

引用本文:李加武,徐敏建,王子健,等.风嘴几何参数对双边箱式II型梁涡振性能的影响[J].建筑科学与工程学报,2022,39(5):74-83.  
LI Jia-wu, XU Min-jian, WANG Zi-jian, et al. Effect of Geometric Parameters of Wind Fairing on Vortex-induced Vibration Performance of Two-side Box Type II-shaped Girder[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(5): 74-83.

DOI:10.19815/j.jace.2022.06030

# 风嘴几何参数对双边箱式II型梁涡振性能的影响

李加武<sup>1,2</sup>, 徐敏建<sup>1,2</sup>, 王子健<sup>1,2,3</sup>, 邢松<sup>1,2</sup>

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064; 2. 长安大学 风洞实验室, 陕西 西安 710064;  
3. 中国市政工程华北设计研究总院有限公司, 天津 300074)

**摘要:**为研究风嘴几何参数对双边箱式II型梁涡振性能的影响,设计了包括原断面在内的4类试验组合,共计14种试验工况,通过节段模型测振试验,测得不同工况下II型梁涡振振幅随试验风速的变化,分析了0°风攻角下不同风嘴长度和尖端高度对双边箱式II型梁涡振振幅、锁定区间长度和起振风速的影响。采用SST k- $\omega$ 模型进行计算流体力学分析,模拟了原断面和不同风嘴措施下双边箱式II型梁断面周围的流场特性,结合静态绕流涡量演化图探讨了不同风嘴措施的涡振抑制机理。结果表明:多数风嘴措施能有效抑制双边箱式II型梁的竖弯涡振,同时降低其扭转涡振振幅;尖端高度与梁高之比为5/6时,该II型梁的涡激共振被完全抑制,涡振性能表现良好;增大风嘴长度和令风嘴尖端朝下有助于减小断面的涡振振幅和锁定区间长度,提高起振风速,对该II型梁的抑振效果更显著;双边箱式II型梁原断面涡激共振明显,安装风嘴能减弱上表面气体的流动分离,减小漩涡尺度,有利于抑制涡振;双边箱式II型梁下表面周期性脱落并移动的漩涡是其扭转涡振的驱动性因素。

**关键词:**结构风工程;双边箱式II型梁;涡激共振;风嘴形式;风洞试验;数值模拟

中图分类号: TU311.3

文献标志码: A

文章编号: 1673-2049(2022)05-0074-10

## Effect of Geometric Parameters of Wind Fairing on Vortex-induced Vibration Performance of Two-side Box Type II-shaped Girder

LI Jia-wu<sup>1,2</sup>, XU Min-jian<sup>1,2</sup>, WANG Zi-jian<sup>1,2,3</sup>, XING Song<sup>1,2</sup>

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 2. Wind Tunnel Laboratory, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 3. North China Municipal Engineering Design & Research Institute Co., Ltd., Tianjin 300074, China)

**Abstract:** In order to study the effect of geometric parameters of wind fairing on vortex-induced vibration (VIV) performance of two-side box type II-shaped girder, 4 types of test combinations including the original section, which contain 14 test conditions were carried out. Through the segmental model vibration measurement test, the VIV amplitude of II-shaped girder with test wind speed under different conditions were measured. The effects of different wind fairing lengths and tip heights on the VIV amplitude, the lock-in length and starting wind speed of two-side box type II-shaped girder at 0° wind attack angle were analyzed. The SST k- $\omega$  model was

收稿日期: 2022-06-21

基金项目: 国家自然科学基金项目(5197807)

作者简介: 李加武(1972-), 男, 安徽舒城人, 教授, 博士研究生导师, 工学博士, 博士后, E-mail: ljw@gl.chd.edu.cn.

used for computational fluid dynamics analysis. The flow field characteristics around the section of two-side box type II-shaped girder under the original section and different wind fairing were simulated, and the VIV suppression mechanism of different wind fairing measures was discussed based on the evolution chart of static vorticity around flow. The results show that most wind fairing measures can effectively suppress the vertical bending VIV and reduce the torsional VIV amplitude of the two-side box type II-shaped girder. When the ratio of tip height to girder height is 5/6, the vortex-induced vibration of the II-shaped girder is completely suppressed and the VIV performance is good. Increasing the length of wind fairing and making the tip of wind fairing downward can help to reduce the VIV amplitude of the section and the lock-in length, and improve the starting wind speed, which can make the vibration suppression effect on the II-shaped girder more obvious. The vortex-induced vibration is obvious in the original cross section of two-side box type II-shaped girder. Installation of wind fairing can weaken the flow separation of upper surface gas and reduce the vortex scale, which is beneficial to suppress VIV. Periodic shedding and moving vortices on the lower surface of two-side box type II-shaped girder are the driving factors of torsional vortex-induced vibration.

**Key words:** structural wind engineering; two-side box type II-shaped girder; vortex-induced vibration; wind fairing form; wind tunnel test; numerical simulation

## 0 引言

近年来,双边箱式 II 型梁因施工便利、受力合理、经济效益好等优点在现代桥梁中应用广泛。II 型梁是一种典型的开口钝体断面<sup>[1]</sup>,梁体抗扭刚度小,气动分离明显,绕流情况复杂,在风荷载的作用下易发生涡激振动。主梁的涡激振动是一种多发生在低风速区间的风致限幅振动现象,虽不会直接引起结构的失稳破坏,但容易导致构件疲劳损伤,对行车、行人的舒适性也会产生不利影响<sup>[2-5]</sup>。因此,改善 II 型梁的涡振(VIV)性能从而提高其在大跨度桥梁选型中的竞争力具有重要的工程意义。根据现有研究,断面宽高比<sup>[6]</sup>、边板梁间距<sup>[7]</sup>等结构参数和风嘴<sup>[8]</sup>、导流板<sup>[9]</sup>、中央稳定板<sup>[10]</sup>、栏杆<sup>[11-13]</sup>等气动措施均对 II 型断面的涡振性能有一定的影响。

风嘴有利于提高结构的气动稳定性,增大结构抗扭刚度且利于检修,因此在主梁设计中具有很好的适用性。目前,许多学者研究了风嘴措施对桥梁结构涡振性能的影响。陈强<sup>[14]</sup>通过风洞试验与数值模拟手段研究了 II 型梁断面加装 40°风嘴后的涡振性能,发现风嘴使气流过渡平滑,揭示了破坏尾流区漩涡形成的涡振抑振机理。王阳<sup>[15]</sup>采用中下偏心小风嘴有效抑制了 0°风攻角下双边箱式 II 型梁断面的涡激振动。钱国伟等<sup>[16]</sup>通过风洞试验发现将风嘴角度改小可以有效抑制 II 型叠合梁的涡激共振,角度越小抑振效果越好。黄林等<sup>[17]</sup>发现带平

