

高墩长联钢—混结合梁顶推施工期抖振响应及控制

宋曰建^{1,2}

(1. 中国铁建投资集团有限公司, 北京市 100083; 2. 中铁建投山西高速公路有限公司, 山西 运城 044000)

摘要:依托山西临猗黄河大桥工程,针对高墩长联钢—混凝土组合结构桥梁钢箱梁顶推施工期最大悬臂状态风致抖振响应及其控制措施进行了研究。采用准定常理论考虑钢箱梁断面、钢导梁断面抖振力及气动自激力,通过谐波合成法实现桥位处紊流风场脉动风速时程模拟,对钢箱梁顶推最大悬臂状态风致抖振响应进行时域计算。结合桥梁结构实际特点与施工方法,提出采用下拉索抗风措施进行钢箱梁顶推最大悬臂状态风致抖振响应控制,并采用有限元分析方法对该施工期抗风措施的控制效果进行计算分析。结果表明:钢箱梁顶推最大悬臂状态钢导梁1阶竖弯自振频率为0.450 7 Hz,钢导梁1阶侧弯自振频率为0.534 4 Hz;当主梁高度处设计风速为39.4 m/s时,钢导梁悬臂端竖向位移响应瞬时极值为0.631 4 m,钢导梁悬臂端侧向位移响应瞬时极值为0.191 1 m;在钢导梁悬臂端附近设置临时下拉索抗风措施可有效提升桥梁结构竖向刚度和减小钢导梁悬臂端抖振位移响应,从而提升桥梁结构钢导梁最大悬臂状态竖向自振频率;随着下拉索刚度的增长,其抑振效率为非线性增长,当悬臂端竖向位移降比达到约60%后其控制效果趋缓。

关键词:高墩长联桥梁;钢箱梁;钢导梁;顶推施工;抖振响应;下拉索

中图分类号: U445.4

文献标志码: A

大跨桥梁在施工过程中结构尚未合龙,结构的刚度往往较小,受风致振动响应较大,因此,大跨桥梁施工期风致振动响应与控制需要重点关注。Tanaka等^[1]对大跨度桥梁施工期抗风性能回顾与综述,指出桥位处大风对施工期桥梁结构带来的威胁主要包括:处于施工状态的主梁断面带来的气动不稳定性、结构

刚度不足导致的大幅抖振响应、自立状态下桥塔所受的涡激力作用等。目前,国内外许多学者通过风洞试验、数值计算方法对大跨桥梁施工期抗风稳定性能进行了研究。夏烨等^[2]针对大跨桥梁主塔施工过程中附着的高耸塔吊开展了抖振时域分析,并提出了一套分析流程;江帆等^[3]针对沪通长江大桥桥塔施工过程中

- *****
- [8] Prestressed Concrete Institute. PCI Design Handbook Precast and Prestressed Concrete 6th Edition[S]. PCI Industry Handbook Committee, 2004.
- [9] FARROW C. BEN, FRIGUI Imed, KLINGNER Richard E. Tensile Capacity of Single Anchors in Concrete: Evaluation of Existing Formulas on a LRFD Basis[J]. ACI Structure Journal, 1996, 93(1): 128—137.
- [10] SMITH A L, COUCHMAN G H. Strength and Ductility of Headed Stud Shear Connectors in Profiled Steel Sheeting[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66(6): 748—754.
- [11] 聂建国, 马原. 抗拔不抗剪栓钉连接件抗拔性能试验研究[J]. 特种结构, 2015, 32(3): 6—12.
- [12] 丁敏, 薛伟辰, 王骅. 钢—高性能混凝土组合梁栓钉连接件抗剪性能的试验[J]. 工业建筑, 2007(8): 9—13.
- [13] 汪炳, 黄侨, 荣学亮. 基于 ABAQUS 的栓钉连接件承载力分析及验证[J]. 中外公路, 2017, 37(2): 126—131.
- [14] 张金, 周志祥, 向红, 等. 钢—混凝土组合连续梁力学性能分析[J]. 中外公路, 2012, 32(1): 120—125.
- [15] 封博文, 刘永健, 彭元诚, 等. 施工误差对剪力钉工作性能的影响[J]. 建筑科学与工程学报, 2018, 35(1): 119—126.
- [16] 李成君, 周志祥, 黄雅意, 等. 装配式组合梁剪力钉抗剪承载力研究[J]. 中国公路学报, 2017, 30(3): 264—270.
- [17] 李慧, 刘永健, 张宁, 等. 冻融循环作用后栓钉连接件受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(5): 149—155.
- [18] 谢宜琨, 方国强, 张宁, 等. 低温下栓钉连接件的抗剪性能试验研究[J]. 建筑结构, 2020, 50(9): 86—91.
- [19] 周伟翔. 连续组合梁桥钢与混凝土连接试验研究[D]. 上海: 同济大学, 2007.
- [20] 蔺钊飞, 刘玉擎. 焊钉连接件抗拉承载力试验[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2015, 43(9): 1 313—1 322.

