

文章编号:1003-1995(2023)02-0056-05

高速铁路大跨度斜拉桥箱梁涡振响应及气动优化

朱永兵

中铁上海设计院集团有限公司, 上海 200070

摘 要 无砟轨道高速铁路斜拉桥跨度较大,常采用箱形断面主梁,在桥梁建设和运营过程中涡激振动问题不可忽视。以阜淮高速铁路颍河斜拉桥为工程背景,对主梁断面绕流进行数值模拟以及流固耦合求解,研究主梁断面的气动力参数以及竖向涡振响应。针对可能出现的明显涡振进行气动优化,并分析涡振响应对列车行车稳定性的影响。结果表明:在 0° 、 $\pm 3^\circ$ 和 $\pm 5^\circ$ 五种攻角下主梁原始断面均出现了竖向涡振,最大竖向涡振振幅均较小;在 $+5^\circ$ 攻角下主梁原始断面出现明显的竖向涡振,在检修车轨道内侧加设导流板,可显著减小主梁断面的涡振响应;涡振时最大振幅对应列车行车安全性满足要求。

关键词 铁路桥梁;涡激振动;数值模拟;斜拉桥;箱梁;流固耦合求解;气动优化措施

中图分类号 U448.13;U448.27 **文献标识码** A **DOI**:10.3969/j.issn.1003-1995.2023.02.12

引用格式:朱永兵.高速铁路大跨度斜拉桥箱梁涡振响应及气动优化[J].铁道建筑,2023,63(2):56-60.

随着跨江越海铁路建设的快速发展,大跨度铁路斜拉桥日益增多。已建的铁路斜拉桥主梁以钢桁梁为主,能较好地满足同时搭载公路、铁路交通的需求^[1]。铁路箱梁斜拉桥在我国得到快速发展,如已建成通车的宁波铁路枢纽北环线甬江特大桥、昌赣高速铁路赣江特大桥、安九铁路鳊鱼洲特大桥,以及在建的宜宾临港长江大桥等。箱梁断面与钢桁梁断面差别较大,对于高塔大跨度铁路箱梁桥,其结构整体较柔且断面气动外形较钝,对风的作用敏感,容易发生涡激振动,影响大桥的施工与运营安全,需通过风洞试验等手段对大桥的涡振性能进行探究^[2-5]。

计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)方法不仅可以有效模拟结构周围风场的变化,求解结构表面风荷载等气动参数,还可以利用流固耦合求解方法分析结构物的涡激振动响应^[6]。与风洞试验相比,CFD方法不受试验模型、设备和场所的限制,便于针对涡振表现较差的断面进行气动优化措施研究,在桥梁风致响应研究中得到了广泛应用。赵彤^[7]采用数值风洞完成了 π 形断面三分力系数、颤振导数的识别,并基于剪切压力输运的 $k-\omega$ 湍流模型(Shear Stress Transport $k-\omega$, SST $k-\omega$)进行了 π 形断面桥梁涡激振动的流固耦合模拟,研究了该类型主梁悬索桥涡振敏感

性。徐梓栋等^[8]以苏通大桥标准主梁节段为研究对象,采用流固耦合数值模拟研究了在高湍流度风场条件下大跨度索承桥梁流线形钢箱梁抖振响应,获得了与数值解较为接近的抖振响应理论解。

箱梁设置风嘴使得抗风性能得到改善,但箱梁的检修车轨道处极易发生明显的旋涡脱落,对主梁断面涡激振动性能影响较大^[9-11]。与公路箱梁斜拉桥相比,关于铁路箱形主梁斜拉桥抗风研究较少,且铁路桥抗风设计没有相关规范可以参考。本文以混合梁斜拉桥为工程背景,研究主梁断面的气动力参数以及竖向涡振响应,针对检修车轨道处引起的明显涡振进行气动优化,并分析桥梁发生涡激振动时流场状态对列车行车的影响,可为类似工程提供参考。

