

# 导流板倾斜角度对 II 型叠合梁涡振性能的影响研究

黄 林<sup>1,2</sup>, 董佳慧<sup>1,2</sup>, 王 骑<sup>1,2</sup>, 廖海黎<sup>1,2</sup>, 李志国<sup>1,2</sup>

(1. 西南交通大学土木工程学院桥梁工程系, 四川 成都 610031; 2. 风工程四川省重点实验室, 四川 成都 610031)

**摘要:** II 型叠合梁被广泛应用于大跨度斜拉桥建设中, 但该类断面较差的涡振性能严重影响了其应用前景。以某主跨为 530 m 的 II 型叠合梁双塔斜拉桥为工程背景, 通过风洞试验对 II 型主梁的涡振性能及气动优化措施进行研究。试验结果表明, 原设计 II 型断面在各风攻角下均存在显著涡激振动, 通过在断面工字梁下缘处设置导流板与下中央稳定板可降低梁体的涡振振幅, 且导流板倾斜角度的改变对该组合气动措施的制振效果影响显著, 其中 30° 倾角导流板组合气动措施的制振效果最优, 可在规范要求阻尼比 1.0% 下显著抑制甚至消除梁体的涡激振动。通过 CFD 数值模拟对该组合气动措施的制振机理与导流板倾斜角度的变化对组合气动措施制振性能的影响机理进行了研究, 计算结果表明, 30° 倾角导流板组合气动措施中的迎风侧导流板可显著改善上游断面的气体绕流状态, 并配合下中央稳定板削弱 II 型断面尾流的卡门涡脱, 从而起到抑制主梁涡振的效果, 改变导流板倾斜角度会在影响导流板自身附近旋涡生成的同时, 影响下中央稳定板对断面下侧旋涡脱落状态的改善作用, 从而对该组合气动措施的制振性能产生显著影响。

**关键词:** II 型叠合梁; 涡激振动; 组合气动措施; 导流板角度; CFD

**中图分类号:** U441<sup>+</sup>.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2024)01-0040-12

**DOI:** 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2024.01.005

## 引 言

钢-混叠合梁是一种下部由钢纵梁为主构成, 与上部混凝土桥面板组合形成的一种主梁形式。该结构充分利用了钢材良好的抗拉性能与混凝土的抗压性能, 这带来了良好的结构与使用性能, 同时也使该结构具备施工周期短与综合经济效益高等优点<sup>[1-3]</sup>。结合斜拉桥主梁的受力特点, 钢-混叠合梁被广泛用于我国大跨度斜拉桥设计与建造中<sup>[4-6]</sup>, 其中下部纵梁采用工字型双边钢主梁的 II 型钢-混叠合梁应用最为广泛。

对于此类 II 型叠合梁, 已有的研究均表明, 其较钝的气动外形及开口的截面特性均会使得梁体表面处的气体绕流状态更加复杂, 且易出现大尺度的流体分离与旋涡脱落, 使得采用该类型梁体的大跨度斜拉桥在风的作用下涡激振动问题较为突出<sup>[7-9]</sup>。2020 年, 已建成的武汉鹦鹉洲长江大桥发生了显著的涡振现象, 该桥主梁采用的便是 II 型钢-混叠合梁, 虽然此次涡激振动没有对桥梁造成毁灭性的破坏, 但振幅之大也影响了桥梁的正常运营。因此需

要针对 II 型断面, 研究一系列气动措施用以改善其涡振性能, 保障大跨度 II 型叠合梁桥在常遇风速下的正常使用。

目前, 针对 II 型叠合梁的涡激振动, 国内外学者已开展了相关研究, 并提出了多种不同类型的气动措施对断面的涡振性能进行优化。Irwin<sup>[10]</sup>通过风洞试验研究了下稳定板对 II 型叠合梁涡振性能的优化作用, 并与现场实测结果进行了对比验证。Lee 等<sup>[11]</sup>研究发现调整 II 型叠合梁的边主梁间距会对断面的涡振性能产生显著影响。杨光辉等<sup>[12]</sup>通过节段模型风洞试验验证了下中央稳定板对 II 型断面涡振性能的优化作用, 并通过 CFD 数值模拟研究发现下中央稳定板超过梁底 1/5 倍梁高时, 下中央稳定板制振效果较好。李欢等<sup>[13]</sup>通过节段模型风洞试验研究了两道下稳定板对 II 型叠合梁涡振性能的影响, 研究表明该措施能够显著抑制断面的竖弯涡激振动, 但负攻角下制振能力较弱。吴拓<sup>[14]</sup>通过对三种不同宽高比及开口率的 II 型断面进行节段模型风洞试验, 发现在 +3° 与 +5° 风攻角下, 三种 II 型断面均发生显著涡激振动, 但采用下稳定板或尖角处于中间或朝下的风嘴则能一定程度上减小各断面的涡振

振幅。李锐<sup>[15]</sup>通过节段模型风洞试验发现倒L型导流板可以有效降低II型叠合梁的涡振振幅。王峰等<sup>[16]</sup>的研究结果也肯定了倒L型导流板对II型断面涡振性能的优化作用,并详细研究了倒L型导流板尺寸变化对措施制振性能的影响。张天翼等<sup>[17-18]</sup>通过研究某宽幅双箱叠合梁的涡振性能及气动制振措施发现,在桥面板两侧设置竖直裙板可以有效抑制梁体的涡激振动,但该措施在 $+3^\circ$ 风攻角下制振效果较差。颜宇光等<sup>[19]</sup>通过风洞试验研究了风嘴、导流板、稳定板与扰流板对某II型叠合梁的抑制作用,结果表明相较单一气动措施,将下四分点稳定板与位于外侧防撞栏杆顶处设置的扰流板相结合制振效果最佳。贺耀北等<sup>[20]</sup>同样以某II型叠合梁为背景,通过风洞试验研究了导流板、稳定板、风嘴以及改变栏杆透风率对断面涡振性能的优化作用,研究结果表明相较于单一气动措施,组合气动措施的制振效果更优。

综上所述,针对II型叠合梁涡激振动的气动控制措施研究表明,设置下稳定板能够在一定程度上抑制梁体涡振,但制振能力有限。倒L型导流板的制振效果较好,但对于某些斜拉索锚固外置的II型断面,不宜安装。较单一气动措施,适当的组合气动措施制振效果较优,考虑到已有的有效组合气动措施构造相对复杂,因此需要针对II型叠合梁,提出一种构造简单且方便安装的涡振制振措施。

本文以某主跨为530 m的II型叠合梁双塔斜拉桥为工程背景,通过1:50节段模型风洞试验对II型主梁的涡振性能及气动控制措施进行了研究,在借鉴已有研究成果的基础上,研究了单一下中央稳定板、导流板以及组合气动措施对主梁的涡振制振效果,从而提出了一种有效的导流板组合气动措施,并就导流板倾斜角度变化对该组合气动措施制振效果的影响进行了研究,得出了制振最优角度。最后利用CFD数值模拟研究了该导流板组合气动措施的制振机理,并研究了导流板倾斜角度变化对组合气动措施制振性能的影响机理。

## 1 原II型断面涡振性能研究

### 1.1 工程背景

本文以某主跨为530 m的双塔双索面斜拉桥为工程背景,该桥桥跨布置如图1所示,为 $200+530+245+80=1055$  m。主梁采用II型断面,由双边工字型钢纵梁为主构成的钢板格构体系与混凝土桥面板组合形成钢-混叠合梁,梁高3.5 m,全宽25.5 m,双边工字型钢纵梁间距23.5 m,并在工字型纵梁上部,

位于桥面两侧处设有供水管道,主跨标准断面如图2所示。

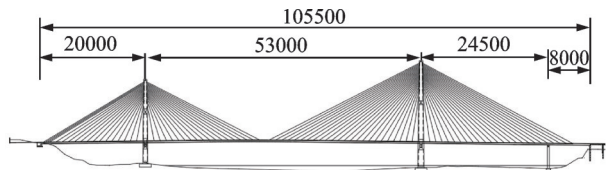


图1 桥跨布置图(单位:cm)

