

4 分裂导线风洞试验中跨度折减法的适用性研究

刘慕广¹, 刘成¹, 谢壮宁¹, 邹云峰²

(1. 华南理工大学亚热带建筑科学国家重点实验室, 广东 广州 510641;

2. 高速铁路建造技术国家工程实验室, 湖南 长沙 410075)

摘要: 跨度折减法通过系数 γ 缩小导线的跨度, 在输电塔线系统风洞试验中应用广泛, 但其对 4 分裂导线的适用性尚未澄清。基于 4 分裂导线气弹模型风洞试验, 对比研究了不同跨度折减系数的两模型与正常缩尺模型的气动力和功率谱特性, 并进一步探讨了湍流度和风向的影响。结果表明: 导线风振响应中含有高阶振型, 且气动力的平均值和脉动值随风速的增加均呈现非线性增大的趋势。湍流会增大导线气动力的平均值和脉动值, 增大跨度折减模型与正常缩尺模型气动力均值间的差异。斜风会导致导线两端的气动力产生差异, 且张力均值间的差异要显著高于阻力均值间的差异。对于 γ 为 0.8 的模型, 除脉动量要略高于正常缩尺模型外, 其他气动力特性均与正常缩尺模型保持了良好的一致性; 但 γ 为 0.5 时的模型气动力特性均与正常缩尺模型存在较大差距。建议涉及 4 分裂导线的风洞试验, 可采用 γ 为 0.8 左右的跨度折减, 不建议采用较小的折减系数。

关键词: 风洞试验; 4 分裂导线; 气弹模型; 跨度折减; 气动力

中图分类号: TU317⁺.1; TM751 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2022)01-0123-08

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2022.01.013

引言

输电塔线系统兼具高耸和大跨结构的特点, 强风作用下, 具有较强几何非线性的输电线与输电塔之间存在明显的耦合振动^[1]。相比塔线系统风致响应的现场实测和数值模拟, 基于气弹模型的风洞试验是当前研究塔线系统风致耦合振动的主要手段。

为了尽量真实反映塔线间的耦合效应, 风洞试验中多采用多跨塔线体系为研究对象。邓洪洲等^[2]基于两塔三线气弹模型风洞试验, 研究了 346.5 m 高江阴跨越塔的风振响应特性。Elawady 等^[3]在三维 WINDEEE 风洞中, 研究了 7 座拉线输电塔组成的塔线系统在雷暴冲击风下的风致响应。Hama-da 等^[4]基于四塔三线气弹模型, 研究了常态风下拉线输电塔的响应特性。不过, 常规塔线体系中, 输电线的跨度一般是输电塔高度的几倍甚至十几倍, 再加上风洞试验断面的限制, 大多数情况下很难在风洞中进行满足测试要求的缩尺气弹模型多跨塔线体系研究。针对这一问题, Loredou-Souza 和 Davenport^[5]提出了一种在输电塔几何缩尺比 λ_t 基础上, 通过折减系数 γ ($\gamma \leq 1$) 对输电线跨度进行折减的气弹模型试验方法(跨度相似比为 $\gamma\lambda_t$), 并通过离散气动

外形模拟的单根导线气弹模型试验, 对比分析了 $\gamma = 0.5$ 的跨度折减模型与正常缩尺模型间顺风向阻力的差异, 认为跨度折减模型的阻力平均值与正常缩尺模型吻合很好, 脉动值约为正常模型的 1.3~1.5 倍。基于这一方法, 郭勇等^[6]以 $\gamma=0.1$ 的跨度折减系数, 研究了连续气动外形模拟的 4 分裂导线塔线系统的风致响应。李正良等^[7]研究了四塔三线塔线系统均匀流和紊流下的风振响应, 跨度折减系数 $\gamma=0.5$; 随后, 又以 $\gamma=0.25$ 的折减系数, 采用连续气动外形模拟的 6 分裂导线, 对三塔两线的塔线体系进行了风洞试验研究^[8]。Lin 等^[9]通过风洞试验研究了雷暴风和常态风下左右各半跨导线下输电塔的风振响应差异, 采用的跨度折减系数随风向角的变化范围为 $\gamma=0.5\sim 1.0$ 。Deng 等^[10]基于 $\gamma=0.5$ 的系数, 研究了三塔四跨塔线系统的风致响应, 输电线为连续气动外形模拟的 8 分裂导线; 随后又采用 $\gamma=0.4$ 的折减系数, 研究了五塔四跨塔线系统的风致响应^[11]。Liang 等^[12]通过风洞试验研究了采用连续气动外形模拟 4 分裂导线的两跨塔线系统风致响应, 跨度折减系数 $\gamma=0.5$ 。Xie 等^[13]采用折减系数 $\gamma=0.5$ 研究了四跨塔线系统的风致响应, 其输电线为连续气动外形模拟的 8 分裂导线。赵爽等^[14]基于风洞试验, 研究了布置 6 分裂导线的三跨塔线系

收稿日期: 2020-08-21; **修订日期:** 2020-11-03

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51978285); 高速铁路建造技术国家工程实验室开放基金资助项目(2017HSR06); 广东省现代土木工程重点实验室基金资助项目(2021B1212040003)。

