

大跨度桥梁桥下净空对加劲梁气动特性的影响*

裴炳志¹ 孙柏林¹ 张门哲¹ 刘盛智¹ 祝志文²

(1. 湖北省交通投资集团有限公司, 武汉 430070; 2. 汕头大学土木与环境工程系, 广东汕头 515063)

摘要: 为研究桥下不同净空对大跨度桥梁加劲梁气动特性的影响,以大带东桥主桥加劲梁为例,采用雷诺时均 Navier-Stokes (RANS) 方程和 SST $k-\omega$ 湍流模型,数值模拟了自然风场内不同桥下净高加劲梁断面绕流场,获得了加劲梁气动参数,并与文献报道的风洞试验结果进行了对比,分析了加劲梁气动参数随净高变化的流动机理。

研究表明,桥下净高对加劲梁表面压力分布、升力和阻力,以及漩涡脱落 S_f 数均有一定程度影响。桥下净高减小,升力和阻力系数均增大;相比桥下净高 $5B$,桥下净高仅为 $0.4B$ 时升力和阻力系数分别增大 87.8% 和 13.3%;漩涡脱落 S_f 数也随桥下净高的减小而稍增大。加劲梁表面压力监测表明,桥下净高小时,风嘴前缘下斜腹板峰值压力增大,且加劲梁上下表面迎风侧棱角的负压峰值同时减小,但上表面迎风侧棱角减小更显著。研究认为,当大跨度桥梁桥下净高明显偏小时,桥下水面对加劲梁产生明显的气动力干扰效应,从桥梁抗风的角度,需考虑桥下净高明显偏小可能导致的加劲梁风荷载增大。

关键词: 大跨度桥梁; 风荷载; 桥下净高; CFD; 漩涡脱落

0 引言

为保证桥下安全通航,通航孔桥跨结构下缘的高程应高出设计通航水位算起的净空高度。我国 GB 50139—2014《内河通航标准》^[1] 规定了水上过河建筑物的通航净空尺寸。显然,同样的桥梁结构形式,可能会因通航净空、地形和接线等不同而有不同桥下净高。另外,跨河桥洪水涨落、库区桥梁在蓄水前和蓄水后等,也会使得桥下净高发生明显变化。从桥梁空气动力学角度来看,桥梁梁底到水面距离的变化,反映出桥梁气动边界条件的变化。当净高值很大时,因边界离桥梁主梁远,其对主梁的气动干扰作用很小;但当桥下净高很小时,气流在桥梁与水面或地面之间的空间流过时,气流流线会因水面的出现而被压缩;同时,从桥梁主梁脱落的漩涡,以及主梁尾迹的流动,也可能与水流边界产生复杂的相互作用,此时桥下水面边界可能对桥梁主梁产生明显的气动干扰作用,这种气动干扰可能会因桥下净高的变化而变化。桥下净空是否对大跨度桥梁气动性能产生明显影响,目前这方面研究未见相关报道。

本文以丹麦大带东桥主桥为例,开展了自然风

场内,大气边界层 A 类风场中 8 种不同桥下净高的加劲梁绕流场 CFD 模拟。获得了加劲梁气动参数随净高的变化,分析了这种变化产生的流动机理,评价了桥下净高变化对大跨度桥梁风荷载的影响。

1 流动运动控制方程

描述绕桥梁断面的二维不可压黏性流动的雷诺时均 Navier-Stokes 方程可表示为^[2]:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1a)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \overline{\frac{\partial u'_i u'_j}{\partial x_j}} \quad (1b)$$

式中: \bar{u}_i 和 u'_j ($j=1, 2$) 分别为直角坐标系 x_j 下空气流动的平均速度和脉动速度; t 为时间; ρ 、 ν 分别为空气密度和分子黏性; \bar{p} 为压力。 $-\overline{\rho u'_i u'_j}$ 为雷诺应