Fig. 1 The main span layout of bridge (Unit: cm)

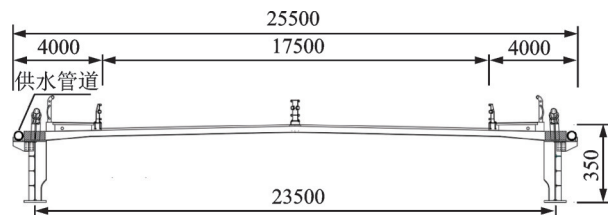


图2 主跨II型叠合梁标准断面图(单位:cm)

Fig. 2 Standard cross-section of II-shaped composite girder (Unit: cm)

### 1.2 节段模型涡振试验

风洞试验在西南交通大学XNJD-1风洞第二试验段进行,该试验段截面尺寸为2.4 m(宽) $\times$ 2.0 m(高) $\times$ 16.0 m(长)。为满足风洞试验要求,试验模型缩尺比选用1:50,模型尺寸为2.095 m(长)、0.51 m(宽)和0.07 m(高),阻塞度小于5%。梁体两侧纵向通长的工字型梁采用玻璃钢板制作,模型上表面进行蒙皮,栏杆由工程塑料板制成。节段模型通过8根拉伸弹簧悬挂于洞壁外的支架上,确保梁体可以发生竖弯与扭转振动,同时在模型两端支架处均设置油阻尼器,用以调节试验阻尼比,具体试验模型如图3所示。



图3 试验节段模型

Fig. 3 Test section model

节段模型试验具体参数如表1所示,试验中采用TFI眼镜蛇三维脉动风速测量仪对来流风速进行测量,经测量试验过程中风洞风速间隔范围均为0.15~0.25 m/s,该试验竖弯及扭转风速比均为3.8,故实桥风速间隔范围为0.57~0.95 m/s,可认为能

够准确地采集到梁体的涡振响应及区间。根据中国发布的《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01—2018)<sup>[21]</sup>,计算得到该桥竖向涡振容许幅值为 154.8 mm、扭转涡振容许幅值为 0.274°。同时大量文献表明<sup>[17,20,22-23]</sup>,该类 II 型叠合梁在低试验阻尼比下的涡振风速区间与振幅均大于高试验阻尼比下的试验结果,为了能够较为准确地采集到梁体的涡振风速区间以及涡振响应,对该主梁的涡振性能有较可靠的初步评估,风速试验首先在尽可能低的试验阻尼比(竖向试验阻尼比  $\xi_h=0.37\%$ 、扭转试验阻尼比  $\xi_a=0.18\%$ )下进行,并在后续进行不同试验阻尼比下主梁的涡振响应测试。

表 1 节段模型风洞试验参数

Tab. 1 Parameters of section model wind tunnel test

参数类型	单位长度 质量/ ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}$ )	单位长度 质量惯性矩/ ( $\text{kg}\cdot\text{m}^2\cdot\text{m}^{-1}$ )	竖弯 频率/Hz	扭转 频率/Hz
实桥值	35591	2509373	0.2584	0.6517
缩尺比	1/50 <sup>2</sup>	1/50 <sup>4</sup>	—	—
模型值	14.236	0.402	3.41	8.58

节段模型涡振试验分别在  $0^\circ, \pm 3^\circ, \pm 5^\circ$  风攻角下的均匀流中进行,试验结果如图 4 所示(图中风速和振幅数据均已换算成实桥)。可以发现在各风攻角下,该 II 型断面主梁均发生竖向与扭转涡激振动,

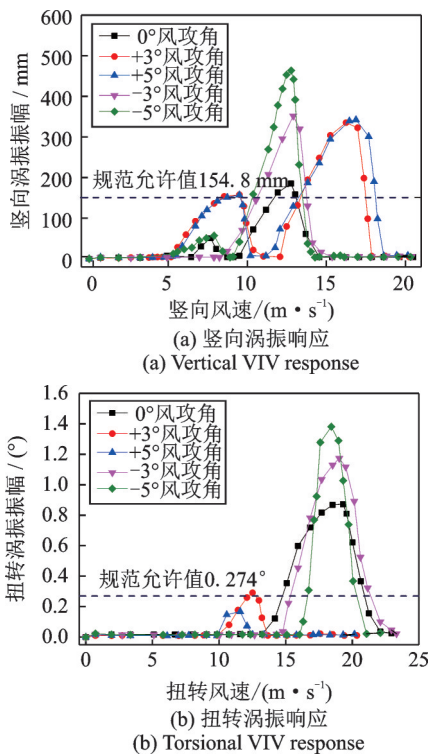


图 4 原设计 II 型断面涡振响应 ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )  
Fig. 4 VIV response of the original II-shaped section  
( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

其中 5 个测试风攻角下梁体的竖向涡振振幅均超过规范允许值,同时在除  $+5^\circ$  攻角外的其余 4 个测试风攻角下,梁体的扭转涡振振幅也均超过规范允许值。

考虑到  $-5^\circ$  风攻角下该 II 型断面的竖向与扭转涡振响应均最为显著,且涡振风速区间均处于常遇风速范围内 ( $5\sim 20\text{ m/s}$  风速),故将  $-5^\circ$  风攻角设为不利风攻角,并基于此风攻角开展不同阻尼比下该 II 型断面的节段模型涡振试验,用以研究阻尼比变化对该桥涡振响应的影响,试验结果如图 5 所示。可以发现该 II 型断面的涡振响应与试验阻尼比呈负相关关系,且在 1.0% 试验阻尼比(抗风设计规范建议值)下仍发生超过规范允许值的涡激振动,因此需要针对该 II 型断面主梁的涡振响应研究相应的制振措施,保障该桥在运营期间的正常使用。

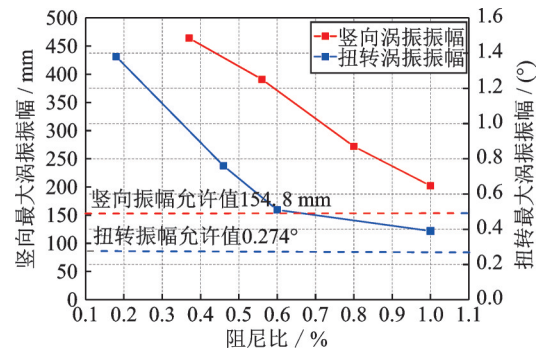


图 5 不同阻尼比下原设计 II 型断面涡振幅值

Fig. 5 VIV amplitudes of the original II-shaped section with different damping ratios

## 2 气动控制措施

### 2.1 下中央稳定板

气动控制措施是提高桥梁断面涡振性能的常用方法,大量文献<sup>[12,20,24]</sup>表明下中央稳定板对 II 型叠合梁的涡振性能优化效果显著,且当下中央稳定板高度超过梁底时制振效果更优,参考已有的研究成果,本文设置 325 cm 高下中央稳定板(该稳定板超过梁底 10 cm),对设置了下中央稳定板的断面(断面编号 XZDM,断面详图如图 6 所示)进行  $-5^\circ$  不利风攻角下的节段模型涡振试验。为了能够较为准确地采集到梁体的涡振响应,对气动措施的制振性能有较可靠的初步评估,针对加装不同气动措施断面的节段模型涡振试验均首先在低试验阻尼比 ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ ) 下进行,并对涡振性能较好的断面增设高试验阻尼比下的涡振响应测试。 $-5^\circ$  不利风攻角下 XZDM 断面最大涡振振幅如表 2 所示。



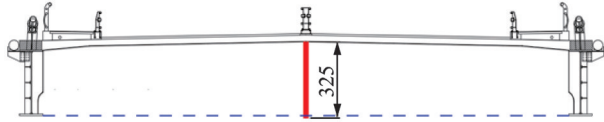


图 6 XZDM 断面示意图(单位: cm)