台的三角形下行风嘴能有效抑制矩形钢箱梁的涡振。孟晓亮等<sup>[18]</sup>发现采用较尖的风嘴可以有效改善封闭和半封闭箱梁的涡振性能。周志勇等<sup>[19]</sup>针对港珠澳大桥大悬臂箱梁的主梁设计了梯形、翼形和小翼形 3 种风嘴结构,通过大比例节段模型试验发现 3 种措施均可以不同程度抑制主梁的竖弯涡振。李春光等<sup>[20]</sup>研究了风嘴角度对宽幅钢箱梁涡振响应的影响,发现减小风嘴角度对抑制竖弯涡振的效果较好。王骑等<sup>[21]</sup>提出短而钝的风嘴会弱化流线型钢箱梁断面的涡振性能,风嘴并不是越宽越尖越好,对特定的主梁断面会存在最优值。

以往的研究多聚焦于风嘴单个参数变化对结构涡振性能的影响,无法全面表征风嘴长度、角度、朝向等参数变化对结构的影响。本文以某双边箱式 II 型梁节段模型为研究对象,通过测振试验研究了风嘴几何参数(风嘴长度与尖端高度)对其涡振性能的影响,结合计算流体动力学方法模拟了断面周围的流场特性,从而较为全面地探讨了不同风嘴措施的涡振抑制效果和机理,为工程实践和进一步研究提供参考。

## 1 风洞试验

### 1.1 试验模型

刚体节段模型测振试验在长安大学 CA-01 回流式风洞中进行,试验段长 15 m,宽 3 m,高 2.5 m,风速在 0~53 m·s<sup>-1</sup>连续可调,流场品质优良。

根据流动相似准则、试验段尺寸及试验要求,选取节段模型的几何相似比  $\lambda_L = 1/40$ ,模型长度 1.5 m,双边箱式 II 型梁原断面模型横截面尺寸见图 1。节段模型主要由铝合金芯梁、木制外衣和电工板材横隔板组成,通过内支架由 8 根刚度一定的弹簧悬挂于试验段内,见图 2。通过控制整个系统的质量与质量惯性矩模拟了设计的一阶竖弯频率和一阶扭转频率,具体设计参数见表 1。

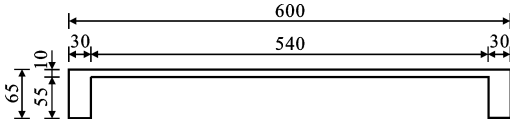


图 1 原断面节段模型横截面(单位:mm)

Fig. 1 Cross Section of Original Section Segment Model (Unit:mm)



图 2 节段模型

Fig. 2 Segmental Model

表 1 模型主要设计参数

Table 1 Main Design Parameters of Model

参数	模型值	缩尺比
梁高 $D/m$	0.065	1/40
梁宽 $B/m$	0.60	1/40
等效质量 $m/(kg \cdot m^{-1})$	12.01	1/40 <sup>2</sup>
等效质量惯性矩 $J_m/(kg \cdot m^2 \cdot m^{-1})$	1.51	1/40 <sup>4</sup>
竖弯频率 $f_b/Hz$	3.32	40/4
扭转频率 $f_t/Hz$	7.73	40/4
竖弯阻尼比 $\xi_b/\%$	0.31	1
扭转阻尼比 $\xi_t/\%$	0.21	1
扭转频率比 $\xi_b/\xi_t$	2.33	

## 1.2 试验工况

双边箱式 II 型梁两侧风嘴的几何参数通过控制风嘴长度  $l$  和风嘴端部距主梁顶面的竖向距离(尖端高度)  $h$  进行改变,根据风嘴长度  $l$  与梁高  $D$  的比值分为 3 组工况,试验工况见表 2。其中,  $l/D$  根据实际情况合理设置为 0.667、0.866 和 1,  $h/D$  依次设置为 1/6、2/6、3/6、4/6、5/6,通过更换风嘴实现,不同几何参数的风嘴形式见图 3。

表 2 试验工况

Table 2 Experiment Conditions

组别	工况编号	$h/D$	风攻角 $\alpha/(\circ)$
原断面	原断面		$0, \pm 3$
$l/D=0.667$	1	1/6	0
	2	2/6	
	3	3/6	
	4	4/6	
	5	5/6	
$l/D=0.866$	6	2/6	0
	7	3/6	
	8	4/6	
$l/D=1$	9	1/6	0
	10	2/6	
	11	3/6	
	12	4/6	
	13	5/6	

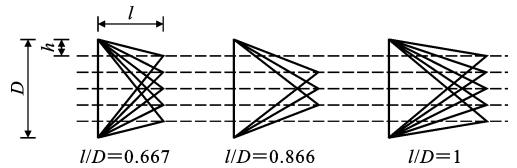


图 3 风嘴外形及尺寸

Fig. 3 Shape and Size of Wind Fairings

## 2 试验结果

### 2.1 原断面涡振性能

图 4 为双边箱式 II 型梁原断面在  $0^\circ, \pm 3^\circ$  风攻角下量纲一的竖向振幅与扭转角随试验风速的变化曲线。3 个风攻角下,该 II 型梁均可观察到明显的涡激共振现象,出现了 1 个竖弯涡振区间和 2 个扭转涡振区间。

由图 4 可知,随着风攻角从  $-3^\circ \sim +3^\circ$  变化,II 型梁原断面的竖弯涡振起振风速从  $3 m \cdot s^{-1}$  增大至  $3.6 m \cdot s^{-1}$  时,最大量纲一的振幅从 0.099 4 增大至 0.163 4,锁定区间长度呈增大趋势。原断面的扭转涡振起振风速同样增大,但最大量纲一的振幅和锁定区间长度呈减小趋势。 $0^\circ$  风攻角时,原断面在试验风速  $3.2 m \cdot s^{-1}$  左右进入竖弯涡振区间,在  $4.4 m \cdot s^{-1}$  附近竖弯涡振量纲一的幅值达到峰值 0.104 6,之后随试验风速的增加,竖弯涡振振幅快速衰减。原断面的第一涡振区间为  $2.4 \sim 3.4 m \cdot s^{-1}$ ,此时扭转角振幅较小,当试验风速为  $4.4 \sim 6.1 m \cdot s^{-1}$  时,进入第二扭转涡振区间,最大扭转角振幅可达  $0.150 9^\circ$ 。

