文章编号:1674-2974(2024)05-0114-09 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024053

边箱式π型断面涡振性能及导流板措施参数研究

王峰[1],邢丰[1],熊川[2],王佳盈[1†],郑晓东[3],张久鹏[1],黄晓明[4]
(1. 长安大学 公路学院,陕西 西安 710064;
2. 广州市高速公路有限公司,广东 广州 510220;
3. 广东省公路建设有限公司湾区特大桥养护技术中心,广东 东莞 523981;
4. 东南大学 交通学院,江苏 南京 210018)

摘 要:π型断面因构造简单与受力性能好,被广泛应用于桥梁建设中,但其抗风性能差,易产生涡激振动问题.本文以边箱式π型断面桥梁为研究对象,采用宽高比10:1的π型断面刚体节段模型进行同步测振测压试验,并且通过计算流体力学方法加以对比验证,研究π型断面涡振性能与导流板抑振机理.试验结果表明:边箱式π型断面在0°、±3°风攻角下发生显著涡激振动,通过在断面两侧加设特定形式及尺寸参数的导流板措施可抑制断面竖弯及扭转涡振.其中,倒L型导流板措施气动优化效果显著,可有效消除涡振振幅,而水平导流板措施的抑振效果有限,相较于竖弯涡振,扭转涡振对于水平导流板尺寸参数更为敏感.通过对比数值模拟结果与表面气动压力分布,表明倒L型导流板措施能够优化断面气动外形,削弱断面上下表面旋涡脱落尺度和能量,同时降低断面所受的周期性气动力,从而有效抑制断面涡振.

关键词:π型断面;涡激振动;风洞试验;导流板;风压
中图分类号:U441.3 **文献标志码**:A

Study on Vortex-induced Vibration Performance of π-shaped Side-box Section and Measurement Parametric of Guide Vanes

WANG Feng[1], XING Feng[1], XIONG Chuan[2], WANG Jiaying[1†], ZHENG Xiaodong[3], ZHANG Jiupeng[1], HUANG Xiaoming[4]
(1. School of Highway Engineering, Chang'an University, Xi'an 710064, China;
2. Guangzhou Expressway Co. Ltd., Guangzhou 510220, China;
3. Guangdong Highway Construction Co. Ltd. Bay Area Bridge Maintenance Technology Center, Dongguan 523981, China;
4. School of Transportation, Southeast University, Nanjing 210018, China)

Abstract: The π-shaped section is widely used in bridge construction because of its simple structure and good mechanical performance, but it is easy to generate vortex-induced vibration (VIV) because of its poor wind resistance. Therefore, in this paper, a bridge with π-shaped section with a side box type is taken as the research

* **收稿日期**:2023-02-18
基金项目:国家重点研发计划资助项目(2021YFB2600600),National Key R & D Project of China(2021YFB2600600);长安大学中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(300102213101), Fundamental Research Funds for the Central Universities of Chang'an University (300102213101)
作者简介:王峰(1983—),男,陕西西安人,长安大学副教授,博士
† 通信联系人,E-mail: wjying@chd.edu.cn

object, and the same step vibration and pressure measurement test is carried out by using a π-shaped section rigid section model with an aspect ratio of 10∶1. Moreover, the vorticity vibration performance of π-shaped section and the vibration suppression mechanism of the deflator are studied by comparing and verifying the method of computational fluid dynamics. The experimental results show that significant VIV occurs at wind attack angles of 0° and ±3°. The vertical bending and torsional VIV can be suppressed by adding a guide plate with specific form and size parameters on both sides of the section. Among them, the inverted L-shaped baffle has a significant aerodynamic optimization effect, which can effectively eliminate the VIV amplitude, while the horizontal baffle has a limited vibration suppression effect. Compared with the vertical curved VIV, the torsional VIV is more sensitive to the size of the horizontal baffle. By comparing the numerical simulation results with the surface aerodynamic pressure distribution, the inverted L-shaped baffle can optimize the aerodynamic profile of the section, weaken the scale and energy of vortex loss on the upper and lower surfaces of the section, and reduce the periodic aerodynamic force on the section, thus effectively suppressing the VIV of the section.

Key words: π-shaped section; vortex-induced vibration; wind tunnel test; guide vane; wind pressure

随着桥梁设计理论和建设技术革新,现代桥梁结构逐步向大跨径、高柔度、低阻尼[1]方向发展,对风荷载变化也越发敏感.涡激振动[2]是风在结构表面流经引发的限幅振动现象,具有强迫和自激性质,虽不会对桥梁结构产生破坏,但会极大影响行车安全性与舒适性,并且增大桥梁产生裂纹或疲劳破坏风险[3].为有效抑制涡激振动,保证桥梁正常使用,提升桥梁韧性十分有必要.加设气动控制措施可优化桥梁断面气动外形,避免涡激振动,增强大跨径桥梁抵抗力.