Fig. 6 Diagram of the XZDM section (Unit: cm)

表 2 -5°风攻角下主梁涡振振幅( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

Tab. 2 The VIV amplitudes of the main girder under -5° wind attack angle ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

断面	最大竖向涡振振幅/mm	最大扭转涡振振幅/(°)
原设计 II 型断面	463.6	1.381
XZDM 断面	359.5	1.253

由表 2 可知,在 -5° 攻角下,设置下中央稳定板能够减小该 II 型叠合梁的涡激响应,将断面最大竖向涡振振幅降低 22.5%,最大扭转涡振振幅降低 9.3%,但抑制能力有限;同时在 -5° 攻角下,通过测试各高阻尼比下 XZDM 断面的涡振响应(试验结果如图 7 所示)可以发现,当扭转阻尼比增至 0.67% 时,梁体的扭转涡振响应被完全消除,但在 1.0% 的高阻尼比下 XZDM 断面仍然存在超过规范允许值的竖向涡激振动。

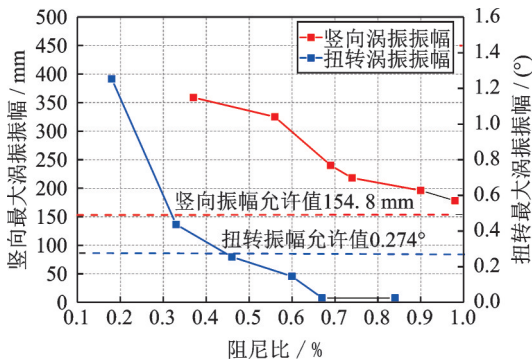


图 7 不同阻尼比下 XZDM 断面涡振幅值

Fig. 7 VIV amplitudes of the XZDM section with different damping ratios

## 2.2 导流板

结合 II 型叠合梁的气动外形特点,断面两侧的工字型纵梁下边缘转角处是来流发生分离与旋涡脱落的重要部位<sup>[10]</sup>,故本文通过在该处设置一倾斜角度为 30° 的 1.8 m 长导流板,以期打乱并削弱该处的旋涡脱落现象,从而达到抑制涡振的目的。考虑到排水问题,为了不引起积水,在该导流板与工字型纵梁间设有 20 cm 间隙用于雨水的排出,设仅加装倾斜角度为 30° 的该导流板断面编号为 DL30,断面详图如图 8 所示。

XZDM 断面的涡振试验结果表明下中央稳定

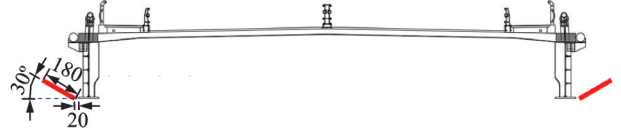


图 8 DL30 断面示意图(单位: cm)

Fig. 8 Diagram of the DL30 section (Unit: cm)

板对该 II 型断面的涡振性能具有一定的优化作用,故据此将导流板与下中央稳定板相结合形成一种导流板组合气动措施,将同时设置下中央稳定板与 30° 倾斜角导流板的断面设为 XZDL30 断面,断面详图如图 9 所示。

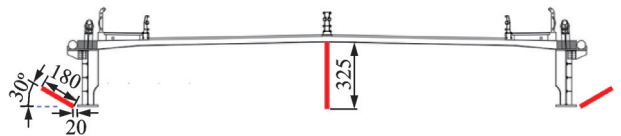


图 9 XZDL30 断面示意图(单位: cm)

Fig. 9 Diagram of the XZDL30 section (Unit: cm)

在 0.37% 竖弯阻尼比与 0.18% 扭转阻尼比下,通过 1:50 节段模型风洞试验对 -5° 风攻角下各断面的涡振响应进行测试,各断面对应的最大涡振振幅如图 10 与图 11 所示(图中振幅均已换算至实桥)。

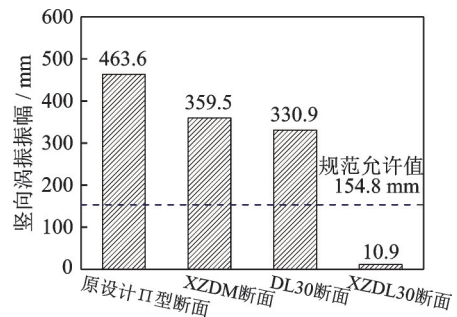


图 10 各断面最大竖向涡振振幅( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

Fig. 10 Maximum vertical VIV amplitude of each section ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

可以发现,在 -5° 风攻角下导流板能够有效降低该 II 型断面的涡振响应,能将断面的最大竖向涡振振幅降低 28.6%,最大扭转涡振振幅降低 50.0%,抑制效果优于下中央稳定板,但 DL30 断面仍然存在显著涡振响应。将下中央稳定板与 30° 倾斜角导流板结合形成的组合气动措施则能显著地抑制甚至消除该 II 型断面的涡振响应,设置该组合气动措施后的 XZDL30 断面的最大竖向涡振振幅仅为 10.9 mm,为规范允许值的 7.04%,最大扭转涡振振幅仅为 0.094°,为规范允许值的 34.3%。

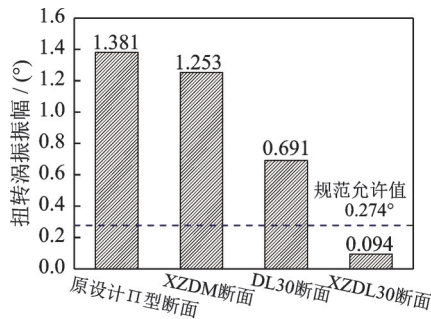


图11 各断面最大扭转涡振振幅( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )  
Fig.11 Maximum torsional VIV amplitude of each section ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

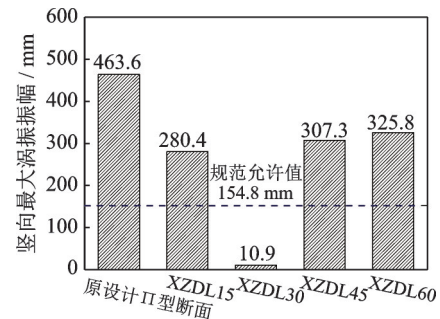


图13 加装不同角度导流板断面最大竖向涡振振幅( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )  
Fig.13 Maximum vertical VIV amplitude of section with different inclined angle guide vanes ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

### 3 导流板倾角对组合气动措施制振性能的影响

通过节段模型涡振试验可以发现,下中央稳定板与导流板结合形成的组合气动措施可以在 $-5^\circ$ 不利风攻角下有效抑制甚至消除原设计II型叠合梁的涡激振动。考虑到导流板倾斜角度的变化会对断面的流体分离与旋涡脱落造成较大影响,本文通过设置不同倾斜角度 $\alpha$ 的导流板与下中央稳定板组合(如图12所示),采用风洞试验研究导流板倾斜角度变化对该组合气动措施制振性能的影响,试验仍在 $0.37\%$ 竖弯阻尼比、 $0.18\%$ 扭转阻尼比以及 $-5^\circ$ 风攻角下进行,具体试验断面如表3所示。

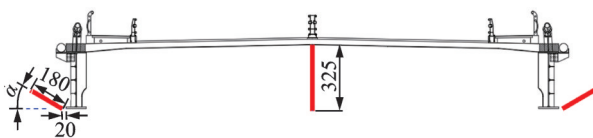


图12 导流板组合气动措施倾斜角示意图(单位: cm)  
Fig.12 Diagram of inclination angle of the guide vane combination aerodynamic measure (Unit: cm)

表3 试验断面说明

Tab.3 Description of test section

断面编号	气动措施
XZDL15	1.8 m 倾斜角 $15^\circ$ 导流板 + 3.25 m 下中央稳定板
XZDL30	1.8 m 倾斜角 $30^\circ$ 导流板 + 3.25 m 下中央稳定板
XZDL45	1.8 m 倾斜角 $45^\circ$ 导流板 + 3.25 m 下中央稳定板
XZDL60	1.8 m 倾斜角 $60^\circ$ 导流板 + 3.25 m 下中央稳定板