收稿日期: 2022-07-09(修改稿)

基金项目: 山西省交通运输厅交通建设科技项目(编号: 2020-2-02)

作者简介: 宋曰建, 男, 大学本科, 高级工程师. E-mail: 2353008208@qq.com

布置有附着结构的大桥桥塔进行了抗风性能研究,评估了不同风速下桥塔的抗风稳定性;Diana等^[4]采用几何缩尺比为1:220的气弹模型风洞试验,在均匀流及紊流风场下对土耳其伊兹米特海湾大桥(Izimit Bay Bridge)的气动稳定性和抖振响应进行了试验研究,结果表明该大跨悬索桥施工状态下大桥的颤振临界风速低于成桥状态,需要引起关注;Kavrov等^[5]以一座悬臂拼装状态下的大跨斜拉桥为对象,采用有限元时域计算方法基于准定常假定及线性非定常理论分析了结构的抖振响应,结果表明紊流度较高状态下,气动自激力及气动导纳函数对计算结果的影响不可忽视。

目前,国内外的桥梁施工采用了一系列的振动控制结构措施以保障大桥的安全,主要包括结构措施、阻尼措施和气动控制措施三类。目前在施工过程中常采用的临时抗风结构措施主要有:①在主梁悬臂端增设倾斜或竖向拉索,将拉索锚固于桥塔根部或桥位处地面以减小主梁悬臂端的竖向或横向振动响应,如赤石特大桥^[6]、加拿大安那西斯桥(Annacis Bridge)都采用了此类临时抗风措施;②在主梁悬臂梁段增设临时支墩以减小主梁悬臂段长度,从而提高主梁施工期抗风性能,如法国米约大桥(Millau Viaduct)在顶推施工过程中建造了多个临时钢支架墩以控制施工过程中的风致振动^[7];③在主梁上方增设临时拉索塔架,张拉斜拉索以提高主梁结构刚度,如墨西哥恰帕斯大桥(Chiapas Bridge)^[8]。在这些措施中,临时支墩措施受制于地理条件,施工工程量大、成本较高;桥面拉索塔架增加了施工过程中的结构附加荷载,在主梁顶推过程中会对结构受力产生不利影响。部分学者针对桥梁施工期的抗风措施效果开展了研究工作,如张茜等^[9]以杭州湾跨海大桥为背景,采用抖振时域分析方法计算了结构的风致抖振响应,并根据计算结果提出了杭州湾跨海大桥施工过程中的有效抗风措施;宫成等^[6]以赤石特大桥施工期结构为背景,利用抖振时域计算方法检验了同时采用下拉索及TMD控制措施的有效性,并与现场实测结果进行比对,结果表明该措施有效地降低了悬臂端的抖振位移响应;Lei等^[10]以平潭海峡大桥为研究对象,采用几何缩尺比为1:225的气弹模型检验了该桥施工期最大双悬臂状态下的抖振响应,并采用多组抗风索措施研究了其对抖振响应的抑制作用。

综上所述,桥梁结构的施工期抗风性能是桥梁全过程设计中不可忽视的重要课题。该文以一座高墩长联大型桥梁工程为背景,针对其顶推施工期最大悬臂

状态开展时域抖振分析,并提出下拉索施工期抗风措施,采用有限元分析方法对该措施的抑振效果进行计算分析。

1 工程概况

山西临猗黄河大桥(简称“临猗黄河大桥”)位于山西省西南部,主桥结构为主跨128 m的多跨等高度钢箱梁混凝土组合梁连续梁桥,主桥全长3 816 m,具有高墩、长联的显著特点。大桥施工期采用原位步履顶推施工方法,顶推施工过程中最大悬臂长度为128 m,悬臂长度较大且大桥施工期持时较长,施工期内的风致振动问题突出。图1(a)所示为顶推施工至第一联第六跨时的最大悬臂状态的大桥结构布置图,该状态下5个桥墩高度分别为94.0 m、96.0 m、97.0 m、99.0 m、68.0 m。大桥主梁采用带有外斜撑的钢箱—混凝土组合梁,主梁施工期未铺设上部桥面板,主梁宽度26.0 m,梁高6.0 m,施工期主梁标准断面图如图1(b)所示。主梁顶推悬臂段设置钢导梁结构,钢导梁为焊接工字形结构,顶板对接钢箱梁顶板,总长度为81.6 m,钢导梁断面如图1(c)所示。

临猗黄河大桥桥位基本风速(10 m高度、10 min平均时距、100年重现期)为 $V_{10}=29.6$ m/s。大桥桥位设计标高 $H_0=352.633$ m,以最高桥墩计算,对应桥面标高为: $H_{deck}=455.146$ m,则桥面距离水面的最大距离为 $Z_d=102.513$ m,偏于安全考虑,取施工年限大于3年,对应的主梁施工期设计基准风速为:

$$V_{sd}=k_{sf} \cdot k_f \cdot \left(\frac{Z_d}{10}\right)^a \cdot V_{10}=39.4 \text{ m/s} \quad (1)$$

式中: k_f 为抗风风险系数,抗风风险区域R2对应的抗风风险系数 $k_f=1.02$; k_{sf} 为施工期抗风风险系数,抗风风险区域R2对应的施工期抗风风险系数 $k_{sf}=0.88$ 。

2 钢箱梁顶推最大悬臂状态抖振响应分析

2.1 结构有限元模型

采用大型有限元分析软件Ansys针对临猗黄河大桥钢箱梁顶推最大单悬臂状态建立三维有限元模型。主梁、钢导梁及桥墩均采用Beam4空间梁单元模拟,横隔板采用Mass21质量单元施加于主梁上(仅考虑质量效应)。表1为临猗黄河大桥钢箱梁顶推施工