不同风攻角下,原断面的涡振发展规律较为相

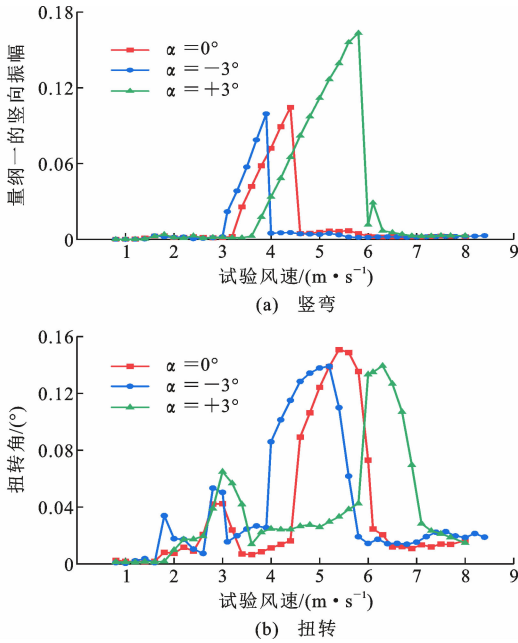


图 4 II 型梁原断面振幅-风速曲线

Fig. 4 Amplitude-wind Velocity Curve of Original Section of II-shaped Girder

似,随着试验风速的增加,断面从第一扭转涡振区间进入竖弯涡振区间,在竖弯涡振区间的下降段向第二扭转区间发展,此时竖弯与扭转涡振存在部分重叠。可以看出,在很长的风速范围内双边箱式 II 型梁原断面一直存在涡振,竖弯涡振与扭转涡振存在“此消彼长”的现象。

### 2.2 风嘴几何参数影响

针对原断面出现的涡激共振现象,以 0°风攻角下的 II 型梁为主要控制对象,测试并记录了 13 个不同风嘴措施下双边箱式 II 型梁的振动时程,研究风嘴长度和尖端高度等风嘴几何参数对双边箱式 II 型梁涡振性能的影响,从而探究最佳的涡激共振控制措施。

图 5 为 II 型梁断面在不同风嘴下量纲一的竖向振幅随试验风速的变化曲线。由图 5 可知,0°风攻角下,3 组不同的风嘴仅工况 3 ( $l/D=0.667, h/D=3/6$ )和工况 6 ( $l/D=0.866, h/D=2/6$ )未能有效抑制双边箱式 II 型梁的竖弯涡振,其余风嘴措施抑振效果显著。相较于原断面,工况 3 和工况 6 都能一定程度上降低最大竖向振幅和提高竖弯涡振起振风速,但工况 3 激发出了低风速区的竖弯涡振且使锁定区间变长,抑振效果最差。

图 6 为 II 型梁断面在不同风嘴气动控制措施下扭转角随试验风速的变化曲线。由图 6 可知,0°风攻角下,大多数风嘴措施都能一定程度上减小断

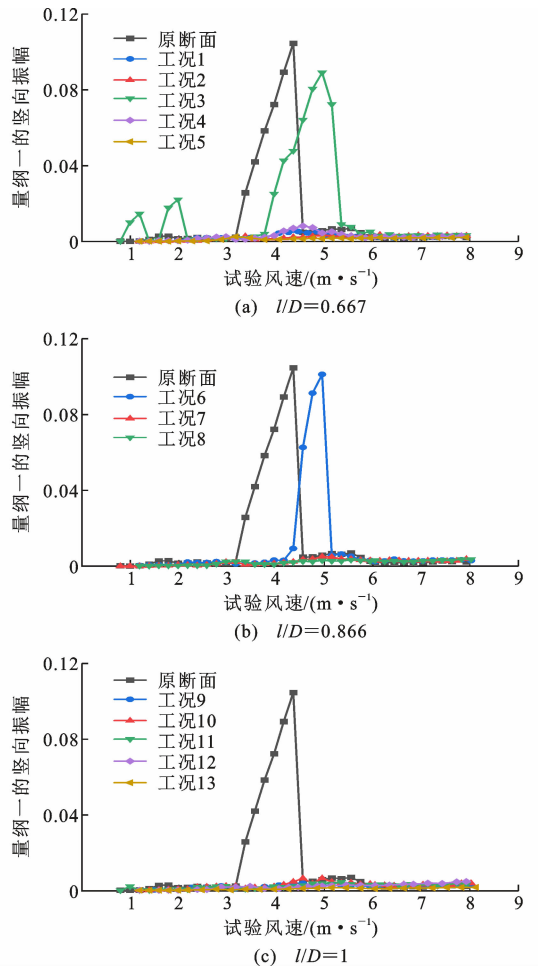


图 5 不同风嘴形式下的 II 型梁竖弯涡振响应

Fig. 5 Vertical Bending Vortex Response of II-shaped Girder Under Different Wind Fairing Forms

面的最大扭转角和涡振锁定区间长度。除工况 2 ( $l/D=0.667, h/D=2/6$ )和工况 3 ( $l/D=0.667, h/D=3/6$ )增大了第一扭转涡振区间的最大扭转角外,其他措施都有效抑制了第一扭转涡振区间的形成。

综合比较图 5、6 所示结果,不同风嘴几何参数下完全抑制住双边箱式 II 型梁涡振响应的工况有工况 5 和工况 13,可以看出  $h/D=5/6$  时,风嘴能有效抑制该类 II 型梁断面的涡激共振现象。

为进一步评价上述风嘴几何参数对双边箱式 II 型梁涡激振动的抑制效果,针对 II 型梁的涡振最大量纲一的振幅、锁定区间长度和起振风速进行了分析,通过涡振抑制率综合表征各风嘴措施的抑振效果。由于 II 型梁第一扭转涡振区间的振动情况相对第二扭转涡振区间较小,故不视作风嘴抑振效果的评价指标。

