

考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构 风振疲劳损伤分析

李正良^{1,2}, 王邦杰¹, 王涛^{3,4}

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045; 2. 重庆大学风工程及风资源利用重庆市重点实验室, 重庆 400045;
3. 哈尔滨工业大学交通科学与工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150090; 4. 哈尔滨工业大学重庆研究院, 重庆 401151)

摘要: 由于受扰山体风场会受到附近其他山体的影响, 处于受扰山体风场中的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤需要考虑施扰山体的影响。为了分析施扰山体对耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响, 本文进行了复杂山地风场特性风洞试验, 讨论了受扰山体风场平均风修正系数和脉动风修正系数随施扰山体坡度、高度和间距的变化规律, 并提出了相应的分布模型; 基于非线性有限元理论, 建立了考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振非线性有限元模型; 采用雨流计数法和 Miner 线性疲劳累积损伤准则进行疲劳损伤分析; 通过本文提出的框架研究了施扰山体对某两跨耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响。结果表明: 随着施扰山体坡度的增大, 耐张型悬索支撑输电结构各部位疲劳损伤呈先减小后增大的变化趋势; 施扰山体高度对各部位疲劳损伤的影响较小, 无明显变化规律; 当施扰山体间距为 0~600 m 时, 各部位疲劳损伤随着间距的增大而逐渐减小, 当施扰山体间距为 600~800 m 时, 各部位疲劳损伤随着间距的增大而陡然增大; 在同一施扰山体影响下, 支撑导线悬索和导线的端部疲劳损伤均较跨中更大。

关键词: 悬索支撑输电结构; 风振疲劳损伤; Miner 线性疲劳累积损伤准则; 复杂山地风场; 施扰山体

中图分类号: TU311.3; O346.2 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2025)02-0279-13

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2025.02.007

Wind-induced fatigue damage analysis of the tension suspension-braced transmission structure considering the effect of occluding hills

LI Zhengliang^{1,2}, WANG Bangjie¹, WANG Tao^{3,4}

(1. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China;

2. Chongqing Key Laboratory of Wind Engineering and Wind Resources Utilization, Chongqing University,

Chongqing 400045, China; 3. School of Transportation Science and Engineering, Harbin Institute of Technology,

Harbin 150090, China; 4. Chongqing Research Institute of Harbin Institute of Technology, Chongqing 401151, China)

Abstract: In complex hilly terrain, the wind field around interfered hills is influenced by nearby hills, which affects the wind-induced fatigue damage of the tension suspension-braced transmission structure. Therefore, the effect of occluding hills must be considered in the analysis of wind-induced fatigue. In order to analyze the influence of occluding hills on the wind-induced fatigue damage of the transmission structure in complex hilly terrain, wind tunnel tests on the wind filed characteristics of complex hilly terrain were first conducted. Based on the test results, the variation of the mean velocity correction factor and the fluctuating velocity correction factor of the wind field around interfered hills, with different slopes, heights and interval distances of occluding hills, were studied, and a corresponding distribution model was proposed. Next, a nonlinear finite element model for wind-induced vibration of the tension suspension-braced transmission structure considering the effect of occluding hills was established using the nonlinear finite element method. Then the time domain rain-flow method and the Miner's linear cumulative damage theory were applied to estimate the wind-induced damage to the structure. Finally, a two-span tension suspension-braced transmission structure was selected as a case study, and considering the effect of occluding hills, the wind-induced fatigue damage was analyzed using the proposed model. The results show that: the fatigue damage in each part increases initially and then decreases as the slope of the occluding hills increases. The heights of occluding hills have little effect on the fatigue damage of each part, with

收稿日期: 2023-02-27; **修订日期:** 2023-07-09

基金项目: 重庆市博士后研究项目特别资助项目(2022CQBSHBT3009); 国家电网有限公司科技项目(5200-202156071A-0-0-00); 哈尔滨工业大学重庆研究院博士后特别支持计划资助项目(KY506023002)

no obvious trend. When the interval distances between occluding hills is between 0 m and 600 m, the fatigue damage in each part gradually decreases as the distance increases. However, when the interval distance is between 600 m and 800 m, the fatigue damage of each part suddenly increases as the distance increases. Under the influence of the same occluding hill, the fatigue damage of the end of the conductor and the supporting-conductor suspension cable is greater than that at the mid-span.

Keywords: suspension-braced transmission structure; wind-induced fatigue damage; Miner's linear fatigue cumulative damage theory; complex hilly terrain wind field; occluding hill

随着社会经济的持续发展,社会对电力的需求不断攀升,输电工程不断建设,架设在复杂山地地形中的输电线路日益增多。然而,由于传统输电塔-线体系^[1]的输电线路走廊和塔位选择愈发受山地地形限制,电力行业开始探索适用于复杂山地地形的新型输电结构。其中,耐张型悬索支撑输电结构为适用于复杂山地地形的一种新型输电结构,如图1所示。显然,该输电结构为大跨、高柔结构,其对风荷载作用较为敏感,容易发生风振疲劳破坏。因此,有必要对复杂山地地形中的耐张型悬索支撑输电结构进行风振疲劳损伤分析。

欲进行复杂山地地形中耐张型悬索支撑输电结构的风振疲劳损伤分析,需首先确定复杂山地地形中的风场风速特性。复杂山地地形中风场风速特性的研究方法常采用现场观测和风洞试验等。当前,基于现场观测^[2-6]的山区风场特性研究多集中于桥梁工程领域,如邹云峰等^[2]、张明金等^[3]、黄国庆等^[4]、沈炼等^[5]、朱乐东等^[6]针对各类山区桥址所处的风场进行了现场监测,为山区风场特性的研究积累了丰富的数据。然而,上述现场实测研究主要反映桥址所在特定地形下的风场特性且主要考察峡谷风场的特性,并未建立越山风对应的山地风场模型。相比而言,风洞试验^[7]具有可重复、多山体工况等特点,能够获得不同山体工况下的风场特性数据。因此,进行复杂山地地形风场特性风洞试验研究,对耐张型悬索支撑输电结构的抗风设计具有重要意义。山地风场与平地风场风速特性的区别主要体现在加速效应上^[7]。针对单个山体各位置平均风速的加速效应,国内外学者^[8-14]开展了一系列理论分析和风洞试验研究,得到了丰硕的研究成果,为后续研究奠定了良好的基础。不过,复杂山地地形由许多山体组成,其加速效应不能仅考虑单个山体的影响。在单个山体研究的基础上,MILLER等^[15]在风洞试验中研究了连续12个二维山体的加速效应,并与不规则地形的加速效应进行了比较。KIM等^[16-17]探讨了多个复杂山体表面风场风速特性的规律,指出加速效应会受到附近其他山体的影响。不难发现,上述研究局限于二维山体风场风速特性,对于多个三维山体的复杂山地地形风场的研究少有涉及。

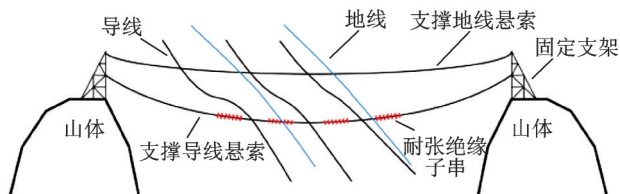


图1 耐张型悬索支撑输电结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of the tension suspension-braced transmission structure

获取复杂山地地形中风场风速特性之后,建立耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤分析框架成为另一个关键问题。结构风振疲劳分析可分为时域法^[18-19]和频域法^[20-22],时域法主要为雨流计数法,频域法则包含等效应力法、等效窄带法和等效宽带法等。频域法计算效率较高,而雨流计数法的计算结果更加精确。针对传统的输电塔-线体系,研究者通过雨流计数法与Miner线性疲劳累积损伤准则进行了风致疲劳损伤分析^[19,23]。然而,有关复杂山地地形中的耐张型悬索支撑输电结构的风振疲劳损伤分析鲜有文献报道。

为此,本文首先通过复杂山地风场风洞特性试验,分析了受扰山体风场风速特性,讨论了平均风速和脉动风速特性随施扰山体坡度、高度和间距的变化规律,并提出了平均风修正系数和脉动风修正系数的分布模型;然后基于非线性有限元方法建立了考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振非线性有限元模型;结合雨流计数法和Miner线性疲劳累积损伤准则进行风振疲劳分析;最后以某两跨耐张型悬索支撑输电结构为例,分析了施扰山体对各部位风振疲劳损伤的影响。