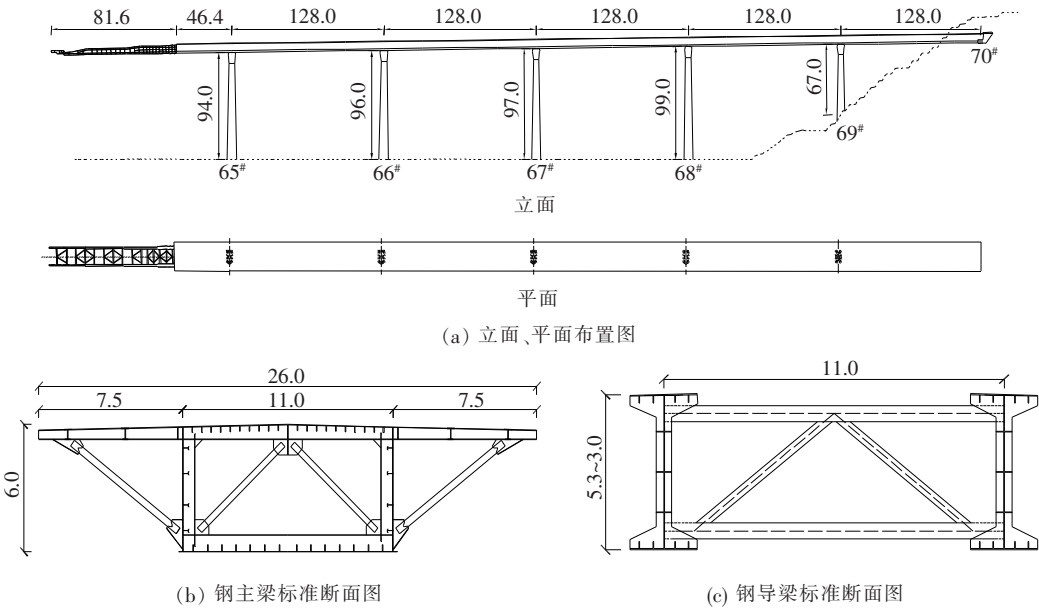


图 1 临猗黄河大桥施工期总体布置及钢箱梁、钢导梁断面图(单位:m)

表 1 临猗黄河大桥钢箱梁顶推施工最大悬臂状态前 10 阶模态参数

阶数	振型描述	频率/Hz	阶数	振型描述	频率/Hz
1	钢导梁 1 阶竖弯	0.450 7	6	桥墩纵弯	0.621 0
2	钢导梁 1 阶侧弯	0.534 4	7	桥墩纵弯	0.638 1
3	桥墩纵弯	0.595 2	8	主梁反对称侧弯	0.667 7
4	桥墩纵弯	0.610 5	9	主梁正对称侧弯	0.841 9
5	主梁正对称侧弯	0.620 7	10	主梁竖弯	0.956 5

最大单悬臂状态前 10 阶结构固有模态振型、频率的计算结果。

2.2 抖振时域分析方法

采用 Davenport 准定常抖振力模型,主梁断面单位长度所受的脉动风激振力可表示为:

$$D_b(t)=0.5\rho U^2 D \cdot \left[2C_D \frac{u(t)}{U}+C'_D \frac{w(t)}{U}\right] \quad (2a)$$

$$L_b(t)=0.5\rho U^2 B \cdot \left[2C_L \frac{u(t)}{U}+\left(C'_L+\frac{D}{B}C'_D\right)\frac{w(t)}{U}\right] \quad (2b)$$

$$M_b(t)=0.5\rho U^2 B^2 \cdot \left[2C_M \frac{u(t)}{U}+C'_M \frac{w(t)}{U}\right] \quad (2c)$$

式中: $D_b(t)$ 、 $L_b(t)$ 、 $M_b(t)$ 分别为主梁断面单位长度所受的瞬时阻力、升力、升力矩; ρ 为空气密度; B 为主梁断面宽度; D 为主梁断面高度; C_D 、 C_L 、 C_M 分别为主梁断面的阻力系数、升力系数、升力矩系数; $C'_D=\frac{dC_D}{d\alpha}$, $C'_L=\frac{dC_L}{d\alpha}$, $C'_M=\frac{dC_M}{d\alpha}$; α 为来流风攻角; U 为平均

风速; $u(t)$ 、 $w(t)$ 分别为顺风向、竖向脉动风速。

在低频脉动风作用下,来流紊流尺度远大于结构特征尺度时,可通过准定常理论计算抖振力。当紊流频率增大时,抖振力表现出明显的非定常特性,来流风与激振力间的传递关系无法简单地通过常值气动三分力系数描述,需要引入气动导纳进行修正。气动导纳是脉动风谱与抖振力谱间的传递函数,依赖于脉动风频率和结构气动外形。引入气动导纳函数后的抖振力可写为:

$$D_b(t)=0.5\rho U^2 D \cdot \left[2\gamma_1(t)C_D \frac{u(t)}{U}+\gamma_2(t)C'_D \cdot \frac{w(t)}{U}\right] \quad (3a)$$

$$L_b(t)=0.5\rho U^2 B \cdot \left[2\gamma_3(t)C_L \frac{u(t)}{U}+\gamma_4(t)\left(C'_L+\frac{D}{B}C'_D\right)\frac{w(t)}{U}\right] \quad (3b)$$