通过节段模型涡振试验得到各断面最大涡振振幅如图13与图14所示(图中数据均已换算至实桥)。可以发现,在 $-5^\circ$ 风攻角下,XZDL30断面的竖向与扭转涡振振幅均为最低,即当导流板倾斜角度为 $30^\circ$ 时该导流板组合气动措施的制振能力最优。且导流板倾斜角度的变化对导流板制振能力影响效果显

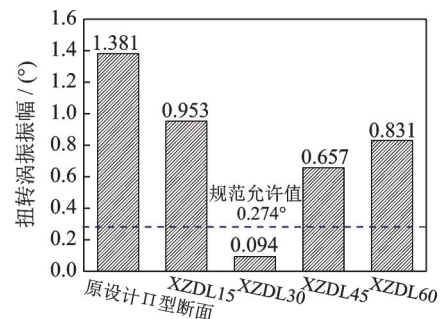
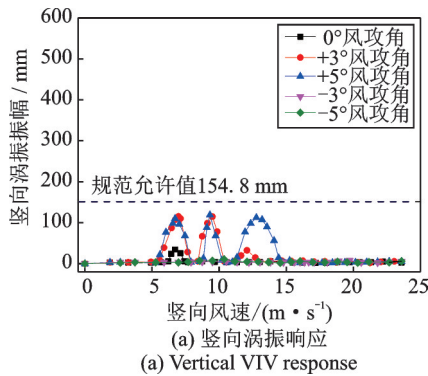


图14 加装不同角度导流板断面最大扭转涡振振幅( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )  
Fig.14 Maximum torsional VIV amplitude of section with different inclined angle guide vanes ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

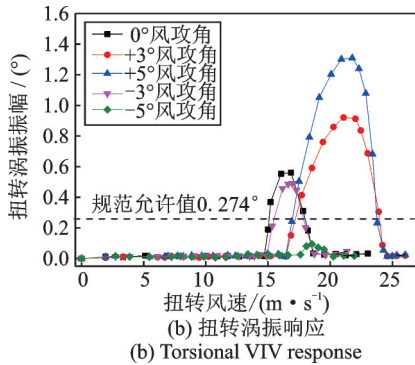
著,相比较 $30^\circ$ 倾角导流板组合气动措施能将原设计II型断面最大竖向涡振振幅降低 $97.6\%$ 、最大扭转涡振振幅降低 $93.2\%$ ,其余角度倾角的导流板组合气动措施仅能将原设计断面最大竖向涡振振幅降低在 $39.5\%$ 以内、最大扭转涡振振幅降低在 $52.4\%$ 以内。

试验表明在 $-5^\circ$ 风攻角下, $30^\circ$ 倾斜角导流板与下中央稳定板组合形成的气动措施可以在低阻尼比下显著抑制该II型叠合梁的涡激振动,为了全面考察该组合气动措施的有效性,在原试验阻尼比基础上进行了 $0^\circ, \pm 3^\circ$ 与 $\pm 5^\circ$ 风攻角下XZDL30断面的涡振响应测试,试验结果如图15所示(图中数据均已换算至实桥)。

可以发现设置 $30^\circ$ 倾角导流组合气动措施后,该II型断面的涡振响应发生了显著变化,在 $0.37\%$ 的低竖弯阻尼比下,XZDL30断面仅在 $0^\circ, +3^\circ$ 与 $+5^\circ$ 下发生竖向涡激振动,且均没有超过规范限值;在 $0.18\%$ 的低扭转阻尼比下,相较于原设计II型断面的扭转涡振风速区间( $10\sim 23$  m/s),XZDL30断面的扭转风速区间缩小并后移至 $15\sim 25$  m/s,且最大扭转涡振振幅小于原设计II型断面



(a) Vertical VIV response

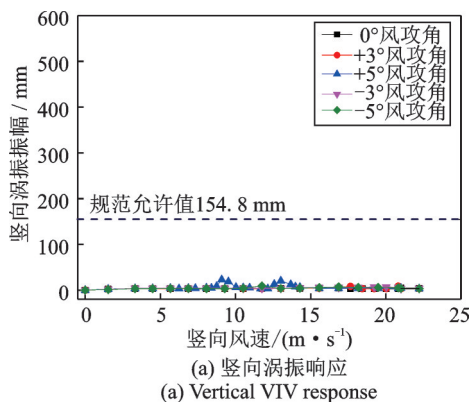


(b) Torsional VIV response

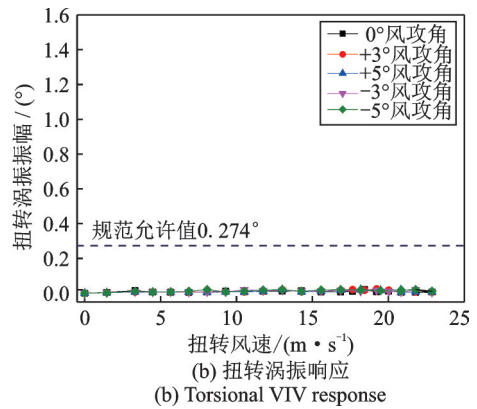
图 15 XZDL30 断面涡振响应 ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )  
Fig. 15 VIV response of the XZDL30 section ( $\xi_h=0.37\%$ ,  $\xi_a=0.18\%$ )

的值。可以发现虽然断面的不利风攻角发生了改变,由之前的负风攻角下涡振振幅较大变为了正风攻角下涡振振幅较大,但断面的整体涡振性能得到了显著的提升。

考虑到前文试验为了试验现象明显,采用试验阻尼比较低,尤其是扭转阻尼比仅为 0.18%,实际钢-混叠合梁斜拉桥的阻尼比应高于此值,参考规范阻尼比取值建议,对气动外形优化后的 XZDL30 断面进行高阻尼比(竖弯阻尼比 0.98%、扭转阻尼比 0.67%)下涡振响应测试,试验结果如图 16 所示(图中数据均已换算至实桥)。可以发现在 0.98% 竖弯阻尼比下, XZDL30 断面仅在 +5° 风攻角下发生轻微竖向涡激振动,最大振幅为 22.7 mm,明显小于规范限值;在 0.67% 扭转阻尼比下, XZDL30 断面在各风攻角下均未发生扭转涡激振动。



(a) Vertical VIV response



(b) Torsional VIV response

图 16 XZDL30 断面涡振响应 ( $\xi_h=0.98\%$ ,  $\xi_a=0.67\%$ )  
Fig. 16 VIV response of the XZDL30 section ( $\xi_h=0.98\%$ ,  $\xi_a=0.67\%$ )

试验结果表明,在 0.37% 竖弯阻尼比与 0.67% 扭转阻尼比下, 30° 倾斜角导流板与下中央稳定板结合形成的组合气动措施可以显著抑制 II 型叠合梁的涡激响应至规范限值以下,而在 0.98% 竖弯阻尼比与 0.67% 扭转阻尼比下,该组合气动措施几乎可以消除该 II 型叠合梁的涡激振动。

## 4 导流板组合气动措施制振机理研究

### 4.1 CFD 数值模拟计算工况及参数设置

为了研究最优导流板组合气动措施(即 30° 倾斜角导流板组合气动措施)的制振机理以及导流板角度变化对该组合气动措施制振性能的影响机理,本文以原设计 II 型断面、XZDL15 断面、XZDL30 断面与 XZDL60 断面为基础,借助 FLUENT 18.2 软件对各断面(计算断面如图 17 所示)的非定常绕流进行仿真模拟并提取非定常气动力进行机理初探。