统风振特性,跨度折减系数 $\gamma=0.5$ 。

由上可见,文献[5]提出跨度折减模型试验方法后,许多学者采用这一方法进行了塔线系统的气弹模型风洞试验。不过,相关研究中大多采用了与原型导线气动外形一致的连续外形模拟方式,且对象多为相互间存在较大气动干扰的多分裂导线^[15],这与文献[5]中采用离散气动外形模拟的单导线验证模型是有一定区别的。另外,由于需要满足频率的一致性,基于跨度折减法的导线模型弧垂不参与折减^[16],从而导致导线端部与水平面的夹角异于实际情形,致使跨度折减模型的跨向水平张力和铅垂向升力与实际不一致,且差异会随着 γ 的减小而增大,但文献[5]中并未考虑这一差异性,仅对折减模型的顺风向阻力进行了评估。鉴于此,本文以4分裂导线为研究对象,采用连续气动外形模拟的气弹模型,对比分析了跨度折减系数分别为 $\gamma=0.8$ 和 $\gamma=0.5$ 时模型的阻力和张力(相对于阻力和张力,

导线升力的量级较小,文中未做探讨)与正常缩尺模型间的差异,并进一步分析了风速、风向及湍流度的影响,相关结果可为塔线体系气弹模型风洞试验提供参考。

1 试验布置

以JL1500导线为原型,根据相似理论和跨度折减方法,设计制作了三组4分裂导线气弹模型,如表1所示。其中M1为正常缩尺气弹模型,M2和M3分别为跨度折减模型。综合考虑华南理工大学风洞试验段宽度5.4 m和市面常见的PVC软管外径,最终确定了表1中的相关参数,试验风速比为1:5。导线气弹模型由模拟拉伸刚度的铜丝、连续气动外形的PVC透明软管及位于铜丝和塑料管间模拟质量的铅丝构成。4分裂导线的间隔棒由ABS板雕刻,并在跨内设置了2道间隔棒。

表 1 输电线原型和模型参数

Tab. 1 Parameters of conductor prototype and models

参数	跨度/m	外径/mm*	弧垂/m	线密度/(kg·m ⁻¹)*	频率/Hz	阻尼比/%
原型	125	50.4	6.25	4.143	0.224	-
相似比	$\gamma:25$	$1:(25\gamma)$	$1:25$	$1:(25^2\gamma)$	$5:1$	$1:1$
M1($\gamma=1.0$)	5	2.05	0.25	0.0066	1.11	1.0
M2($\gamma=0.8$)	4	2.54	0.25	0.0083	1.18	1.1
M3($\gamma=0.5$)	2.5	4.08	0.25	0.0133	1.12	0.98

注:*代表单根导线参数。

导线气弹模型两端分别安装于固定在支架上的高频天平上,如图1所示。该天平 x,y,z 三个轴向的分辨率分别为0.005,0.005和0.01 N,满足测量需求。试验采样频率200 Hz,采样时长120 s。试验中以15°步长进行了0°~45°风向的试验,风向角定义如图2所示,图中同时给出了气动力的定义。来流垂直导线跨向时定义为 $\beta=0^\circ$, $\beta=45^\circ$ 时导线F2端在上游,F1在下游。

考虑到原型输电线的弧垂为6.25 m,此范围内



图1 模型布置图

Fig. 1 Layout of aeroelastic model

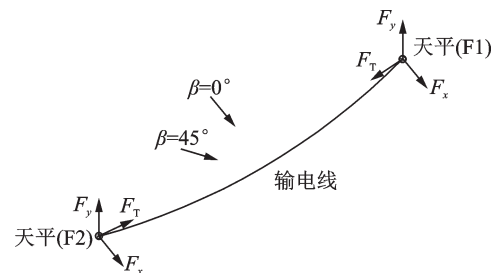


图2 风向角和坐标系定义

Fig. 2 Wind yaw angles and coordinate system

风速和湍流度变化量很小,风洞试验中采用均匀湍流场进行试验,并通过矩形板和尾板分别模拟了低、中、高3种湍流强度的风场。为了校核风场湍流度随风速的均匀性,分别进行了低、中、高三种风速测试,如图3所示,可见不同风速下三种风场的湍流度虽略有波动,但仍具有较好的一致性。试验中模型位于75~100 cm高度间,该区间内低、中、高三风场的湍流强度分别在3%,9%和13%附近。考虑到导线跨度较大,试验中进一步测试了低、中、高三风场典型高度处模型中心M及左右各1.25 m处的风速,

结果显示其均匀性也满足要求,如表 2 所示。另外,模型 M1 和 M3 分别进行了低、中、高三类湍流场试验,而 M2 仅进行了低、中两个湍流场试验。

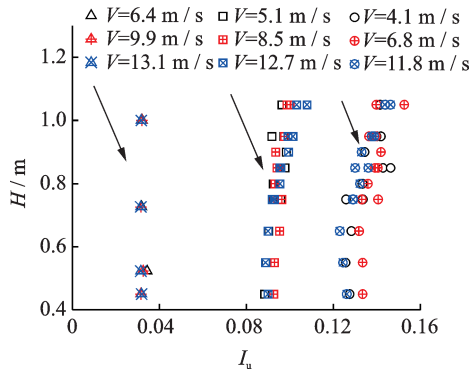


图 3 风洞中模拟的三种均匀湍流风场

Fig. 3 Three kinds of uniform turbulent wind fields simulated in wind tunnel

表 2 跨向风速分布

Tab. 2 Distribution of wind speed along span wise

风场	高度/ cm	风速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)		
		M-1.25 m	M	M+1.25 m
$I_u \approx 3\%$	73	10.13	10.16	10.21
$I_u \approx 9\%$	85	9.84	9.91	9.95
$I_u \approx 13\%$	85	8.31	8.38	8.49

2 结果分析

2.1 阻力特性

图 4 和 5 分别为 0° 风向正常缩尺模型 M1 和两跨度折减模型 M2 和 M3 在不同湍流强度下的阻力 F_x 平均值和脉动值随风速的变化示意图。图中 F1 和 F2 分别代表模型两端的气动力(下文同),具体位置如图 1 和 2 所示。由图 4 和 5 可见,各模型两端气动阻力 F1 和 F2 在不同风速下数值基本相同,说明本文模拟的三类均匀湍流场的空间均匀性是满足试验要求的。随风速增加, M1, M2 和 M3 两端气动力的平均值和