* 国家自然科学基金项目(51878269)。

第一作者:裴炳志,男,1963 年出生,教授级高级工程师。

通信作者:祝志文,男,1968 年出生,教授,博士,博士生导师, zwzhu@hnu.edu.cn。

收稿日期:2020-12-20

力,如采用涡黏模型则可表示为:

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left[\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] \quad (2)$$

其中 $\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \varepsilon$

式中: μ_t 为湍流黏性; k 和 ε 分别为湍动能和湍流黏性耗散率; C_μ 为经验常数。

定义 $\mu_t = k/\omega$, $\omega = \varepsilon/k$ (即湍流耗散率与湍动能的比),则 $k-\omega$ 湍流模型方程为:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \frac{\partial (u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_t \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \rho k \omega \quad (3a)$$

$$\rho \frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho \frac{\partial (u_j \omega)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_t \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + \alpha \frac{\omega}{k} \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \beta \rho \omega^2 \quad (3b)$$

式中: α 和 β 为常数; σ'_k 和 σ'_ω 分别为 k 和 ω 的湍流 Prandtl 数。

$k-\omega$ 湍流模型是一种低 Re 模型,在近壁区的黏性底层,通过提供足够的网格分辨率,不需要壁函数就可直接求解。本文采用 Menter 提出的 SST $k-\omega$ (Shear Stress Transport) 模型^[3]。该模型通过对 $k-\omega$

模型方程和标准 $k-\varepsilon$ 模型方程分别乘以混合函数 F_l 和 $(1-F_l)$ 。通过设定近壁区内 F_l 取值1,使得近壁区的流动采用 SST $k-\omega$ 模型模拟;在近壁区以外 F_l 为0,从而过渡到标准 $k-\varepsilon$ 模型。由于该模型综合了标准 $k-\varepsilon$ 模型和 $k-\omega$ 湍流模型各自的优缺点,使得 SST $k-\omega$ 湍流模型能获得优于标准 $k-\varepsilon$ 模型和 $k-\omega$ 模型的模拟结果。通常认为 SST $k-\omega$ 湍流模型是 RANS 模型中求解表现较好的湍流模型之一,比较适合大跨度桥梁常用的扁平钢箱梁绕流场的模拟^[2]。

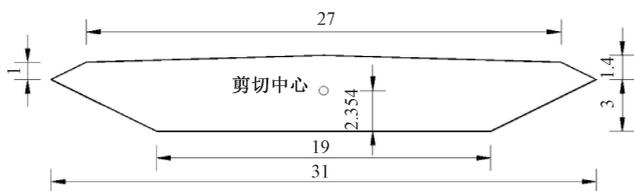
2 研究对象和数值实现

2.1 研究对象

丹麦大带东桥主桥为主跨 1 624 m 的三跨连续钢箱梁悬索桥(图 1a),其主跨加劲梁常作为 CFD 研究的验证实例^[4]。该加劲梁横断面全宽 31 m,桥轴线处梁高 4.4 m,加劲梁横断面布置如图 1b 所示。该桥开展了 1:80 的节段模型风洞试验^[5]。为与风洞试验对比,CFD 模拟采用与风洞试验一致的模型缩尺比,因研究重点是考虑桥下净空对桥梁颤振稳定性的影响,CFD 计算不考虑桥面栏杆和其他附属设施。



a



b

a—实桥照片; b—加劲梁横断面。

图 1 丹麦大带东桥主桥 m

Fig. 1 Great belt east bridge main crossing

考虑 8 种桥下净高 h ,并定义其对桥宽的比值为 $\lambda = h/B$,对应的 λ 为 5、3、2、1.5、1、0.7、0.5 和 0.4,其中 0.4 B 对应的净高是 12.4 m,该值已显著小于航道等级为 II-(2)和 III-(1)对应的桥下通航净高 18 m 的要求,而 5 B 对应的净高是 155 m,此时加劲梁已离开水面足够远,可不考虑桥下边界对加劲梁气动稳定性的影响,因而可根据桥下净高 5 B 的结果与其他净高情况的对比,反映桥下净高对桥梁颤振稳定性的影响。