$$M_b(t)=0.5\rho U^2 B^2 \cdot \left[2\gamma_5(t)C_M \frac{u(t)}{U}+\gamma_6(t)C'_M \cdot \frac{w(t)}{U}\right] \quad (3c)$$

$$\frac{w(t)}{U}] \quad (3c)$$

式中: $\gamma_1 \sim \gamma_6$ 为时域气动导纳函数。

气动导纳函数的概念最早在航空航天领域由 Sears^[11] 提出, 针对流线形机翼断面, 可根据势流理论推导得到非定常升力表达式, 其中脉动风谱到抖振力谱的转换函数称为 Sears 函数, 后由 Liepmann^[12] 由片条假定简化后得到 Sears 函数幅值简化表达式:

$$|\theta(k)|^2 = \frac{1}{1+\pi k} = \frac{1}{1+\pi \frac{\omega B}{U}} \quad (4)$$

式中: k 为无量纲频率; B 为断面特征长度; U 为平均风速。

目前通常采用抖振力谱法和等效风谱法在抖振计算中引入气动导纳函数的修正。其中, 抖振力谱法是将脉动风谱和 Sears 函数表达式直接在频域中代入式(5), 从而得到考虑气动导纳修正的抖振力谱:

$$S_D(\omega) = \rho U^2 D^2 \cdot [C_D^2(\alpha) \cdot |\chi_{Du}(\omega)|^2 S_u(\omega) + \frac{1}{4} C_D'^2(\alpha) |\chi_{Dw}(\omega)|^2 S_w(\omega)] \quad (5a)$$

$$S_L(\omega) = \rho U^2 B^2 [C_L^2(\alpha) |\chi_{Lu}(\omega)|^2 S_u(\omega) + \frac{1}{4} \cdot [C_L'^2(\alpha) + \frac{D^2}{B^2} C_D^2(\alpha)] |\chi_{Lw}(\omega)|^2 S_w(\omega)] \quad (5b)$$

$$S_M(\omega) = \rho U^2 B^4 \cdot [C_M^2(\alpha) |\chi_{Mu}(\omega)|^2 S_u(\omega) + \frac{1}{4} \cdot C_M'^2(\alpha) |\chi_{Mw}(\omega)|^2 S_w(\omega)] \quad (5c)$$

式中: $|\chi_{ij}(\omega)|^2, i=D, L, M; j=u, w$ 为频域气动导纳函数; $S_u(\omega), S_w(\omega)$ 为顺风向、竖向脉动风谱。

考虑到 Sears 函数为频域函数, 无法直接应用于时域表达式中, 因此常通过等效风谱法得到气动导纳修正后的脉动风速时程并用于时域抖振计算中。首先假定空间脉动风方向上的气动导纳函数相等, 即:

$$|\chi_{Du}(\omega)|^2 = |\chi_{Lu}(\omega)|^2 = |\chi_{Mu}(\omega)|^2 = |\chi_u(\omega)|^2 \quad (6a)$$

$$|\chi_{Dw}(\omega)|^2 = |\chi_{Lw}(\omega)|^2 = |\chi_{Mw}(\omega)|^2 = |\chi_w(\omega)|^2 \quad (6b)$$

则可对空间各脉动方向的风谱分别进行修正, 得到考虑气动导纳函数修正后的等效风谱, 即:

$$S_u^*(\omega) = |\chi_u(\omega)|^2 \cdot S_u(\omega) \quad (7a)$$

$$S_w^*(\omega) = |\chi_w(\omega)|^2 \cdot S_w(\omega) \quad (7b)$$

式中: $S_u^*(\omega), S_w^*(\omega)$ 分别为顺风向、竖向考虑气动导纳修正的脉动风谱; $|\chi_u(\omega)|^2, |\chi_w(\omega)|^2$ 分别为顺风向、竖向的气动导纳函数。

2.3 气动参数测试

采用风洞试验方法分别测试主梁断面施工状态及钢导梁断面三分力系数, 钢主梁节段模型采用芯梁和 ABS 气动外衣组成, 模型几何缩尺比为 $\lambda_L = 1/50$, 对应模型长、宽和高分别为 $L = 1.6 \text{ m}$ 、 $B = 0.520 \text{ m}$ 和 $H = 0.126 \text{ m}$ 。测力装置采用水平式测力系统, 模型两端连接 KD40000 系列多维力测力天平, 测试得到均匀流风场下的气动力。钢导梁刚体模型由 ABS 及有机玻璃材料制成, 采用竖直测力系统, 由底座处的框式六分量天平测试采集均匀流风场下的气动力。钢导梁模型几何缩尺比为 $\lambda_L = 1/50$, 模型长度 $L = 1.6 \text{ m}$, 钢导梁两侧工字梁中心距为 $B = 0.22 \text{ m}$, 由于钢导梁为