脉动值逐渐增大;随湍流度增大,相近风速下模型阻力平均值和脉动值也有增加的趋势。对于阻力平均值随湍流度增加这一现象,可能是由于导线为柔性结构,湍流度越大,导线振动越显著,导致导线尾流区范围变大,进而引起整个导线阻力的增加^[17]。

由图 4(a)可见, M2 阻力均值与 M1 间的差异很小,在试验风速区间具有很好的吻合度;中湍流度下(图 4(b)), M2 与 M1 间的差异略有增加,但仍具有很好的一致性。对于 M3, 其低中高湍流度下的阻力均值均低于 M1, 且随风速增加, 阻力的差异呈逐渐增大的趋势。由表 3 典型风速下跨度折减模型和正常缩尺模型平均阻力的比值可见, M2 与 M1 模型间的阻力比随风速增大逐渐增大, 而 M3 与 M1 阻力比随风速的变化趋势不显著; 6~10 m/s 区间, M2 的阻力均值约为 M1 的 0.88~0.98 倍, M3 阻力均值约为 M1 的 0.77~0.84 倍。

需要进一步说明的是, 文献[5]中 $\gamma=0.5$ 时的折减模型, 不同湍流度下的平均阻力与正常缩尺模型吻合较好, 可能的原因为: 1) 其试验风速较低, 仅在 5.8~6.7 m/s 风速区进行了对比; 2) 其导线采用简化的离散元来模拟气动外形, 而本文采用连续的气动外形模拟, 其导线局部振动产生的阻力增大效应显著弱于本文模型; 3) 文献[5]中采用的是单导线风洞试验, 而本文试验对象为 4 分裂导线, 相互间存在一定的遮挡效应。由本文结果分析可见, 虽然文献[5]的跨度折减法是基于导线总平均阻力不变这一原则提出的, 但由于其未考虑导线局部微振动产生的阻力增大效应, 导致跨度折减模型的总阻力与正常缩尺模型产生差异, 而且折减系数 γ 越大, 产生的差异也越大。采用连续的气动外形来模拟输电线, 跨度减小 20% 时, 平均阻力降低不显著; 但跨度缩减 50% 时, 则会产生显著影响。

由图 5(a) 结果可见, 4~8 m/s 左右的低风速, M2 和 M3 的数值较为接近, 略大于 M1 的值; 随风速增大, M2 脉动量略高于 M3, 且均显著高于 M1。随着湍流度的增大, 模型间脉动值的差异性及变化规

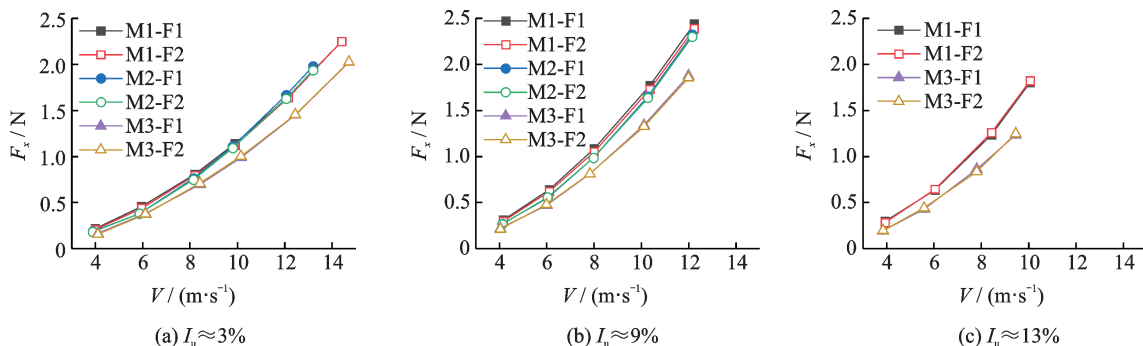


图 4 不同湍流度下输电线阻力平均值($\beta=0^\circ$)

Fig. 4 Drag mean values of conductors under different turbulence intensity($\beta=0^\circ$)

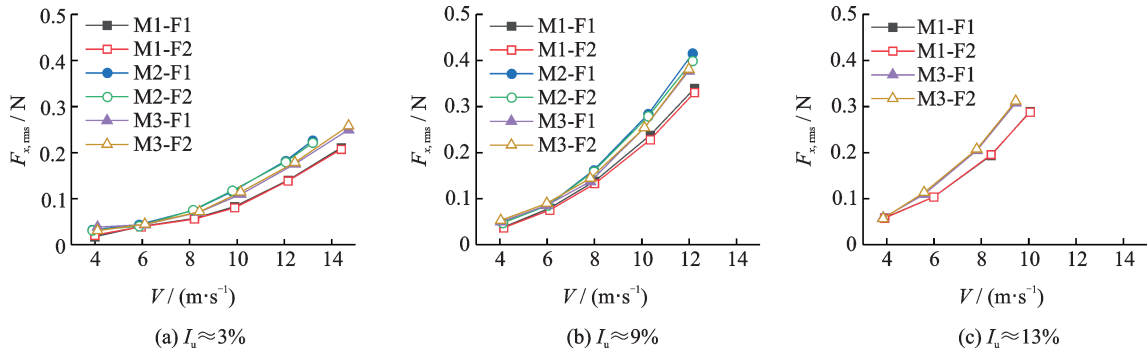


图5 不同湍流度下输电线阻力脉动值($\beta=0^\circ$)

Fig. 5 Drag RMS values of conductors under different turbulence intensity($\beta=0^\circ$)