1 基于风洞试验的施扰山体影响下的山地风场模型

1.1 风洞试验概况

试验在中国空气动力研究与发展中心低速空气动力研究所的风洞内完成,风洞截面尺寸为1.4 m×1.4 m,本次风洞试验示意图如图2所示。采用尖劈和粗糙元模拟B类地面粗糙度^[24]大气边界层风场,试验模型的几何缩尺比为1:1000,最大堵塞比为

8.16%。在试验过程中,采用排管和电子扫描阀采集试验数据,采样频率为 156.25 Hz。值得说明的是,HUNT^[25]根据研究指出,对于低矮建筑最大容许的堵塞比为 10%,虽然试验中少数山体模型的堵塞比略微超过 5%,但其尺寸符合低矮建筑的特点,堵塞比为 8.16%对相应模型的风洞试验结果影响较小。

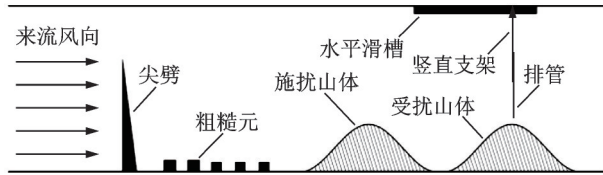


图 2 风洞试验示意图

Fig. 2 Schematic diagram of wind tunnel test

图 3(a)为复杂山地地形中的耐张型悬索支撑输电结构,本文试验选用余弦型山体模型模拟施扰山体和受扰山体,如图 3(b)所示,图中 r 表示水平距离, h 为施扰山体高度, L_1 为施扰山体山顶到 $h/2$ 高度处的水平距离。试验山体模型编号及尺寸如表 1 所示。试验工况及对应的堵塞比如表 2 所示,施扰山体分为三类工况:施扰山体坡度工况 DS1~DS5、施扰山体高度工况 DH1~DH3 和施扰山体间距工况 DL1~DL5。所有工况中来流平均风速均为 15 m/s,受扰山体均为 DI,且均以受扰山体山顶处

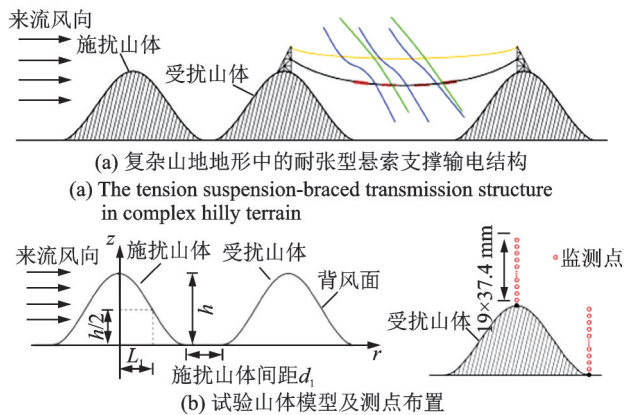


图 3 复杂山地地形和试验山体模型

Fig. 3 Complex hilly terrain and test hilly model

表 1 试验山体模型编号及尺寸

Tab. 1 The number and size of test hill models

山体类别	山体模型编号	h/mm	L_1/mm
施扰山体	DX1	100	200
	DX2	150	150
	DX3	150	200
	DX4	150	300
	DX5	150	400
	DX6	150	500
	DX7	200	400
受扰山体	DI	150	150

表 2 试验工况

Tab. 2 Test conditions

工况编号	施扰山体编号	施扰山体间距/mm	堵塞比/%
DS1	DX2		2.30
DS2	DX3		3.06
DS3	DX4	0	4.59
DS4	DX5		6.12
DS5	DX6		7.65
DH1	DX1		2.56
DH2	DX4	0	4.59
DH3	DX7		8.16
DL1		0	
DL2		200	
DL3	DX2	400	2.30
DL4		600	
DL5		800	

和背风面山脚处为采集位置。采集位置沿高度方向等间距布置 20 个测点,受扰山体测点布置如图 3(b)所示。

1.2 考虑施扰山体影响的山地风场平均风速特性及计算模型

相较于平地某高度处的平均风速,山地地形中同一高度处的平均风速有所增大,一般在山顶近地面增大幅度最为明显。因此,在山地风场研究中,常采用平均风加速比这一无量纲参数来定量描述加速效应。类似地,本文采用平均风修正系数 ΔS 衡量施扰山体对受扰山体风场中平均风速的影响:

$$\Delta S = \frac{U(z) - U_0(z)}{U_0(z)} \quad (1)$$

式中, $U(z)$ 为山地地面以上 z 高度处的平均风速; $U_0(z)$ 为平地地面以上 z 高度处的参考平均风速。

本文通过试验结果分析讨论施扰山体对采集位置处 ΔS 的影响,并给出相应的计算模型。

1.2.1 考虑施扰山体坡度影响的 ΔS 计算模型

(1) 受扰山体山顶

施扰山体坡度对 ΔS 的影响如图 4 所示。图 4(a) 为受扰山体山顶 ΔS 分布,不难发现,在 158 mm 高度以下,同一高度处的 ΔS 随着施扰山体坡度的增大而增大。在 158 mm 高度以上, ΔS 则呈现相反的情况,即施扰山体坡度在增大,而 ΔS 随之减小。 ΔS 最大值出现在近地面处,随着所处高度的增大, ΔS 逐渐减小。另外,从图 4 中可以看出,随着施扰山体坡度的增大,堵塞比小于 5% 工况 ΔS 的变化规律与堵塞比大于 5% 工况 ΔS 的变化规律基本一致。

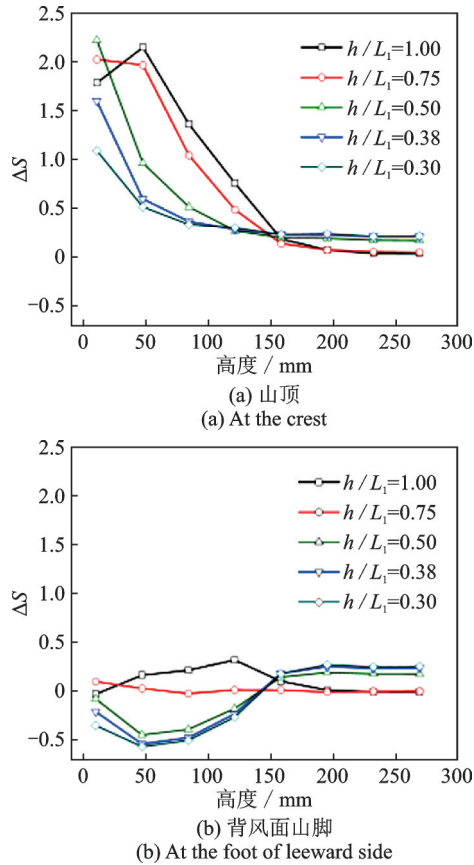


图4 施扰山体坡度对ΔS的影响

Fig. 4 The influence of slopes of occluding hills on ΔS

基于风洞试验数据,考虑施扰山体坡度影响的受扰山体山顶ΔS计算模型为:

$$\Delta S = \Delta S_{\max} \exp \frac{-Az}{h_d} \quad (2)$$

式中, h_d 为受扰山体高度; ΔS_{\max} 和 A 可分别表示为:

$$\Delta S_{\max} = -6.37 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 9.00 \frac{h}{L_1} - 0.92 \quad (3)$$

$$A = -3.35 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 5.14 \frac{h}{L_1} + 0.24 \quad (4)$$

式中, A 为指数分布参数。

(2) 受扰山体背风面山脚

受扰山体背风面山脚ΔS分布如图4(b)所示,当施扰山体 $h/L_1 < 0.75$ 时,在158 mm高度以下,ΔS为负值,且随着施扰山体坡度的增大而增大,在158 mm高度以上,ΔS为正值,施扰山体愈加陡峭,ΔS越小。当施扰山体 $h/L_1 = 0.75$ 时,ΔS基本为0。当施扰山体 $h/L_1 > 0.75$ 时,ΔS基本为正值,且随着所处高度的增大而逐渐趋近于0。ΔS与所处高度大致呈三折线关系,可由近地面平均风修正系数 ΔS_1 、平均风修正系数最值(包含最大值和最小值) ΔS_{\max} 及其出现高度 h_{\max} 和稳定值 C_s 及其出现高度 h_{st} 所确定。各施扰山体坡度工况的ΔS在 $h_{st} = 158$ mm高度附近逐渐稳定至 C_s ,当施扰山体 $h/L_1 < 0.75$ 时, $C_s = 0.2$;当施扰山体 $h/L_1 \geq 0.75$ 时, $C_s = 0$ 。