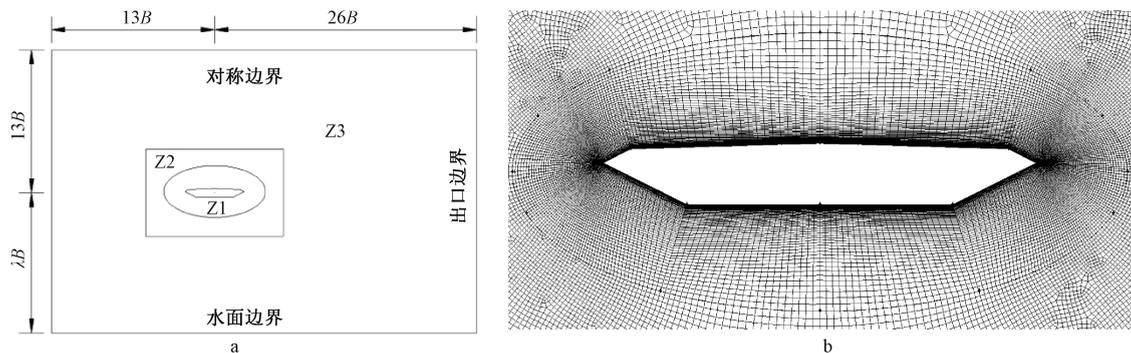
2.2 计算域网格及边界条件

CFD 计算域为矩形。相对加劲梁剪切中心(图 1b),其计算域入口和上方边界到剪切中心的

距离分别为 13 B 和 20 B ;计算域下方边界到加劲梁底部的距离根据四种桥下净高调整,这样,即使对最小的桥下净空 0.4 B ,也能保证最大的模型堵塞度小于风工程对模型堵塞度的要求(小于 5%)。为减小下游边界对计算域流动的影响,下游出口到加劲梁剪切中心的距离为 26 B 。采用分区网格划分,并将整个计算域划分成 Z1、Z2 和 Z3 三个网格区,其中 Z1 为结构化网格区,Z2 为非结构网格区,Z3 为结构化网格区,如图 2a 所示。为控制网格质量,提高 CFD 模拟的准确性,在加劲梁表面和下方边界法向均划分较密的网格,离开物面边界后,其网格尺寸逐渐增大,但计算域任意方向的网

格增长率不大于 1.1。另外,因刚性网格区紧靠加劲梁,其网格质量对 CFD 计算非常重要,因此需尽

可能保证网格正交性。加劲梁周围网格布置如图 2b 所示。



a—计算域; b—网格划分。

图 2 计算域和绕加劲梁网格划分

Fig. 2 Computational domain and mesh around stiffening girder cross section

CFD 计算域施加下述边界条件:计算域入口为速度进口边界条件,出口设为自由出流边界条件,上部边界施加对称边界条件,对桥梁表面和计算域下方边界,均施加无滑移壁面边界条件。在计算域入口,为反映桥梁所处的大气边界层风特性,采用 JTG/T 3360-01—2018《公路桥梁抗风设计规范》^[6]中的规定,沿入口高度方向采用指数律风剖面,即:

$$\frac{U_z}{U_{z_{10}}} = \left(\frac{Z}{Z_{10}} \right)^\alpha \quad (4)$$

式中: U_z 和 $U_{z_{10}}$ 分别为高度 Z 和 10 m 高度处的风速; α 为地表粗糙度类别,考虑跨河、跨海大桥一般处于开阔水面、海面等地表类型,本文采用 A 类地表粗糙度, $\alpha = 0.12$,对应的梯度风速高度 300 m,在梯度风速高度以上为梯度风速。