表 3~5 分别给出了 II 型梁的涡振最大量纲一

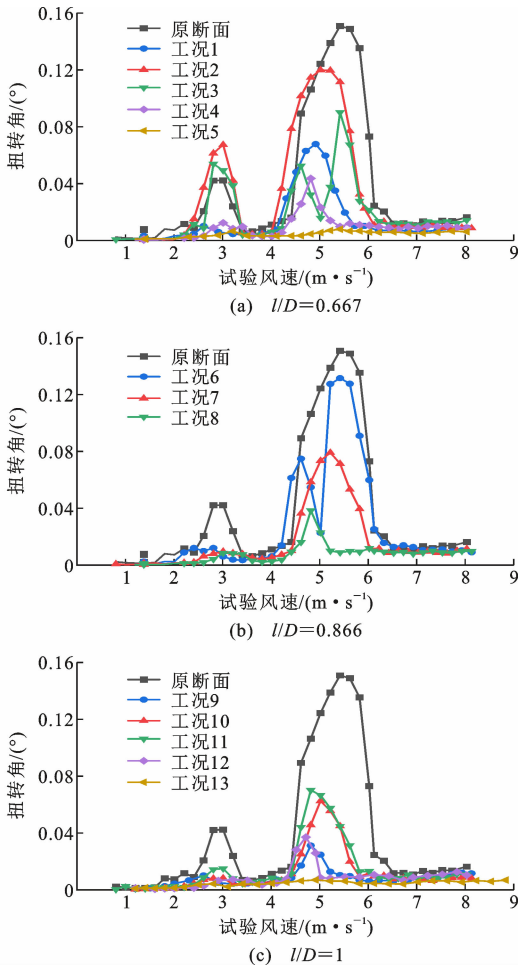


图6 不同风嘴形式下的II型梁扭转涡振响应

Fig. 6 Torsional Vortex Response of II-shaped Girder Under Different Wind Fairing Forms

Under Different Wind Fairing Forms

的振幅、锁定区间长度和起振风速在不同风嘴措施下的试验结果。可以看出:当 $h/D=2/6、4/6、5/6$ 及 $l/D=1$ 时,II型梁未发生竖弯涡振,说明多数风嘴措施有抑制竖弯涡振的效果;多数情况下,当 $h/D$ 一定时, $l/D$ 的值越大,II型梁的涡振最大扭转角越小,锁定区间长度越短,起振风速越高,扭转涡振抑制效果越好;当 $l/D$ 一定时,施加风嘴措施的II型梁最大扭转角和锁定区间长度随 $h$ 的增大大多呈现先增大后减小的趋势,当 $h/D=2/6$ 时,抑振效果最差。

分析可知,双边箱式II型梁的涡振最大量纲一的振幅和锁定区间长度越小,起振风速越大,表明风嘴措施对其涡振的抑制效果越好,因此将风嘴的涡振抑制率 $\eta_i$ 定义为

$$\eta_i = \frac{A_0 - A_i}{A_0} L_i V_i \times 100\% \quad (1)$$

$$L_i = \begin{cases} 1 & l_i = 0 \\ 1 - \frac{l_i}{15l_0} & l_i \neq 0 \end{cases} \quad (2)$$

表3 各工况下的涡振最大量纲一的振幅

Table 3 Maximum Dimensionless VIV Amplitude Under Various Conditions

涡振类型	$h/D$	最大量纲一的振幅		
		$l/D=0.667$	$l/D=0.866$	$l/D=1$
竖弯	1/6	0.000 0		0.000 0
	2/6	0.000 0	0.101 2	0.000 0
	3/6	0.089 1	0.000 0	0.000 0
	4/6	0.000 0	0.000 0	0.000 0
	5/6	0.000 0		0.000 0
扭转	1/6	0.067 9		0.037 1
	2/6	0.120 0	0.131 6	0.062 6
	3/6	0.090 2	0.079 2	0.070 2
	4/6	0.043 8	0.038 6	0.037 1
	5/6	0.000 0		0.000 0

表4 各工况下的涡振锁定区间长度

Table 4 VIV Lock-in Length Under Various Conditions

涡振类型	$h/D$	锁定区间长度/( $m \cdot s^{-1}$ )		
		$l/D=0.667$	$l/D=0.866$	$l/D=1$
竖弯	1/6	0.000 0		0.000 0
	2/6	0.000 0	0.990 8	0.000 0
	3/6	1.288 1	0.000 0	0.000 0
	4/6	0.000 0	0.000 0	0.000 0
	5/6	0.000 0		0.000 0
扭转	1/6	1.606 2		1.405 5
	2/6	2.007 8	2.309 0	1.505 9
	3/6	2.208 6	1.306 2	1.907 4
	4/6	1.405 6	1.003 9	0.602 3
	5/6	0.000 0		0.000 0

表5 各工况下的涡振起振风速

Table 5 VIV Starting Wind Speed Under Various Conditions

涡振类型	$h/D$	起振风速/( $m \cdot s^{-1}$ )		
		$l/D=0.667$	$l/D=0.866$	$l/D=1$
竖弯	1/6	0.000 0		0.000 0
	2/6	0.000 0	4.161 1	0.000 0
	3/6	3.170 4	0	0.000 0
	4/6	0.000 0	0.000 0	0.000 0
	5/6	0.000 0		0.000 0
扭转	1/6	4.015 6		4.417 1
	2/6	4.216 4	4.015 6	4.316 7
	3/6	4.216 4	4.717 2	4.316 8
	4/6	4.015 6	4.216 4	4.316 7
	5/6	0.000 0		0.000 0

$$V_i = \begin{cases} 1 & v_i = 0 \\ \frac{9v_i}{10v_0} & v_i \neq 0 \end{cases} \quad (3)$$

式中: $A_0、A_i$ 分别为II型梁原断面和施加风嘴措施

断面对应的最大涡振量纲一的振幅; $l_0$ 、 $l_i$  分别为 II 型梁原断面和施加风嘴措施断面对应的涡振锁定区间长度; $v_0$ 、 $v_i$  分别为 II 型梁原断面和施加风嘴措施断面对应的涡振区间起振风速。

图 7 给出了风嘴的涡振抑制率随风嘴长度、尖端高度的变化情况。从整体上看,风嘴长度  $l$  越长,尖端高度  $h$  越大,即风嘴扁平且尖端朝下时,对双边箱式 II 型梁的涡振抑制效果越显著。