1 工程概况

新建阜阳—蒙城—宿州(淮北)城际铁路设计速度为350 km/h,控制性工程为颍河特大桥,其主桥采用(31+73+230+114+40)m高低塔双索面混合梁斜拉桥,为半漂浮体系。中跨和大里程侧边跨主梁采用钢混结合梁,其他跨主梁采用混凝土梁。桥塔采用H形花瓶塔,小里程侧低塔塔高83.4 m,桥面以上塔高60.6 m;大里程侧高塔塔高115.1 m,桥面以上塔高84.8 m。斜拉索采用环氧涂层平行钢丝拉索,低塔侧布置18对拉索,高塔侧布置24对拉索,横向双索面扇形布置。结合梁上索间距10.5 m,混凝土梁上索间距8 m。采用钻孔灌注桩基础。主桥立面布置见图1。

收稿日期:2022-08-15;修回日期:2022-09-13

基金项目:中铁上海设计院集团有限公司科研计划(集21-B05)

作者简介:朱永兵(1978—),男,高级工程师。

E-mail:409947746@qq.com

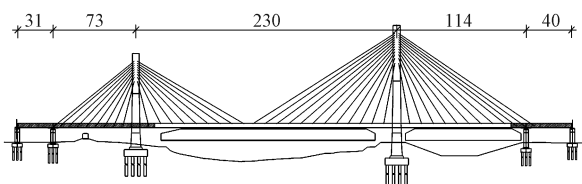


图1 主桥立面布置(单位:m)

斜拉桥主梁断面见图2。钢混结合梁断面采用开口钢箱梁与混凝土桥面板相结合的形式,为单箱三室断面。混凝土箱梁采用单箱三室梁,标准横截面为带风嘴形式,中腹板下方设置检修车轨道。

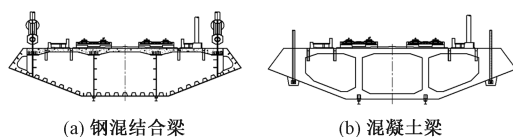


图2 斜拉桥主梁断面

2 数值模拟方法

2.1 动网格技术

计算湍流模型选择对钝体断面绕流有良好适应性的SST $k-\omega$ 模型^[12],动网格方法为弹簧光顺法。

2.2 求解域及网格划分

计算区域宽度太窄会导致物体后卷起的分离涡达到边界再反射回来造成干扰,计算区域长度太短会难以准确给出边界条件,计算区域太大则会造成计算资源的浪费。因此,要求数值模型计算区域能够较为真实地模拟实桥绕流特性。参考JTG/T 3360-01—2018《公路桥梁抗风设计规范》^[13]D.2虚拟风洞试验区域和边界条件中的规定,确定了合理的计算区域,即入口至模型的距离为 $5B$,出口至模型的距离为 $20B$,顶底侧至模型的距离为 $5B$ 。 B 为桥梁节段模型宽度。模型在计算域中的阻塞比小于5%,数值模拟求解域及边界条件见图3。

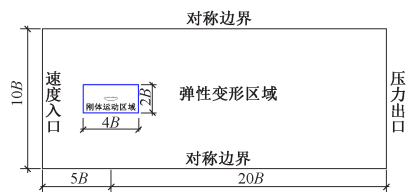


图3 数值模拟求解域及边界条件

在划分单元网格时采用混合网格方案,外围流场为结构化网格,桥梁附近为非结构四边形网格,网格总数约60万。黏性计算时,壁面附近是流场中可以预先知道的高梯度区域,即边界层区域。为了准确分辨边界层,需要预估边界层厚度,并大致了解边界层内速度分布规律。计算时雷诺数 $Re = 10^4$,边界层的贴

体网格控制由 $y^+ < 1$ 控制。 y^+ 是考虑了第1层网格厚度和具体流动特征参数的无量纲壁面距离,表征了第1层网格在边界层分区结构中的位置。划分网格时贴体网格厚度取 $0.0005B$ 。模型网格系统见图4。

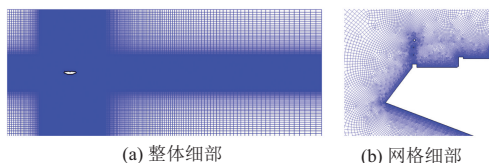


图4 模型网格系统

2.3 边界条件

①流场入口采用速度入口边界条件,入口风速为10 m/s;②顶部和底部采用对称边界条件;③流场出口采用压力出流边界条件;④主梁断面采用无滑移的壁面条件。

2.4 计算方法

求解器的压力-速度耦合算法使用分步法,此算法具有与PISO(Pressure-Implicit with Splitting of Operators)算法相同的二阶精度。空间离散格式采用二阶迎风格式。在时间离散格式上采用二阶隐式求解,时间步长设为 0.0001 s ,以满足库朗数要求。