为了减小流域上下对称边界对计算断面周围的流动干扰,同时考虑到计算模型沿顺风向的阻塞率应小于 5%<sup>[25]</sup>,将计算域总尺寸设为 14B×28B(B 为原设计 II 型断面模型宽度),数值模拟研究仅在 -5° 风攻角下进行,计算模型缩尺比为 1:50,各计算断面的  $y^+$ (无量纲壁面距离)值均小于 7,计算域详情与参数设置如图 18 所示。

考虑到桥梁的涡激振动是气流流经主梁断面时产生的规律性旋涡脱落导致的周期性气动力与结构固有频率相同时,所引发的一种共振现象,虽然起振后断面的气体绕流状态会发生改变,但静态模拟下断面的旋涡脱落形态仍能有效反映涡振起振(梁体未振动)时的绕流特性,因此本文以静止模型的断面绕流状态为基础,对最优导流板组合气动措施的制振机理进行阐释,并对不同角度导流板组合气动措施的制振效果差异性进行对比分析。



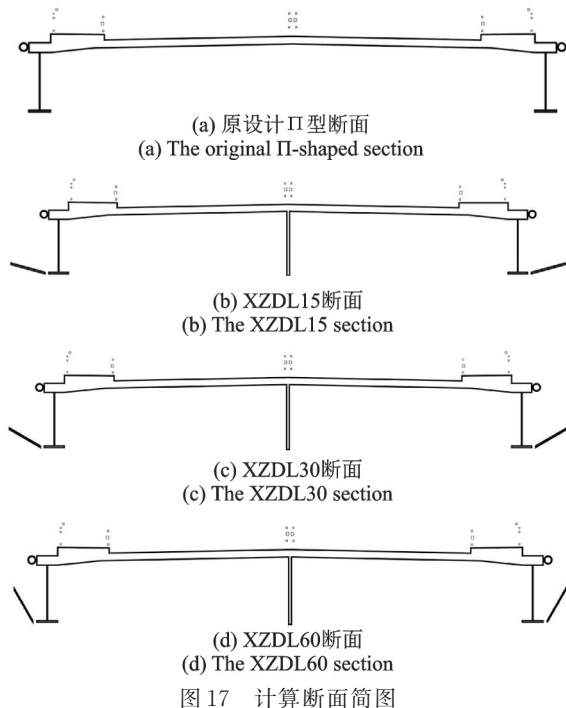


图 17 计算断面简图

Fig. 17 Diagram of calculated section

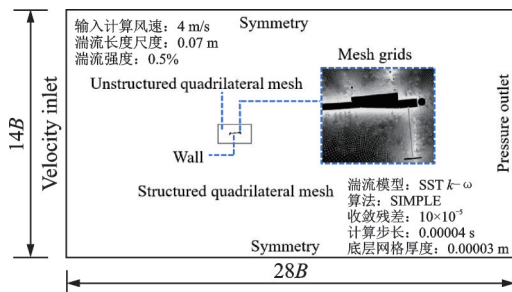
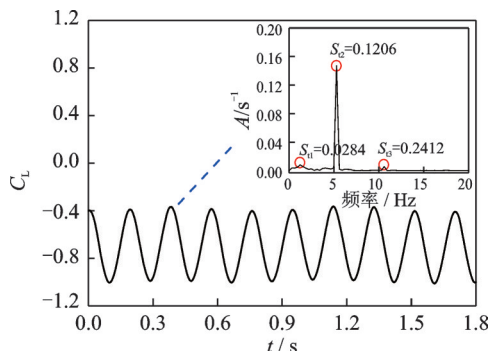


图 18 计算域详情与参数设置示意图

Fig. 18 Diagram of calculation domain details and parameter settings

通过将 CFD 数值模拟得到的原设计 II 型断面在  $-5^\circ$  风攻角下的气动升力系数时程图进行傅里叶变换, 得到升力系数  $C_L(t)$  频谱图如图 19 所示。图中共存在 3 个卓越频率:  $f_{i1} = 1.248 \text{ Hz}$ ,  $f_{i2} = 5.302 \text{ Hz}$  与  $f_{i3} = 10.604 \text{ Hz}$ 。对比之前风洞试验所得到的原设计 II 型断面在  $-5^\circ$  风攻角下的两个竖

图 19 原设计 II 型断面  $C_L$  时程与频谱图Fig. 19  $C_L$  time history and spectrum diagram of the original II-shaped section

向涡振区间起振风速, 第一涡振区间的起振风速  $V_1 = 5.3 \text{ m/s}$ , 第二涡振区间的起振风速  $V_2 = 9.5 \text{ m/s}$ , 并通过计算将数值模拟与风洞试验所得到的  $S_i$  进行对比(具体结果如表 4 所示), 可以发现通过风洞试验所得到的两个涡振起振风速所对应的  $S_i$  均与数值模拟结果相对应, 且误差均在 10% 以内, 由此表明本文的模拟结果可以较准确地模拟计算断面的气体绕流与旋涡脱落情况。

表 4 数值模拟与风洞试验  $S_i$  对照Tab. 4 Comparison table of  $S_i$  between numerical simulation and wind tunnel test

数值模拟结果	风洞试验结果	误差
$S_{i1} = 0.0284$	—	—
$S_{i2} = 0.1206$	$S_{i(V_2)} = 0.1238$	2.6%
$S_{i3} = 0.2412$	$S_{i(V_1)} = 0.2218$	8.7%

为了对计算模型的网格无关性进行检验, 在已确定计算域尺寸与参数设置的基础上, 仅通过改变底层网格厚度, 对比了三种网格数量下原设计 II 型计算断面升力系数时程的  $S_i$  数与试验结果的误差, 用以确定数值模拟的准确性。

不同规格网格数量下的数值模拟结果如表 5 所示, 可以发现在 44 万网格总数以内, 随着网格的加密, 计算误差呈递减趋势。其中粗糙与中等两种规格网格间数量相差 12 万, 断面两个  $S_i$  数间的计算误差分别相差 3.8% 与 4.6%, 中等与精细两种规格网格间数量相差 13 万, 断面两个  $S_i$  数间的计算误差仅分别相差 0.7% 与 1.0%。当网格数量较低时, 加密网格对  $S_i$  数的改善程度较为明显, 能够有效提高计算精度, 但超过 31 万网格数量后, 加密网格对计算精度的提高十分有限, 而采用精细规格的网格计算会成倍的增加计算资源消耗, 因此, 本文采用中等规格网格进行后续计算。

表 5 不同网格数量计算结果

Tab. 5 Calculation results of different mesh numbers

网格规格	底层网格厚度 / m	网格数目 / 万	$S_i$ (数值)	$S_i$ (试验)	误差
粗糙	0.00005	19	0.1159	0.1238	6.4%
			0.2513	0.2218	13.3%
中等	0.00003	31	0.1206	0.1238	2.6%
			0.2412	0.2218	8.7%
精细	0.00001	44	0.1214	0.1238	1.9%
			0.2389	0.2218	7.7%

#### 4.2 最优导流板组合气动措施制振机理

通过数值模拟得到的各计算断面升力系数时程图如图 19 所示, 可以发现原设计 II 型断面的升力系

数随一个主要频率变化,结合频谱图分析得到的频率占比最高值为 $f_{12} = 5.302 \text{ Hz}$ ,可以发现该频率对应着断面的主要旋涡脱落频率,故以该频率对应的一个完整周期为观察周期,用以观测断面各位置处主要旋涡的脱落情况。

原设计 II 型断面瞬时涡量演化图如图 20 所示。可以发现该断面主要存在两个大型旋涡脱落,位于断面上侧的旋涡 U2 与断面下侧的旋涡 B2,其中旋涡 U2 由断面下游外侧栏杆导致的一系列小型旋涡脱落发展形成,而旋涡 B2 则是由上游断面工字梁下缘处生成的旋涡 B1 发生旋涡脱落后所形成。旋涡 U2 与 B2 分别在断面上下侧尾流处发生交替脱落,形成典型的卡门涡街现象。