π型断面作为典型开口钝体断面,按照主梁纵梁形式分为边箱式与边工字式,通过连接件将桥面和纵梁相连,两者共同受力,具有良好受力性能,同时π型主梁能充分利用混凝土抗压能力,与混凝土桥梁相比可减轻自重增大跨径,加上便于轻型化机械施工吊装,能极好地降低建设成本,被广泛应用于实际工程.但作为典型开口钝体断面,对风荷载作用极为敏感,其抗风稳定性能较差,易发生复杂涡激振动.目前,众多学者针对π型主梁断面涡激振动开展了许多研究.通过风洞试验,Kubo等[4]研究π型主梁振动幅值和锁定区间与工字梁间距的关系;Lee等[5]的研究也验证了π型叠合梁边主梁间距对断面涡振有显著贡献作用.通过风洞同步测振测力试验,李加武等[6]分析双层π型梁斜拉桥在不同梁间距和风攻角下涡振响应以及静三分力系数变化情况;潘辉[7]利用Fluent动网格技术模拟π型主梁竖弯双涡振锁定区间,从气动力、旋涡脱落演化角度来阐述双涡振特性;董锐等[8]通过对三种π型结合主梁断面进行风洞试验,优化气动选型并总结出少量紊流对涡振周期性脱落有抑制作用;李春光等[9]以双边主梁钢混叠合梁为工程背景,得出主梁断面上部构造对其涡振性能影响更显著;张国强[10]对π型桥梁断面形式、栏杆布置、倾角高度等因素进行研究,提高断面整体稳定性;段青松等[11]针对半开口和分离边箱开口断面分析风攻角、阻尼比等对其主梁涡振性能的影响;李锐[12]通过选取三种宽高比断面,研究π型叠合梁涡振特性随断面宽高比的变化规律;李欢等[13]通过调整隔流板和下稳定板等措施来控制施工阶段π型主梁涡振;张天翼等[14-15]针对宽幅双箱叠合梁进行研究,指出在桥面板两侧加设竖向裙板抑振效果最佳;刘志文等[16]以π型钢-混凝土结合梁为研究背景,得出与单一气动措施相比,采用组合气动措施优化效果最佳的结论;汪志雄等[17]通过风洞试验分析中央稳定板、导流板等抑振措施对π型主梁斜拉桥弯扭耦合涡激共振的影响;黄林等[18]研究导流板倾斜角度对π型叠合梁涡振性能的优化作用.

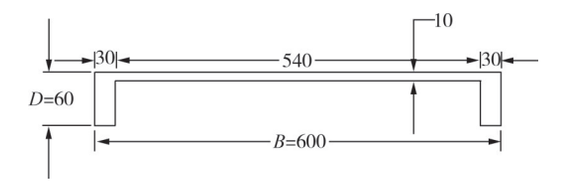
基于目前π型主梁研究现状[19-21],导流板因控制措施经济、构造简单,且对π型主梁断面具有良好抑振效果[22-23],故被广泛应用于实际工程.本文根据部分双边箱式π型断面桥梁的结构参数设计宽高比10∶1的双边箱式π型主梁断面刚体节段模型,进行节段模型同步测振测压试验,分析π型主梁模型涡振规律及表面压力分布变化情况,并且针对导流板措施抑振机理展开参数化研究.

1 节段模型风洞试验

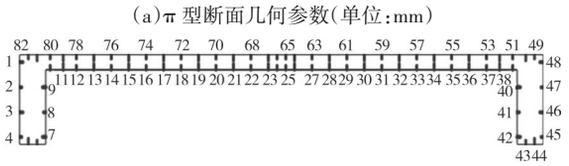
1.1 试验参数

刚体节段模型同步测振测压试验在长安大学风洞试验室CA-01风洞进行.该风洞试验段宽3 m、高2.5 m、长15 m,流场紊流度I_u<0.3%,风洞试验风速在1.0~53 m/s范围连续可调.

图1为π型断面几何参数及测点布置示意图.在模型1/2长度处布置82个测点,试验采用PSI电子压力扫描阀,采样频率为312.5 Hz,采样时长为45 s.试验时将电子压力扫描阀固定在模型两侧的二元端板上,固定好后计入模型质量并测得相应的阻尼和频率,之后再调整至目标频率.模型骨架使用铝合金以满足刚度要求,外衣采用木制框架,模型两侧安装二元端板保证端部气流两维特性.试验采用二自由度弹簧悬挂体系,见图2,模型具体动力参数见表1.



(a)π型断面几何参数(单位:mm)



(b)节段模型测点布置

图1 π型断面几何参数及测点布置示意图

Fig.1 Geometric parameters of π-shaped section and layout of measuring points

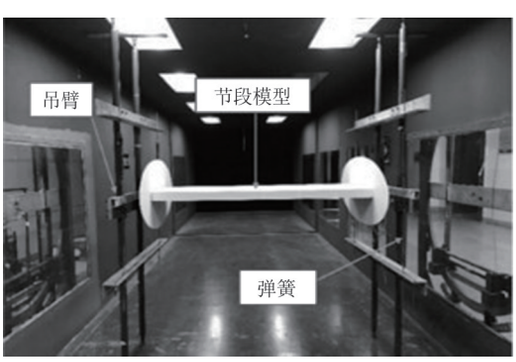


图2 风洞试验节段模型示意图

Fig.2 Diagrams of wind tunnel test section model

1.2 试验工况

节段模型试验在均匀流场中进行,研究π型断面在0°、±3°风攻角下的涡振特性,并设置多种导流板措施对断面涡振加以控制.导流板措施采用不同尺寸参数的水平导流板与倒L型导流板,其中,倒L型导流板由竖向裙板与水平导流板组成,设水平导流板长度为b,竖向裙板高度为d,边箱高度为D,π型断面宽度为B,如图3所示.综合考虑气动优化效果、经济效益以及工程美观等因素,水平导流板选择5种尺寸参数进行试验,倒L型导流板措施参数采用水平悬挑长度0.5D、0.75D、D,加上两种尺寸参数0.33D、0.5D的竖向裙板,具体试验工况见表2.

表1 节段模型试验动力参数表

Tab.1 Dynamic parameters of section model test

参数名称	符号	单位	模型值
长度	L	mm	1 500
宽度	B	mm	600
高度	D	mm	60
等效质量	m	—	11.38
等效质量惯矩	J_m	kg·m²/m	0.380 5
竖弯频率	f_b	Hz	3.32
扭转频率	f_t	Hz	7.81
竖弯阻尼比	ξ_b	—	0.291
扭转阻尼比	ξ_t	—	0.322