采用Newmark- β 算法对结构振动进行求解,将结构位移(速度)反馈给流体计算域,实现流体作用和结构振动的耦合。主梁断面涡振计算流程如下:

- 1)通过计算静态断面的Strouhal数(即 St 数),初步预测断面涡振起振风速;
- 2)选择一个小于涡振起振风速的风速,通过数值计算获取主梁断面在某一时刻受到的气动力;
- 3)将获得的气动力代入主梁断面振动控制方程,采用Newmark- β 算法求解主梁断面在下一时刻的速度和位移;
- 4)将求解得到的主梁断面速度和位移赋予主梁断面,更新数值计算中的主梁断面位置,然后进入下一时刻,重复第2步;
- 5)获得这一级风速下主梁断面的位移响应时程,分析该级风速下涡振响应时程,得到稳定振幅后增加风速进入下一级风速,重复第2步。

2.5 主梁涡激振动响应计算参数

本文研究的主梁断面为钢混结合梁,其涡激振动响应计算参数见表1。涡激振动数值计算采用一阶正对称竖弯模态频率,其他高阶竖弯模态的涡振风速可通过 St 数相同的原则进行换算^[14]。根据行车安全运营风速阈值要求,涡激振动数值分析主要针对前两阶的竖弯振型。

表 1 涡激振动响应计算参数

参数	数值
梁高/m	3.8
梁宽/m	18.6
每米等效质量/(kg·m ⁻¹)	77 300
竖弯频率/Hz	0.528
竖弯阻尼比/%	1

3 计算结果与分析

3.1 静力三分力系数及涡脱频率

在均匀流条件下设置0°、±3°和±5°共5种攻角，计算得到主梁断面静力三分力系数，并与类似断面的风洞试验结果进行对比，见表2。其中试验结果仅涉及静力三分力中阻力系数、升力系数。可知，由于断面形式相似，三分力系数计算值和试验值接近且趋势一致，验证了模型的正确性。

表 2 主梁断面静力三分力系数

攻角/(°)	C_D		C_L		C_M
	计算值	试验值	计算值	试验值	
-5	1.080	0.945	-0.097	-0.029	-0.005
-3	0.982	0.923	0.009	-0.017	-0.040
0	0.810	0.786	0.188	-0.013	-0.086
+3	0.834	0.826	0.167	-0.012	-0.093
+5	0.934	0.876	0.110	-0.003	-0.083

注： C_D 、 C_L 、 C_M 分别为主梁断面的阻力系数、升力系数、力矩系数。

对主梁断面绕流进行静态数值模拟，可以获得主梁断面的 St 数，从而初步确定主梁的涡振风速范围，为涡振计算提供参考。

不同攻角下主梁断面升力系数频谱见图5。图中横坐标频率通过无量纲化转变为 St 数。可见，以主梁断面宽度 B 为参考长度，主梁断面的无量纲涡脱频率为0.79，即主梁断面 $St = 0.79$ 。以大桥一阶正对称竖弯模态(频率 $f = 0.528$ Hz)为参考，预估该阶模态的涡振起振风速 $U = fB/St = 12.2$ m/s。

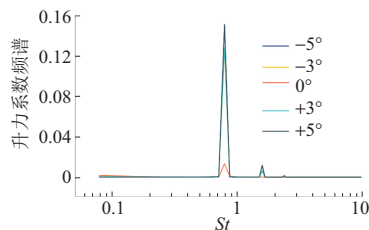


图 5 不同攻角下主梁断面升力系数频谱

3.2 原始断面涡振响应

在均匀来流下，对不同攻角下主梁原始断面[参见图2(a)]的涡振响应进行数值模拟研究，得到不同风速下的涡振振幅。根据静态流场计算中涡振起振风速的预估结果，确定计算风速范围为11~19 m/s，风速增加步长为1 m/s。

-5°攻角下主梁原始断面竖向振动位移时程曲线见图6。可知： $U = 11$ m/s时原始断面的振动响应幅值较小，且未出现等幅简谐振动，表明在此风速下原始断面未出现涡振； $U = 12$ m/s时原始断面出现了等幅简谐振动，即原始断面出现涡激振动，最大振幅约11.3 mm； $U \geq 14$ m/s时原始断面的涡振振幅逐渐减小，涡激振动风速锁定现象逐渐消失。