不同施扰山体坡度影响下的受扰山体背风面山脚ΔS计算模型为:

$$\Delta S = \begin{cases} \Delta S_1 + \frac{(\Delta S_{\max} - \Delta S_1)z}{h_{\max}}, & 0 < z \leq h_{\max} \\ \Delta S_{\max} + (C_s - \Delta S_{\max}) \frac{z - h_{\max}}{h_{st} - h_{\max}}, & h_{\max} < z \leq h_{st} \\ C_s, & z > h_{st} \end{cases} \quad (5)$$

其中, ΔS_1 、 ΔS_{\max} 和 h_{\max} 可分别表示为:

$$\Delta S_1 = -2.01 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 3.08 \frac{h}{L_1} - 1.09 \quad (6)$$

$$\Delta S_{\max} = 0.68 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 0.45 \frac{h}{L_1} - 0.79 \quad (7)$$

$$\frac{h_{\max}}{h_d} = 0.95 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 - 0.49 \frac{h}{L_1} + 0.36 \quad (8)$$

1.2.2 同时考虑施扰山体坡度和高度影响的ΔS计算模型

(1) 受扰山体山顶

图5(a)为不同施扰山体高度影响下的受扰山体山顶ΔS变化规律。随着施扰山体高度的增大,受扰山体山顶仅近地面ΔS(即 ΔS_{\max})变化稍大,其余高度处ΔS变化相对较小。

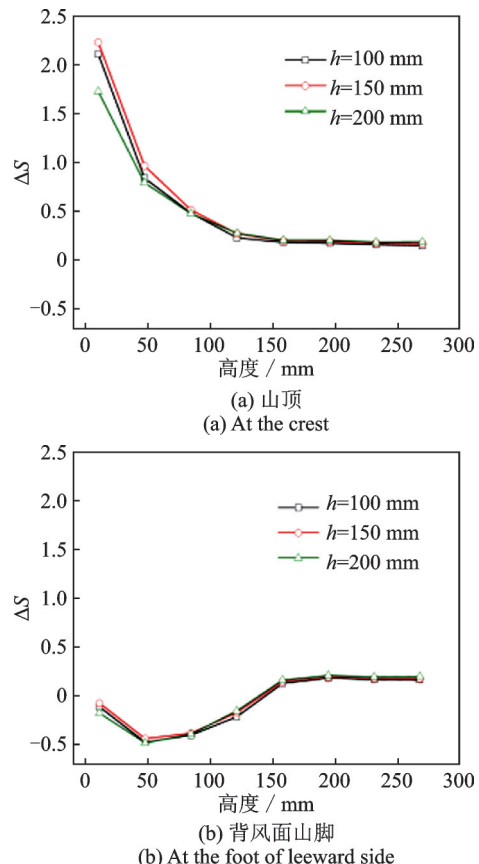


图5 施扰山体高度对ΔS的影响

Fig. 5 The influence of heights of occluding hills on ΔS

在施扰山体坡度和高度的共同影响下,采用高度修正因子 η_{sh} 修正式(2)中的 ΔS_{max} ,进而可获得同时考虑施扰山体坡度和高度影响的山顶 ΔS 计算模型,考虑修正因子 η_{sh} 的 ΔS_{max} 为:

$$\Delta S_{max} = \eta_{sh} \left[-6.37 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 9.00 \frac{h}{L_1} - 0.92 \right] \quad (9)$$

式中, η_{sh} 为高度修正因子,计算公式为:

$$\eta_{sh} = -6.85 \left(\frac{h}{H_G} \right)^2 + 5.27 \frac{h}{H_G} \quad (10)$$

式中, H_G 为梯度风高度。

(2) 受扰山体背风面山脚

不同施扰山体高度影响下的受扰山体背风面山脚 ΔS 变化规律如图5(b)所示。可以看出,相较于受扰山体山顶 ΔS 变化幅度,背风面山脚 ΔS 变化幅度较小,施扰山体高度对背风面山脚 ΔS 无明显影响。因此,无需对式(5)进行修正。

1.2.3 同时考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的 ΔS 计算模型

(1) 受扰山体山顶

图6为不同施扰山体间距影响下的 ΔS 。由图6(a)可知,在158 mm高度以下,施扰山体间距越小,受扰山体山顶同一高度处 ΔS 越大,间距为0 mm时, ΔS 达到最大值,但其随着间距的增大而迅速减

小。在158 mm高度以上,随着间距的增大, ΔS 逐渐增大。

同时考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的受扰山体山顶 ΔS 计算模型可表示为:

$$\Delta S = \eta_{lc} \eta_{sh} \Delta S_{max} \exp \frac{-\eta_{IA} A z}{h_d} \quad (11)$$

式中, η_{lc} 为施扰山体间距修正因子, η_{IA} 为指数修正因子,可分别表示为:

$$\eta_{lc} = 0.65 \exp \frac{-0.68 d_1}{100} + 0.35 \quad (12)$$

$$\eta_{IA} = 0.02 \left(\frac{d_1}{100} \right)^2 - 0.27 \frac{d_1}{100} + 0.96 \quad (13)$$

(2) 受扰山体背风面山脚

图6(b)中,除 $d_1=0$ 的工况外,其余工况 ΔS 变化趋势基本一致。在158 mm高度以下, ΔS 为负值,随着施扰山体间距增大, ΔS 逐渐减小。在158 mm高度以上, ΔS 为正值, ΔS 随着施扰山体间距增大而增大。 h_{max} 均在47 mm左右, ΔS 在 $h_{st}=158$ mm高度附近逐渐稳定至0.2。当 $d_1=0$ 时, h_{max} 在121 mm左右, ΔS 在 $h_{st}=158$ mm高度处逐渐趋近于0。

为同时考虑施扰山体坡度、高度和间距的影响,采用间距修正因子 η_{l1} 和 η_{lm} 分别修正式(5)中的 ΔS_1 和 ΔS_{max} :

$$\Delta S_1 = \eta_{l1} \left[-2.01 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 3.08 \frac{h}{L_1} - 1.09 \right] \quad (14)$$

$$\Delta S_{max} = \eta_{lm} \left[0.68 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 0.45 \frac{h}{L_1} - 0.79 \right] \quad (15)$$

式中, η_{l1} 为 ΔS_1 的间距修正因子, η_{lm} 为 ΔS_{max} 的间距修正因子,可分别表示为:

$$\eta_{l1} = -0.49 \left(\frac{d_1}{100} \right)^2 + 5.78 \frac{d_1}{100} + 1.92 \quad (16)$$

$$\eta_{lm} = 0.08 \left(\frac{d_1}{100} \right)^2 - 0.97 \frac{d_1}{100} + 0.80 \quad (17)$$

在式(5)的基础上,通过修正后的 ΔS_1 和 ΔS_{max} 可得到同时考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的受扰山体背风面山脚 ΔS 计算模型。

1.3 考虑施扰山体影响的山地风场脉动风速特性及计算模型

为衡量施扰山体对受扰山体风场中脉动风速的影响,可以采用脉动风速均方根值定义脉动风修正系数 ΔS_σ :

$$\Delta S_\sigma = \frac{\sigma(z) - \sigma_0(z)}{\sigma_0(z)} \quad (18)$$

式中, $\sigma(z)$ 为复杂山地风场中 z 高度处脉动风速均

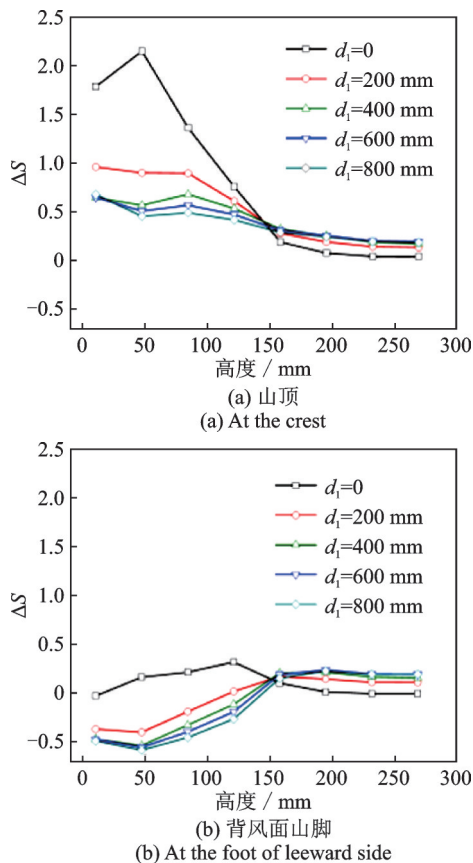


图6 施扰山体间距对 ΔS 的影响

Fig. 6 The influence of distances of occluding hills on ΔS

方根值; $\sigma_0(z)$ 为平地风场中 z 高度处脉动风速均方根值。

受扰山体背风面山脚处脉动风速均方根值具有代表性^[26], 本文针对背风面山脚 ΔS_σ , 探讨其在不同施扰山体坡度、高度和间距影响下的变化规律, 并提出相应的计算模型。