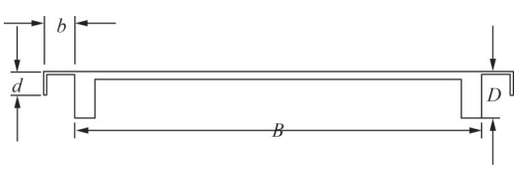


图3 倒L型导流板示意图

Fig.3 Diagram of inverted L-shaped guide vane

表2 导流板试验工况表

Tab.2 Test cases of guide vane

工况编号	导流板试验方案	试验方法
1	b=0.5D	
2	b=0.75D	
3	b=D	
4	b=1.5D	
5	b=2D	
6	b=D, d=0.5D	同步测振测压
7	b=D, d=0.33D	
8	b=0.75D, d=0.5D	
9	b=0.75D,d=0.33D	
10	b=0.5D, d=0.5D	
11	b=0.5D, d=0.33D	

2 数值模拟

针对推荐气动措施方案,采用流体力学软件

FLUENT进行数值模拟研究,欧阳克俭等[24]通过(PIV)粒子图像测速系统验证了在静态流场下桥梁断面数值模拟结果的正确性与合理性,因此采用数值模拟计算原始π型断面与加设气动措施后断面周围的流场特性.本文选取π型断面和加设倒L型导流板(b=0.75D,d=0.5D)断面作为代表进行数值模拟计算,研究原断面周围流场特性以及倒L型导流板对模型周围流场特性的影响.

依照与风洞试验模型1∶1比例关系进行几何建模,考虑模型在流场中沿顺风向阻塞率应小于5%,同时还原π型断面周围流场,设置计算区域尺寸15B×10B(B为原设计断面模型宽度),采用分块划分网格,π型断面位于网格加密区,模拟风流经断面时周围流场的变化,在模型顺风向下游设置尾流加密区,便于捕捉尾流涡脱后的变化趋势,而其他部分则设置较为稀疏网格,减少计算量,提高计算效率,计算域如图4所示.数值模拟借助FLUENT软件,采用SSTk-ω湍流模型,设置湍流黏性比10%,湍流强度0.5%,采用SIMPLE算法求解,时间步长统一取0.000 5 s,计算20 000步,共计10 s.图5为网格划分示意图,网格总数量在9万~10万个,加密区的网格厚度设置为6.2×10^{-5} m,两种断面y+值均在2以下,近壁面厚度合理,网格质量良好.将CFD数值模拟π型断面在0°风攻角下气动升力系数时程图进行傅里叶变换,得到升力系数的卓越频率.对比风洞试验π型断面0°风攻角两个竖向涡振区间起振风速v_1=8.032 m/s,v_2=18.574 m/s,并通过计算将数值模拟与风洞试验所得的斯托罗哈数St对比,计算结果所得误差在10%以内,如表3所示,表明数值模拟结果可较准确模拟计算π型断面周围气体绕流与旋涡脱落情况.

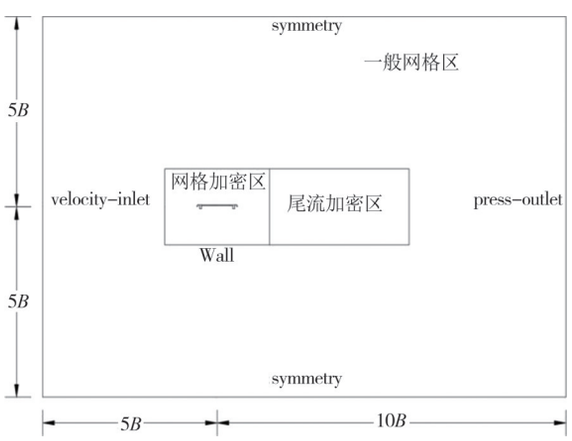


图4　CFD计算域

Fig.4　CFD computational domain

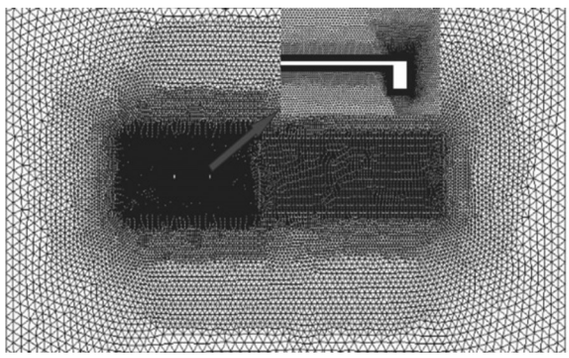


图5　网格示意图

Fig.5　Grid diagrams

表3　数值模拟与风洞试验St对照

Tab.3　Comparison of St between numerical simulation and wind tunnel test

数值模拟	风洞试验结果	误差/%
St1=0.118 6	$St(v_1)$=0.124 5	4.739
St2=0.051 9	$St(v_2)$=0.053 8	3.532

