

大跨越导线微风振动强度影响因素

张 昭, 周立宪, 齐 翼, 刘胜春

(中国电力科学研究院有限公司 北京, 102401)

摘要 为了解释在疲劳试验中钢截面占比较大的特高强钢芯铝合金导线更容易断股的现象,研究了影响导线振动强度的主要参数。提出了导线等效弯曲刚度,建立了微风振动条件下新的导线线夹出口动弯应变数学模型,利用 55 m 和 140 m 2 种不同档距的微风振动模拟试验系统开展了导线微风振动模拟试验。理论计算与试验结果较为一致,验证了新模型的可用性。微风振动条件下新的导线线夹出口动弯应变模型及基于该模型对导线微风振动强度主要影响参数的分析,为工程实践提供了理论依据。

关键词 特高强钢芯铝合金导线; 微风振动; 疲劳; 等效弯曲刚度; 动弯应变

中图分类号 TH17; TM751

引 言

导线疲劳试验是架空导线型式试验中重要的试验项目,是考察新研制导线在工程中能否满足设计寿命的必要环节。由于大跨越导线的挂点高,所处地形开阔、极易形成层流风,相较于普通线路更容易发生微风振动,而特高强钢芯铝合金导线(以下简称导线)是大跨越工程中最常用的导线,其疲劳试验是关注的重点。由于导线悬垂、耐张线夹出口是最容易形成应力集中的位置,因此研究导线线夹出口振动强度对于导线疲劳试验和大跨越导线防振具有重要意义。

导线线夹出口动弯应变是衡量其微风振动强度的一个重要指标,国内外学者对其进行了相关研究。卢明良^[1]从导线静态弯曲变形推导出线夹出口动弯应变与导线弯曲振幅之间的关系,但未考虑频率和档距对导线动弯应变的影响。张建国等^[2]将导线假设为两端固定且无刚度弦,利用能量平衡法研究了导线夹固点处的动弯应变,评价了特高压用 JL1X1/G2A-1520/125-481 型导线的微风振动特性。Lévesque 等^[3]通过试验测量了固定端附近钢芯铝绞线的弯曲刚度,为仿真模型的建立和导线疲劳失效分析提供了数据支撑。杨光甫^[4]提到了导线等效弯曲刚度的概念,忽略导线节距对弯曲刚度的影响,建立了轴向受力的弯曲梁模型,得到了基于数值仿真和试验数据的钢芯铝绞线的等效弯曲刚度数学模型,但模型参数获得方式相对复杂。

为方便讨论导线线夹出口动弯应变的影响因

素,笔者提出了等效弯曲刚度,在导线微风振动条件下建立了新的动弯应变模型,为分析导线振动强度影响因素提供了理论支撑。

1 导线动弯应变模型

导线发生微风振动时,导线微元受力模型如图 1 所示^[5]。为方便讨论,假设导线有刚度无阻尼。

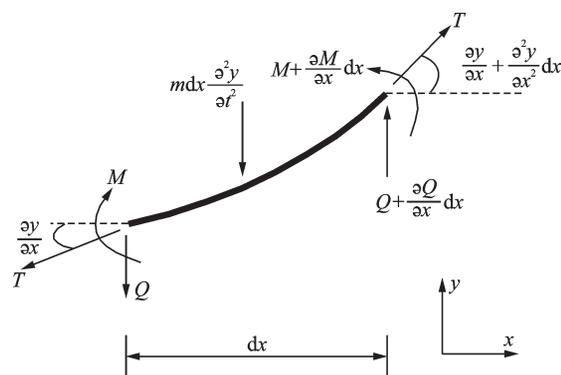


图 1 微风振动时导线微元受力模型

Fig.1 Force model of conductor under aeolian vibration

图 1 中, y 方向上的力和力矩平衡条件^[6-7]为

$$\begin{cases} m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - T \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} - \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \\ Q + \frac{\partial M}{\partial x} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