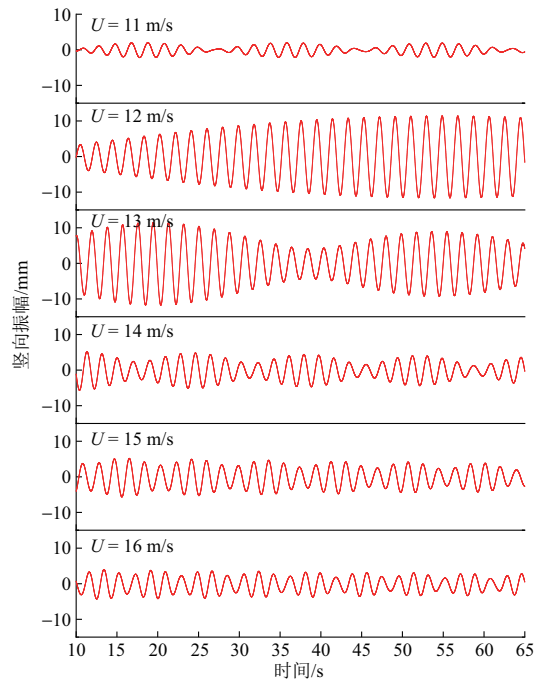


图 6 -5°攻角下主梁原始断面竖向振动位移时程曲线

主梁原始断面振幅随风速变化情况见图7。其中， L 区段为涡振风速锁定区间。可知：不同攻角下原

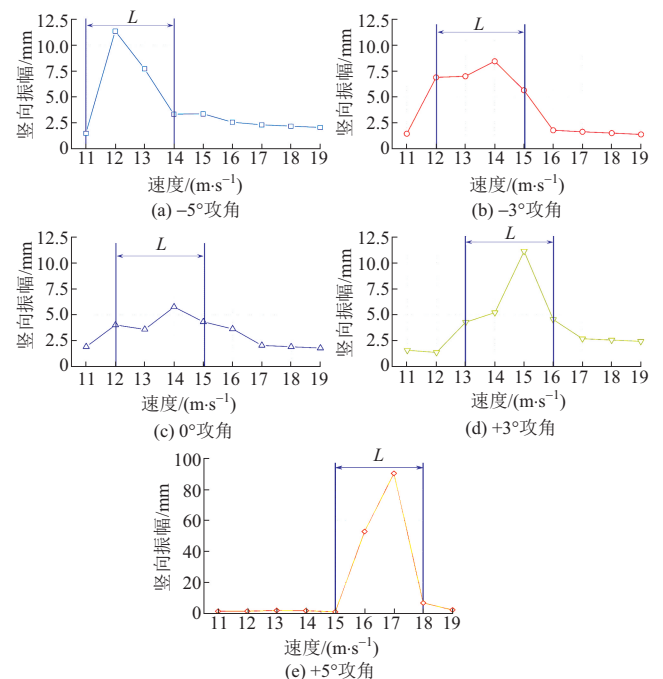


图 7 主梁原始断面振幅随风速变化情况

始断面竖向涡振风速锁定区间不同,在此风速锁定区间外未出现明显的竖向涡振现象; $+5^\circ$ 攻角下, $U = 17 \text{ m/s}$ 时,主梁竖向涡振现象十分显著,其对应的最大竖向振幅为 90.4 mm ;除 $+5^\circ$ 攻角外,其他攻角下主梁振幅均较小。

3.3 气动优化措施

由于 $+5^\circ$ 攻角下主梁原始断面出现较为明显的竖向涡振,且振幅较大,因此对原始断面进行气动优化。

3.3.1 优化措施

根据原始断面周围的绕流特性可知,原始断面在大攻角下出现竖向涡振的主要原因是背风侧检修车轨道处气流发生分离而产生的旋涡和脉动升力。因此,参考文献[10]中导流板布置方式提出沿全桥主梁断面在检修车轨道内侧加设导流板的气动优化措施。两条轨道内侧分别加设导流板的主梁断面,简称优化断面,见图8。导流板厚度为 3 mm ,宽度为 95 cm ,导流板与主梁底板夹角为 30° ,在高度方向上与检修车轨道(工字梁)上下侧均齐平。