边界层网格分辨率、网格生长率和网格正交性等均可能对 CFD 计算结果产生影响^[7-8]。为保证 CFD 计算结果的合理性,本文开展了计算结果的网格无关性和时间步长无关性检查。也即在保证网格质量的前提下,确定收敛的计算结果不再随着网格分辨率和时间步长的变化而变化。本文以桥下净高为 $5B$ 的模型为例,分别划分三套网格,加劲梁表面法向的第一层网格高度对 B 的比值分别是 1.4×10^{-4} 、 3.1×10^{-5} 和 1.3×10^{-5} ,对应的网格数分别约为 3.1 万、5.4 万、12.9 万个,并保证三套网格计算收敛后表面的 Y_{\max}^+ 均小于 1。经对比漩涡脱落斯特劳哈数、 C_D 和 C_L 系数,并综合考虑计算量,采用表面第一层网格高度对 B 的比值为 3.1×10^{-5} 的网格。

对 CFD 计算时间步长 dt ,定义无量纲时间步长为 $dt \times U/B$,时间步无关检查确定的无量纲时间步长为 0.004,对应一个涡脱周期内时间步数约 120 个。因篇幅限制,此处细节从略。对考察的桥下净高为 $5B$ 的模型,由确定的第一层网格高度和无量纲时间步长得到的加劲梁表面 Y^+ 分布如图 3 所示,可见满足 SST $k-\omega$ 湍流模型的 $Y^+ < 1$ 要求^[9]。

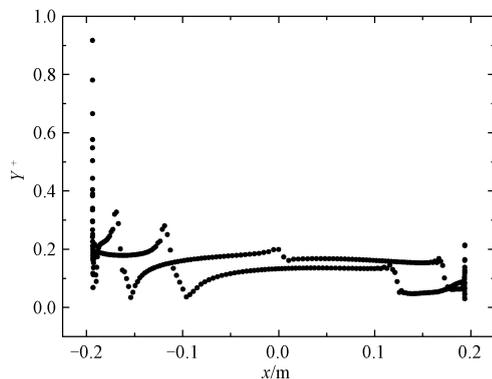


图 3 加劲梁表面 Y^+ 分布

Fig. 3 Y^+ distribution on stiffening girder

3 计算结果

3.1 漩涡脱落 S_i 数

定义漩涡脱落 S_i 数为:

$$S_i = fB/U_h \quad (5)$$

式中: f 为有升力时程经频谱分析获得的加劲梁涡脱频率; U_h 为加劲梁高度处来流风速。

图 4 是 CFD 计算得到的加劲梁涡脱 S_i 随 λ 的变化。对净高较大的 $5B$,此时的 S_i 为 0.265,与风洞试验裸梁的 S_i 非常接近^[4],表明本文 CFD 方法和结果是正确的。另外可见,随着加劲梁桥下净

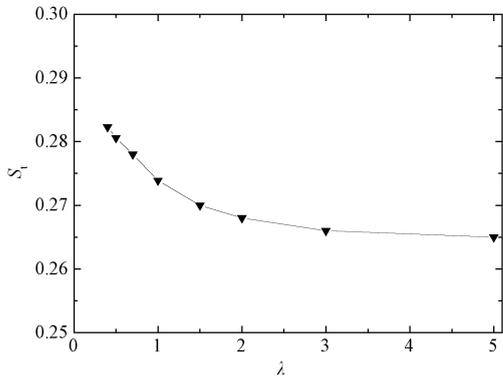
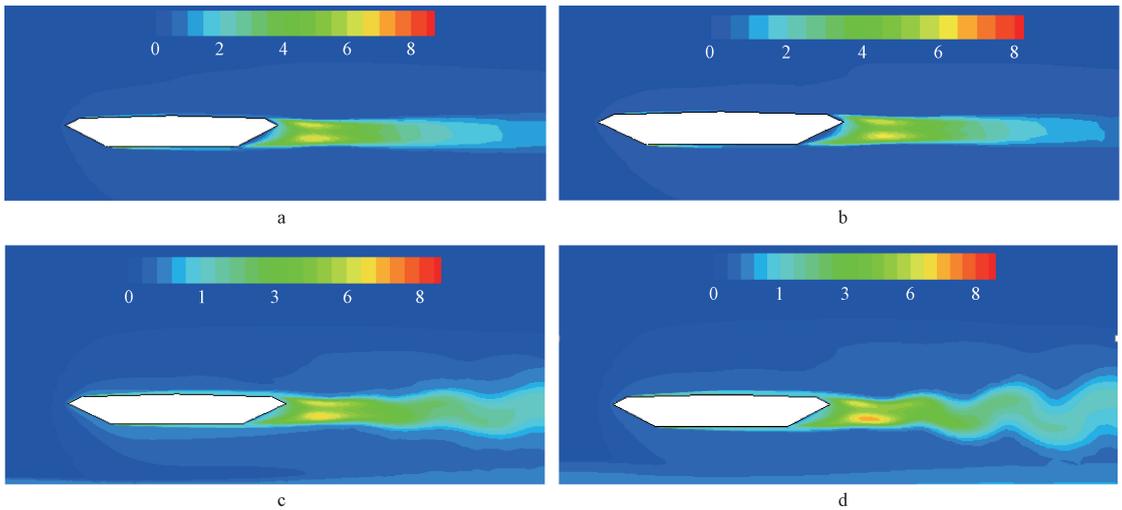