其中: m 为导线单位长度质量; T 为导线运行张力; Q 为导线微元所受剪力; M 为导线微元所受弯矩。

梁的挠曲轴微分方程为

$$M = EI \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} \quad (2)$$

其中: EI 为梁截面的抗弯刚度。

将式(2)代入式(1),得到导线自由振动微分方程为

$$EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - T \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} = 0 \quad (3)$$

假设导线两端简支,求解微分方程得到导线的固有频率 ω_n 为

$$\omega_n = \frac{n\pi}{L} \sqrt{\frac{T}{m}} \sqrt{1 + \frac{n^2 \pi^2 EI}{L^2 T}} \quad (4)$$

其中: n 为导线固有频率阶次; L 为档距长度。

推理可得导线最外层线股所受最大动弯应力,其表达式^[8]为

$$\sigma_{\max} = \frac{RE_a y_{\max} (r^2 + s^2)}{2[(s/r)^2 + 1]^{1/2}} \quad (5)$$

其中: R 为导线半径; E_a 为导线最外层线股材料弹性模量; y_{\max} 为试验中导线的波腹振幅; r 和 s 为中间变量; σ_{\max} 为线夹出口处导线最外层线股所受的动弯应力。

$$\begin{cases} r = [(q^4 + \frac{p^4}{4})^{1/2} - \frac{p^2}{2}]^{1/2} \\ s = [(q^4 + \frac{p^4}{4})^{1/2} + \frac{p^2}{2}]^{1/2} \end{cases} \quad (6)$$

$$p^2 = T/EI \quad (7)$$

$$q^4 = m\omega^2/EI \quad (8)$$

其中: ω 为导线振动圆频率。

对式(5)进行变换,得到

$$\epsilon_{\max} = \frac{\sqrt{2} D y_{\max}}{4} \sqrt{H} \sqrt{H - \frac{p^2}{2}} \quad (9)$$

其中: D 为导线直径; H 为中间变量, $H = \sqrt{q^4 + p^4/4}$; ϵ_{\max} 为导线线夹出口处最外层线股所产生的最大动弯应变。

2 等效弯曲刚度

由于架空导线一般是由多股铝(或铝合金)单丝与钢单丝绞制而成,导线弯曲刚度不易计算。在不考虑导线股间摩擦和股间滑移的情况下,分别计算导线的最小和最大弯曲刚度,但两者之间相差几十甚至上百倍。在斜拉桥钢绞线的计算中一般将其截面折合成单圆,然后按照匀质杆件进行计算^[9],为方便对式(9)进行分析,将导线等效为同等截面面积的均质圆截面梁,其刚度可表示为

$$d_{\text{eq}}^2 = 4(A_s + A_a)/\eta\pi \quad (10)$$

$$EI_{\text{eq}} = E_c \frac{\pi d_{\text{eq}}^4}{64} \quad (11)$$

其中: d_{eq} 为等效直径; A_s 为导线钢芯截面积; A_a 为导线铝合金股截面积; η 为导线截面填充率,经计算高强钢芯铝合金导线 η 取0.75较为合理; EI_{eq} 为导线等效弯曲刚度; E_c 为导线综合弹性模量^[10]。

3 导线动弯应变模型

由式(9)可以看出,导线发生微风振动时,最外层线股产生的最大动弯应变与导线直径、单位长度质量、振幅、频率、运行张力和刚度等紧密相关,且多数因素与动弯应变之间有很强的非线性关系。为简化式(9),弱化各因素与动弯应变的非线性关系,对式(9)进行变换。当导线发生微风振动时,将式(4),(7),(8)代入式(9),得到新的导线动弯应变模型为

$$\epsilon_{\max} = \frac{\sqrt{2} n\pi D y_{\max}}{4L} \sqrt{\frac{n^2 \pi^2}{L^2} + \frac{T}{2EI}} \quad (12)$$