表3 跨度折减模型与常规模型阻力比($\beta=0^\circ$)

Tab. 3 Drag force ratios of distorted model and normal model($\beta=0^\circ$)

参数	风速/ ($m \cdot s^{-1}$)	$F_{M2/M1}$		$F_{M3/M1}$		
		$I_u \approx 3\%$	$I_u \approx 9\%$	$I_u \approx 3\%$	$I_u \approx 9\%$	$I_u \approx 13\%$
平均值	6	0.88	0.90	0.80	0.78	0.81
	8	0.95	0.93	0.84	0.80	0.79
	10	0.98	0.95	0.83	0.79	0.77
脉动值	6	1.08	1.21	1.10	1.18	1.25
	8	1.33	1.20	1.20	1.11	1.22
	10	1.45	1.22	1.29	1.14	1.23

律与低湍流时类似。由表3可见,低湍流时,M2, M3与M1脉动值的比值随风速增加而增大,分别在1.08~1.45和1.10~1.29间变化。中高湍流下,风速对脉动值比的影响不显著,M2的脉动值约为M1的

1.2~1.22倍,M3的脉动值约为M1的1.11~1.25倍。跨度折减模型的阻力脉动值较正常缩尺模型偏大这一现象与文献[5]中的规律一致,但本文差异要小于其在5.8~6.7 m/s风速区间得到的1.3~1.5倍关系,这可能与导线气动外形模拟方式和4分裂导线间复杂的气动干扰效应有关。

图6和7给出了中湍流度下三个模型阻力平均值和脉动值随风向的变化,考虑到不同湍流度下的结果具有一定的相似性,本文中仅对中湍流度下的结果进行讨论。由图6中平均值可见,随风向角增大,导线阻力整体呈逐渐减小的趋势;且导线两端F1和F2的数值出现一定的差异,处于下游F1端的数值要高于上游F2端,且相互间的差异随风速增大而增大。这主要是由于柔性导线在斜向气流作用下发生了偏向下流的整体变形,导致下游端分担的荷

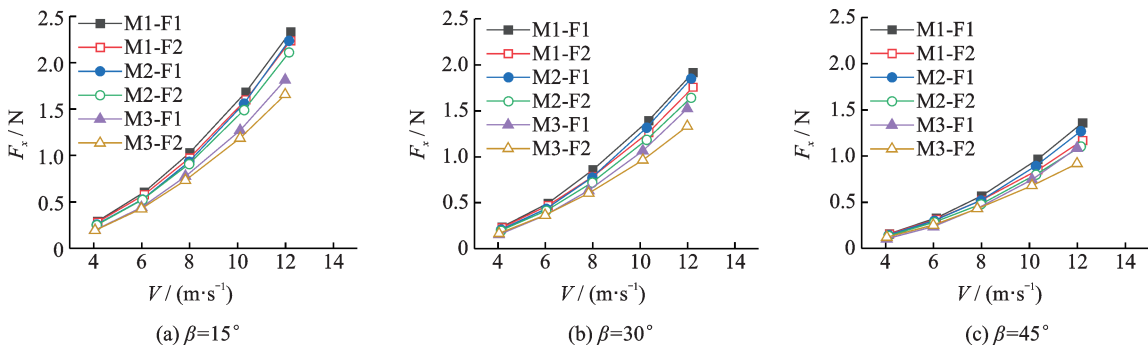


图6 不同风向下输电线阻力平均值($I_u \approx 9\%$)

Fig. 6 Drag mean values of conductors under different wind directions ($I_u \approx 9\%$)

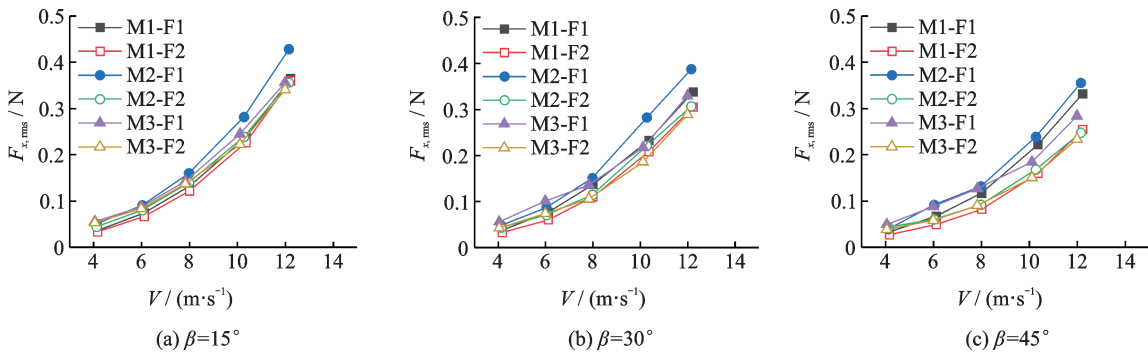


图7 不同风向下输电线阻力脉动值($I_u \approx 9\%$)

Fig. 7 Drag RMS values of conductors under different wind directions ($I_u \approx 9\%$)

载增大的缘故。整体上看, M2 在不同风向下两端阻力仍与 M1 两端力保持了良好的一致性; 随风向角增大, M3 与 M1 阻力间的差异有一定程度减小, 但仍要明显大于 M2 和 M1 间的差异。

由图 7 脉动值随风向的变化可见, 斜风作用下, 各模型导线下游端 F1 的阻力脉动值均高于上游端, 且风向角越大, 相互间的差异越明显。对于下游端 F1, 不同风向下 M2 的脉动值仍要高于 M1, 但随风向角增大, 相互间的差异有所减小; 不同风向下 M3 的脉动值在 4~8 m/s 低风速区间要略高于 M1, 但在 8 m/s 以上的高风速, 随风向角增大, M3 的脉动值逐渐由略高于 M1 转变为略低于 M1。相比于各模型下游端 F1 脉动值间的差别, 上游端三个模型脉动值间的差异不大, 不同风速下都保持了良好的一致性。