变截面结构, 采用等效梁高 \bar{D} 计算三分力系数, 如式(8)所示。两类试验中风攻角范围均为 $-12^\circ \sim +12^\circ$, 风攻角间隔为 1° , 试验风速 $U = 10 \text{ m/s}$ 。风攻角 $\alpha = 0^\circ$ 时, 施工阶段主梁断面 $C_D = 1.2409, C_D' = 0.3323, C_L = 0.0403, C_L' = -2.0913, C_M = 0.0070, C_M' = -0.1432$; 钢导梁断面 $C_D = 0.9772, C_D' = -1.2548, C_L = 0.0032, C_L' = 0.5672, C_M = 0.0181, C_M' = 0.1318$ 。

$$\bar{D} = \frac{\sum_{i=1}^n D_i \cdot L_i}{L} \quad (8)$$

式中: D_i 为导梁各梁段的高度; L_i 为各梁段长度。

2.4 脉动风速模拟

考虑桥梁结构的空间特征, 在抖振响应计算中主要关注顺风向脉动风和竖向脉动风, 横风向脉动风影响较小。通常假定脉动风场可沿空间三个方向分解为三个一维多变量随机过程, 且三个方向上脉动风功率谱具备不同特征。采用谐波合成法生成顺风向和竖向脉动风速。在全桥主梁上布置 24 个模拟点, 桥墩上布置 15 个模拟点, 共计 39 个, 如图 2 所示。顺风向脉动风速采用 Kaimal 谱, 竖向脉动风采用 Panofsky 谱, 模拟截止频率 $\omega_u = 4\pi \text{ rad/s}$, 频率分段数为 2048 个, 采样频率为 10 Hz, 模拟总时间为 600 s。采用 Matlab 编写谐波合成法程序实现脉动风速时程模拟, 图 3 为大桥顶推施工悬臂端前缘处模拟点的顺风向及竖向脉动风速时程及功率谱密度曲线。由图 3(c)、(d) 可知: 模拟脉动风速风谱与目标风谱吻合较好, 可以采用该脉动风速时程进行桥梁结构抖振响应计算。