1.3.1 考虑施扰山体坡度影响的 ΔS_σ 计算模型

图 7 为不同施扰山体坡度影响下的 ΔS_σ 分布情况。由图 7 可知, 当施扰山体坡度增大时, 背风面山脚近地面 ΔS_σ 和最大脉动风修正系数 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 随之逐渐减小。 ΔS_σ 与所处高度呈多折线关系, 各施扰山体坡度工况的脉动风速均方根值均会出现增大区域及峰值。增大区域的最高点高度可称为影响高度 z_σ , 约为 269 mm, 出现脉动风修正系数峰值的高度可称为峰值高度 z_p , 在 121 mm 左右。近地面 ΔS_σ 较大, 在 121 mm 之后的一段高度区域内, 高度越大, ΔS_σ 越小, 该区域最大高度约为 $2z_p/3$ 。另外, 从图 7 中可以看出, 随着施扰山体坡度的增大, 不同堵塞比工况下 ΔS_σ 的变化规律基本一致, 这亦映证了堵塞效应对试验结果影响较小。

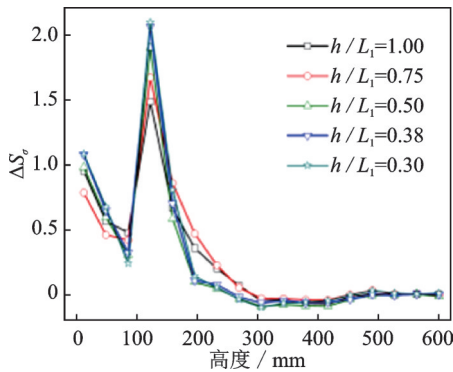


图 7 施扰山体坡度对 ΔS_σ 的影响

Fig. 7 The influence of slopes of occluding hills on ΔS_σ

考虑施扰山体坡度影响的受扰山体背风面山脚 ΔS_σ 计算模型为:

$$\Delta S_\sigma = \begin{cases} \Delta S_{\sigma_{s1}} + (\Delta S_{\sigma_{s2}} - \Delta S_{\sigma_{s1}}) \frac{3z}{2z_p}, & z \leq \frac{2z_p}{3} \\ \Delta S_{\sigma_{s2}} + (\Delta S_{\sigma_{\max}} - \Delta S_{\sigma_{s2}}) \frac{3z - 2z_p}{z_p}, & \frac{2z_p}{3} < z \leq z_p \\ \Delta S_{\sigma_{\max}} \frac{z_\sigma - z}{z_\sigma - z_p}, & z_p < z \leq z_\sigma \\ 0, & z > z_\sigma \end{cases} \quad (19)$$

式中, $\Delta S_{\sigma_{s1}}$ 、 $\Delta S_{\sigma_{s2}}$ 和 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 分别为近地面脉动风修正系数、 $2z_p/3$ 处脉动风修正系数和最大脉动风修正系数, 可称为 ΔS_σ 的特征参数, 具体表示为:

$$\Delta S_{\sigma_{s1}} = 1.41 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 - 2.12 \frac{h}{L_1} + 1.64 \quad (20)$$

$$\Delta S_{\sigma_{s2}} = -0.10 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 0.45 \frac{h}{L_1} + 0.13 \quad (21)$$

$$\Delta S_{\sigma_{\max}} = 0.28 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 - 1.27 \frac{h}{L_1} + 2.47 \quad (22)$$

下述将详细对不同施扰山体高度和间距影响下的 ΔS_σ 特征参数展开讨论, 通过计算 ΔS_σ 的特征参数获得考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的 ΔS_σ 计算模型。

1.3.2 同时考虑施扰山体坡度和高度影响的 ΔS_σ 特征参数计算模型

不同施扰山体高度影响下的 ΔS_σ 变化规律如图 8 所示。显然, ΔS_σ 的特征参数基本无变化, 因此, 无需对式 (19) 进行修正。

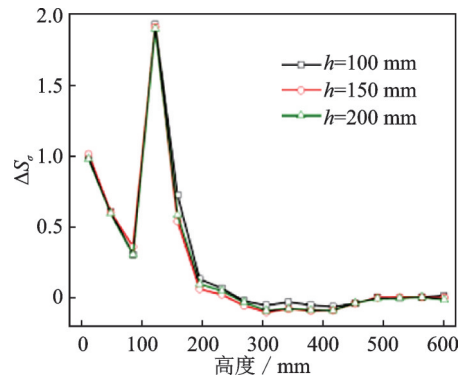


图 8 施扰山体高度对 ΔS_σ 的影响

Fig. 8 The influence of heights of occluding hills on ΔS_σ

1.3.3 同时考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的 ΔS_σ 特征参数计算模型

图 9 反映出背风面山脚的 ΔS_σ 变化规律, 可以看出, $\Delta S_{\sigma_{s1}}$ 受施扰山体间距的影响较小, 而 $\Delta S_{\sigma_{s2}}$ 和 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 受施扰山体间距的影响较为明显。施扰山体间距越大, $\Delta S_{\sigma_{s2}}$ 和 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 越大, 在 d_1 达到 400 mm 及以上后, 各工况的 $\Delta S_{\sigma_{s2}}$ 和 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 基本一致。

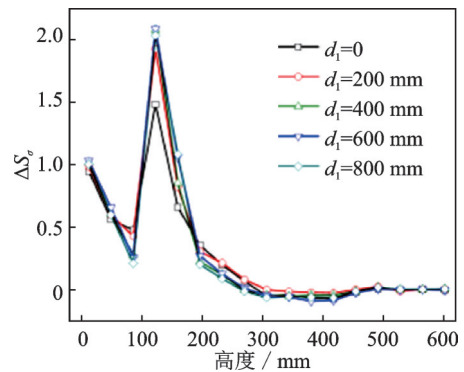


图 9 施扰山体间距对 ΔS_σ 的影响

Fig. 9 The influence of distances of occluding hills on ΔS_σ

同时考虑施扰山体坡度、高度和间距影响的 ΔS_{σ_2} 和 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 计算公式分别为:

$$\Delta S_{\sigma_2} = \eta_{12} \left[-0.10 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 + 0.45 \frac{h}{L_1} + 0.13 \right] \quad (23)$$

$$\Delta S_{\sigma_{\max}} = \eta_{1\sigma} \left[0.28 \left(\frac{h}{L_1} \right)^2 - 1.27 \frac{h}{L_1} + 2.47 \right] \quad (24)$$

式中, η_{12} 为 ΔS_{σ_2} 间距修正因子, $\eta_{1\sigma}$ 为 $\Delta S_{\sigma_{\max}}$ 间距修正因子,可分别表示为:

$$\eta_{12} = -0.07 \frac{d_1}{100} + 0.99 \quad (25)$$

$$\eta_{1\sigma} = -0.01 \left(\frac{d_1}{100} \right)^2 + 0.15 \frac{d_1}{100} + 1.02 \quad (26)$$

2 复杂山地风场中耐张型悬索支撑输电结构风致振动及疲劳分析方法

2.1 简化力学模型

图10为耐张型悬索支撑输电结构简化模型。图10中, h_s 为同一支撑悬索两端的高差; h_c 为同一跨输电线路两端的高差; h_{wg} 为支撑地线悬索端点与对应的支撑导线悬索端点之间的高差; l_s 为同一支撑悬索两端的水平距离; l_c 为相邻支撑悬索的水平距离。在耐张型悬索支撑输电结构边界处,支撑悬索端部与固定支架的连接处简化为固定铰支座,输电线在边界处主要与相应悬索上的金具连接,连接方式为铰接,亦简化为固定铰支座。