2.2 张力特性

图 8 为 0° 风向角下各模型 F1 端的跨向水平张

力 F_T 平均值随风速的变化示意图。由图中可见, 随湍流度增大, 各模型的平均张力有增大的趋势。对于 M2, 低湍流度、8 m/s 以下风速其张力平均值略低于 M1, 8 m/s 以上风速则略高于 M1, 但整体上具有很好的一致性(图 8(a)); 中湍流度下(图 8(b)), M2 张力平均值整体略低于 M1, 差异较低湍流度略有增加, 但仍具有较好的吻合度。反观 M3, 其与 M1 间张力的差异极大, 远超平均阻力值间的差异, 且随湍流度增大, 其与 M1 间的差异有增大的趋势。由表 4 可见, 不同湍流度下 M2, M3 与 M1 间的张力比约在 0.72~1.02 间变化, 但 M3 的张力仅为 M1 的 0.13~0.35 倍。这主要是由于各模型垂度一致, 跨度减小会增大导线端部与水平面的夹角, 致使水平张力减小。由以上 M2 和 M3 张力与 M1 的差异可见, 跨度减小 20% 的影响不太显著, 但跨度减小 50%, 则会存在极大的影响。

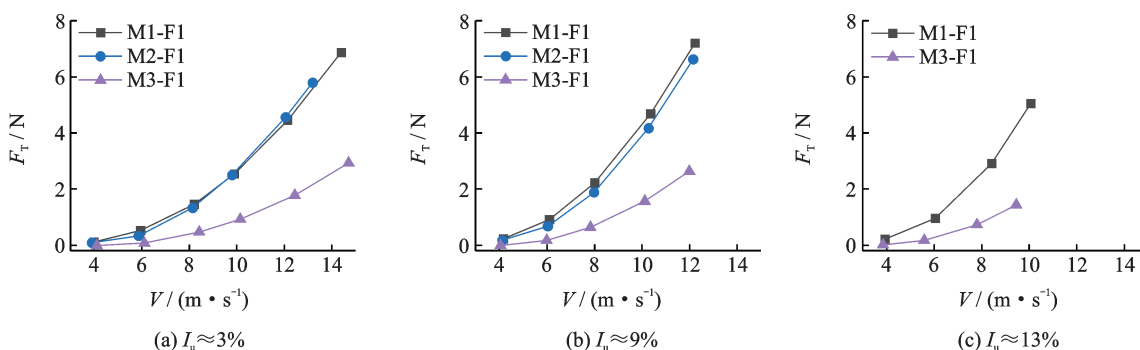


图 8 不同湍流度下输电线张力平均值($\beta=0^\circ$)

Fig. 8 Tension mean values of conductors under different turbulence intensity($\beta=0^\circ$)

由图 9 中 0° 风向角下各模型 F1 端张力 F_T 脉动值随风速的变化可见, 湍流度增大同样会导致各模型的脉动值增大。低中湍流度下 M2 的脉动力均高于 M1, 风速的增加会增大相互间张力的差异, 但湍流的增大会减小这一差异性。对于 M3, 除低湍流度 4~6 m/s 风速区间的张力脉动值略高于 M1 外, 其他风速和湍流度下的脉动值均低于 M1, 且随风速的增加差异也在增大。由表 4 可见 6~10 m/s 风速区间, M2 与 M1 的脉动张力比, 低湍流度时约在 1.23~1.35 间变化, 中湍流度时约在 1.07~1.15 间变化; M3 与 M1 的脉动张力比, 低湍流度时在 0.66~0.92 变化, 中高湍流度在 0.58~0.67 间变化。总的看来, M2 与 M1 间脉动值的差异要小于 M3 和 M1 间的差异。