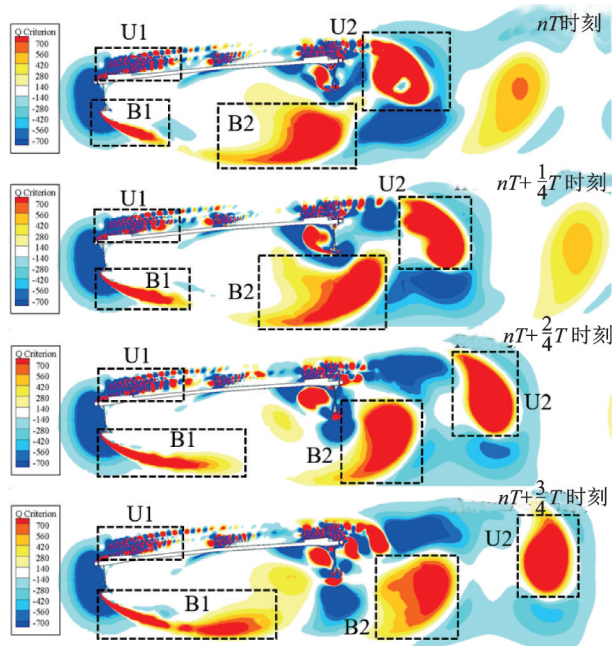


图 20 原设计 II 型断面瞬时涡量演化图

Fig. 20 The instantaneous vorticity magnitude evolution diagram around the original II-shaped section

设置了制振效果最优的  $30^\circ$  倾角导流板组合气动措施后断面的瞬时涡量演化图如图 21 所示,可以发现设置该组合气动措施后,断面的气体绕流特性发生了显著改变。由于迎风侧导流板的存在,改善了该断面上游工字梁处气动外形较钝的情况,使得 U1 区域处生成的一系列密集旋涡尺寸降低,进而导致断面上侧尾流处脱落的旋涡 U2 尺寸与能量均发生显著降低。同时迎风侧导流板能够降低断面下侧旋涡 B1 的尺寸(本文将涡量值大于 560 部分的尺寸作为衡量该旋涡大小的依据),较原设计 II 型断面,旋涡 B1 宽度降低 36.8%,高度降低 34.6%,且由于下中央稳定板的存在,会在 X1 区域阻挡一部分旋涡向下游发展,使得由旋涡 B1 发展而成的

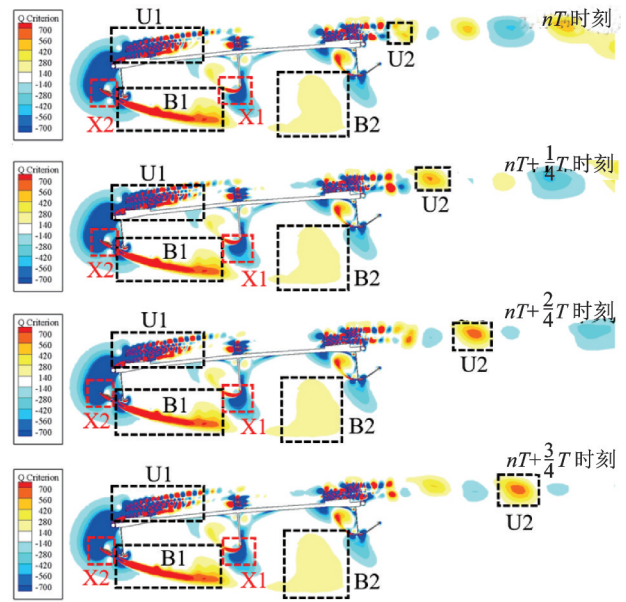


图 21 XZDL30 断面瞬时涡量演化图

Fig. 21 The instantaneous vorticity magnitude evolution diagram around the XZDL30 section

旋涡 B2 涡量值均低于 280,旋涡能量显著降低且不发生脱落。上述变化均会影响断面尾流处卡门涡街的形成并降低尾流涡脱的能量,从而起到抑制断面涡振的作用。

通过数值模拟得到的对断面涡振性能影响较大的  $C_L$  和  $C_M$  时程图如图 22 与图 23 所示。相较原设计 II 型断面  $C_L$  变化幅值 0.3155 与  $C_M$  变化幅值 0.0474,设置  $30^\circ$  倾角导流板组合气动措施后的 XZDL30 断面  $C_L$  变化幅值仅为 0.0058,降幅 98.2%, $C_M$  变化幅值仅为 0.0011,降幅 97.7%。结合之前的分析可以发现,能够显著减弱断面的旋涡脱落现象,进而导致断面所受的周期性气动力下降,是  $30^\circ$  倾角导流板组合气动措施能够有效抑制甚至消除该 II 型断面主梁涡激振动的主要原因。

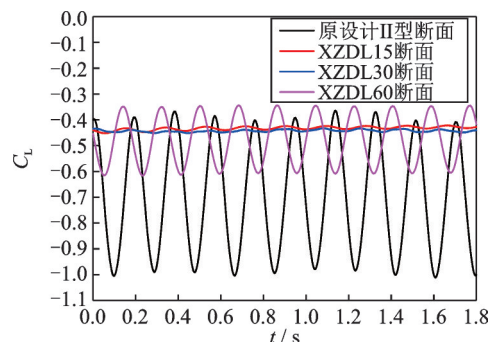
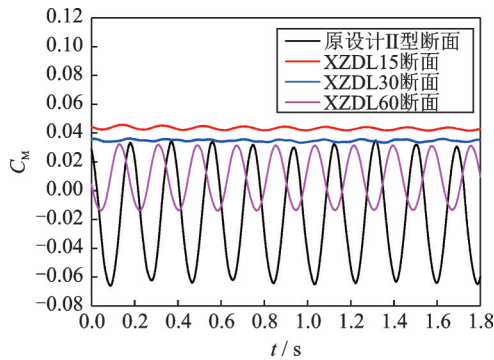


图 22 数值模拟升力系数( $C_L$ )时程图

Fig. 22 Time history diagram of the numerical simulation lift coefficient ( $C_L$ )



图23 数值模拟力矩系数( $C_M$ )时程图Fig. 23 Time history diagram of the numerical simulation moment coefficient ( $C_M$ )

### 4.3 导流板倾角对组合气动措施制振性能的影响机理

设置 $60^\circ$ 倾角导流板组合气动措施后断面的瞬时涡量演化图如图24所示,与XZDL30断面相比可以发现,导流板倾斜角度的改变对断面流场的影响十分显著。相较 $30^\circ$ 倾角导流板,迎风侧 $60^\circ$ 倾角导流板对于断面上表面由于栏杆而形成的一系列小旋涡脱落改善效果减弱,同时在尾流X3区域的背风侧导流板会在其内侧生成一个旋涡,并最终与旋涡U2一起形成一个较大的旋涡并发生脱落。对于断面的下侧流场,迎风侧 $60^\circ$ 倾角导流板仍然能够有效降低旋涡B1的尺寸,但由于导流板倾角过大会使得生成的旋涡B1过于远离断面,从而减弱了下中央稳定板在X1区域对旋涡B1的阻挡作用,使得由旋涡B1脱落形成的旋涡B2依然具有较高的能量,并最终与断面上侧的旋涡U2一起在尾流发生交替脱落,形成卡门涡街。

结合图22与图23,相比 $30^\circ$ 倾角导流板组合气动措施对于 $C_L$ 和 $C_M$ 的降幅均在95%以上,XZDL60断面 $C_L$ 变化幅值为0.1298,较原设计断面降幅58.9%, $C_M$ 变化幅值为0.0225,较原设计断面降幅52.5%,XZDL60断面所受到的周期性气动力显著高于XZDL30断面,这也印证了风洞试验结果, $30^\circ$ 与 $60^\circ$ 倾角导流板组合气动措施均能对II型断面的涡激振动产生抑制作用,但 $30^\circ$ 倾角导流板组合气动措施的制振效果更优。