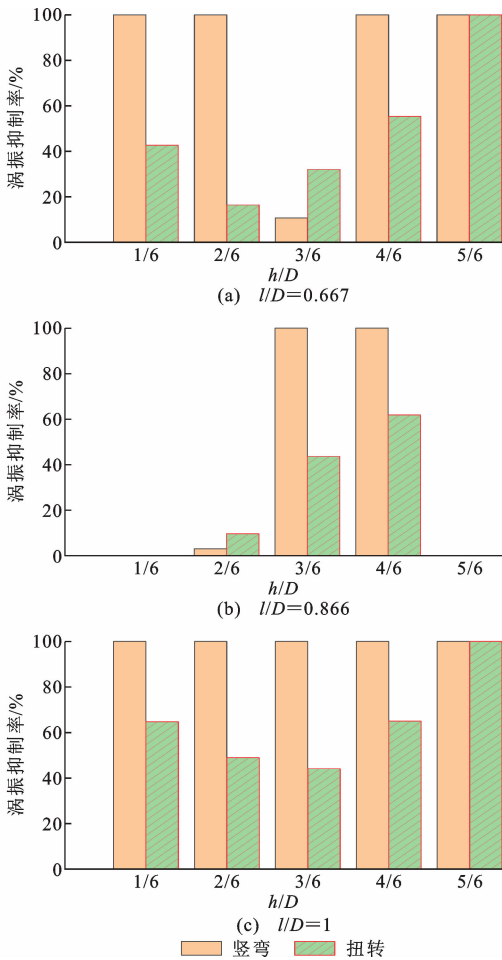


图 7 不同形式风嘴的涡振抑制率

Fig. 7 VIV Suppression Rates of Different Wind Fairing Forms

### 3 CFD 数值模拟

#### 3.1 计算模型

通过计算流体力学方法可以有效表征结构周围的流场特性,从而为定性解释风嘴几何参数变化对双边箱式 II 型梁气动性能的影响提供直观依据。本文采用 SST  $k-\omega$  模型进行原断面、工况 3、工况 11 和工况 13 下 II 型梁断面的静态绕流模拟。

以  $0^\circ$  风攻角为例,进行双边箱式 II 型梁断面的涡振数值模拟。定义主梁宽度  $B$  为参照长度,计算

域长  $25B$ ,宽  $10B$ ,II 型梁模型距上下侧边界的距离均为  $5B$ ,距离上游入口边界和下游出口边界分别为  $5B$  和  $20B$ 。计算域边界条件为:上游速度入口边界 (velocity-inlet) 设置湍流度  $0.5\%$  的均匀来流,湍流黏性比为  $10\%$ ;下游压力出口边界设置为 pressure-outlet;上下对称边界条件定义为 symmetry。采用 SIMPLE 算法进行计算,时间步长取为  $0.0005\text{ s}$ ,收敛残差控制为  $1 \times 10^{-5}$ 。图 8 为计算域设置示意图。图 9 为不同工况下断面网格划分示意图,对应的网格总数为  $130\,000 \sim 160\,000$ 。

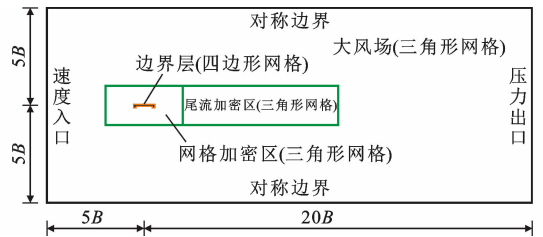


图 8 计算域设置示意图

Fig. 8 Schematic Diagram of Calculation Domain Setting

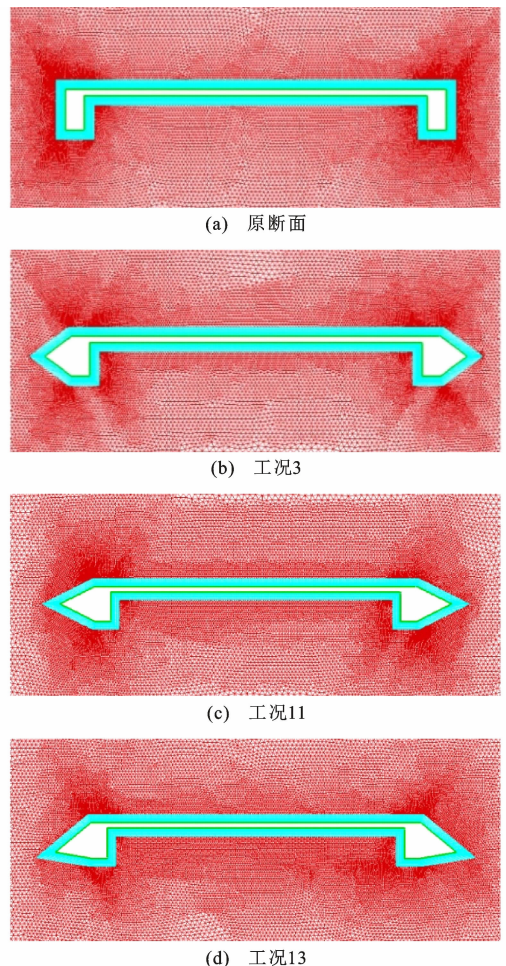


图 9 不同工况下断面的网格划分

Fig. 9 Grid Division of Section Under Different Conditions

### 3.2 计算结果

图 10 为  $0^\circ$  风攻角下双边箱式  $\Pi$  型梁原断面对应 1 个周期不同时刻的静态绕流涡量演化图 ( $n$  为周期数,  $T$  为 1 个周期的时间)。对比分析施加不同风嘴措施前后  $\Pi$  型梁断面周围流场的演变情况。