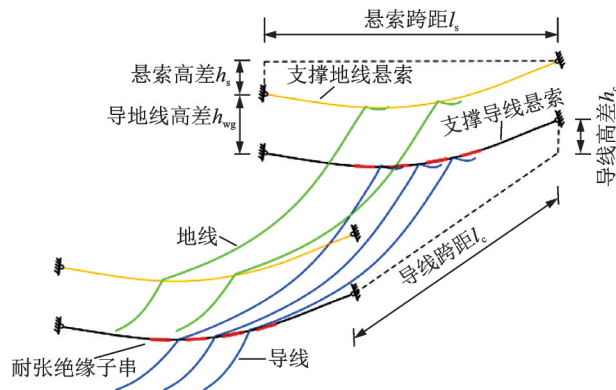


图10 耐张型悬索支撑输电结构简化模型

Fig. 10 Simplified model of the tension suspension-braced transmission structure

可采用抛物线模型模拟支撑悬索和输电线的初始形状:

$$y = 4l_x f_m \left(1 - \frac{l_x}{l_1} \right) / l_1 \quad (27)$$

式中, y 为计算点到起点的垂直距离; l_x 为计算点到起点的水平距离; l_1 为终点到起点的水平距离; f_m 为

跨中弧垂,若 $h_s = h_c = 0$, f_m 的计算公式为:

$$f_m = \frac{q l_1^2}{8\sigma_s} \quad (28)$$

式中, q 为支撑悬索或输电线单位体积内的重力荷载; σ_s 为水平应力。

在不考虑扭转的风振响应分析中,可以忽略支撑悬索和输电线的抗弯能力和抗扭能力^[27]。因此,在考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤分析中,支撑悬索和输电线主要考虑轴向抗拉能力。

2.2 支撑悬索和输电线单元特性矩阵

根据耐张型悬索支撑输电结构的力学特点,其支撑悬索和输电线风振属于大变形小应变问题。结合耐张型悬索支撑输电结构受力特性,可采用考虑几何非线性效应的三维杆单元建立有限元模型。根据文献[26],耐张型悬索支撑输电结构的支撑悬索和输电线单元特性矩阵分别为:

$$\mathbf{K}_e = \frac{EA_{cs}\epsilon}{l} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & -\mathbf{I}_{3 \times 3} \\ -\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} + \frac{EA_{cs}}{l^3} \begin{bmatrix} \mathbf{a}_e \mathbf{a}_e^T & -\mathbf{a}_e \mathbf{a}_e^T \\ -\mathbf{a}_e \mathbf{a}_e^T & \mathbf{a}_e \mathbf{a}_e^T \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$\mathbf{M}_e = \frac{\rho A_{cs} l_0}{6} \begin{bmatrix} 2\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 2\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} \quad (30)$$

$$\mathbf{C}_e = \alpha_v \mathbf{M}_e + \beta_v \mathbf{K}_e \quad (31)$$

式中, \mathbf{K}_e 为单元刚度矩阵; \mathbf{M}_e 为单元质量矩阵; \mathbf{C}_e 为单元阻尼矩阵; l 为变形后单元长度; l_0 为单元初始长度; ϵ 为单元应变; E 为弹性模量; A_{cs} 为横截面积; $\mathbf{I}_{3 \times 3}$ 为3阶单位矩阵; \mathbf{a}_e 为变形后单元向量; ρ 为质量密度; α_v 和 β_v 为Rayleigh阻尼常数,可取 $\beta_v = 0$ ^[28]。

2.3 考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风荷载

受扰山体风场中任一点 t 时刻的风速 U_m 为:

$$U_m = U(z) + U(t, \Delta S_\sigma) \quad (32)$$

式中, $U(t, \Delta S_\sigma)$ 为考虑脉动风修正系数的脉动风速。

根据式(1), $U(z)$ 的计算公式为:

$$U(z) = (1 + \Delta S) U_{10} \left(\frac{z}{10} \right)^\alpha \quad (33)$$

式中, U_{10} 为10 m高度处的参考平均风速; α 为地面粗糙度系数; ΔS 可由式(11)、(5)、(14)和(15)计算得到。

本文基于 ΔS_σ ,结合谐波合成法^[29]模拟复杂山地风场中的三维脉动风速。本文采用Davenport谱模拟平地风场脉动风速:

$$S(n) = \frac{2\sigma_0^2 x^2}{3n(1+x^2)^{\frac{4}{3}}} \quad (34)$$

式中, n 为频率, $x = 1200n/U_{10}$ 。

结合式(18)和(34), 施扰山体影响下的模拟点自谱可表示为:

$$\text{Coh}(n) = \exp \left\{ \frac{-2n \sqrt{C_x^2(x_i - x_j)^2 + C_y^2(y_i - y_j)^2 + C_z^2(z_i - z_j)^2}}{U(z_i) + U(z_j)} \right\} \quad (36)$$

式中, 一般取 $C_x = 8$ 、 $C_y = 16$ 、 $C_z = 10$; x_i 为模拟点 i 的 x 向坐标, 其余以此类推。

考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构有限元模型支撑悬索和输电线的单位长度风荷载计算公式为:

$$F_D = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} U_m^2 C_D A_m \quad (37)$$

式中, ρ_{air} 为空气密度; C_D 为体型系数; A_m 为迎风面积。进而将单元风荷载转换为单元等效节点荷载, 即 F_e 。

2.4 非线性动力方程及其求解

根据耐张型悬索支撑输电结构的单元特性矩阵和等效节点荷载向量, 在基准位置处建立 $t + \Delta t$ 时刻的耐张型悬索支撑输电结构非线性动力方程:

$$M {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{u}} + C {}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{u}} + {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q} - {}^0 \mathbf{Q} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{F} \quad (38)$$

式中, ${}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{u}}$ 和 ${}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{u}}$ 分别为结构 $t + \Delta t$ 时刻的加速度向量和速度向量; M 和 C 分别为结构的质量矩阵和阻尼矩阵; ${}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}$ 和 ${}^0 \mathbf{Q}$ 分别为结构 $t + \Delta t$ 时刻和基准位置的抗力向量; ${}^{t+\Delta t} \mathbf{F}$ 为 $t + \Delta t$ 时刻的结构等效节点荷载向量。

当 Δt 时间内位移增量很小时, 式(38)可改写为:

$$M {}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{u}} + C {}^{t+\Delta t} \dot{\mathbf{u}} + {}^t \mathbf{K} \mathbf{u} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{F} - ({}^t \mathbf{Q} - {}^0 \mathbf{Q}) \quad (39)$$

式中, ${}^t \mathbf{Q}$ 为 t 时刻的抗力向量; ${}^t \mathbf{K}$ 为 t 时刻的刚度矩阵; \mathbf{u} 为 Δt 的位移增量, $\mathbf{u} = {}^{t+\Delta t} \mathbf{u} - {}^t \mathbf{u}$ 。

本文采用结合 Newton-Raphson 法的 Newmark- β 法求解式(39)所示的非线性有限元方程。

2.5 风振疲劳损伤分析方法

由于紊流特性的影响, 耐张型悬索支撑输电结构风振时的材料应力会发生往复变化, 在此类循环应力作用下, 耐张型悬索支撑输电结构在一处或几处逐渐产生局部风振疲劳损伤。

本文采用雨流算法由应力时程计算得到应力幅, 利用 S-N 曲线可得到发生疲劳破坏的应力循环次数, S-N 曲线的对数形式为:

$$\lg N = C - m \lg S_0 \quad (40)$$

式中, N 为发生疲劳破坏的应力循环次数; C 和 m 为

$$S_m(n) = \frac{2(1 + \Delta S_\sigma)^2 \sigma_0^2 x^2}{3n(1+x^2)^{\frac{4}{3}}} \quad (35)$$

其中, ΔS_σ 可由式(19)、(23)和(24)计算得到。

复杂山地风场中脉动风速的空间相关性采用空间相干函数表示:

材料疲劳参数; S_0 为零平均应力时的等效应力幅。

支撑悬索材料疲劳参数^[18]可取 $C = 13.84$ 和 $m = 3.5$ 。而输电线材料疲劳参数^[23]在 $N \leq 2 \times 10^7$ 时, 可取 $C = 13.27$ 和 $m = 5$; 在 $N > 2 \times 10^7$ 时, 可取 $C = 14.40$ 和 $m = 5.95$ 。