图4 加劲梁涡脱 S_L 随 λ 的变化
Fig.4 Vortex shedding S_L versus λ

高的减小,加劲梁涡脱 S_L 有增大的趋势,且在 $\lambda > 1$ 后增大趋势加快。图5给出了4种不同净高的桥梁加劲梁周围湍动能分布,可见随着加劲梁离水面越来越近,绕加劲梁流动的尾迹区湍流脉动增强,涡脱强度增大,表明水面对加劲梁产生了越来越强的气动干扰作用。

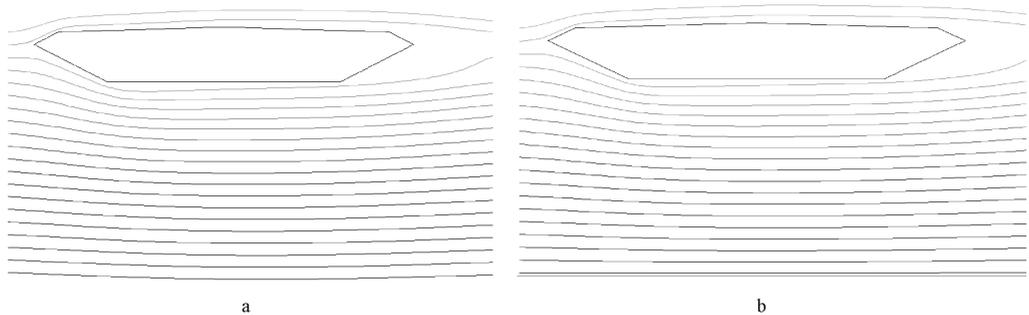
针对上述2种桥下净高,图6给出了加劲梁底面以下 $0.4B$ 范围内的流线。可见:当桥下净高很大时,下方边界的影响几乎可以忽略;从图6a可见,梁底以下 $0.4B$ 处,流线是弯曲的;但当桥下净高为 $0.4B$ 时,计算域下边界就是不可滑移壁面,此时的



a— $\lambda = 5$; b— $\lambda = 1$; c— $\lambda = 0.7$; d— $\lambda = 0.4$ 。

图5 加劲梁周围湍动能分布

Fig.5 Distribution of turbulent kinetic energy around bridge deck



a— $\lambda = 5$; b— $\lambda = 0.4$ 。

图6 受下边界影响的加劲梁绕流流线

Fig.6 Streamlines plot around around bridge deck indicating effects of lower boundary

流线必须平行壁面,也即是水平的,如图6b所示。这种下边界对流动的影响是气动干扰效应,其对流动的影响将是全计算域的,因加劲梁下表面靠近下边界,因而气动干扰将最显著。另外,桥下水面边界与加劲梁间通道堵塞加剧,其中无水面影响的流线