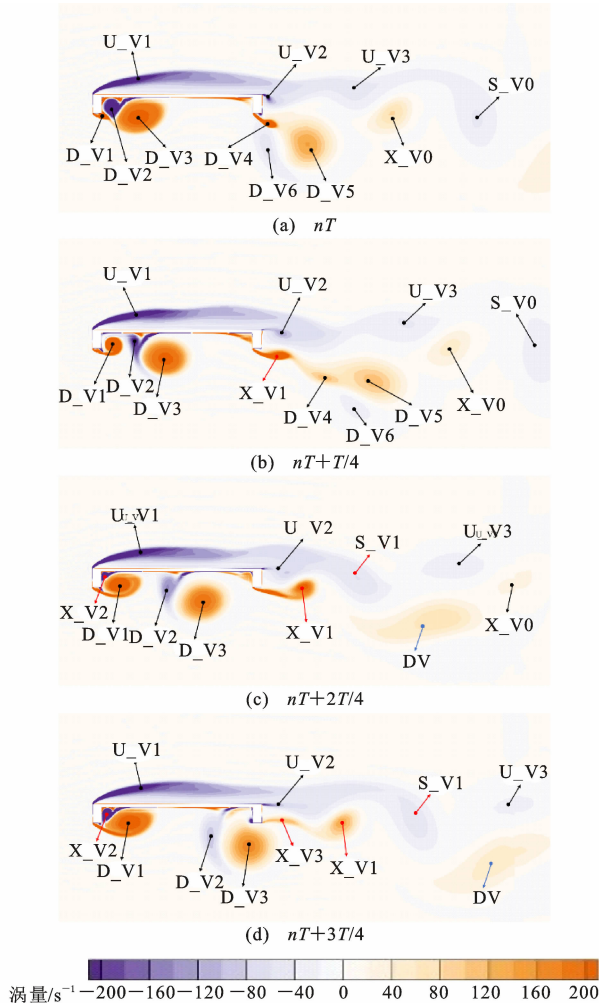


图 10 原断面静态绕流涡量

Fig. 10 Static Vorticity Around Flow of Original Section

一般而言,具有较高能量和较大尺度的涡流是影响主梁断面流场的主导涡流。由图 10 可知, $\Pi$  型梁原断面工况中来流受阻于断面后,在  $\Pi$  型梁的上下转角位置发生了气流分离,在断面前缘及后缘产生了较高能量的涡流脱落,后伴随着一个能量削弱但涡流尺度较大的尾流区域。值得注意的是,随着时间推移,断面前缘下表面产生的涡流逐渐向后缘移动,下表面涡流处于不断产生与向下游移动的演变过程。

对比 1 个周期 4 个时刻的瞬时涡量演化图, $\Pi$  型梁周围的涡流稳定产生、脱落并移动,涡流的主要变化区域在断面下表面及后缘转角处,同时在尾流

区出现交替脱落且存在汇流现象的“卡门涡街”。 $nT$  时刻,来流受阻于断面在其上表面形成一个能量较高且狭长的负涡  $U\_V1$ ,再附着后于后缘形成一个高能量小尺度的负涡  $U\_V2$ ;断面下表面前缘的小尺度正涡  $D\_V1$  初步形成,在其下游已有一个高能量正涡  $D\_V3$  发生脱落并带动外侧负涡  $D\_V2$  的产生;下表面后缘转角位置的正涡  $D\_V4$  初具形态,其下游的正涡  $D\_V5$  已经脱落,负涡  $D\_V6$  的能量正在消减。随着时间的推移,在  $nT+T/4$  时刻, $\Pi$  型梁上表面涡流变化较小,下表面涡流持续发展,正涡  $D\_V3$  向下游方向移动,带动负涡  $D\_V2$  尺度变大但能量消减;断面前缘下表面转角处的正涡  $D\_V1$  逐渐成型;断面后缘下表面转角处形成新的涡流  $X\_V1$ ;尾流区涡流尺度增大,能量一定程度上减弱。到了  $nT+2T/4$  时刻,多数涡流向下游发展,尺度持续增大,而能量消减;正涡  $D\_V1$  尺度增大而能量基本不变,其左侧开始形成新的负涡  $X\_V2$ ;涡流  $D\_V2$  及  $D\_V3$  移动至  $\Pi$  型梁中间位置;上表面负涡  $U\_V2$  在下游脱落出现一个新的负涡  $S\_V1$ ;尾流区处正涡  $D\_V4$ 、 $D\_V5$  和  $D\_V6$  汇流形成一个大尺度的涡流  $DV$ 。在  $nT+3T/4$  时刻,涡流充分发展,存在断面前缘能量增加、后缘能量消减的现象;涡流  $D\_V2$  及  $D\_V3$  移动至  $\Pi$  型梁尾部;正涡  $X\_V1$  即将脱落,尾部形成新的正涡  $X\_V3$ ,负涡  $D\_V3$  消散趋势更加明显。

图 11 为  $0^\circ$  风攻角下双边箱式  $\Pi$  型梁施加风嘴工况 3 ( $l/D=0.667, h/D=3/6$ ) 的断面静态绕流涡量演化图。由图 11 可知,施加风嘴工况 3 后  $\Pi$  型梁断面在 1 个周期内的静态绕流涡量演化图存在一定程度的变化,气流流经  $\Pi$  型梁断面后涡流能量变化不大但涡流尺度相对减小,相对原断面工况, $\Pi$  型梁上表面流动分离产生的较大狭长涡流显著减小且流动分离明显减弱, $\Pi$  型梁前缘下表面的涡流变小,而后缘上下转角处的涡流能量和尺度有所增大,尾流区涡流仍交替脱落但不发生气体汇流现象。

可以看出,风嘴工况 3 可以使原  $\Pi$  型梁断面扁平化,有效减弱了气体流经断面时发生的流动分离现象,同时使涡流尺度减小。另一方面, $\Pi$  型梁下表面的涡流  $D\_V1$ 、 $D\_V2$  和  $D\_V3$  仍表现为稳定产生、脱落和向下游移动, $\Pi$  型梁后缘也同样存在稳定的涡流脱落。结合图 5(a) 和图 6(a) 可知,工况 3 仅在一定程度上降低了  $\Pi$  型梁的竖弯和扭转涡振振幅,但未能抑制涡振的发生。由此推断,安装风嘴使断面扁平化可以减弱上表面的流动分离现象,减小

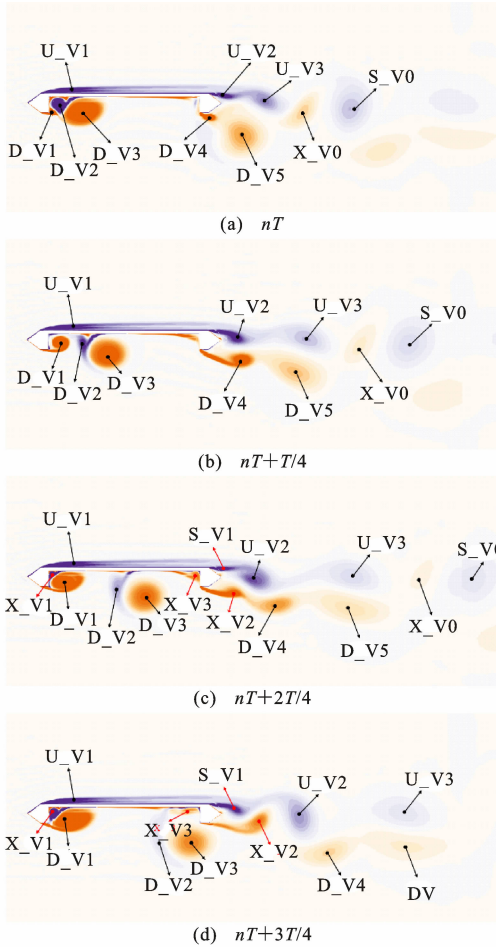


图 11 工况 3 静态绕流涡量

Fig. 11 Static Vorticity Around Flow of Condition 3

漩涡尺度,从而减小 II 型梁的涡振幅值。

图 12 为  $0^\circ$  风攻角下双边箱式 II 型梁施加风嘴工况 11 ( $l/D=1, h/D=3/6$ ) 的断面静态绕流涡量演化图。由图 12 可知,施加风嘴工况 11 后 II 型梁断面在 1 个周期内的静态绕流涡量能量和尺度均一定程度减小,II 型梁上表面的狭长漩涡转变为流经风嘴后基本不发生流动分离的小漩涡,尾流区漩涡仍交替脱落且存在较弱的气体汇流现象。