无论是导线疲劳试验、大跨越防振试验,还是实际线路,其档距一般不发生变化。该情况下可将动弯应变的影响因素化简为5个,即导线直径、振幅、固有频率阶次、运行张力和刚度。导线直径、刚度、运行张力和固有频率阶次之间存在耦合关系,增加了导线动弯应变影响因素分析的难度。

导线运行张力的表达式为

$$T = K(A_s \sigma_s + A_a \sigma_a) \quad (13)$$

其中: K 为导线拉断力百分数; σ_s 为钢芯材料抗拉强度; σ_a 为铝合金材料抗拉强度。

导线的等效直径为

$$d_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{4(A_s + A_a)}{\eta\pi}} \quad (14)$$

导线固有频率阶次约等于导线振动半波长的个数,其与档距及波长存在如下关系^[11]

$$n \approx 2L/\lambda \quad (15)$$

其中: λ 为导线振动波长。

利用式(13)~(15)对式(12)进行变换,得到新的导线动弯应变模型的另一种表达式为

$$\epsilon_{\max} = \frac{\sqrt{2} \pi y_{\max}}{\lambda} \sqrt{\frac{4\pi A_a (\varphi + 1)}{\lambda^2 \eta} + \frac{2K}{\eta} \left(\frac{\varphi \sigma_s + \sigma_a}{\varphi E_s + E_a} \right)} \quad (16)$$

其中: $\varphi = A_s/A_a$ 为导线的钢比,即导线钢芯截面积与铝合金截面积的比值。

由于式(15)的存在,式(16)与式(12)存在微小的误差。利用式(16)结合试验测量进行控制变量分析,可将固有频率阶次、导线运行张力、刚度和直径对动弯应变的影响转变为导线钢比等导线结构、材

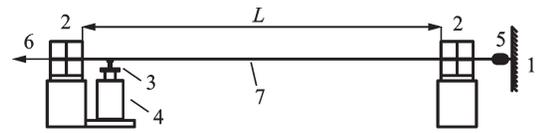
料参数对动弯应变的影响。

4 新模型的验证

为确保模型的可用性,对新导线动弯应变模型进行验证。微风振动模拟系统如图2所示。导线一端连接力传感器,另一端用液压加载装置(张拉端)给导线加载,当导线达到预定的张力后,锁死加载装置,导线架设完毕后,利用电磁振动台在导线加载装置侧的端部对其施加正弦激振力,以此方法模拟微风振动。

试验时,通过闭环控制系统控制导线的激振频率,通过测量激振力和激振速度两通道的数据来控制输入导线的功率。使用电荷加速度传感器测量激振台附近导线的第1个自由半波的波腹振幅。波腹振幅测量现场如图3所示。使用应变片测量图2中右端重型夹具处线夹出口导线的动弯应变,应变片贴在导线上方最外层的两股铝合金单丝上。

利用55 m和140 m档距的2个微风振动模拟试验系统分别对JLHA1/G4A-640/170, JLHA1/G4A-900/240和JLHA1/G4A-1000/80 3种型号导线进行微风振动模拟试验。以实际测量值为基准,



1-牵引端; 2-重型夹具; 3-激振金具; 4-激振台; 5-力传感器; 6-张拉端; 7-导线

图2 微风振动模拟系统示意

Fig.2 Illustration of aeolian vibration simulation system

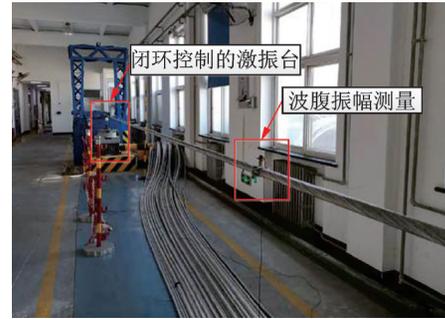


图3 波腹振幅测量

Fig.3 Measurement of antinode amplitude

计算理论值与测量值的相对误差,并与传统模型的计算结果进行比较(此处导线刚度取 EI_{max}),结果如表1所示。从理论计算与实测结果的误差来看,新

表1 新的导线动弯应变模型与传统模型的计算结果比较

Tab.1 Comparison of calculation results between new dynamic bending strain model and traditional model