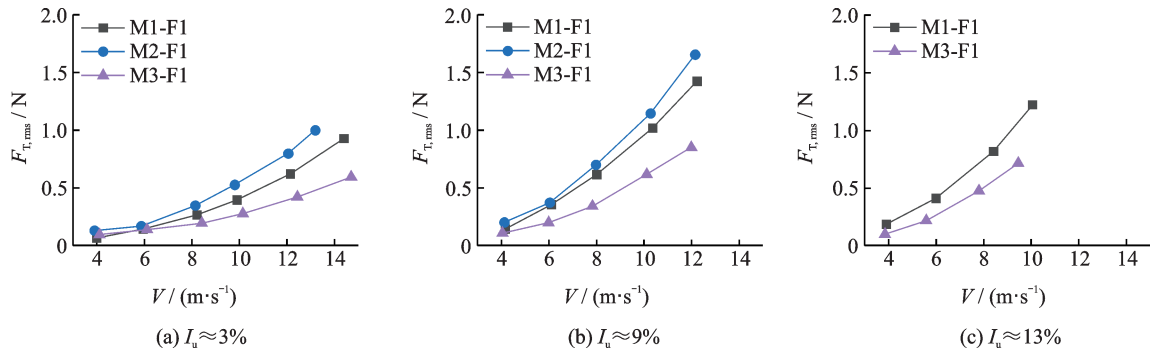
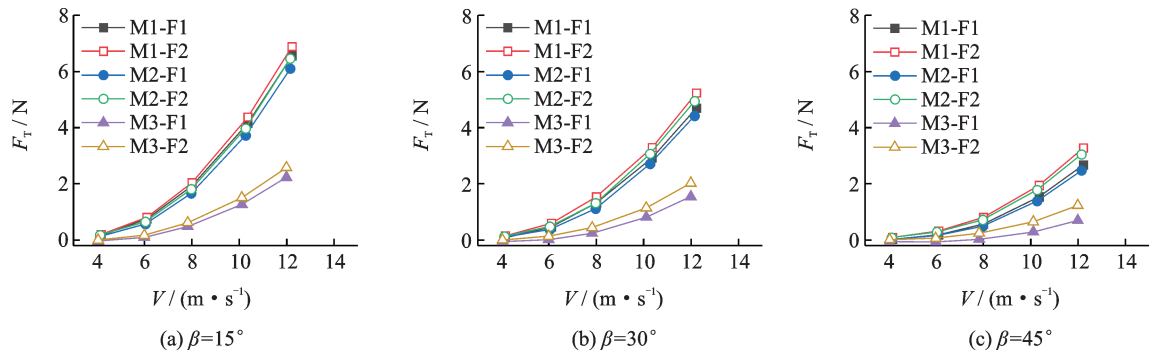
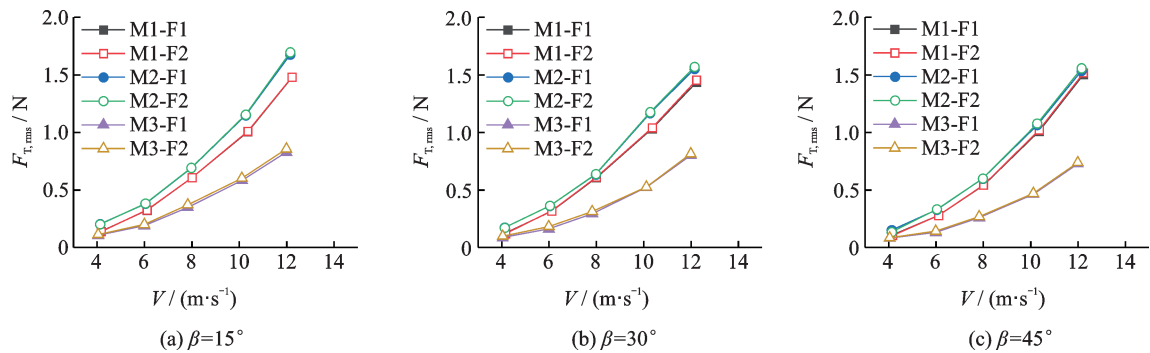
图 10 和 11 分别为中湍流度下三个模型不同风向下的张力平均值和脉动值随风速的变化。由图 10 可见, 随风向角增大, 导线两端张力逐渐减小; 上游端 F2 的张力高于下游端 F1, 且随风向增大相互间差距也在增大。对于 M2, 其不同风向下的张力平均值整体与 M1 吻合较好, 且差异较 0° 风向有一

表 4 跨度折减模型与常规模型张力比($\beta=0^\circ$)

Tab. 4 Tension ratios of distorted model and normal model($\beta=0^\circ$)

参数	风速/ ($m \cdot s^{-1}$)	$F_{M2/M1}$		$F_{M3/M1}$		
		$I_0 \approx 3\%$	$I_0 \approx 9\%$	$I_0 \approx 3\%$	$I_0 \approx 9\%$	$I_0 \approx 13\%$
平均值	6	0.72	0.77	0.13	0.20	0.29
	8	0.92	0.86	0.29	0.32	0.31
	10	1.02	0.91	0.34	0.35	0.35
脉动值	6	1.23	1.07	0.92	0.58	0.64
	8	1.32	1.15	0.72	0.59	0.67
	10	1.35	1.14	0.66	0.63	0.67

定程度减小。对于 M3, 不同风向下与 M1 仍存在较大差异, 随风向角增大相互间的差异有所减小, 但仍明显大于 M2 与 M1 间的差异。由图 11 中可见, 随风向角增大, 各模型两端的张力脉动值基本保持一致, 并未出现明显差异, 这与前文阻力表现出的规律不同。随风向角增加, M2 与 M1 间的张力脉动值差异呈减小的趋势, 但 M3 与 M1 间的差异略有增加。

图9 不同湍流度下输电线张力脉动值($\beta=0^\circ$)Fig. 9 Tension RMS values of conductors under different turbulence intensity ($\beta=0^\circ$)图10 不同风向下输电线张力平均值($I_u \approx 9\%$)Fig. 10 Tension mean values of conductors under different wind directions ($I_u \approx 9\%$)图11 不同风向下输电线张力脉动值($I_u \approx 9\%$)Fig. 11 Tension RMS values of conductors under different wind directions ($I_u \approx 9\%$)

2.3 导线两端力的不平衡性

斜风作用下,导线两端阻力和张力会出现差异,尤其是张力间的差异,会导致输电塔产生跨向的拉扯。图12给出了中湍流度不同风向下各模型两端阻力和张力比值(F_1/F_2)随风速的变化。由图中可见,随风速增大,各模型 F_1/F_2 逐渐增加,即阻力不均匀性在增加,张力不均匀性在减小;随风向角增加,各模型两端气动力的不均匀性逐渐增大,且张力不均匀性明显高于阻力的不均匀性,风向角越大, F_1/F_2 随风速的增长率越显著。对于M1,在试验风速区段内,15°,30°和45°三个风向,其下游端F1与上游端F2的阻力比区间依次为1.04~1.06,1.03~1.1,1.02~1.16,其张力比区间依次为0.82~0.95,0.54~0.9,0.17~0.82。对于M2,除个别低风速外,其两端