可以看出,增大风嘴长度可以使 II 型梁断面更加扁平,有效减弱了 II 型梁上表面的气体流动分离,同时减小了漩涡能量及尺度,尾流区的漩涡脱落规律性降低,但是 II 型梁下表面及尾流区的漩涡仍稳定产生、脱落和移动。结合图 5(c) 和图 6(c) 可知,工况 11 抑制了竖弯涡振的发生,对扭转涡振也有较好的消减作用,但无法完全抑制扭转涡振的发生。由此推断,安装更长的风嘴来增大断面扁平度可以有效减弱 II 型梁上表面的流动分离,减小漩涡

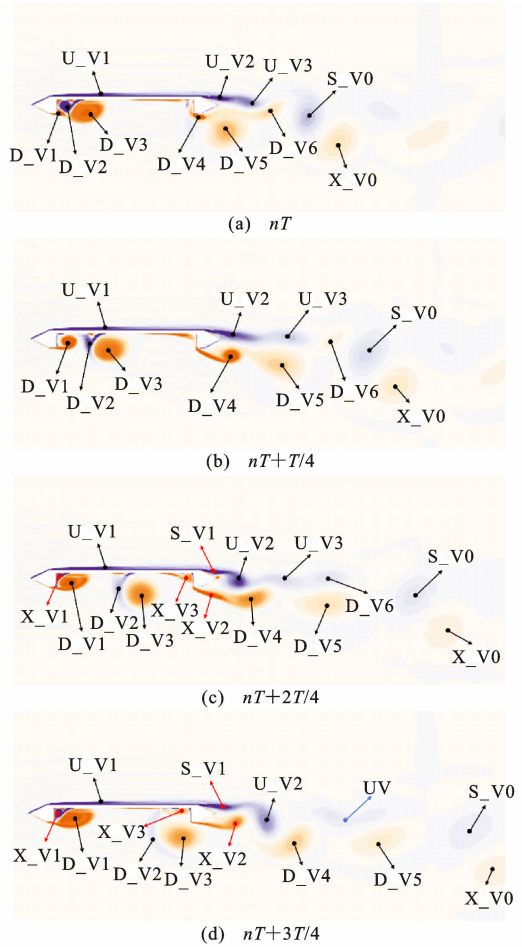


图 12 工况 11 静态绕流涡量

Fig. 12 Static Vorticity Around Flow of Condition 11

能量和尺度,从而降低 II 型梁发生竖弯涡振的概率,但由于 II 型梁下表面形成的周期性漩涡脱落,所以无法完全抑制扭转涡振的发生。

图 13 为  $0^\circ$  风攻角下双边箱式 II 型梁施加风嘴工况 13 ( $l/D=1, h/D=5/6$ ) 的断面静态绕流涡量演化图。由图 13 可知,施加工况 13 风嘴后,来流流经断面时仅发生微弱的气流分离便很快再附着于结构表面,分别在上下表面产生稳定且狭长的负涡和正涡,漩涡尺度大但能量不集中,漩涡强度明显减小,II 型梁断面周围和尾流区尤其是下表面原有的周期性漩涡脱落消失不见。该工况下气体的静态绕流基本处于稳定状态,断面涡量保持不变。

结合图 5(c)、6(c) 以及图 10~13 可知,风嘴工况 13 采用尖端朝下的布置形式使 II 型梁下表面更加接近流线型,在断面下方转角处气流分离产生的漩涡转变为几个大尺度较低能量的漩涡且不再发生脱落,尾流区交替脱落的“卡门涡街”不再形成,因此

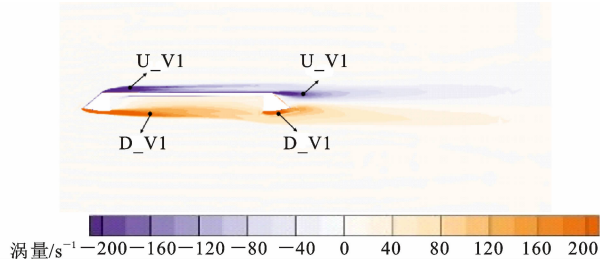


图 13 工况 13 静态绕流涡量

Fig. 13 Static Vorticity Around Flow of Condition 13

有效抑制了结构竖弯涡振和扭转涡振的发生。由此推断,双边箱式 II 型梁下表面形成的周期性漩涡脱落是诱发其发生涡振的驱动性因素,安装尖端朝下的风嘴措施可以使 II 型梁下表面更加接近流线型从而减少漩涡脱落,抑制涡振的发生。从流场的宏观角度来看,双边箱式 II 型梁发生扭转涡振的条件是断面下表面出现周期性漩涡脱落现象。

## 4 结语

(1)风嘴几何参数变化会对双边箱式 II 型梁的涡振性能产生影响,施加风嘴措施可以有效抑制多数竖弯涡振,同时降低扭转涡振振幅。当  $h/D=5/6$  时,风嘴能完全抑制该类 II 型梁的涡激共振。

(2)多数情况下,风嘴长度  $l$  越长,其尖端高度  $h$  越大,即风嘴扁平且尖端朝下时,II 型梁的涡振越大,量纲一的振幅和锁定区间长度越小,起振风速越大,风嘴措施对双边箱式 II 型梁的涡振抑制效果越显著。

(3)安装风嘴有效减小了漩涡尺度,对改善 II 型梁断面的涡振性能有利。双边箱式 II 型梁下表面周期性脱落并移动的漩涡是诱发其扭转涡振的主要原因,尖端朝下的风嘴可以有效抑制双边箱式 II 型梁下表面的漩涡脱落,从而抑制涡振的发生。

(4)本文仅就  $0^\circ$  风攻角下几个特殊长度与尖端高度下风嘴对双边箱式 II 型梁涡振性能的影响进行了研究,考虑到实际结构成桥和施工状态下气动外形和所处环境的复杂性,未来还需分析其他风攻角、存在栏杆和检修车轨道等附属设施及 II 型梁断面几何参数变化下结构的涡振性能,为双边箱式 II 型梁的减振抑振提供更多参考。

## 参考文献:

### References:

[1] 张耀. 基于涡激力特性的 II 形断面涡激力模型研究[D]. 西安:长安大学,2020.