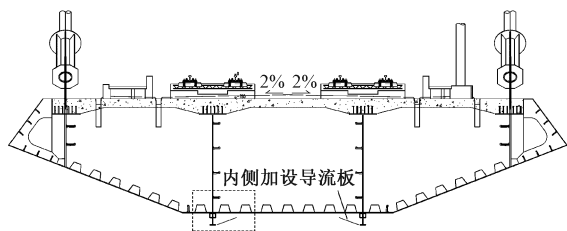


图8 优化断面

3.3.2 $+5^\circ$ 攻角下优化断面的涡振响应

采用流固耦合算法对优化断面的涡振特性进行分析,对比在 $+5^\circ$ 攻角下原始断面和优化断面的涡振响应,见图9。可知,原始断面、优化断面的最大竖向振幅分别为 90.4 、 15.5 mm ,竖向振幅减少约 82.9% 。这表明在检修车轨道内侧加设导流板可显著抑制正攻角下的主梁竖向涡振响应。

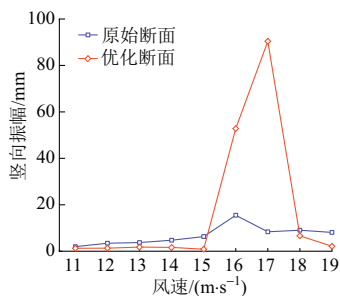


图9 $+5^\circ$ 攻角下两种断面的涡振响应对比

$+5^\circ$ 攻角下不同断面涡量云图见图10。可知,气流在原始断面背风侧检修车轨道处显著分离,较大振幅的脉动升力引发竖向涡振。内侧设置导流板后,脱

落旋涡远离优化断面背风侧斜腹板,产生的脉动升力较小,断面的涡振响应受到抑制。

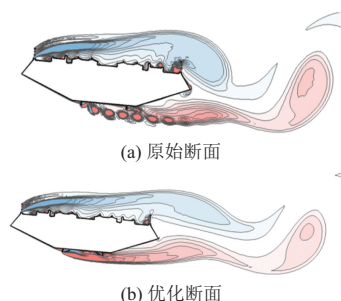


图10 $+5^\circ$ 攻角下不同断面涡量云图

3.4 涡振响应对列车行车稳定性的影响分析

将一阶正对称竖弯振型中的最大位移即振型数据中最大幅值设为 15.5 mm 。基于SIMPACK车线动力仿真程序对车辆进行整体建模,根据车辆通过主桥的车速,将静态涡振振型转化为动态涡振振型,并作为附加不平顺输入车辆轮对边界条件中,分析该幅值涡振振型对CRH3动车组列车车体加速度的影响。主桥全长 480 m ,列车速度 350 km/h ,列车通过主桥时长约 5 s 。当一阶正对称竖弯振型最大振幅为 15.5 mm 时,引起的列车振动加速度为 0.15 m/s^2 (图11)。经过车桥耦合分析,双线CRH3以 350 km/h 通过主桥时,车体最大竖向加速度为 1.47 m/s^2 ,满足 2.5 m/s^2 限值要求。

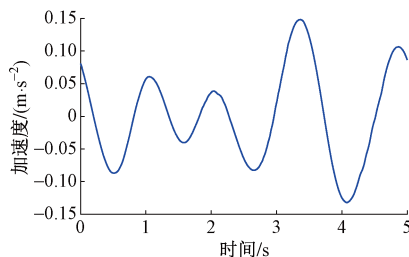


图11 列车振动加速度时程曲线

4 结论

1) 0° 攻角下的阻力系数、升力系数和升力矩系数分别为 0.810 、 0.188 和 -0.086 ,根据 St 数预估了该桥涡振起振风速约为 12.2 m/s 。

2) 主梁原始断面在 0° 、 $\pm 3^\circ$ 和 -5° 攻角下,发生涡振的风速锁定区为 $11 \sim 16 \text{ m/s}$,最大竖向振幅为 11.3 mm 。

3) 在 $+5^\circ$ 攻角下,主梁原始断面出现明显的竖向涡振,最大振幅为 90.4 mm ,对应风速为 17 m/s 。在检修车轨道内侧加设导流板,可显著减小主梁断面的涡振响应,最大振幅减小到 15.5 mm ;减小后最大振幅引起的列车振动加速度为 0.15 m/s^2 ,列车行车安全性满足要求。