阻力和张力比值整体与M1吻合较好。对于M3,其两端阻力比在15°风向下与M1差异较小,但随风向增加,相互间的差异逐渐增大;其不同风向下两端张力比与M1存在较大差距,且风向角越大,相互间差异越显著。在低风速下,M3模型甚至出现了阻力比小于1.0、张力比为负(图中未绘出)的情况,与M1间存在趋势性的区别。

2.4 功率谱特性

图13给出了中湍流度下 $\beta=0^\circ$ 时三个模型在8 m/s附近的功率谱密度。由图中可见,M1阻力功率谱在1.5 Hz附近,2~3 Hz和5~10 Hz区间有明显的峰值,张力功率谱3~5 Hz和7~10 Hz区间也出现了明显的峰值。结合表1中各模型的基频,阻力谱中前两个峰值分别对应导线的一阶、二阶模态,其他峰

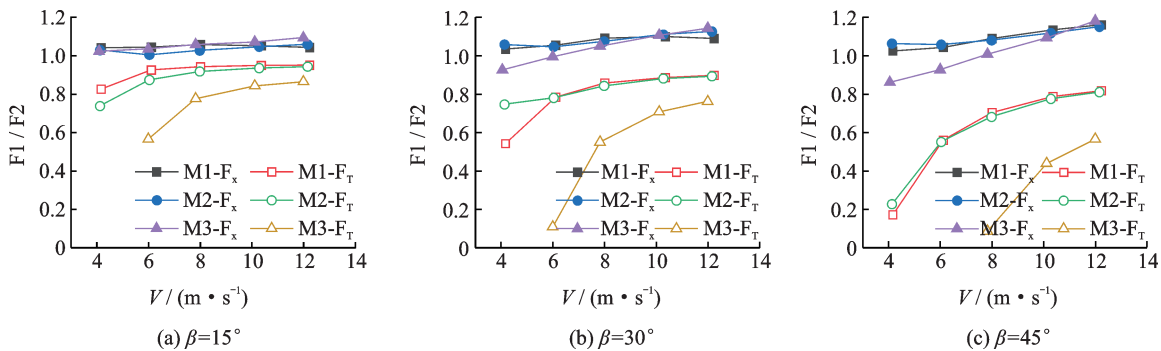


图 12 不同风向下输电线不平衡力特性 ($I_u \approx 9\%$)

Fig. 12 Imbalance forces for conductors at different wind directions ($I_u \approx 9\%$)

值较难分辨出具体模态阶数。以上结果可见, 4 分裂导线的高阶振型参与了振动, M2 的功率谱密度与 M1 在 50 Hz 以内频段内基本保持了良好的一致性, 而 M3 仅在 5 Hz 以内的低频段与 M1 具有较好的一致性, 高于 5 Hz 的功率谱则与 M1 差异显著。

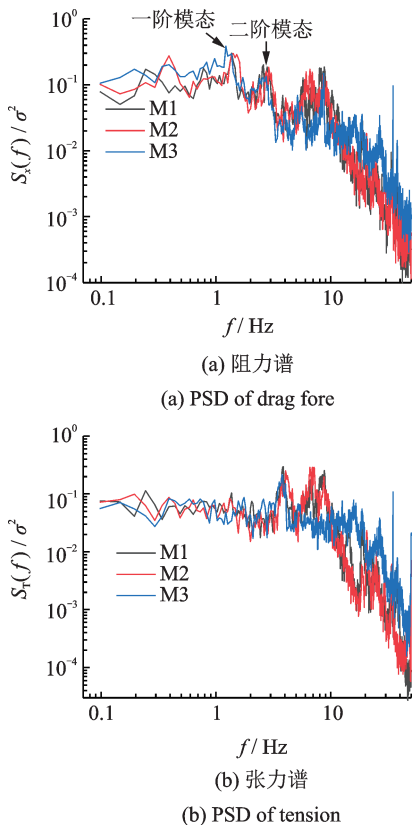


图 13 导线模型 F1 端功率谱 ($I_u \approx 9\%$, $\beta = 0^\circ$)

Fig. 13 PSD at the end of F1 for conductors ($I_u \approx 9\%$, $\beta = 0^\circ$)

3 结论

本文基于连续气动外形模拟的导线气弹模型风洞试验, 对比研究了不同跨度折减系数下 125 m 跨度的 4 分裂导线气动力的差异性, 结论如下:

1) 导线风振响应中有高阶振型的参与, 且气动力的平均值和脉动值随风速的增加均呈现非线性增大的趋势。

2) 湍流引起的振动会增大导线气动力的平均值和脉动值, 增大跨度折减模型与正常缩尺模型气动力平均值、阻力脉动值间的差异。

3) 斜风会导致导线两端的阻力平均量和脉动量、张力平均量产生差异, 且张力均值间的差异要显著高于阻力均值间的差异。风向角越大, 两端气动力间的差异越显著; 风速越大, 阻力均值不平衡性越大, 但张力均值的不平衡性在减小。增大风向角, 一般会减小跨度折减模型与正常缩尺模型平均值和脉动值间的差异。

4) 跨度折减系数 $\gamma = 0.8$ 模型的气动力平均值、两端力的不平衡性均与正常缩尺模型具有较好的一致性, 仅脉动量要略高于正常缩尺模型; $\gamma = 0.5$ 的模型, 其气动力平均量、脉动量均与正常缩尺模型存在较大差距。因此, 对于 4 分裂导线, 气弹模型风洞试验中建议采用 $\gamma = 0.8$ 左右的折减, 不建议采用较小的跨度折减系数。

参考文献:

[1] Momomura Y, Marukawa H, Okamura T, et al. Full-scale measurements of wind-induced vibration of a transmission line system in a mountainous area [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 72(1): 241-252.