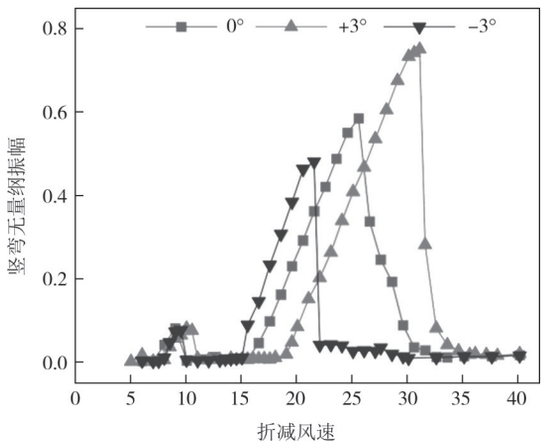
3　结果与分析

3.1　原始断面

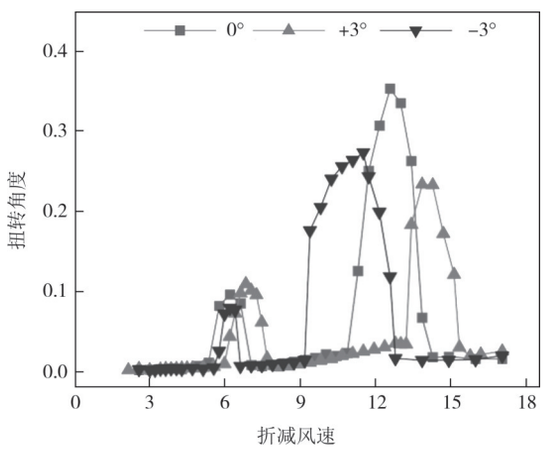
图6为π型断面在0°、±3°风攻角下的涡振响应曲线,其中竖弯无量纲振幅是竖向振幅与主梁高之比(A/D),折减风速为风速与结构振动基频和主梁高度乘积之比[U/(fbD)].由图6可知,π型断面在0°、±3°风攻角下均发生竖向与扭转涡激振动且响应幅值较大,同时存在两个竖弯与扭转涡振锁定区间,两者彼此耦合重叠.其中,竖弯涡振高风速锁定区间长度远大于低风速锁定区间,且高风速锁定区间最大竖向位移振幅约为低风速锁定区间的6倍.该π型断面在+3°风攻角下竖弯涡振振幅与锁定区间长度均最大,对π型断面最为不利.对于扭转涡振而言,高风速锁定区间扭转角度均大于低风速锁定区间,此时0°风攻角下扭转涡振角度最大,-3°风攻角下其涡振锁定区间最大.

3.2　气动控制措施

图7为π型断面在0°风攻角下采取5种水平导流板后涡振响应曲线.可以看出,措施1~5对竖弯涡振锁定区间长度、振幅峰值有不同程度的影响.随着水平导流板尺寸增加,高风速锁定区间振幅峰值呈逐次衰减趋势且锁定区间长度减少幅度均在50%以上,但对于低风速锁定区间影响较小且双锁定区间仍然存在,未能彻底抑制π型断面竖弯涡振.相较于竖弯涡振,水平导流板对于扭转涡振抑振效果十分



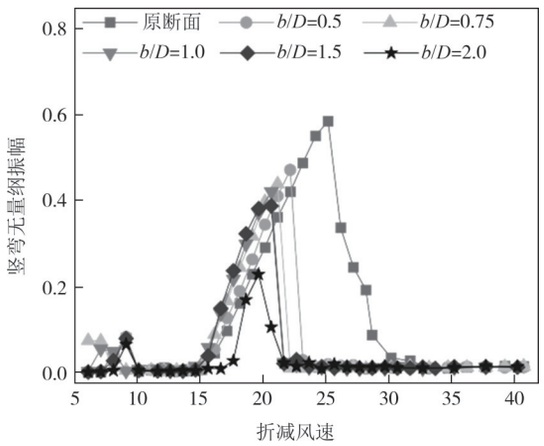
(a)竖向涡振响应



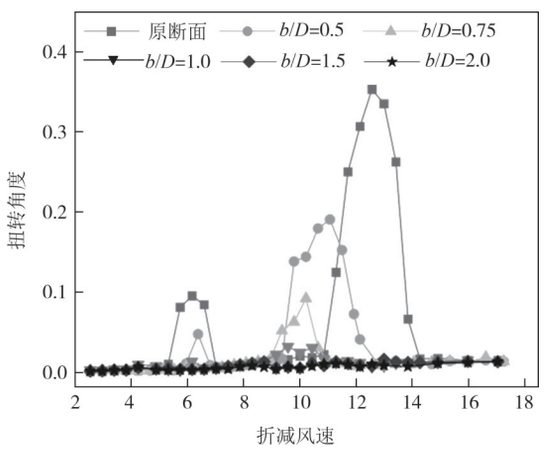
(b)扭转涡振响应

图6 π型断面涡振响应曲线

Fig.6 Vortex-induced vibration response curve of π-shaped section



(a)竖向涡振响应



(b)扭转涡振响应

图7 设置水平导流板π型断面涡振响应曲线

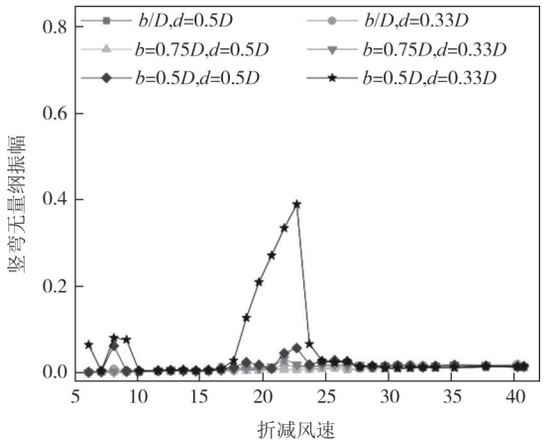
Fig.7 Vortex-induced vibration response curve of π-shaped section of the horizontal baffle

显著,加设最小尺寸水平导流板后,扭转涡振扭转角度峰值迅速降低,随着水平导流板尺寸增加,低风速锁定区间优先得到抑制,高风速锁定区间长度减少,当导流板的尺寸大于边箱高度后,扭转涡振基本消失.因此,试验结果说明π型断面扭转涡振对水平导流板参数变化更加敏感且只加设水平导流板无法有效抑制π型断面涡振,故进一步考虑倒L型导流板措施.

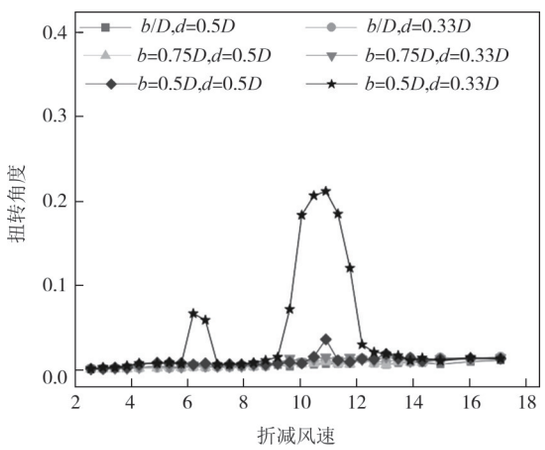
图8为π型断面在0°风攻角下采取6种不同倒L型导流板后涡振响应曲线.可以看出,措施6~10抑振效果明显,均有效抑制π型断面竖弯和扭转涡振,最大振幅显著减小,而措施11(b=0.5D,d=0.33D)虽降低锁定区间长度和涡振峰值,但仍发生竖向和扭转涡振,未达到理想抑振效果.