参 考 文 献

- [1] 项海帆. 现代桥梁抗风理论与实践[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.
- [2] 葛耀君, 赵林, 许坤. 大跨桥梁主梁涡激振动研究进展与思考[J]. 中国公路学报, 2019, 32(10): 1-18.
- [3] 冯丛, 华旭刚, 胡腾飞, 等. 箱桁梁断面斜拉桥涡振性能及抑振措施的研究[J]. 铁道建筑, 2016, 56(2): 9-13.
- [4] 陈良江. 我国铁路斜拉桥的实践与设计参数研究[J]. 铁道建筑, 2017, 57(11): 1-6.
- [5] 刘晓光, 郭辉, 赵欣欣. 沪通长江大桥主航道桥总体设计参数分析[J]. 桥梁建设, 2015, 45(6): 63-68.
- [6] 阎超, 于剑, 徐磊, 等. CFD模拟方法的发展成就与展望[J]. 力学进展, 2011, 41(5): 562-589.
- [7] 赵彤. π 型主梁双跨简支悬索桥流固耦合效应研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2021.
- [8] 徐梓栋, 王浩, 刘震卿. 大跨索承桥梁流线型钢箱梁抖振响应流固耦合数值模拟[J/OL]. 振动工程学报, 2022: 1-9 [2022-08-15] <http://kns.cnki.net/kcms/detail/32.1349.tb.2022021.0849.002.html>
- [9] 龙俊贤, 李前名, 任达程, 等. 上跨铁路桥梁主梁涡振性能及抑振措施研究[J]. 中外公路, 2021, 41(2): 148-153.
- [10] 刘君, 廖海黎, 万嘉伟, 等. 检修车轨道导流板对流线型钢箱梁涡振的影响[J]. 西南交通大学学报, 2015, 50(5): 789-795.
- [11] 董佳慧, 周强, 马汝为, 等. 边箱钢-混叠合梁颤振性能及气动措施研究[J]. 振动与冲击, 2020, 39(3): 155-160.
- [12] MENTER F R, KUNTZ M, LANGTRY R. Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model [J]. Heat and Mass Transfer, 2003, 1: 625-632.
- [13] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥梁抗风设计规范: JTG/T 3360-01—2018[M]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
- [14] 周帅, 陈政清, 华旭刚, 等. 大跨度桥梁高阶涡振幅值对比风洞试验研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(18): 29-35, 69.

Vortex Vibration Response and Aerodynamic Optimization of Box Girder of Long Span Cable-stayed Bridge on High Speed Railway

ZHU Yongbing

China Railway Shanghai Design Institute Group Co. Ltd., Shanghai 200070, China

Abstract The cable-stayed bridge of ballastless track high speed railway has a long span, and the box section girder is often used. The vortex induced vibration problem can not be ignored during the construction and operation of the bridge. Taking the Yinghe cable-stayed bridge of Fuyang-Mengcheng-Suzhou (Huaibei) high speed railway as the engineering background, the numerical simulation and fluid-solid coupling solution of the flow around the main girder section were carried out, the aerodynamic parameters of the main girder section and the vertical vortex induced vibration response were studied respectively. The aerodynamic optimization research was carried out for the possible obvious vortex induced vibration, and the influence of the vortex induced vibration response on the train operation stability was calculated. The results show that vertical vortex induced vibration occurs in the original section of the main girder at five attack angles of 0° , $\pm 3^\circ$ and $\pm 5^\circ$, and the maximum vertical vortex induced vibration amplitude is small. At an attack angle of $+5^\circ$, the original section of the main girder has obvious vertical vortex induced vibration. The vortex induced vibration response of the main girder section can be significantly reduced by adding a deflector on the inner side of the maintenance car track. The maximum amplitude corresponding to the train operation safety during vortex vibration meets the requirements.

Key words railway bridge; vortex induced vibration; numerical simulation; cable-stayed bridge; box girder; fluid-solid coupling solution; aerodynamic optimization measure

Citation format: ZHU Yongbing. Vortex Vibration Response and Aerodynamic Optimization of Box Girder of Long Span Cable-stayed Bridge on High Speed Railway[J]. Railway Engineering, 2023, 63(2): 56-60.

(编辑: 郑冰 校对: 葛全红)