2.5 计算结果

采用 Sears 函数等效风谱法修正抖振力的非定常

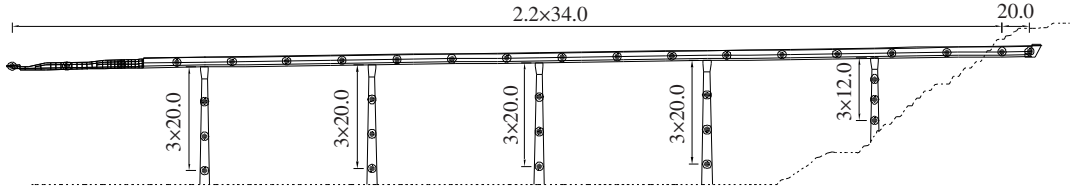


图 2 脉动风场模拟点布置位置

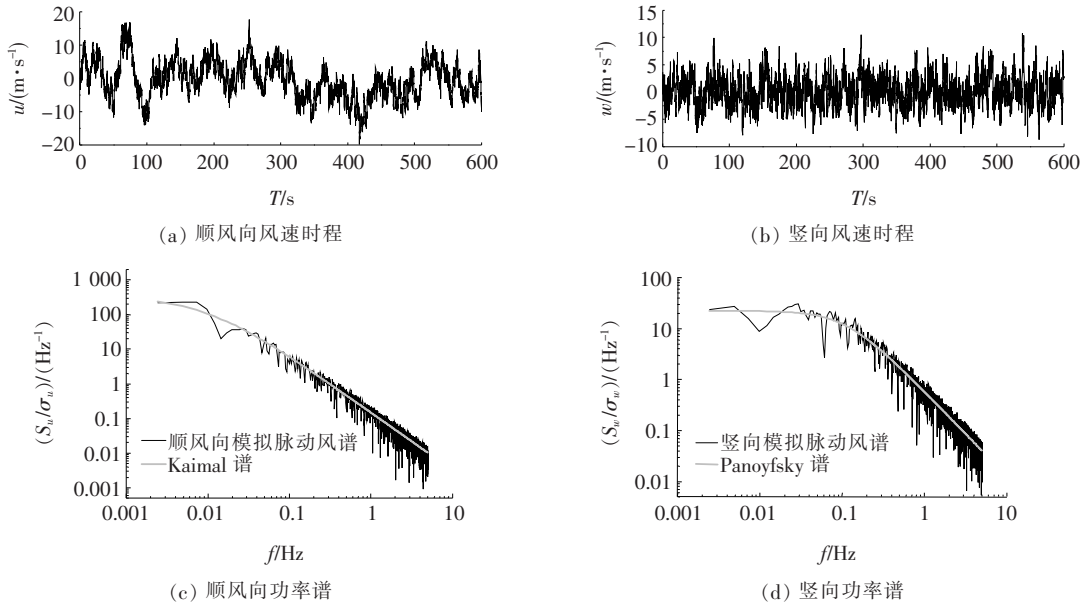


图 3 悬臂端模拟点脉动风速时程曲线及功率谱密度曲线

特性,在主梁施工期设计风速 $U=39.4\text{ m/s}$ 、风偏角 $\beta=0^\circ$ 下,进行主梁顶推最大悬臂状态风致抖振响应计算。

图 4 为钢导梁悬臂端竖向及侧向位移响应时程曲线及频谱图,图中结果均已换算至实桥。

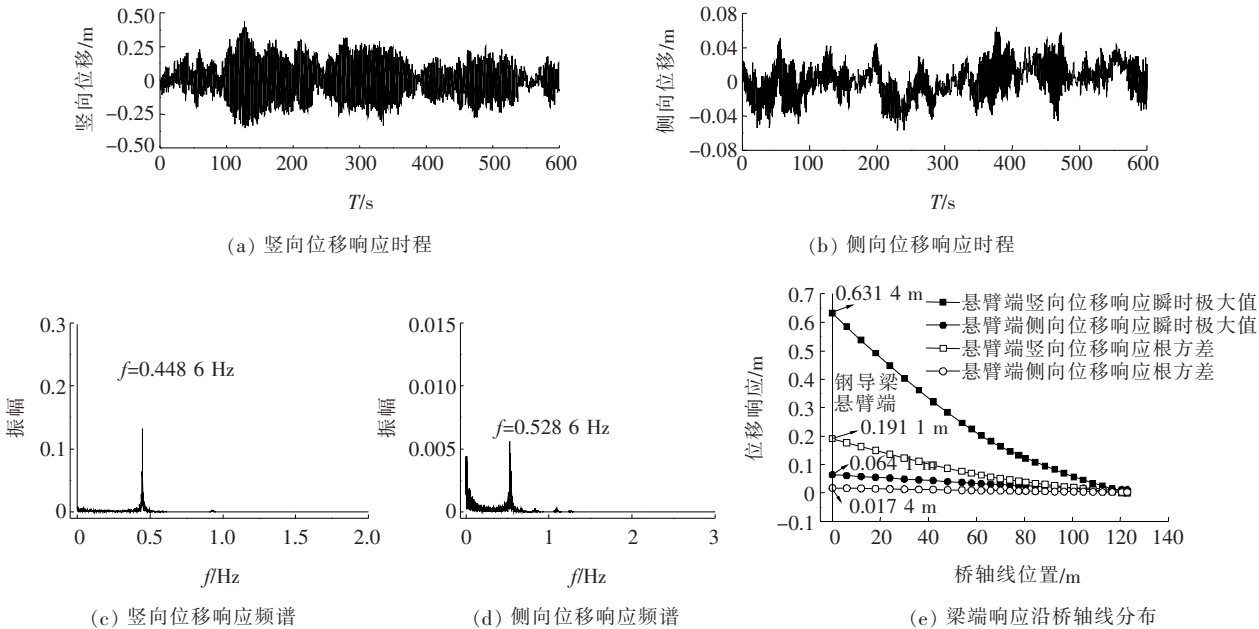


图 4 钢导梁悬臂端位移响应时程、频谱曲线及响应值分布

由图 4 可知:悬臂端竖向位移响应主要卓越频率 $f=0.448\ 6\ \text{Hz}$,与全桥结构钢导梁 1 阶竖弯频率 $f=0.450\ 7\ \text{Hz}$ 接近,主梁悬臂端竖向位移响应以钢导梁 1 阶竖弯振型为主;悬臂端侧向位移响应频谱主频为 $f=0.532\ 6\ \text{Hz}$,与全桥结构钢导梁 1 阶侧弯频率 $f=0.534\ 4\ \text{Hz}$ 接近,主梁悬臂端侧向位移响应以钢导梁 1 阶侧弯振型为主。图 4(e)为钢导梁悬臂端位移响应瞬时极大值及根方差值沿桥轴线分布曲线,其中悬臂端竖向位移响应瞬时极大值为 $0.631\ 4\ \text{m}$,根方差值为 $0.064\ 1\ \text{m}$;悬臂端侧向位移响应瞬时极大值为 $0.191\ 1\ \text{m}$,根方差值为 $0.017\ 4\ \text{m}$ 。

3 施工期抗风措施

3.1 方案简介

由于临猗黄河大桥在钢箱梁顶推施工期钢导梁悬臂段出现较大的抖振响应,为确保大桥施工期抗风安全,结合大桥实际桥位特点与施工方案,经与大桥施工、设计单位研讨确定采用下拉索抗风措施,下拉索固定于钢导梁前端附近,并与其正下方处施工便道临时重物连接进行固定,图5为临猗黄河大桥钢箱梁顶推

最大悬臂状态下拉索抗风措施布置示意图。考虑施工便利性,共计采用 6 根竖向下拉索,下拉索采用钢丝绳,根据 GB 8918—2006《重要用途钢丝绳》^[13] 确定钢丝绳规格如表 2 所示,采用 9 类不同刚度的下拉索以评估下拉索抗风措施的减振效果。

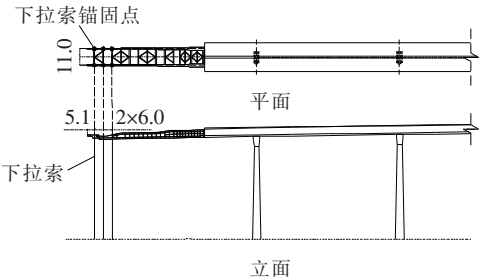


图 5 临猗黄河大桥施工期抗风措施布置图(单位:m)

采用大型有限元软件 Ansys 分别计算各工况下桥梁结构动力特性,定义钢导梁 1 阶竖弯模态频率提升比例因子为 η_{ver} ,即:

$$\eta_{ver} = \left(\frac{f_{ver,i} - f_{ver,0}}{f_{ver,0}} \right) \times 100\% \tag{9}$$