通过对比水平导流板与相同水平长度倒L型导流板的试验结果,可知水平导流板、竖向裙板尺寸对主梁抑振效果影响显著,竖向裙板对于抑制π型断面涡激振动起决定性作用,竖弯及扭转涡振对竖向裙板长度变化敏感.当倒L型导流板水平长度b≥0.75D时,两种竖向裙板尺寸倒L型导流板均有效抑制π型断面涡振响应.当水平导流板b=0.5D时,两种措施涡振响应有明显区别,其中竖向裙板d=0.5D时,低风速竖弯涡振响应仍然存在,但高风速涡振最大振幅显著减小.再对比措施9和措施11试验结果,当竖向裙板d=0.33D时,水平导流板长度b=0.75D倒L型导流板具有良好的抑振效果,而b=0.5D倒L型导流板无法抑制主梁断面涡振响应,说明水平导流板和竖向裙板尺寸取值均要求在一定范围内,两者组合抑制涡振最佳.

通过上述试验结果得出:倒L型导流板水平长度0.5D~D,竖向裙板长度0.33D~0.5D,在0°风攻角下对π型断面竖弯及扭转涡振均产生良好抑振效果.结合气动优化效果以及实际工程应用,选取设置措施8(b=0.75D, d=0.5D)π型断面进一步分析周围流场特性和表面气动力分布变化情况.



(a)竖向涡振响应



(b)扭转涡振响应

图 8　设置倒 L 型导流板π型断面涡振响应曲线

Fig.8　Vortex-induced vibration response curve of π-shaped section of the inverted L-shaped baffle

3.3　流场特性

CFD 数值模拟得到原π型断面以及加设导流板措施后断面周围流场瞬时涡量演化图,如图 9、图 10 所示.现选取其中一个旋涡脱落周期最长的涡量演化图,分析π型断面周围气流变化和旋涡在断面附近演变过程及规律,图中蓝色部分为顺时针旋涡,红色部分则为逆时针旋涡.由图可知,来流受到上游前缘边箱阻碍,上下表面气流发生分离流动,模型上表面形成“条状”涡量分布,旋涡在模型中央处发生附着,并且在经过模型前缘后涡量逐渐减小;在原断面下表面生成两个旋涡(W1、W2),旋涡 W1 一直附着在模型下表面,在运动过程中涡量逐步消减,旋涡 W2 自 $nT+T/4$ 时刻起,在下表面发生明显旋涡脱落现象,并且在断面后缘尾流区与上表面旋涡发生交替脱落.

加设气动措施后,倒 L 型导流板使得来流在边箱前缘部分分离程度明显减弱,模型下表面形成的旋涡 W1 流速明显降低,与原断面同一位置相比涡

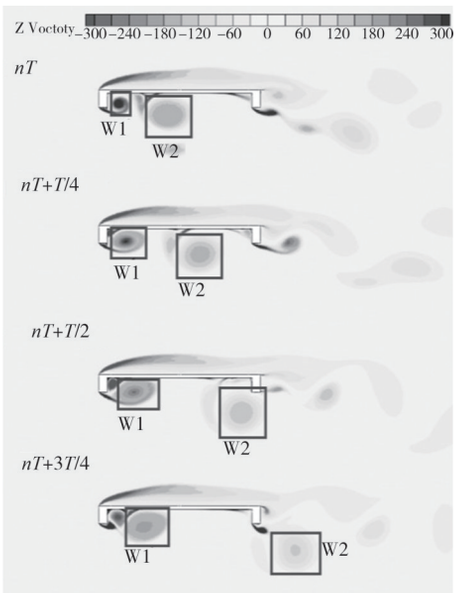


图 9　π型断面绕流场瞬时涡量演化图(原断面)

Fig.9　Instantaneous vorticity evolution of flow field around π-shaped section (original section)

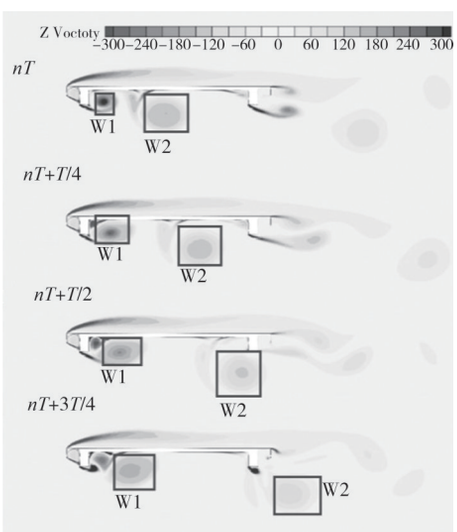


图 10　倒 L 型导流板断面绕流场瞬时涡量演化图(措施 8)

Fig.10　Instantaneous vorticity evolution of flow field for section with inverted L-shaped guide vane(Case 8)

量显著减小,旋涡 W2 在模型后缘发生涡脱时涡量也减小,且在模型尾流区有效抑制上下表面旋涡的交替脱落.为验证上下表面压力差是激励π型主梁断面发生涡激振动的诱因,列出π型断面及设置导流板绕流场的瞬时压力云图.由图 11 可知,在π型断面前缘,边箱迎风侧处于正压状态,上表面一直处在气流分离区内,呈负压状态,下表面旋涡周期性生成并运动,导致下表面该区域压力变化剧烈,进而形成周期性压力差.同时,断面前缘处的生成旋涡随来流运动至断面后缘发生脱落,导致断面后缘区域在一

个周期内表现为正压负压交替出现,同样形成了巨大压力差.上下表面前后缘周期性压力差对于涡激振动具有促进作用.