根据 Miner 线性疲劳累积损伤准则, 结构疲劳损伤计算公式为:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (41)$$

式中, D 为总疲劳损伤值, 当 $D = 1$ 时, 发生疲劳破坏; k 为应力幅总数; n_i 为第 i 个应力幅出现的次数; N_i 为第 i 个应力幅对应的发生疲劳破坏的应力循环次数。

另外, 支撑悬索和输电线风振疲劳损伤分析需要考虑平均应力的影响。常采用 Goodman 模型将非零平均应力 S_m 考虑进疲劳损伤分析中, 即

$$S = S_0 \left(1 - \frac{S_m}{S_t} \right) \quad (42)$$

式中, S 为实际应力幅; S_m 为非零平均应力; S_t 为材料的抗拉强度。

2.6 风振疲劳损伤分析流程

综上所述, 考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤分析流程如图 11 所示, 其具体步骤如下:

步骤 1: 根据施扰山体影响下的平均风修正系数和脉动风修正系数, 计算得到各工况风速时程。

步骤 2: 基于风速时程, 通过本文模型对考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构进行时程分析, 获得各疲劳分析部位应力时程。

步骤 3: 采用雨流计数法处理应力时程, 统计得到应力幅 S_i 、应力均值 $S_{m,i}$ 和应力循环次数 n_i , 利用 Goodman 模型修正应力幅得到等效应力幅。

步骤 4: 将等效应力幅代入 S-N 曲线, 可得到对应的 N_i , 根据 Miner 线性疲劳累积损伤准则, 得到各等效应力幅对应的疲劳损伤, 将所有疲劳损伤进行线性叠加, 可得考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构各部位总疲劳损伤值。

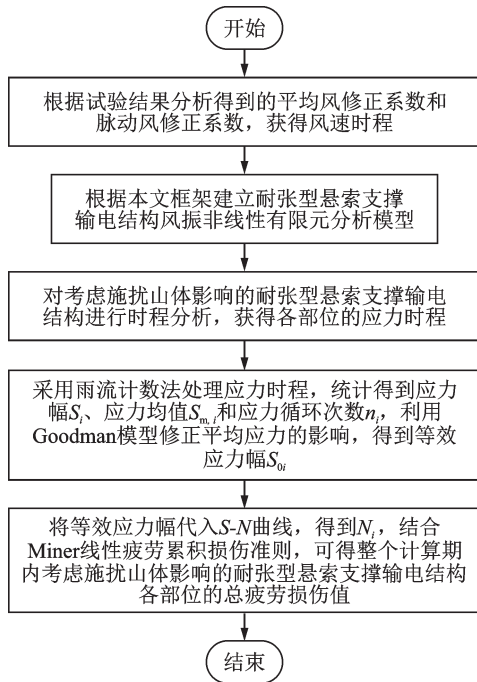


图 11 风振疲劳损伤分析流程图

Fig. 11 Flow chart of wind-induced fatigue damage analysis

3 算例分析

3.1 算例概述

本文以图 12 所示的某两跨耐张型悬索支撑输电结构为研究对象, 讨论施扰山体对该两跨耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响。该两跨耐张型悬索支撑输电结构的结构参数分别为: $l_s = 600\text{ m}$, $l_c = 500\text{ m}$, $h_{wg} = 20\text{ m}$, $h_s = 0\text{ m}$ 和 $h_c = 0\text{ m}$ 。支撑导线悬索端部固定在受扰山体上, 受扰山体高度为 150 m , 坡度为 $0.5 (h/L_1 = 1)$ 。另外, 支撑导线悬索型号为 JG3A-767, 导线型号为 JLG1A-400/35, 物理参数如表 3 所示, 支撑地线悬索型号选用 JG3A-240, 地线型号选用 JLB20A-120。

选取 $U_{10} = 35\text{ m/s}$ 的平均风、湍流度为 13.33% 的脉动风作为风荷载输入, 风速时程时长

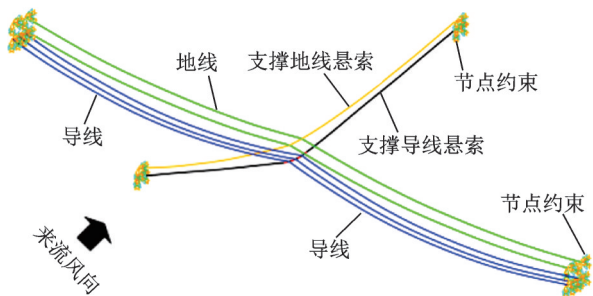


图 12 某两跨耐张型悬索支撑输电结构

Fig. 12 A two-span tension suspension-braced transmission structure

表 3 物理参数

Tab. 3 Physical parameters

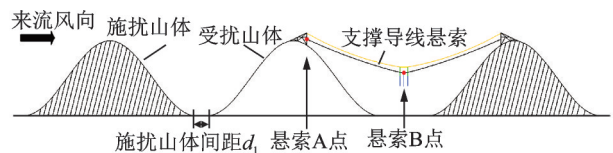
结构部件	截面积/ mm ²	直径/ mm	单位长度重量/ (kg·m ⁻¹)	弹性模量/ (N·mm ⁻²)
支撑导线悬索	766.5	36	6.07	1.8×10^5
输电导线	425.24	26.82	1.35	6.5×10^4

取为 512 s , 风场模拟所需参数如表 4 所示, 来流风向如图 13(a) 中所示。以 DS1 工况为例, 考虑和不考虑施扰山体影响的单跨导线风速时程如图 14 所示。为综合分析施扰山体影响下的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤状况, 选择支撑导线悬索、导线的端部和跨中为疲劳分析部位。由于本次试验的采集位置为受扰山体山顶和背风面山脚, 故

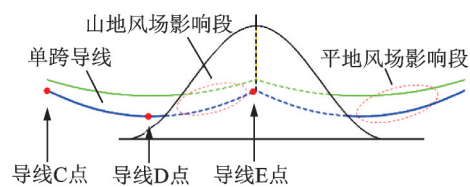
表 4 风场模拟参数

Tab. 4 Parameter values of the wind field

参数	取值	参数	取值
截断频率/(rad·s ⁻¹)	8π	地面粗糙度系数 α	0.15
频率离散点数	2048	x 方向衰减系数	8
持时/s	512	y 方向衰减系数	16
时间步长/s	0.125	z 方向衰减系数	10



(a) 支撑导线悬索视角
(a) View of the supporting-conductor suspension cable



(b) 导线视角
(b) View of the conductor

图 13 两跨耐张型悬索支撑输电结构的疲劳分析部位
Fig. 13 Fatigue analysis parts of the two-span tension suspension-braced transmission structure

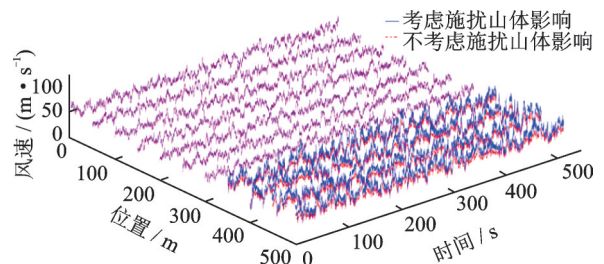


图 14 DS1 工况的单跨导线风速时程

Fig. 14 The wind velocity time-history of a span conductor under DS1 condition

考虑支撑导线悬索疲劳分析部位固定在受扰山体的端部和跨中,如图 13(a)中悬索 A 点和悬索 B 点。图 13(b)中,单跨导线一端处于复杂山地风场中,另一端则处于平地风场中,因此,单跨导线疲劳分析部位考虑为两端和跨中,即导线 C 点、导线 D 点和导线 E 点。

3.2 施扰山体对耐张型悬索支撑输电结构风振的影响

以 DS1 工况为例,分别进行考虑和不考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振分析。考虑和不考虑施扰山体影响的导线 E 点的应力时程和侧向位移分别如图 15 和 16 所示。考虑施扰山体影响的导线 E 点应力均值为 72.06 MPa,应力均方差为 16.30 MPa;而不考虑施扰山体影响的应力均值为 65.90 MPa,应力均方差为 13.16 MPa。显然,施扰山体对导线 E 点的应力均值和应力均方差的影响较为明显。图 17 为导线 E 点的应力功率谱,可以看出,导线 E 点应力谱能分布在较宽的频带内,没有明显的谱峰,施扰山体对导线 E 点的应力功率谱有一定影响。由图 16 可得,导线 E 点侧向位移受施扰山体影响亦较大。