式中: $f_{ver,i}$ 为布置下拉索各工况下的钢导梁 1 阶竖弯模态频率(Hz); $f_{ver,0}$ 为原始状态下的钢导梁 1 阶竖弯模态频率。

表 2 大桥顶推施工期倾斜下拉索控制措施参数

工况 编号	钢丝绳公称 直径/mm	钢丝绳重量/ [kg · (100 m) ⁻¹]	钢丝绳公称 面积/mm ²	钢丝绳张 拉力/kN	$f_{ver,i}$ / Hz	$f_{ver,0}$ / Hz	η_{ver} / %
1	12	60.2	60.8	15	0.5160	0.450 7	14.5
2	14	81.9	82.7	15	0.5356		18.8
3	16	107.0	108.0	15	0.5562		23.4
4	18	135.0	137.0	15	0.5774		28.1
5	20	167.0	169.0	15	0.5985		32.8
6	22	202.0	204.0	15	0.6191		37.4
7	24	241.0	243.0	15	0.6390		41.8
8	26	283.0	285.0	15	0.6577		45.9
9	28	328.0	331.0	15	0.6751		49.8

由表 2 可知:随着钢丝绳直径的增大,临猗黄河大桥钢箱梁顶推最大悬臂状态钢导梁竖向振动频率逐渐增加,大致呈线性增加关系。

3.2 振动控制措施效果评估

为进一步检验下拉索措施对钢箱梁顶推最大悬臂状态风致振动控制效果,采用抖振时域分析方法对临猗黄河大桥在施工期设计风速为 $V_{sd}=39.4\ \text{m/s}$ 时的抖振响应进行计算。图 6 为原结构状态以及 9 种不同

规格下拉索工况下,钢导梁悬臂端竖向位移响应时程曲线。由图 6 可知:随着钢丝绳直径(刚度)的增加,钢导梁悬臂端竖向位移响应整体呈现明显的下降趋势,表明该下拉索措施可有效降低钢导梁悬臂端竖向位移响应。为了进一步比较下拉索减振效果,将钢导梁悬臂端竖向位移降比 ϕ_{ver} 定义如下:

$$\phi_{ver} = \left(\frac{d_{ver,i} - d_{ver,0}}{d_{ver,0}} \right) \times 100\% \tag{10}$$

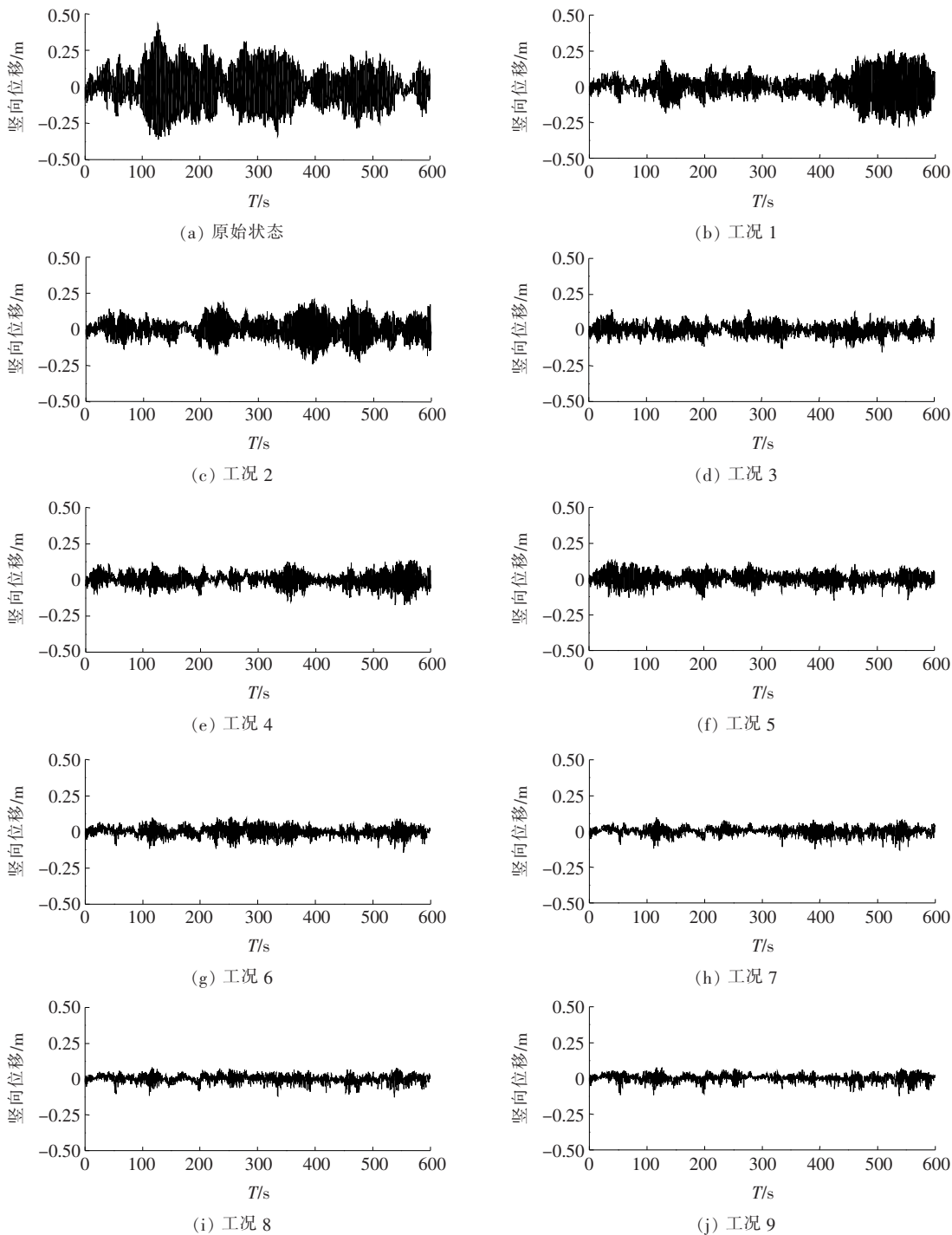


图 6 不同规格下拉索措施工况下钢导梁悬臂端位移响应时程曲线

式中: $d_{ver,i}$ ($i=1,2,9$) 为布置下拉索后各工况下的钢导梁悬臂端的竖向位移响应根方差或瞬时极大值; $d_{ver,0}$ 为原始状态下的钢导梁悬臂端的竖向位移响应根方差或瞬时极大值。