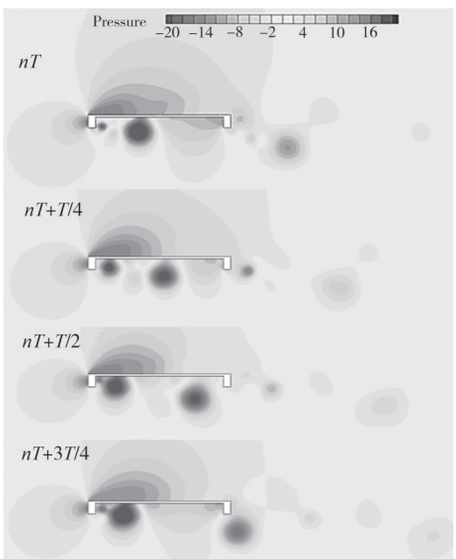


图 11 π型断面绕流场瞬时压力云图

Fig.11 Instantaneous pressure cloud diagram of flow field around π−shaped section

再对比同一时刻(nT+3T/4)原断面与倒L型导流板断面的瞬时压力云图和流线图,如图12所示.由于倒L型导流板对来流分离程度的削弱,旋涡的尺度显著降低,并且上表面前缘负压降幅60%左右,下表面后缘负压降幅40%左右,削弱了断面上下表面的压力差,进而有效抑制了π型断面的涡振.

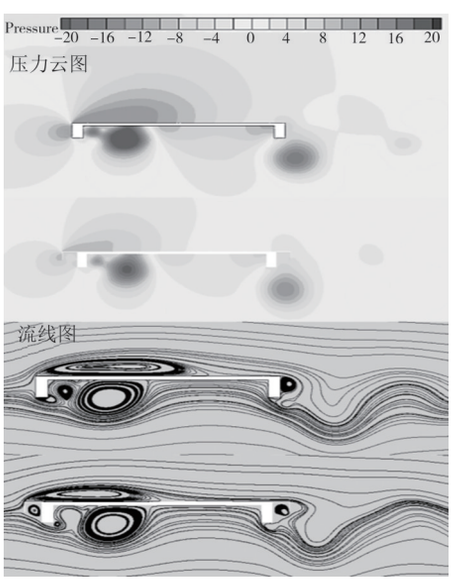


图 12 不同断面绕流场瞬时压力云图对比(nT+3T/4)

Fig.12 Comparison of instantaneous pressure cloud diagrans around the flow field in different sections (nT+3T/4)

3.4 表面局部风荷载变化特性

上述3.3节通过CFD数值模拟原断面及措施8(b=0.75D,d=0.5D)下π型断面流场特性,讨论分析该断面发生涡振的诱因,此节通过测压试验结果进一步分析总结断面周围流场变化后结构表面风压特性和风荷载变化情况.图13~15为设置不同导流板π型断面脉动风压系数分布,模型上表面脉动风压系数受模型前缘竖向裙板影响较大,与水平导流板尺寸无关,仅设置水平导流板的模型其表面脉动风压系数分布沿来流方向呈整体下降趋势.加上两种尺寸竖向裙板,倒L型导流板水平长度b≥0.75D时,模型上表面脉动风压系数分布沿来流风向保持一致,均有效削弱模型前缘脉动波峰,呈整体均匀分布.倒L型导流板水平长度b=0.5D时,两种措施下模型表面脉动风压系数分布有显著区别.d=0.5D时,有效地削减了模型表面脉动波峰,与措施6~9风压分布规律整体吻合;而d=0.33D时,对模型上表面前缘脉动风压削减程度较小,下表面脉动风压系数分布整体趋势与无竖向裙板时基本保持一致,未能有效降低π型断面表面脉动风压.

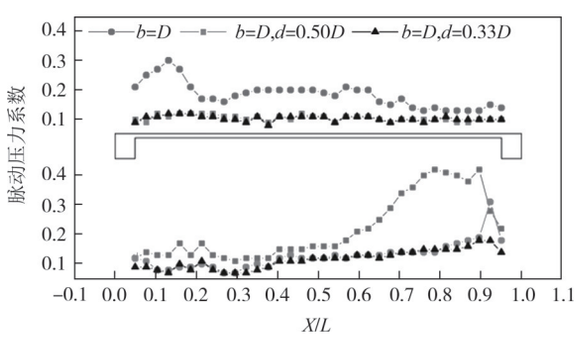


图 13 模型表面脉动风压系数分布(b=D)

Fig.13 Distribution of fluctuating wind pressure coefficient for the section(b=D)

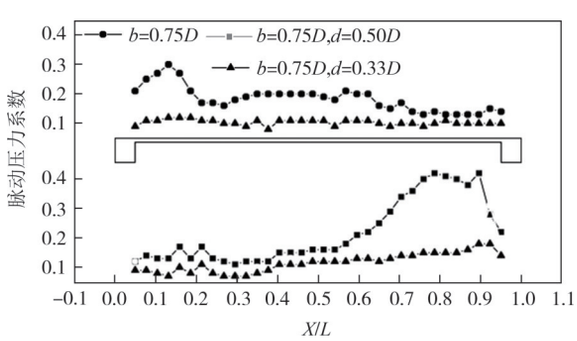


图 14 模型表面脉动风压系数分布(b=0.75D)

Fig.14 Distribution of fluctuating wind pressure coefficient for the section(b=0.75D)

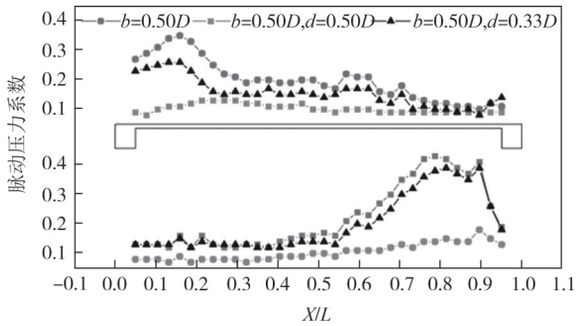


图 15　模型表面脉动风压系数分布(b=0.5D)

Fig.15　Distribution of fluctuating wind pressure coefficient for the section (b=0.5D)

由于措施 11 对π型断面表面脉动风压影响较小,进一步分析该措施下模型表面局部气动力与整体涡激力相关性,见图 16.倒L型导流板水平宽度 b=0.5D 时,两种措施下模型表面测点相关系数分布不同.d=0.5D 时,在倒L型导流板作用下,模型表面测点气动力相关性被破坏,相关系数趋近于零值;d=0.33D 时,模型表面相关系数分布与加设水平导流板时整体趋势基本一致,仅在模型下表面前缘下降,对模型中后部无影响.