弯曲被不同程度压平,部分流动偏向加劲梁上方,可能导致加劲梁上表面和下表面迎风侧棱角流动速度增大,压力降低。

3.2 加劲梁气动动力系数

定义升力系数 C_L 、阻力系数 C_D 和扭矩系数 C_M

分别为:

$$C_L = \frac{2F_L}{\rho U^2 B} \quad (6a)$$

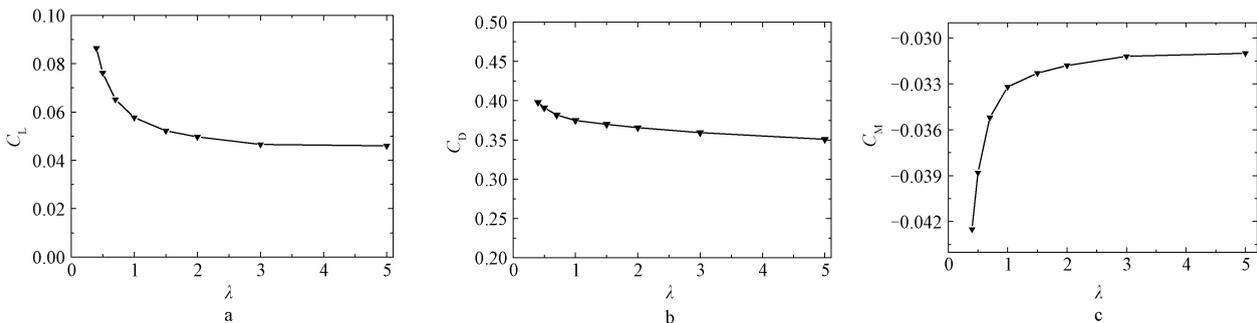
$$C_D = \frac{2F_D}{\rho U^2 D} \quad (6b)$$

$$C_M = \frac{2M}{\rho U^2 B^2} \quad (6c)$$

式中: F_L 、 F_D 和 M 分别为作用在加劲梁单位长度上的升力、阻力和扭矩; D 为加劲梁梁高。

图 7 是 CFD 计算获得的不同桥下净高时, 0° 风攻角时作用在加劲梁上的升力和阻力系数。对净高

较大的 $5B$, 与风洞试验裸梁的升力和阻力系数非常接近^[4], 说明本文 CFD 模拟得到了桥梁加劲梁断面合理的气动力估计。另外, 当 λ 从 5 减小到 3 时, 升力和阻力系数增大非常缓慢; 而当 λ 从 3 减小到 1.5 时, 增大速度加快; 而当 λ 小于 1 后, 升力和阻力系数增大进一步加快。对比 $\lambda = 5$ 和 $\lambda = 0.4$ 的情况可知, 升力系数增大 87.8%, 阻力系数增大 13.3%, 可见, 升力的增大比阻力更显著, 这种升力系数显著增大的现象, 与飞机起飞的地面效应极为类似。另外, 0° 风攻角时扭矩系数也随 λ 增大而增大, 但均为较小的负值。



a—升力系数; b—阻力系数; c—扭矩系数。

图 7 升力、阻力和扭矩系数随桥下净高的变化

Fig. 7 Lift, drag and moment coefficients versus vertical clearance under bridge

为从机理上分析桥下净高减小时, 作用在加劲梁上的升力和阻力变化, 本文采用 CFD 模拟时在加劲梁上布置了 97 个压力监测点, 获得压力加劲梁表

面的压力分布。压力监测点的布置考虑了压力分布在加劲梁上的变化, 也即压力梯度大的地方, 监测点分布密, 反之就稀, 如图 8 所示。

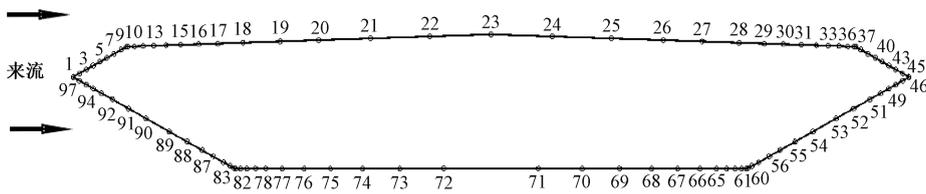


图 8 加劲梁表面压力监测点布置

Fig. 8 Arrangement of pressure monitoring points on deck surface

定义压力系数平均值 C_p 为:

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{0.5\rho U^2} \quad (7)$$

式中: P 和 P_∞ 分别为监测点压力平均值和参考压力; U 为来流风速。

图 9 给出了 $\lambda = 5$ 和 $\lambda = 0.04$ 两种情况下, 监测得到的加劲梁表面压力系数平均值分布, 其中压力系数线与加劲梁之间有剖面线的部分为正压力系数, 无剖面线的为负压力系数。可见: 在 0° 风攻角下, 除风嘴前缘下方部分区域为正压外, 加劲

梁其他地方均为负压, 因而加劲梁阻力为正。对比两种不同的加劲梁下方净空, 不难发现, 当桥下净高减小, 加劲梁靠近水面时, 风嘴前缘下方正压区峰值压力增大, 而加劲梁后缘负压二者基本没有差别, 由于阻力主要是前后表面的压力差, 因而阻力系数将增大; 另外, 这个区域正压的增大将增大升力。从加劲梁上下表面压力分布来看, 当桥下净高减小时, 加劲梁上下表面的迎风侧棱角的风致负压同时减小, 由于负压是吸力, 上表面负压减小更显著说明将增大升力。因此, 在这两者的

共同作用下,桥下净高减小时将导致升力系数显著增大。这从机理上解释了桥下净高变化产生的加劲梁升力和阻力变化的原因。

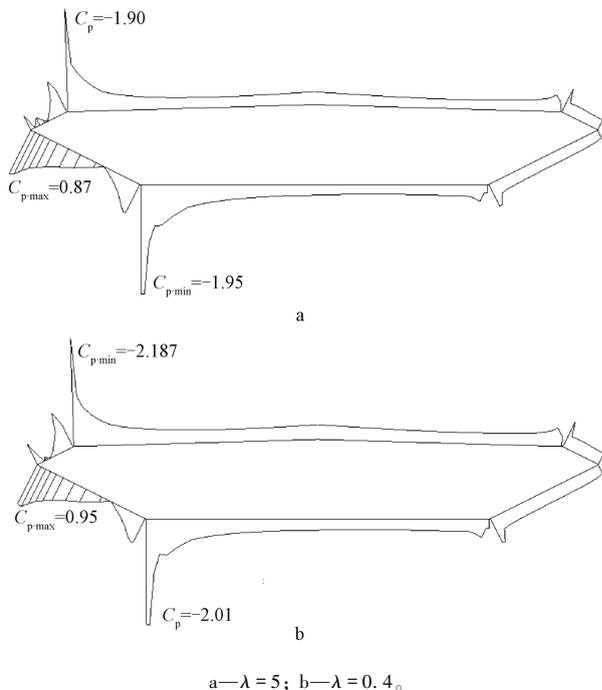


图9 两种桥下净高时加劲梁表面压力系数分布

Fig.9 Distribution of pressure coefficients on stiffening girder at two different vertical clearance under bridge decks

4 结论

本文借助 CFD 模拟方法,开展了不同桥下净高时大跨度桥梁加劲梁气动力特性研究,得到下述结论:

1) CFD 方法通过边界条件设置,非常方便地模拟不同桥下净高和来流风剖面,能快速获得不同桥下净高时加劲梁的气动力系数,具有风洞试验不具备的明显优势。

2) 随着桥下净高的减小,升力和阻力系数均同步增大,且增大趋势随桥下净高的减小而加快,与桥下净高为 $5B$ 的情况相比,当桥下净高为 $0.4B$ 时,升力和阻力系数分别增大 87.8% 和 13.3%,可见升力的增大比阻力更显著。另外,漩涡脱落 S_f 数也稍