图 7 为钢导梁悬臂端竖向位移响应减振效率随频率提升比例的变化曲线。由图 7 可知: 随钢丝绳下拉索直径的增加, 其对钢导梁悬臂端竖向抖振响应的减

振率呈非线性增长趋势, 当悬臂端竖向位移降比达到约 60% 后开始呈现放缓趋势。

4 结论

以临猗黄河大桥为工程背景, 针对高墩长联大跨桥梁钢箱梁顶推施工期最大悬臂施工状态风致抖振响

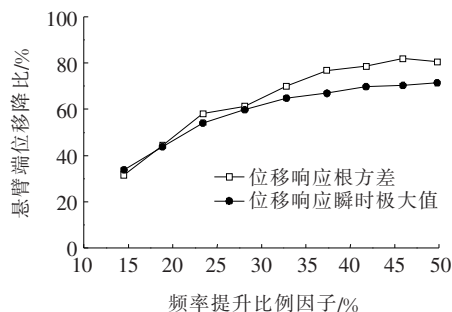


图7 不同规格下拉索减振效率随频率提升比例的变化曲线

应与控制进行了研究,得到如下主要结论:

(1) 采用 Davenport 准定常抖振理论结合谐波合成法,实现了桥梁结构抖振响应时域分析。结果表明:在施工期设计基准风速 $U=39.4 \text{ m/s}$ 作用下,临猗黄河大桥钢箱梁最大悬臂施工状态钢导梁悬臂端竖向位移响应瞬时极大值为 0.6314 m ,侧向位移响应瞬时极大值为 0.1911 m 。

(2) 在钢导梁悬臂端附近设置临时下拉索抗风措施可有效提升桥梁结构竖向刚度,增大桥梁结构刚度,增大桥梁结构刚度,从而减小钢导梁悬臂端抖振位移响应;随着钢丝绳直径的增大,临猗黄河大桥钢箱梁顶推最大悬臂状态钢导梁竖向振动频率逐渐增加,大致呈线性增加关系。

(3) 随钢丝绳下拉索直径的增加,其对钢导梁悬臂端竖向抖振响应的减振率呈非线性增长趋势,当悬臂端竖向位移降比达到约 60% 后开始呈现放缓趋势。

参考文献:

- [1] TANAKA H, LARSEN G L, KIMURA K. Aerodynamics of Long Span Bridges during Erection[J]. Bridge Aerodynamics, 1998; 119—127.
- [2] 夏烨, 简旭东, 孙利民, 等. 大跨桥梁主塔施工阶段塔吊风

致振动与安全性研究[J]. 中外公路, 2020, 40(5): 93—99.

- [3] 江帆, 吴超, 张家玮. 桥塔临时附着结构风致抖振响应时域分析[J]. 中外公路, 2020, 40(5): 186—191.
- [4] DIANA G, YAMASAKI Y, LARSEN A. Construction Stages of the Long Span Suspension Izmit Bay Bridge: Wind Tunnel Test Assessment[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 123: 300—310.
- [5] KAVRAKOV I, MORENTHAL G. A Comparative Assessment of Aerodynamic Models for Buffeting and Flutter of Long-Span Bridges[J]. Engineering, 2017, 3: 823—838.
- [6] 宫成, 刘志文, 谢钢, 等. 高墩大跨斜拉桥悬臂施工期风致振动控制[J]. 工程力学, 2015, 32(S1): 122—128.
- [7] BULLIVANT L. Architectural Record, Millau Viaduct, France[J]. Architectural Record, 2005, 193(2): 32.
- [8] HORACIO Z, ENRIQUE P, ALBERTO P, et al. Design and Construction of “Chiapas” Bridge, Mexico[J]. IABSE Symposium Report, 2002; 1—8.
- [9] 张茜, 周绪红, 狄谨, 等. 大跨度钢箱梁斜拉桥施工过程风致抖振时域分析及抗风措施[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2013, 33(1): 45—66.
- [10] YAN Lei, REN Lei, HE Xuhui, et al. Experimental Study of Buffeting Control of Pingtang Bridge during Construction[J]. Journal of Bridge Engineering, 2020, 25(8): 05020004.
- [11] SEARS William R. Some Aspects of Non-Stationary Airfoil Theory and its Practical Application[J]. Journal of the Aeronautical Sciences, 1941, 8(3): 104—108.
- [12] LIEPMANN H W. On the Application of Statistical Concepts to the Buffeting Problem[J]. Aeronaut Sci, 1952, 19(12): 793—800.
- [13] 鞍钢集团钢绳厂, 贵州钢绳股份有限公司, 郑州金属制品研究院, 等. 重要用途钢丝绳: GB 8918—2006[S]. 北京: 中国标准出版社, 2006.