档距/m	导线型号	f/Hz	振幅/mm	半波数	实测应变/ $\mu\epsilon$	新模型计算		传统模型计算($EI=EI_{max}$)	
						理论应变/ $\mu\epsilon$	误差/%	理论应变/ $\mu\epsilon$	误差/%
140	JLHA1/G4A-640/170	30.95	5.00	48.59	267	265	0.75	272	1.87
		34.90	4.84	54.43	291	291	0.00	299	2.75
		40.30	2.43	62.23	173	170	1.73	175	1.16
		45.17	1.92	69.08	157	152	3.18	156	0.64
		45.17	2.40	69.08	196	190	3.06	195	0.51
		45.17	2.89	69.08	234	229	2.14	235	0.43
		45.17	3.51	69.08	280	278	0.71	285	1.79
		45.17	4.28	69.08	337	339	0.59	347	2.97
55	JLHA1/G4A-900/240	20.79	1.54	13.31	54	51	5.56	52	3.70
		25.83	3.57	16.38	154	148	3.90	150	2.60
		30.75	2.69	19.28	140	134	4.29	136	2.86
		36.03	2.12	22.30	132	125	5.30	127	3.79
		41.49	1.54	25.32	110	106	3.64	107	2.73
		47.66	1.37	28.59	113	109	3.54	111	1.77
		59.87	1.02	34.66	111	105	5.41	106	4.50
		68.82	0.66	38.80	80	79	1.25	80	0.00
140	JLHA1/G4A-1000/80	30.46	5.50	49.64	262	277	5.73	228	12.98
		30.46	6.70	49.64	322	338	4.97	278	13.66
		35.20	2.80	56.72	161	165	2.48	136	15.53
		40.22	2.74	63.99	186	186	0.00	154	17.20
		45.45	2.56	71.30	186	199	6.99	165	11.29
		50.09	2.49	77.57	207	215	3.86	178	14.01
		55.71	2.47	84.90	241	240	0.41	199	17.43

模型理论计算值误差都在10%以下,传统模型理论计算值与实测值误差波动较大,最大误差可达17.43%。可见,新模型用于动弯应变影响因素的分析更有利。

5 影响导线振动强度的因素

5.1 钢比

钢比-应变关系如图4所示。图中:实线为文献[12]中G6A级500mm²截面导线控制波长、振幅和张力等因素改变钢比计算所得曲线;虚线为JLHA1/G6A-500/400,JLHA1/G6A-500/230导线实测应变值。可以看出,随着导线钢比增加,导线振动时其线夹出口动弯应变也会变大,很好地解释了导线疲劳试验中钢截面占比大的导线更容易发生疲劳断股的现象。相同铝截面导线,若波长、振幅和张力等因素不变,当导线发生微风振动时,其动弯应变随着钢比的增加呈对数形式增加,增长速度越来越慢。

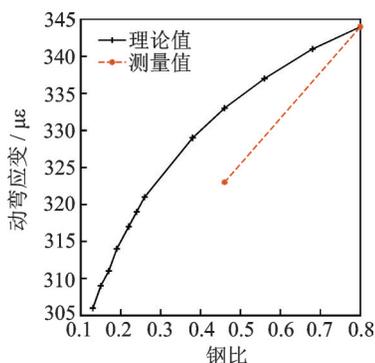


图4 钢比-应变关系

Fig.4 The relationship between strain and the section ratio of steel

5.2 振幅

振幅-应变关系如图5所示。图中:实线为JLHA1/G4A-1000/80导线保持档距、固有频率、导线直径、张力和刚度不变,改变导线振幅计算得到的结果;虚线为JLHA1/G4A-640/170导线在试验中的测量值。试验时保持档距、固有频率和运行张力不变,改变导线振幅而测得的应变值。结合式(12)可以看出,导线线夹出口动弯应变与导线振幅之间为线性关系,在其他参数保持不变的情况下,随着导线振幅的增加,动弯应变值也相应增加,与日常试验情况吻合。