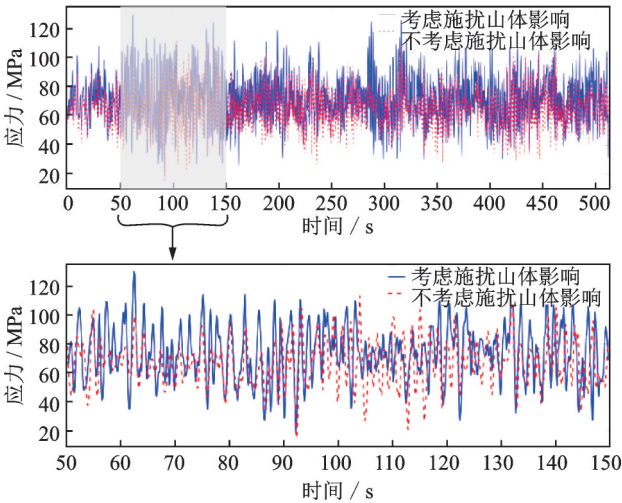


图 15 导线 E 点的应力时程

Fig. 15 Stress time-history of conductor point E

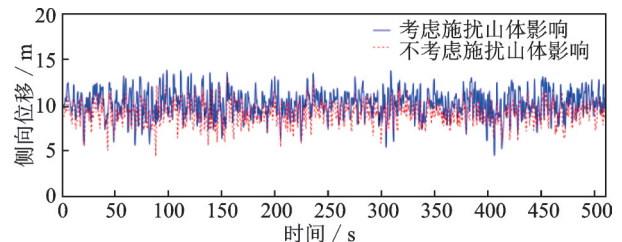


图 16 导线 E 点的侧向位移

Fig. 16 The lateral displacement of conductor point E

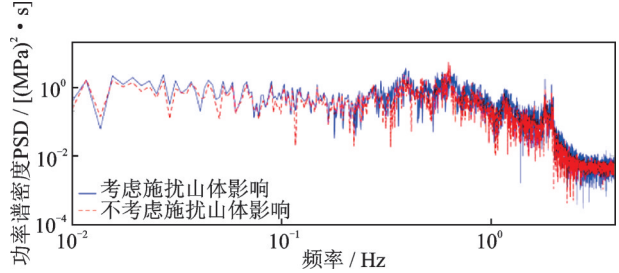


图 17 导线 E 点的应力功率谱密度图

Fig. 17 Power spectral density of stress of conductor point E

3.3 施扰山体对耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响

在上一节由风振分析得到的应力时程的基础上,分别进行考虑和不考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤分析。以 DS1 工况为例,采用雨流计数法处理应力时程,得到相应的应力幅和应力循环的累计次数,如图 18 所示。可以看出,不考虑施扰山体影响的导线 E 点高应力幅出现频次少于考虑施扰山体影响的导线 E 点。表 5 为 DS1 工况中各部位的疲劳损伤。相比于不考虑施扰山体的工况,施扰山体影响下的各部位疲劳损伤值普遍较大。总体而言,施扰山体对耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响较为显著。

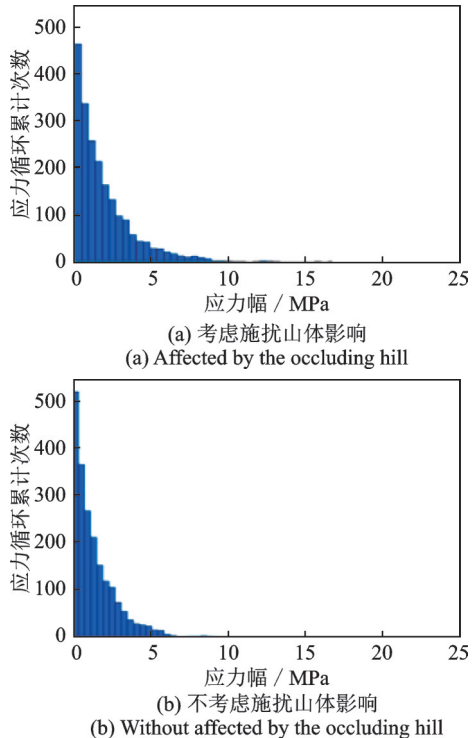


图 18 导线 E 点的应力幅分布

Fig. 18 Distribution of stress amplitudes of conductor point E

3.4 不同施扰山体对耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响

所有工况下,各疲劳分析部位在整个计算期内

表5 DS1工况的疲劳损伤

Tab. 5 Fatigue damage under DS1 condition

疲劳分析 部位	疲劳损伤/ $\times 10^{-7}$	
	考虑施扰山体影响	不考虑施扰山体影响
悬索A点	8.87	6.97
悬索B点	4.26	1.82
导线C点	52.05	10.38
导线D点	12.05	9.76
导线E点	31.88	8.19

的疲劳损伤如表6所示。由此可见,施扰山体坡度对耐张型悬索支撑输电结构疲劳损伤的影响较为明显,对于同一疲劳分析部位,施扰山体坡度较小或较大时,其疲劳损伤均较大,当施扰山体为DX4时,各部位疲劳损伤最小。这是由于在背风面山脚处和耐张型悬索支撑输电结构所处高度范围内,施扰山体坡度越小,平均风修正系数越小,而脉动风修正系数越大,在两者共同的影响下,处于中间的施扰山体坡度对耐张型悬索支撑输电结构疲劳损伤的影响最小。对于同一施扰山体坡度,悬索A点的疲劳损伤较悬索B点更大。相比于导线跨中疲劳损伤,导线端部疲劳损伤更为明显,其中,处于平地风场的导线C点疲劳损伤最为显著。

表6 不同施扰山体影响下的疲劳损伤

Tab. 6 Fatigue damage under the influence of different occluding hills

工况 编号	疲劳损伤/ $\times 10^{-7}$				
	悬索A点	悬索B点	导线C点	导线D点	导线E点
DS1	8.87	4.26	52.05	12.05	31.88
DS2	5.74	2.39	12.10	9.13	9.70
DS3	3.26	1.69	6.70	3.25	1.61
DS4	4.40	2.08	8.42	6.20	4.87
DS5	3.18	2.05	12.71	3.76	6.40
DH1	9.19	4.29	24.34	5.62	5.14
DH2	5.34	2.37	13.91	5.47	2.86
DH3	5.83	2.49	7.55	8.03	5.68
DL1	20.63	3.94	81.20	26.26	24.18
DL2	6.42	4.63	15.77	12.68	8.95
DL3	6.04	2.06	9.53	2.60	6.00
DL4	2.50	0.99	2.60	1.57	0.63
DL5	5.36	3.51	5.12	2.54	2.52

施扰山体高度对各部位疲劳损伤的影响规律并不一致,这是因为施扰山体高度对平均风修正系数和脉动风修正系数无明显影响。同一施扰山体高度影响下的各部位疲劳损伤情况与同一施扰山体坡度相同。施扰山体间距对各部位疲劳损伤的影响较大,当施扰山体间距较小时,各部位疲劳损伤较大,其随着施扰山体间距的增大而减小,最后略有增大。施扰山体间距对平均风修正系数和脉动风修正系数

的影响与施扰山体坡度类似,各部位疲劳损伤结果亦类似。同一施扰山体间距工况中,各部位疲劳损伤情况与同一施扰山体坡度工况相同。

4 结论

由于施扰山体会对受扰山体风场风速特性产生影响,复杂山地地形中的耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤分析应当考虑施扰山体的影响。本文通过复杂山地风场特性风洞试验讨论了山地平均风速特性和脉动风速特性随施扰山体坡度、高度和间距的变化规律,并基于非线性有限元方法建立了考虑施扰山体影响的耐张型悬索支撑输电结构风振非线性有限元分析模型,进而采用雨流计数法和Miner线性疲劳累积损伤准则进行疲劳损伤分析,最后研究了施扰山体对两跨耐张型悬索支撑输电结构风振疲劳损伤的影响。可得出主要结论如下:

(1) 施扰山体对受扰山体风场特性的影响存在临界高度,在临界高度以下,受扰山体山顶和背风面山脚平均风修正系数随着施扰山体坡度的增大而增大,随着施扰山体间距的增大而减小;在临界高度以上,则恰好相反。