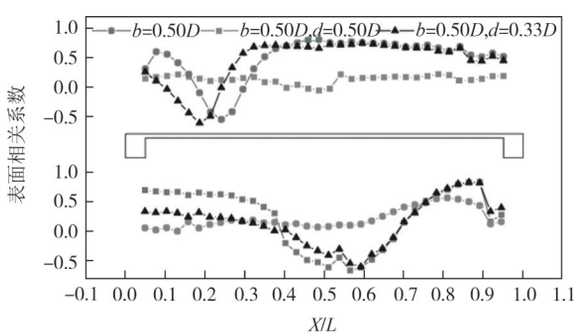


图 16　模型表面相关系数分布(b=0.50D)

Fig.16　Distribution of correlation coefficient for the section(b=0.50D)

结合 3.3 节原断面及加设措施后断面周围的流场特性,通过对比两者表面的流场特性和风压变化,分析可知:π型断面上下表面前缘旋涡的尺度、能量大,负压幅值大且空间分布广,同时,断面上表面前缘处、下表面后缘处的脉动风压幅值也较大,两者具有统一性,说明上表面相对稳定负压区形成较大的周期性压力差与下表面后缘周期性的旋涡脱落,是诱发 π 型断面涡振的主要原因.加设推荐的倒L型导流板措施后,上下表面的旋涡尺度、涡量明显降低,压力差减少,并且上下表面脉动压力峰值也显著下降,降幅达 200%~300%,其他区域的压力分布也呈下降趋势,局部气动力与整体涡激力的相关性被破坏,削弱了气动力对整体涡激力的贡献程度,抑振效果极佳.

通过对比数值模拟和测压试验的结果,进一步证明合适尺寸的倒 L 型导流板能有效削弱气流分离程度,抑制旋涡生成,降低模型上下表面压力差,从而抑制桥梁涡振,降低桥梁疲劳破坏风险.然而大尺寸倒L型导流板需要更大板宽及质量,对桥梁整体稳定性存在影响,需要后续进一步研究验证.

4　结 论

本文以边箱式π型断面为研究对象,通过刚体节段模型测振测压实验,研究π型断面涡振特性和不同参数导流板抑振性能,通过数值模拟分析断面流场特性,得到以下结论:

1)0°、±3°风攻角下,宽高比 10∶1 的π型断面存在显著涡激振动,有两个涡振锁定区间且高风速涡振锁定区间振幅较大,断面抗风性能较差,只加设水平导流板措施无法有效抑制涡振,而倒L型导流板措施能显著抑制涡振响应.

2)对于倒L型导流板措施,水平导流板与竖向裙板尺寸参数对抑制π型断面涡振有重要影响,尺寸参数过大或过小,其优化效果均不佳.倒L型导流板尺寸参数(b=0.75D,d=0.5D)抑振效果最好.

3)倒L型导流板措施可改善风流经断面前缘分离程度,优化气动外形,削弱旋涡涡脱能量,削减π型断面上下表面周期压力差,使得流场与风荷载分布合理.

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.
XIANG H F. Theory and practice of wind resistance in modern bridges [M]. Beijing: China Communications Press, 2005. (in Chinese)

[2]　陈政清.桥梁风工程[M].北京:人民交通出版社,2005.
CHEN Z Q. Bridge wind engineering [M]. Beijing: China Communications Press, 2005.(in Chinese)

[3]　樊学平,杨光红,肖青凯, 等.大跨桥梁主梁失效概率分析的最优 R-Vine Copula[J]. 吉林大学学报(工学版),2021,51(4):1296-1305.
FAN X P, YANG G H, XIAO Q K, et al.Optimal R-Vine Copula information fusion for failure probability analysis of long-span bridge girder [J]. Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition), 2021, 51(4):1296-1305. (in Chinese)

[4]　KUBO Y, SADASHIMAA K, YAMAGUCHI E, et al.Improvement of aeroelastic instability of shallow π section[J]. Journal of Wind

Engineering and Industrial Aerodynamics,2001,89: 1445-1457.

[5] LEE H, MOON J, CHUN N, et al. Effect of beam slope on the static aerodynamic response of edge girder bridge deck[J]. Wind and Structures,2017,25:157-176.

[6] 李加武,霍五星,张耀,等.双层π型梁斜拉桥涡振性能及三分力系数变化规律的研究[J].公路,2020,65(9):78-83.
LI J W, HUO W X, ZHANG Y, et al. Study on vortex-induced vibration performance and three-component force coefficient variation of a double-deck π-type girder cable-stayed bridge[J]. Highway,2020,65(9):78-83.(in Chinese)

[7] 潘辉.π型主梁的涡振双锁定区间特性研究[D].西安:长安大学,2021.
PAN H. Study on vortex vibration double locking interval characteristics of π-type main beam [D]. Xi' an: Chang' an University, 2021. (in Chinese)

[8] 董锐,杨詠昕,葛耀君.斜拉桥π型开口断面主梁气动选型风洞试验[J].哈尔滨工业大学学报,2012,44(10):109-114.
DONG R, YANG Y X, GE Y J. Wind tunnel test for aerodynamic selection of π shaped deck of cable-stayed bridge[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2012, 44 (10): 109-114. (in Chinese)