[2] 邓洪洲, 朱松晔, 陈晓明, 等. 大跨越输电塔线体系气弹模型风洞试验 [J]. 同济大学学报, 2003, 31(2): 132-137.

Deng Hongzhou, Zhu Songye, Chen Xiaoming, et al. Wind tunnel investigation on model of long span transmission line system [J]. Journal of Tongji University, 2003, 31(2): 132-137.

[3] Elawady A, Aboshosha H, El Damatty A, et al. Aeroelastic testing of multi-spanned transmission line subjected to downbursts [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 169(1): 194-216.

[4] Hamada A, King J P C, El Damatty A A, et al. The response of a guyed transmission line system to boundary layer wind [J]. Engineering Structures, 2017, 139: 135-152.

- [5] Loredou-Souza A M, Davenport A G. A novel approach for wind tunnel modelling of transmission lines[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89(1): 1017-1029.
- [6] 郭勇, 孙炳楠, 叶尹, 等. 大跨越输电塔线体系气弹模型风洞试验[J]. 浙江大学学报(工学版), 2007, 41(9): 1482-1486.
Guo Yong, Sun Bingnan, Ye Yin, et al. Wind tunnel test on aeroelastic model of long span transmission line system[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2007, 41(9): 1482-1486.
- [7] 李正良, 肖正直, 韩枫, 等. 1000 kV 汉江大跨越特高压输电塔线体系气动弹性模型的设计与风洞试验[J]. 电网技术, 2008, 32(12): 1-5.
Li Zhengliang, Xiao Zhengzhi, Han Feng, et al. Aeroelastic model design and wind tunnel tests of 1000 kV hanjiang long span transmission line system[J]. Power System Technology, 2008, 32(12): 1-5.
- [8] 李正良, 任坤, 肖正直, 等. 特高压输电塔线体系气弹模型设计与风洞试验[J]. 空气动力学学报, 2011, 29(1): 102-106.
Li Zhengliang, Ren Kun, Xiao Zhengzhi, et al. Aeroelastic model design and wind tunnel tests of UHV transmission line system[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2011, 29(1): 102-106.
- [9] Lin W E, Savory E, Mcintyre R P, et al. The response of an overhead electrical power transmission line to two types of wind forcing[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 100(1): 58-69.
- [10] Deng H Z, Si R J, Hu X Y, et al. Wind tunnel study on wind-induced vibration responses of a UHV transmission tower-line system[J]. Advances in Structural Engineering, 2013, 16(7): 1175-1186.
- [11] 邓洪洲, 段成荫, 徐海江. 良态风场与台风风场下输电塔线体系气弹模型风洞试验[J]. 振动与冲击, 2018, 37(8): 257-262.
Deng Hongzhou, Duan Chengyin, Xu Haijiang. Wind tunnel tests on an aeroelastic model of a transmission tower-line system under normal wind field and typhoon wind field[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(8): 257-262.
- [12] Liang S, Zou L, Wang D, et al. Investigation on wind tunnel tests of a full aeroelastic model of electrical transmission tower-line system[J]. Engineering Structures, 2015, 85: 63-72.
- [13] Xie Q, Cai Y, Xue S. Wind-induced vibration of UHV transmission tower line system: wind tunnel test on aero-elastic model[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 171(1): 219-229.
- [14] 赵爽, 晏致涛, 李正良, 等. 1000 kV 苏通大跨越输电塔线体系气弹模型的风洞试验研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(17): 5257-5265.
Zhao Shuang, Yan Zhitao, Li Zhengliang, et al. Investigation on wind tunnel tests of an aeroelastic model of 1000 kV Sutong long span transmission tower-line system[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(17): 5257-5265.
- [15] Xie Q, Sun Q, Guan Z, et al. Wind tunnel test on global drag coefficients of multi-bundled conductors[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 120(1): 9-18.
- [16] Irvine H M. Cable Structures[M]. Cambridge, MA, USA: The MIT Press, 1981.
- [17] Holmes J D. Wind Loading of Structures[M]. 3rd ed. London: CRC Press, 2017.

Applicability of distorted span modeling in wind tunnel tests of 4-bundled conductors

LIU Mu-guang¹, LIU Cheng¹, XIE Zhuang-ning¹, ZOU Yun-feng²

(1.State Key Laboratory of Subtropical Building Science, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China;

2.National Engineering Laboratory for High Speed Railway Construction, Changsha 410075, China)

Abstract: The span distorted modeling is widely used in wind tunnel tests of transmission tower-line system by reducing the span of conductor through correction coefficient γ , but its applicability to 4-bundle conductors has not been clarified. Based on aeroelastic model of 4-bundled conductors, the aerodynamic force and PSD of two distorted models and one normal model are tested and compared, and the influence of turbulence intensity and yaw wind is further discussed. The results indicate that high order modes are involved in the response of transmission lines, and the mean and RMS values of aerodynamic force increase nonlinearly with the increase of wind speed. Turbulence has a certain effect on the increase of mean and RMS values of aerodynamic force, and could increase the discrepancy of mean force between distorted model and normal model. The aerodynamic force at both ends of the conductor is different under yaw wind, and the difference between mean values of tension is significantly higher than that of drag force. The aerodynamic characteristics of the distorted model with $\gamma=0.8$ are in good agreement with those of the normal model except that the RMS value is slightly higher than that of normal model, but a big gap of aerodynamic characteristics is observed between the distorted model with $\gamma=0.5$ and the normal model. For 4-bundled conductors, it is recommended to use a span distortion ratio around 0.8 instead of a smaller ratio.

Key words: wind tunnel tests; 4-bundled conductor; aeroelastic model; span distortion; aerodynamic force

作者简介: 刘慕广(1981—),男,副教授,电话:13826026562;E-mail: liumg@scut.edu.cn。