通过对比XZDL30与XZDL15断面的瞬时涡量演化图(如图21和图25所示)可以发现,两断面的气体绕流与旋涡脱落情况没有存在显著区别,仅在X2区域处存在一定差异,XZDL15断面在该处导流板外侧生成的旋涡较大。通过对 $C_L$ 和 $C_M$ 的时程数据分析表示,XZDL15断面 $C_L$ 变化幅值为0.0074,较原设计断面降幅为97.7%, $C_M$ 变化幅值为0.0014,较原设计断面降幅为97.0%,降幅均只略低于

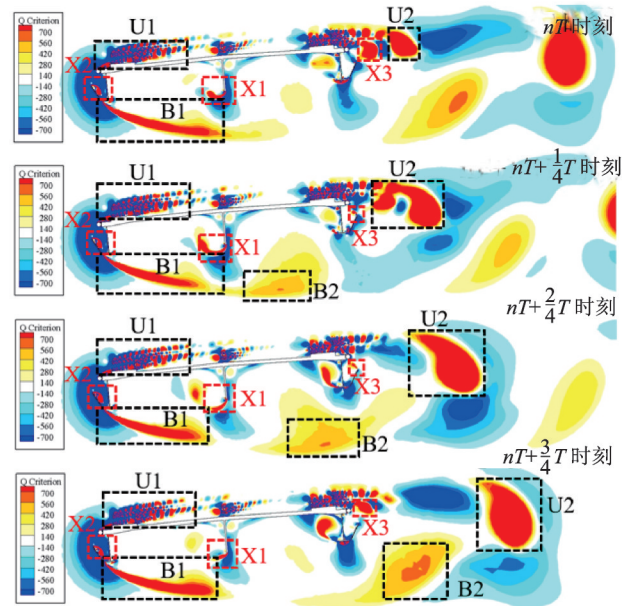


图24 XZDL60断面瞬时涡量演化图

Fig. 24 The instantaneous vorticity magnitude evolution diagram around the XZDL60 section

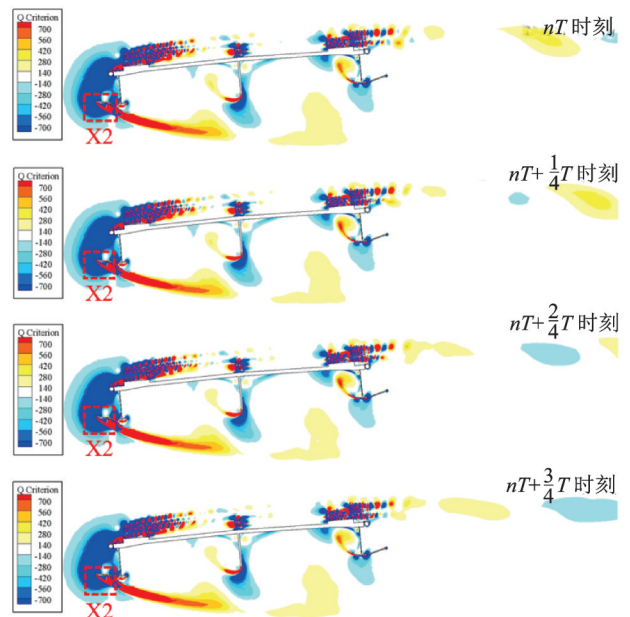


图25 XZDL15断面瞬时涡量演化图

Fig. 25 The instantaneous vorticity magnitude evolution diagram around the XZDL15 section

XZDL30断面。

为了更加清晰地表现该处的变化,采集了XZDL15断面、XZDL30断面与XZDL60断面的绕流迹线图(如图26所示),可以发现当导流板倾斜角度为 $30^\circ$ 时,迎风侧X2与背风侧X3区域处的导流板均不存在旋涡附着的现象;当改变导流板倾角至 $15^\circ$ 后,X2区域导流板的外侧产生了一个明显的旋涡绕流;而将导流板倾角改为 $60^\circ$ 后,迎风侧导流板外侧的旋涡绕流消失,但在X2与X3区域导流板的内侧均产生了一个旋涡绕流。存在的旋涡会对断面产生

一定的周期性气动力,这也从另一方面解释了导流板倾斜角度变化对该导流板组合气动措施制振性能的影响机理。

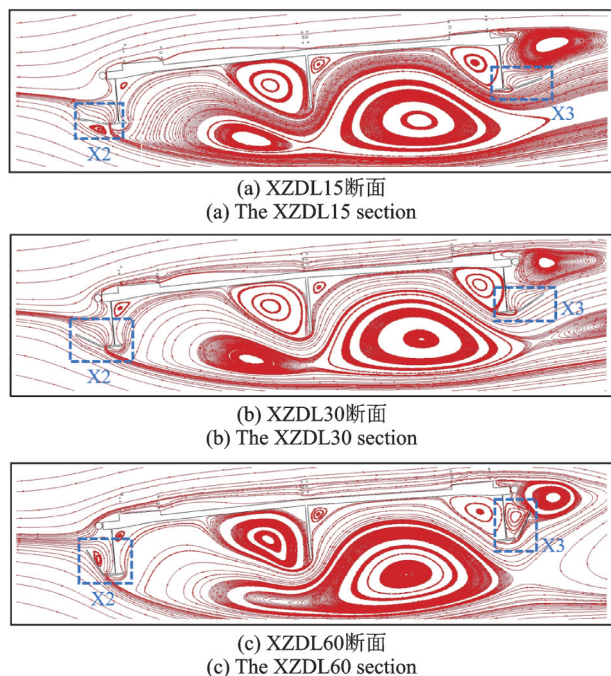


图26 计算断面绕流迹线图

Fig. 26 The flow trace around the calculation section

## 5 结论

基于本文涉及的节段模型风洞试验与数值模拟结果,得出主要结论如下:

(1) 在常遇风速(0~25 m/s)内,原设计II型叠合梁断面在1.0%阻尼比范围内,存在超过规范允许的涡振响应,整体涡振性能较差;

(2) 将导流板与下中央稳定板结合形成的组合气动措施可抑制该II型主梁的涡激振动,且研究表明导流板倾斜角度对该组合气动措施的制振效果影响显著,当导流板倾斜角度为30°时组合气动措施制振效果最优,可在1.0%阻尼比下显著抑制甚至消除该II型主梁的涡激振动;

(3) CFD数值模拟结果表明,迎风侧导流板能够显著改善上游断面的气体绕流状态,并配合下中央稳定板削弱甚至消除断面尾流的卡门涡街现象及由此产生的周期性气动力,这是30°倾角导流板组合气动措施能够有效抑制II型断面涡激振动的主要原因,改变导流板角度会在影响导流板自身附近旋涡生成的同时,影响下中央稳定板对II型断面下侧旋涡脱落状态的改善作用,从而对组合气动措施的制振性能产生显著影响。