5.3 固有频率阶次

图6为固有频率阶次-应变关系图。图中:实线为JLHA1/G4A-1000/80导线保持档距、导线直径、振幅、张力和刚度不变,改变固有频率阶次计算得到

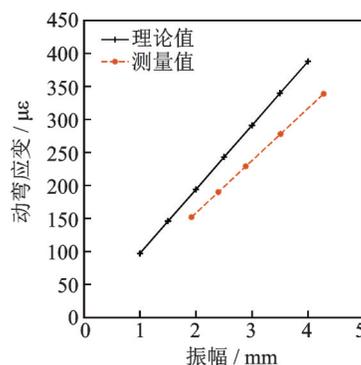


图5 振幅-应变关系

Fig.5 The relationship between strain and amplitude

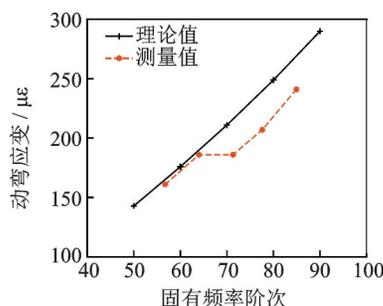


图6 固有频率阶次-应变关系

Fig.6 The relationship between strain and the order of natural frequency

的结果;虚线为JLHA1/G4A-1000/80导线在试验中基本保持振幅不变,档距和张力的情况下,测得的导线线夹出口动弯应变值。结合式(12)可以看出,在其他影响因素不发生变化的情况下,增加导线固有频率阶次(即提高导线发生微风振动的频率),动弯应变也会随之增加,两者的变化趋势接近于二次函数。

5.4 张力

表2为JLHA1/G6A-500/230导线在3种不同张力下的部分张力-应变关系。从表中可以看出,相似频率下,若振幅大小相近,则应变大小相差不大。因此,在相同频率、相同振幅的条件下,导线张力对导线线夹出口大小影响不大,且随着张力增大而略微减小。

上述结论与工程中提高张力导线自阻尼性能变差的理论有所不同。相对振幅-自阻尼功率关系如图7所示,比较20%额定拉断力(rated tensile strength,简称RTS),22.5%RTS和25%RTS 3种张力下,JLHA1/G6A-500/230导线振动频率为35 Hz左右时,测得的自阻尼功率特性曲线 P_s 。随着导线张力增大,其自阻尼功率特性曲线 P_s 斜率逐渐减小,与风功率曲线 P_w 的交点(即功率平衡点)会增大,平衡点振幅增大。即提高张力后,导线发生微风振动的平衡点振幅增大,导线在功率平衡点振动时,线夹出口动

弯应变会有所增加,导线自阻尼性能变差。

表2 张力-应变关系

Tab.2 The relationship between strain and the tension of conductor

张力	f/Hz	振幅/ mm	应变计算 值/ $\mu\epsilon$	应变实测 值/ $\mu\epsilon$
20%RTS	35.32	1.72	95	107
	40.88	1.18	76	73
	46.18	1.42	104	108
	51.85	1.11	92	94
	55.68	0.99	88	100
22.5%RTS	35.71	1.32	73	81
	41.28	1.11	72	70
	46.95	1.35	100	103
	51.21	1.05	85	94
	55.16	1.17	103	113
25%RTS	35.54	1.12	62	66
	41.05	1.47	94	109
	46.92	1.17	86	91
	50.85	1.05	84	87
	56.81	1.15	103	110