微增大。

3) 随着桥下净高的减小,加劲梁风嘴前缘下方正压区峰值压力增大,加劲梁上下表面迎风侧棱角的风致负压同时减小,但上表面减小更显著,因而升力系数和阻力系数均增大。

4) 桥下净高减小,水面边界对加劲梁的气动干扰增大。桥下水面边界与加劲梁间通道堵塞加剧,其中流动原本的流线弯曲被不同程度压平,部分流动偏向加劲梁上方,导致加劲梁上表面和下表面迎风侧棱角流动速度增大,压力降低。

从本文研究可见,当大跨度桥梁桥下净高明显偏小时,桥下水面对桥梁加劲梁参数明显的气动力的干扰效应,从桥梁抗风安全的角度,需要考虑作用在桥梁加劲梁上风荷载的增大,并通过风洞试验或 CFD 研究予以确定。

参考文献

- [1] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 内河通航标准: GB 50139—2014[S]. 北京: 中国计划出版社, 2015.
- [2] 祝志文. 基于二维 RANS 模型计算扁平箱梁漩涡脱落的可行性研究[J]. 中国公路学报, 2015, 28(6): 24-33.
- [3] Menter F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [J]. AIAA Journal, 1994, 32: 269-289.
- [4] 祝志文, 陈魏, 袁涛. 桥梁主梁 CFD 模拟之基准模型测压试验与气动特性分析[J]. 中国公路学报, 2016, 29(11): 49-56.
- [5] Larsen A. Aerodynamic aspects of the final design of the 1 624 m suspension bridge across the Great Belt[J]. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., 1993, 48: 261-285.
- [6] 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: 人民交通出版社股份有限公司, 2019.
- [7] 祝志文, 颜爽, 王钦华, 等. 两自由度平板大幅振动的气动特性与稳定性的 CFD 研究[J]. 振动工程学报, 2021, 34(2): 271-282.
- [8] 祝志文, 李宏博. 风洞模型棱角制作误差对扁平箱梁气动力和涡脱特性的影响[J]. 振动与冲击, 2020, 39(6): 181-188.
- [9] 祝志文, 陈政清. 数值模拟桥梁断面的颤振导数和颤振临界风速[J]. 中国公路学报, 2004, 15(4): 41-50.

Effects on Aerodynamics of Long-Span Bridges with Different Vertical Clearance Under Bridges Decks

Bingzhi Pei¹ Bolin Sun¹ Menzhe Zhang¹ Shengzhi Liu¹ Zhiwen Zhu²

(1. Hubei Provincial Communications Investment Group, Wuhan 430070, China;

2. Department of Civil and Environmental Engineering, Shantou University, Shantou, 515063, China)

Abstract:

In order to investigate aerodynamics of long-span bridges with different vertical clearance under bridges stiffening girder, the Reynolds-Averaged Navier-Stokes Equations and SST $k - \omega$ turbulent model were employed to solve the flow field around bridge girder of the Great Belt East Bridge main span with different vertical clearance in natural wind. The aerodynamic coefficients under various vertical clearance is presented and compared to wind tunnel test, and its flow mechanism relating to those changes is analyzed.

The results find that the variation of vertical clearance presents mix effects on pressure distribution on girder surface, on lift and drag acting on girder, and on vortex shedding S_i number. When the vertical clearance decreases, the lift and drag coefficients will increase. Compared to the results from vertical clearance of $5B$, the vertical clearance of $0.4B$ produces an increase of 87.8% for lift coefficient and an increase of 13.3% for drag coefficient, and the vortex shedding S_i number also indicates slightly increase. The monitored pressure distribution on girder surface indicates that when the vertical clearance is small, the peak pressure at the positive zone ahead of leading edge of the girder increases, and the peak negative pressure at the windward corner of the deck and bottom also increase, with significant increase observed at the deck corner. It is concluded that when the vertical clearance under the bridge is very small, the water surface will generate significant aerodynamic interference to the bridge girder, hence the increase wind loads acting on the bridge girder due to significantly small vertical clearance should be considered as to insure bridge safety against wind.

Key words: long-span bridges; wind loads; vertical clearance under bridge; CFD; vortex shedding