, 显然与试验值偏差较大。因此, 为了有效抑制大跨越导线微风振动, 第一个防振锤安装位置可由式(4)计算确定。如需安装多个防振锤, 则可以采取等距安装的原则, 相邻防振锤之间的中心距离等于第一个防振锤的安装距离。

3 结 论

通过制作导线微风振动模型, 研究不同运行张力, 防振锤等因素对大跨越导线微风振动影响, 得出如下结论:

- 1) 运行张力对大跨越导线微风振动影响较大, 自阻尼抑制微风振动十分有限, 有必要设置防振锤、阻尼线等防振金具抑制导线微风振动;
- 2) 相同激励下, 安装防振锤的导线振动幅值要小于未安装防振锤的裸导线, 但随着张力的增大, 防振锤防振频段收窄, 防振效果降低;
- 3) 当导线振动频率处于防振锤的调谐频率范围内时, 防振锤的安装位置对导线振动影响较大。防振锤

尽量应该安装在波腹附近,并兼顾不同频率下的振动波长,FR-4型最佳防振频段为15~25 Hz,对于导线的高频和低频振动,防振锤抑振效果有限。

参考文献:

- [1] 侯景鹏,吴兴宏,孙自堂. 防振锤-输电体系微风振动的研究与进展[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版),2011, 34(5): 743-747.
HOU Jingpeng, WU Xinghong, SUN Zitang. Advances in the research on wind oscillation of vibration damper-transmission system[J]. Journal of Hefei University of Technology, 2011, 34(5):743-747. (in Chinese)
- [2] 黄新波,赵隆,舒佳,等. 输电线路导线微风振动在线监测技术[J]. 高电压技术,2012,38(8):99-102.
HUANG Xinbo, ZHAO Long, SHU Jia, et al. Online monitoring conductor aeolian vibration of transmission lines[J]. High Voltage Engineering, 2012, 38(8):99-102. (in Chinese)
- [3] 李黎,陈元坤,叶志雄,等. 架空输电线微风振动的室内模拟试验[J]. 华中科技大学学报(自然科学版),2010, 38(8): 1863-1870.
LI Li, CHEN Yuankun, YE Zhixiong, et al. Indoor simulation tests for the aeolian vibration of overhead transmission lines[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2010, 38(8): 1863-1870. (in Chinese)
- [4] Kalombo R B, Araújo J L A, Ferreira J L A, et al. Assessment of the fatigue failure of an All Aluminium Alloy Cable (AAAC) for a 230 kV transmission line in the Center-West of Brazil[J]. Engineering Failure Analysis, 2016, 61:77-87.
- [5] Keyhan H, Mcclure G, Habashi W G. Dynamic analysis of an overhead transmission line subject to gusty wind loading predicted by wind-conductor interaction[J]. Computers & Structures, 2013, 122(2):135-144.
- [6] Liu S, Sun N, Yin Q, et al. Study of new vibration suppression devices for application to EHV transmission line groundwires[J]. Energy Procedia, 2011, 12(3/4):313-319.
- [7] 晏致涛,杨振华,李正良. 抗弯刚度对输电线微风振动影响分析[J]. 工程力学,2012,29(6):247-252.
YAN Zhitao, YANG Zhenhua, LI Zhengliang. The effect of bending stiffness on aeolian oscillation of transmission lines[J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(6):247-252. (in Chinese)
- [8] 徐乃管,王景朝,董玉明. 关于防振锤力学性能的探讨[J]. 电力建设, 2001, 22(3): 8-11.
XU Naiguan, WANG Jingchao, DONG Yuming. Inquire into mechanical properties of vibrating dampers[J]. Electric Power Construction, 2001, 22(3):8-11. (in Chinese)
- [9] 徐宏波. FR型防振锤结构对耗能的影响[J]. 安徽建筑工业学院学报(自然科学版), 2009, 17(3): 17-24.
XU Hongbo. Function of the dissipation power of vibrating dampers in transmission line[J]. Journal of Anhui Institute of Architecture & Industry, 2009, 17(3):17-24. (in Chinese)
- [10] Rawlins C B. Flexural self-damping in overhead electrical transmission conductors[J]. Journal of Sound & Vibration, 2009, 323(1):232-256.
- [11] Diana G, Manenti A, Pirotta C, et al. Stockbridge-type damper effectiveness evaluation; Part II-the influence of the impedance matrix terms on the energy dissipated [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2007, 22(11):63-64.
- [12] Lu M L, Chan J K. An efficient algorithm for Aeolian vibration of single conductor with multiple dampers [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2007, 22(3): 1822-1529.
- [13] IEEE Standards Board. IEEE STD 563-1978 IEEE guide on conductor self-damping measurements[S]. [s.n.], 1978.
- [14] IEEE Standards Board. IEEE STD 664-1980 IEEE guide on the measurement of the performance of aeolian vibration dampers for single conductor[S]. [s.n.], 1980.
- [15] 谢昌举,张正均,李敏. 浔江大跨越输电线微风振动消振设计试验研究及现场测量[J]. 世界地震工程, 2003, 19(2): 82-86.
XIE Changju, ZHANG Zhengjun, LI Min. Experiments and field measurements of damper designed for breeze vibration of a transmission line across Xunjiang river[J]. World Earthquake Engineering, 2003, 19(2): 82-86. (in Chinese)