## 参考文献:

- [1] 聂建国. 钢-混凝土组合结构桥梁[M]. 北京: 人民交通出版社, 2011.  
Nie Jianguo. Steel Concrete Composite Bridges[M]. Beijing: China Communications Press, 2011.
- [2] 李继兰, 李国芬, 陈耀章. 连续钢-混叠合梁桥负弯矩区预压应力效应[J]. 公路交通科技, 2012, 29(6): 53-59.  
LI Jilan, LI Guofen, CHEN Yaozhang. Pre-compressed stress effect of negative bending moment area of continuous steel-concrete composite beam[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2012, 29(6): 53-59.
- [3] 高翔, 周尚猛, 陈开利. 混合梁斜拉桥钢混结合段试验研究技术新进展[J]. 钢结构, 2015, 30(6): 1-4.  
GAO Xiang, ZHOU Shangmeng, CHEN Kaili. New development of the experimental research on steel-concrete composite joint of composite beam cable-stayed bridge[J]. Steel Construction, 2015, 30(6): 1-4.
- [4] 卫星, 强士中. 大跨钢-混凝土结合梁斜拉桥传力机理[J]. 西南交通大学学报, 2013, 48(3): 402-408.  
WEI Xin, QIANG Shizhong. Mechanic behavior of steel-concrete composite girder of long-span cable-stayed bridge[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2013, 48(3): 402-408.
- [5] Oliveira Pedro J J, Reis A J. Nonlinear analysis of composite steel concrete cable-stayed bridges[J]. Engineering Structures, 2010, 32(9): 2702-2716.
- [6] 李小珍, 王聪, 肖林, 等. 斜拉桥钢-混凝土结合梁的受力性能试验研究[J]. 工程力学, 2015, 32(9): 191-199.  
LI Xiaozhen, WANG Cong, XIAO Lin, et al. Test study for mechanical behavior of steel-concrete composite girder of cable-stayed bridge[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(9): 191-199.
- [7] KUBO Y, KIMURA K, SADASHIMA K, et al. Aerodynamic performance of improved shallow II shape bridge deck[J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics, 2002, 90(12/13/14/15): 2113-2125.
- [8] KOGA T. Improvement of aeroelastic instability of shallow II Section[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89(14): 1445-1457.
- [9] 钱国伟, 曹丰产, 葛耀君. II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 Guowei, CAO Fengchan, GE Yaojun. Vortex-induced vibration performance of a cable-stayed bridge with II shaped composite deck and its aerodynamic control measures[J]. Journal of Vibration and Shock,

- 2015, 34(2): 176-181.
- [10] Irwin P A. Bluff body aerodynamics in wind engineering [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2008, 96(6): 701-712.
- [11] Lee Hoyeop, Moon Jiho, Chun Nakhyun, et al. Effect of beam slope on the static aerodynamic response of edge-girder bridge-deck[J]. *Wind and Structures*, 2017, 25(2): 157-176.
- [12] 杨光辉, 屈东洋, 牛晋涛, 等. II型截面涡激振动风洞试验及气动抑制措施研究[J]. *石家庄铁道大学学报(自然科学版)*, 2015, 28(1): 34-39.  
YANG Guanghui, QU Dongyang, NIU Jintao, et al. Researches on II-section vortex-induced vibration wind tunnel testing and aerodynamic suppression measures [J]. *Journal of Shijiazhuang Tiedao University (Natural Science)*, 2015, 28(1): 34-39.
- [13] 李欢, 何旭辉, 王汉封, 等. II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 Huan, HE Xuhui, WANG Hanfeng, et al. Wind tunnel tests for vortex-induced vibration control measures of a super high cable-stayed bridge with II-cross section[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(7): 62-68.
- [14] 吴拓. 斜拉桥II型主梁断面涡激振动性能的人工智能识别[D]. 西安: 长安大学, 2018.  
WU Tuo. Artificial intelligence on vortex-induced vibration performance of II-section girder of cable-stayed bridge[D]. Xi'an: Chang'an University, 2018.
- [15] 李锐. 斜拉桥II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 Rui. Study on aerodynamic measures and vortex-induced vibration performance of cable-stayed bridge with II section[D]. Xi'an: Chang'an University, 2019.
- [16] 王峰, 郑晓东, 董小强, 等. 倒L型导流板对II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 Feng, ZHENG Xiaodong, DONG Xiaoqiang, et al. Study on VIV suppression effect of inverted L-shaped deflectors on cable-stayed bridge with II type cross section[J]. *Journal of Hefei University of Technology (Natural Science)*, 2021, 44(12): 1652-1659.
- [17] 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.  
ZHANG Tianyi, SUN Yanguo, LI Mingshui, et al. Experimental study on vortex-induced vibration performance and aerodynamic countermeasures for a wide-width double-box composite beam[J]. *China Journal of Highways and Transport*, 2019, 32(10): 107-114.
- [18] Zhang Tianyi, Sun Yanguo, Li Mingshui, 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.
- [19] 颜宇光, 杨詠昕, 周锐. 开口断面主梁斜拉桥的涡激共振控制试验研究[J]. *中国科技论文*, 2015, 10(7): 760-764.  
YAN Yuguang, YANG Yongxin, ZHOU Rui. Experimental study on vortex induced vibration control measure for cable-stayed bridge with open sections[J]. *China Sciencepaper*, 2015, 10(7): 760-764.
- [20] 贺耀北, 周洋, 华旭刚. 双边钢主梁-UHPC组合梁涡振抑制气动措施风洞试验研究[J]. *振动与冲击*, 2020, 39(20): 142-148.  
HE Yaobei, ZHOU Yang, HUA Xugang. A wind tunnel test on aerodynamic measures for vortex-induced vibration suppression of a bilateral steel-UHPC composite beam[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(20): 142-148.
- [21] 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[S]. 北京: 人民交通出版社, 2019.  
Ministry of Transport of the People's Republic of China. Wind-resistant design specification for highway bridges: JTG/T 3360-01—2018[S]. Beijing: China Communications Press, 2019.
- [22] 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 Qingsong, MA Cunming. 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.
- [23] 王嘉兴, 牛华伟, 靳俊中, 等. 钢-砼叠合边主梁斜拉桥稳定板气动措施研究[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(8): 48-54.  
WANG Jiaying, NIU Huawei, JIN Junzhong, et al. Study on stabilizer aerodynamic measure of a cable-stayed bridge with a steel-concrete composite edge girder[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(8): 48-54.
- [24] 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 Chunguang, HUANG Jingwen, ZHANG Ji, 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.
- [25] 张彦. 桥梁气动自激力的数值模拟研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2009.  
ZHANG Yan. A numerical study on self-excited aerodynamic forces of bridge deck[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2009.



## Influence of the guide vane inclination angle on the vortex-induced vibration performance of the II-shaped composite girder

HUANG Lin<sup>1,2</sup>, DONG Jia-hui<sup>1,2</sup>, WANG Qi<sup>1,2</sup>, LIAO Hai-li<sup>1,2</sup>, LI Zhi-guo<sup>1,2</sup>

(1.Department of Bridge Engineering, School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

2.Key Laboratory for Wind Engineering of Sichuan Province, Chengdu 610031, China)

**Abstract:** The II-shaped composite girder is widely used in the construction of long-span cable-stayed bridges, but the weak vortex-induced vibration (VIV) performance of this type of section seriously limits its application prospects. A II-shaped composite girder double-tower cable-stayed bridge with a main span of 530 m is used as the engineering background, and the VIV performance and aerodynamic optimization measures of the II-shaped composite girder are studied by using wind tunnel tests. The tests show that the VIV of the original II-shaped section occurs at each wind attack angle, and the VIV amplitude of the girder can be reduced by setting guide vanes and the lower central stabilizer. The change in the inclination angle of guide vanes has a significant impact on the combined aerodynamic measure of VIV suppression performance. The combination measure VIV suppression performance with the guide vane of 30° inclination angle is the best, and the VIV can be significantly suppressed or even eliminated when the damping ratio required by the specification is 1.0%. The VIV suppression mechanism of the combined aerodynamic measure and the influence mechanism of the guide vane inclination angle change on the VIV suppression performance of the measure are studied by using computational fluid dynamics (CFD) numerical simulation. The calculation results show that the windward side guide vane in the 30° inclination guide vane combination measure can significantly improve the gas flow around the upstream section, and the cooperation with the lower central stabilizer can weaken the Karman vortex of the II-shaped section wake to suppress the girder VIV. Changing the inclination angle of the guide vane not only affects the generation of vortices near the guide vane itself, but also affects the improvement of the lower central stabilizer on the vortex shedding state under the section, thereby significantly affecting the VIV suppression performance of the combined aerodynamic measure.

**Key words:** II-shaped composite girder; vortex-induced vibration; combination aerodynamic measure; guide vane inclination angle; computational fluid dynamics (CFD)

作者简介: 黄 林(1994—),男,博士研究生。电话:(028)87600876; E-mail: huanglin@my.swjtu.edu.cn。

通讯作者: 王 骑(1980—),男,博士,副教授。电话:(028)87600876; E-mail: wangchee\_wind@swjtu.edu.cn。