[9] 李春光,黄静文,张记,等.边主梁叠合梁涡振性能气动优化措施风洞试验研究[J].振动与冲击,2018,37(17):86-92.
LI C G, HUANG J W, ZHANG J, et al. Aerodynamic optimization measures for VIV performances of a side girder composite beam based on wind tunnel tests[J]. Journal of Vibration and Shock,2018, 37(17): 86-92.(in Chinese)

[10] 张国强.栏杆构造对π型桥梁断面涡激振动的影响研究[D].西安:长安大学,2015.
ZHANG G Q. Influence of rail structure on vortex-induced vibration of π-type bridge section [D]. Xi' an: Chang' an University,2015.(in Chinese)

[11] 段青松,马存明.半开口和分离边箱开口断面主梁竖向涡振性能对比[J].交通运输工程学报,2021,21(4):130-138.
DUAN Q S, MA C M. Comparison of vertical vortex-induced vibration characteristics between semi-open girder and separated edge boxes open girder[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2021, 21(4): 130-138. (in Chinese)

[12] 李锐.斜拉桥π型断面主梁涡振性能与气动措施研究[D].西安:长安大学,2019.
LI R. Study on vortex-vibration performance and aero-dynamic measures of type π section main beam of cable-stayed bridge[D]. Xi'an: Chang'an University, 2019.(in Chinese)

[13] 李欢,何旭辉,王汉封,等.π型断面超高斜拉桥涡振减振措施风洞试验研究[J].振动与冲击,2018,37(7):62-68.
LI H, HE X H, WANG H F, et al. Wind tunnel tests for vortex-induced vibration control measures of a super high cable-stayed bridge with π-cross section[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018,37(7):62-68.(in Chinese)

[14] ZHANG T Y, SUN Y G, LI M S, et al. Experimental and numerical studies on the vortex-induced vibration of two-box edge girder for cable-stayed bridges [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics,2020,206:104336.

[15] 张天翼,孙延国,李明水,等.宽幅双箱叠合梁涡振性能及抑振措施试验研究[J].中国公路学报,2019,32(10):107-114,168.
ZHANG T Y, SUN Y G, LI M S, et al. Experimental study on vortex-induced vibration performance and aerody namic countermeasures for a wide-width double-box composite beam[J]. China Journal of Highway and Transport,2019,32(10):107-114, 168.(in Chinese)

[16] 刘志文,肖晗,王雷,等.π型钢-混凝土结合梁断面涡激振动及气动控制措施[J].湖南大学学报(自然科学版),2022,49(3):68-78.
LIU Z W, XIAO H, WANG L, et al. Vortex-induced vibration of a π-shaped steel-concrete composite girder and its aerodynamics countermeasures [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(3): 68-78.(in Chinese)

[17] 汪志雄,张志田,郄凯,等.π型开口截面斜拉桥弯扭耦合涡激共振及气动减振措施研究[J].振动与冲击,2021,40(1):52-57,94.
WANG Z X, ZHANG Z T, XI K, et al. Bending-torsion coupled vortex-induced resonance of π-type open section cable stayed bridge and aerodynamic vibration measures [J]. Journal of Vibration and Shock, 2021,40(1):52-57,94. (in Chinese)

[18] 黄林,董佳慧,王骑,等.导流板倾斜角度对π型叠合梁涡振性能的影响研究[J].振动工程学报,2024,37(1):40-51.
HUANG L, DONG J H, WANG Q, et al. Effect of deflector tilt Angle on vortex-vibration performance of π-type composite beam [J]. Journal of Vibration Engineering, 2024, 37(1): 40-51.(in Chinese)

[19] 陈政清,黄智文.大跨度桥梁竖弯涡振限值的主要影响因素分析[J].中国公路学报,2015,28(9):30-37.
CHEN Z Q, HUANG Z W. Analysis of main factors influencing allowable magnitude of vertical vortex-induced vibration of long-span bridges[J]. China Journal of Highway and Transport, 2015, 28(9):30-37. (in Chinese)

[20] 钱国伟,曹丰产,葛耀君.π型叠合梁斜拉桥涡振性能及气动控制措施研究[J].振动与冲击,2015,34(2):176-181.
QIAN G W, CAO F C, GE Y J. Vortex-induced vibration performance of a cable-stayed bridge with π-shaped composite deck and its aerodynamic control measures [J]. Journal of Vibration and Shock,2015,34(2):176-181. (in Chinese)

[21] 宋锦忠,林志兴,徐建英.桥梁抗风气动措施的研究及应用[J].同济大学学报(自然科学版),2002,30(5):618-621.
SONG J Z, LIN Z X, XU J Y. Research and appliance of aerodynamic measures about wind-resistance of bridges [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2002, 30(5): 618-621.(in Chinese)

[22] 王峰,郑晓东,董小强,等.倒L型导流板对π型断面斜拉桥涡振的抑振效果研究[J].合肥工业大学学报(自然科学版),2021,44(12):1652-1659.
WANG F, ZHENG X D, DONG X D, et al. Study on VIV suppressin effect of inverted L-shaped deflectors on cable stayed bridge with π type cross-section[J]. Journal of Hefei University of Technology (Natural Science), 2021, 44 (12): 1652-1659. (in Chinese)

[23] 王阳.双边箱式π型断面涡振抑振试验与机理研究[D].西安:长安大学,2020.
WANG Y. Experiment and mechanism of π cross section vortex vibration suppression[D]. Xi'an: Chang'an University, 2020. (in Chinese)

[24] 欧阳克俭,陈政清.中央稳定板提高颤振稳定性能的细观作用机理[J].振动与冲击,2016,35(1):11-16.
OUYANG K J, CHEN Z Q. Micro-mechanism of a central stabilizer for improving a bridge's flutter stability [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(1): 11-16. (in Chinese)