ZHANG Yao. Study on the Model of Vortex Force on II-shaped Section Based on the Characteristics of Vortex Force[D]. Xi'an:Chang'an University,2020.

[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.

GE Yao-jun,ZHAO Lin,XU Kun. Review and Reflection on Vortex-induced Vibration of Main Girders of Long-span Bridges[J]. China Journal of Highway and Transport,2019,32(10):1-18.

[3] 李加武,朱长宇. 基于表面风压分析的分离式双箱梁流场特性研究[J]. 建筑科学与工程学报,2021,38(2):69-78.

LI Jia-wu,ZHU Chang-yu. Study on Flow Field Characteristics Around Separated Twin-box Girder Based on Surface Wind Pressure Analysis[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering,2021,38(2):69-78.

[4] WU T,KAREEM A. An Overview of Vortex-induced Vibration (VIV) of Bridge Decks[J]. Frontiers of Structural and Civil Engineering,2012,6(4):335-347.

[5] 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 Zheng-qing,HUANG Zhi-wen. 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.

[6] 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.

[7] KUBO Y,SADASHIMA K,YAMAGUCHI E,et al. Improvement of Aeroelastic Instability of Shallow  $\pi$  Section[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics,2001,89(14/15):1445-1457.

[8] 颜宇光,杨咏昕,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):760-764,787.

YAN Yu-guang,YANG Yong-xin,ZHOU Rui. Experimental Study on Vortex-induced Vibration Control Measure for Cable-stayed Bridge with Open Sections[J]. China Sciencepaper,2015,10(7):760-764,787.

[9] 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 Xiao-dong,DONG Xiao-qiang,

- 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.
- [10] 屈东洋. 基于数值模拟下  $\pi$  型断面气动选型[D]. 西安:长安大学, 2015.  
QU Dong-yang. The Pneumatic Selection of  $\pi$ -section Based on the Numerical Simulation [D]. Xi'an: Chang'an University, 2015.
- [11] 张国强. 栏杆构造对 II 型桥梁断面涡激振动的影响研究[D]. 西安:长安大学, 2015.  
ZHANG Guo-qiang. Research on Influence of Hand-rail Structures of the II Bridge Section on Vortex-induced Vibration [D]. Xi'an: Chang'an University, 2015.
- [12] 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 Tian-yi, SUN Yan-guo, LI Ming-shui, et al. Experimental Study on Vortex-induced Vibration Performance and Aerodynamic Countermeasures for a Wide-width Double-box Composite Beam [J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32 (10): 107-114, 168.
- [13] NAGAO F, UTSUNOMIYA H, YOSHIOKA E, et al. Effects of Handrails on Separated Shear Flow and Vortex-induced Oscillation[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 69-71:819-827.
- [14] 陈强.  $\pi$  型断面斜拉桥涡激振动特性及气动抑制措施研究[D]. 成都:西南交通大学, 2019.  
CHEN Qiang. Research on Vortex-induced Vibration Characteristics and Aerodynamic Suppression Measures of Cable-stayed Bridge with  $\pi$ -shaped Main Girder [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2019.
- [15] 王阳. 双边箱式 II 型断面涡振抑振试验与机理研究[D]. 西安:长安大学, 2020.  
WANG Yang. Experiment and Mechanism Research on Vortex Vibration Suppression of Double Side Box Type II Section [D]. Xi'an: Chang'an University, 2020.
- [16] 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 Guo-wei, CAO Feng-chan, GE Yao-jun. 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.
- [17] 黄林, 董佳慧, 王骑, 等. 矩形钢箱梁铁路斜拉桥涡振性能及气动控制措施研究[J]. 振动与冲击, 2021, 40(6):23-32, 85.  
HUANG Lin, DONG Jia-hui, WANG Qi, et al. Vortex-induced Vibration Performance of a Cable-stayed Railway Bridge with Rectangular Steel Box Girder and Its Aerodynamic Countermeasure [J]. Journal of Vibration and Shock, 2021, 40(6): 23-32, 85.
- [18] 孟晓亮, 郭震山, 丁泉顺, 等. 风嘴角度对封闭和半封闭箱梁涡振及颤振性能的影响[J]. 工程力学, 2011, 28(增1):184-188, 194.  
MENG Xiao-liang, GUO Zhen-shan, DING Quan-shun, et al. Influence of Wind Fairing Angle on Vortex-induced Vibrations and Flutter Performances of Closed and Semi-closed Box Decks [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(S1): 184-188, 194.
- [19] 周志勇, 葛耀君. 港珠澳大桥青州航道桥大悬臂箱梁涡激共振抑振措施及机理[J]. 中国公路学报, 2016, 29(12):17-24.  
ZHOU Zhi-yong, GE Yao-jun. Mitigation Measures and Mechanism for Vortex-induced Vibration of Box Girder with Long Cantilever in Qingzhou Channel Bridge of Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge [J]. China Journal of Highway and Transport, 2016, 29(12): 17-24.
- [20] 李春光, 张记, 樊永波, 等. 宽幅流线型钢箱梁涡振性能气动优化措施研究[J]. 桥梁建设, 2017, 47(1): 35-40.  
LI Chun-guang, ZHANG Ji, FAN Yong-bo, et al. Study of Aerodynamic Optimization Measures for Vortex-induced Vibration Performance of Wide Streamlined Steel Box Girder [J]. Bridge Construction, 2017, 47(1): 35-40.
- [21] 王骑, 廖海黎, 李明水, 等. 流线型箱梁气动外形对桥梁颤振和涡振的影响[J]. 公路交通科技, 2012, 29(8):44-50, 70.  
WANG Qi, LIAO Hai-li, LI Ming-shui, et al. Influence of Aerodynamic Shape of Streamline Box Girder on Bridge Flutter and Vortex-induced Vibration [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2012, 29(8): 44-50, 70.