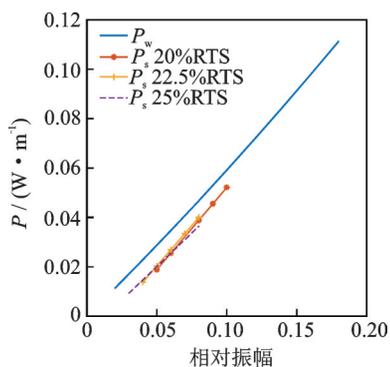


图7 相对振幅-自阻尼功率关系

Fig.7 The relationship between A/D and the self-damping power of conductor

6 结论

1) 新的微风振动条件下导线线夹出口动弯应变模型可应用于特高强钢芯铝绞线线夹出口动弯应变的计算,存在10%左右的误差。

2) 微风振动条件下新的导线线夹出口动弯应变模型可应用于导线微风振动的定性分析中。在控制一些参数的情况下,得到了导线线夹出口动弯应变随着导线钢比、振幅、频率的阶次和张力等参数变化而变化的规律。

参 考 文 献

[1] 卢明良. 夹头出口处导线动弯应变与弯曲振幅关系的

理论分析[J]. 东北电力技术, 1995(4): 7-10.

LU Mingliang. Theoretical analysis of the relationship between dynamic bending strain and bending amplitude of conductor at clamp outlet[J]. Northeast Electric Power Technology, 1995(4): 7-10. (in Chinese)

[2] 张建国, 刘建军, 李成钢, 等. 特高压输电线路的大截面导线微风振动特性[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2017, 45(3): 271-276.

ZHANG Jianguo, LIU Jianjun, LI Chenggang, et al. Aeolian vibration property of large cross-sectional conductor for UHV transmission line[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2017, 45(3): 271-276. (in Chinese)

[3] LÉVESQUE F, GOUDREAU S, LANGLOIS S, et al. Experimental study of dynamic bending stiffness of ACSR overhead conductors[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(5): 2252-2259.

[4] 杨光甫. 钢芯铝绞线等效弯曲刚度研究[D]. 保定: 华北电力大学, 2015.

[5] 徐乃管, 王景朝, 宗福琳, 等. 500 kV线路大跨越分裂导线防振试验研究[R]. 北京: 能源部电力建设研究所, 1990.

[6] CLAREN R, DIANA G. Mathematical analysis of transmission line vibration[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1969, 88(12): 1741-1771.

[7] 郑玉琪. 架空输电线微风振动[M]. 北京: 水利电力出版社, 1987: 10-13.

[8] 王洪, 柳亦兵, 董玉明, 等. 架空线路导线疲劳试验振动幅度的研究[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(4): 123-128.

WANG Hong, LIU Yibing, DONG Yuming, et al. The study of conductor fatigue test amplitude of overhead lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(4): 123-128. (in Chinese)

[9] 王应军, 李卓球, 宋显辉. 钢绞线弹性模量的理论计算及其影响因素分析[J]. 武汉理工大学学报, 2004, 26(4): 80-82.

WANG Yingjun, LI Zhuoqi, SONG Xianhui. Theoretical computing & analysis affecting factors on stranded wire's elastic module[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2004, 26(4): 80-82. (in Chinese)

[10] 万建成. 架空导线应用技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2015: 62-65.

[11] 张殿生. 电力工程高压送电线路设计手册[M]. 北京: 中国电力出版社, 2015: 222-223.

[12] 国家电网公司. Q/GDW 11275—2014 特高强钢芯铝绞线[S]. 北京: 中国电力出版社, 2015.



第一作者简介: 张昭, 男, 1990年11月生, 硕士、工程师。主要研究方向为线路振动控制理论与技术。曾发表《基于LMD和增强包络谱的滚动轴承故障分析》(《振动、测试与诊断》2017年第37卷第1期)等论文。

E-mail: zhangzhao@epri.sgcc.com.cn