(2) 当施扰山体坡度不断增大时,受扰山体背风面山脚近地面脉动风修正系数和最大脉动风修正系数随之减小。施扰山体高度对背风面山脚脉动风修正系数无显著影响。背风面山脚近地面脉动风修正系数基本不受施扰山体间距的影响,而最大脉动风修正系数随着间距的增大而增大。

(3) 随着施扰山体坡度的增大,耐张型悬索支撑输电结构各部位风振疲劳损伤呈先减小后增大的变化趋势。施扰山体高度对各部位疲劳损伤的影响较小,无明显变化规律。当施扰山体间距为0~600 m时,各部位疲劳损伤较大,随着间距不断增大,其逐渐减小,当施扰山体间距为600~800 m时,各部位疲劳损伤随着间距的增大而陡然增大。

(4) 在同一施扰山体影响下,支撑导线悬索端部疲劳损伤较支撑导线悬索跨中更大,导线端部疲劳损伤较导线跨中更为明显,其中,处于平地风场的导线端部疲劳损伤最为显著。

参考文献:

- [1] 李宏男,白海峰.高压输电塔-线体系抗灾研究的现状与发展趋势[J].土木工程学报,2007,40(2): 39-46.
LI Hongnan, BAI Haifeng. State-of-the-art review on studies of disaster resistance of high-voltage transmission tower-line systems[J]. China Civil Engineering Jour-

- nal, 2007, 40(2): 39-46.
- [2] 邹云峰, 康星辉, 周帅, 等. 高海拔深切峡谷桥址风场特性实测研究[J]. 工程力学, 2023, 40(5): 69-78.
ZOU Yunfeng, KANG Xinghui, ZHOU Shuai, et al. Field measurement study on wind characteristics at bridge site in deep gorge with high altitude[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(5): 69-78.
- [3] 张明金, 李永乐, 余传锦, 等. 深切峡谷桥址区高空风特性现场实测研究[J]. 西南交通大学学报, 2019, 54(3): 542-547.
ZHANG Mingjin, LI Yongle, YU Chuanjin, et al. Field measurements study on high-altitude wind characteristics of bridge site in deep gorge[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2019, 54(3): 542-547.
- [4] 黄国庆, 彭留留, 廖海黎, 等. 普立特大桥桥位处山区风特性实测研究[J]. 西南交通大学学报, 2016, 51(2): 349-356.
HUANG Guoqing, PENG Liuliu, LIAO Haili, et al. Field measurement study on wind characteristics at puli great bridge site in mountainous area[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2016, 51(2): 349-356.
- [5] 沈炼, 韩艳, 蔡春声, 等. 山区峡谷桥址处风场实测与数值模拟研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2016, 43(7): 16-24.
SHEN Lian, HAN Yan, CAI Chunsheng, et al. Experiment and numerical simulation for wind field of a long-span suspension bridge located in mountainous canyon [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2016, 43(7): 16-24.
- [6] 朱乐东, 任鹏杰, 陈伟, 等. 坝陵河大桥桥位深切峡谷风剖面实测研究[J]. 实验流体力学, 2011, 25(4): 15-21.
ZHU Ledong, REN Pengjie, CHEN Wei, et al. Investigation on wind profiles in the deep gorge at the Balinghe Bridge site via field measurement[J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2011, 25(4): 15-21.
- [7] 李正良, 徐姝亚, 肖正直, 等. 山地风速地形修正系数沿山坡的详细插值分布[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2016, 43(3): 23-31.
LI Zhengliang, XU Shuya, XIAO Zhengzhi, et al. Detailed interpolation distribution of hilly wind topographic factor along hillside[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2016, 43(3): 23-31.
- [8] JACKSON P S, HUNT J C R. Turbulent wind flow over a low hill[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1975, 101(430): 929-955.
- [9] HUNT J C R, LEIBOVICH S, RICHARDS K J. Turbulent shear flows over low hills[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1988, 114(484): 1435-1470.
- [10] MASON P J, SYKES R I. Flow over an isolated hill of moderate slope[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1979, 105(444): 383-395.
- [11] TAYLOR P A. Turbulent boundary-layer flow over low and moderate slope hills[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1998, 74-76: 25-47.
- [12] WENG W S, TAYLOR P A, WALMSLEY J L. Guidelines for airflow over complex terrain: model developments[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 86(2-3): 169-186.
- [13] LUBITZ W D, WHITE B R. Wind-tunnel and field investigation of the effect of local wind direction on speed-up over hills[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2007, 95(8): 639-661.
- [14] CAO S Y, TAMURA T. Experimental study on roughness effects on turbulent boundary layer flow over a two-dimensional steep hill[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2006, 94(1): 1-19.
- [15] MILLER C A, DAVENPORT A G. Guidelines for the calculation of wind speed-ups in complex terrain[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1998, 74: 189-197.
- [16] KIM H G, PATEL V C, LEE C M. Numerical simulation of wind flow over hilly terrain[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 87(1): 45-60.
- [17] KIM H G, LEE C M, LIM H C, et al. An experimental and numerical study on the flow over two-dimensional hills[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 66(1): 17-33.
- [18] 严磊, 李嘉隆, 何旭辉. 脉动风和车辆荷载联合作用下中央扣对悬索桥吊索疲劳损伤的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2023, 54(4): 1393-1406.
YAN Lei, LI Jialong, HE Xuhui. Effect of central clamps on fatigue damage of suspenders of suspension bridge under joint action of fluctuating wind and vehicle loads[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2023, 54(4): 1393-1406.
- [19] 张卓群, 李宏男, 李东升, 等. 高压输电塔结构的疲劳寿命分析[J]. 电力建设, 2014, 35(1): 14-18.
ZHANG Zhuoqun, LI Hongnan, LI Dongsheng, et al. Fatigue life analysis of HV transmission tower structure [J]. Electric Power Construction, 2014, 35(1): 14-18.
- [20] CRANDALL S H, MARK W D. Random Vibration in Mechanical Systems[M]. New York: Academic Press, 1963: 103-126.
- [21] WIRSCHING P H, LIGHT M C. Fatigue under wide band random stresses[J]. Journal of the Structural Division, 1980, 106(7): 1593-1607.
- [22] 屠海明, 邓洪洲. 基于频域的桅杆结构风振疲劳分析[J]. 特种结构, 1999, 16(4): 34-36.

- TU Haiming, DENG Hongzhou. The study of guyed mast fatigue based on stress spectrum under wind vibration[J]. *Special Structures*, 1999, 16(4): 34-36.
- [23] 孔德怡,李黎,龙晓鸿,等. 输电线微风振动疲劳寿命影响因素分析[J]. *武汉理工大学学报*, 2010, 32(10): 53-57.
KONG Deyi, LI Li, LONG Xiaohong, et al. Parametric investigation on fatigue life of transmission line subjected to aeolian vibration[J]. *Journal of Wuhan University of Technology*, 2010, 32(10): 53-57.
- [24] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
MOHURD. Load code for the design of building structures: GB 50009—2012[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [25] HUNT A. Wind-tunnel measurements of surface pressures on cubic building models at several scales[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1982, 10(2): 137-163.
- [26] 李正良,王邦杰,王涛. 考虑山地风场效应的耐张型悬索支撑输电结构风振响应分析[J/OL]. *工程力学*, 1-13 [2024-07-09]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2595.O3.20230821.1823.006.html>.
- LI Zhengliang, WANG Bangjie, WANG Tao. Wind-induced vibration response of tension suspension-braced transmission structure in hilly terrain[J/OL]. *Engineering Mechanics*, 1-13 [2024-07-09]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2595.O3.20230821.1823.006.html>.
- [27] 晏致涛,黄静文,李正良. 基于结点6自由度的分裂导线有限元模型[J]. *工程力学*, 2012, 29(8): 325-332.
YAN Zhitao, HUANG Jingwen, LI Zhengliang. Finite element model of bundle lines based on 6-DOF node[J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(8): 325-332.
- [28] 吴茂田. 悬索结构的风致动力效应分析[D]. 重庆: 重庆大学, 2010.
WU Maotian. Analysis of wind-induced dynamic effect of suspended cable structure[D]. Chongqing: Chongqing University, 2010.
- [29] MANN J. Wind field simulation[J]. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 1998, 13(4): 269-282.
-
- 第一作者:** 李正良(1963—),男,博士,教授,博士生导师。
E-mail: lizhengl@hotmail.com
- 通信作者:** 王涛(1993—),男,博士,博士后。
E-mail: taowang@alu.cqu.edu.cn