

doi: 10.3969/j.issn.1002-0268.2014.07.016

# 错列双钝体断面气动绕流干扰效应的数值模拟

刘多特, 李永乐, 向活跃

(西南交通大学 土木工程学院, 四川 成都 610031)

**摘要:** 为研究既有桥梁对近桥位复线桥的气动干扰, 选取不同梁高典型断面, 采用增强壁面处理 (EWT) 的数值模拟方法, 对比研究了主梁断面高度、来流风攻角及风向等因素对错列双钝体断面间的气动特性影响, 并对其流场结构进行了分析。研究表明: 受既有桥梁影响, 复线桥主梁断面在位于迎风向和背风向时, 三分力系数与单幅断面差异显著。对于不同梁高情况, 复线桥监测断面位于背风向时, 迎风侧腹板负压区随遮挡面积的增大而增大, 扭转效应更为明显, 升力方向随梁高变化发生改变; 对于不同来流攻角情况, 背风向监测断面在负攻角下所受阻力较对应正攻角略大, 攻角增大引起了断面间大涡的破裂。断面形状、高度、遮挡面积及来流攻角均在不同程度上引起绕流特性的改变。

**关键词:** 桥梁工程; 气动干扰效应; 增强壁面处理; 双钝体; 气动力系数; 风攻角; 风向

中图分类号: U441<sup>+</sup>.3

文献标识码: A

文章编号: 1002-0268 (2014) 07-0097-06

## Numerical Simulation of Aerodynamic Ambient Flow Interference Effect on Dual Bluff Body Section in Staggered Arrangement

LIU Duo-te, LI Yong-le, XIANG Huo-yue

(Department of Bridge Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu, Sichuan, 610031, China)

**Abstract:** In order to investigate the aerodynamic interference from existing bridge to nearby double-line bridge, by selecting typical sections at different beam heights and using EWT numerical simulation, the influence of the height of main beam section, wind attack angle and wind direction on the aerodynamic performance between sections of dual bluff body in staggered arrangement are compared, and the flow field structure is analysed. The results show that (1) by the influence of nearby existing bridge, aerodynamic coefficients of the main beam deck section of double-line bridge for windward side and leeward side are significantly different to those of the single deck section; (2) for different beam heights, when the monitoring section is located on leeward side, the range of negative pressure zone on windward side web increases with the increase of "shielded area", the torque is more obvious and the direction of lift force changes with beam depth; (3) for different wind attack angles, the drag force on the monitoring section on leeward side is slightly larger under negative wind attack angle than that under positive wind attack angle, and large eddy between sections breaks down due to increasing of wind attack angle; (4) changes in shape, height, "shielded area" and wind attack angle will cause different characteristics of ambient flow in some extent.

**Key words:** bridge engineering; aerodynamic interference effect; enhanced wall treatment (EWT); dual bluff body; aerodynamic coefficient; wind attack angle; wind direction

## 0 引言

连续刚构体系桥多采用钝体箱型断面, 气动性

能较流线型扁平梁及桁式梁差, 当近桥位处存在另一形式相仿高程相当的桥梁时, 来流作用下的气动干扰效应将使空气绕流现象变得更为复杂<sup>[1]</sup>。

收稿日期: 2013-08-26

基金项目: 国家科技支撑计划项目 (2012BAG05B02)

作者简介: 刘多特 (1984-), 男, 四川资阳人, 博士研究生. (liuduote@gmail.com)

由于构件气动力系数是进行桥梁各类风致响应计算的基本参数,因此对干扰效应下断面气动力系数的研究显得较为重要,这类问题较早出现于对串并列双(多)方柱、圆柱断面气动干扰的考查上<sup>[2-3]</sup>,研究结果显示,当这些构件的间距与单个构件某一特征尺寸比发生变化时,气动性能与单个构件表现出显著差异。

对构件气动力系数所采用的研究手段主要为风洞试验及数值模拟。风洞试验能够相对准确地得到构件静力气动力系数及涡颤抖振参数,但难以观测到干扰效应下的气流绕流形态<sup>[4]</sup>;数值模拟以计算流体动力学(CFD)理论为基础,在相对方便地获取上述参数的同时,对构件间气流的走向与发展也能做出直观评价,有助于研究干扰效应作用机理。

数值模拟方面,陈素琴<sup>[5]</sup>等使用改进的标志网格(MAC)方法对相同尺寸的方柱在不同间距比下的流场进行模拟,观测得到两串列方柱阻力不随间距比连续变化;楼小峰<sup>[6]</sup>等采用二阶投影法求解二维不可压缩黏性流体 $N-S$ 方程,计算了高雷诺数( $Re$ )下串列圆柱的非定常绕流,同时考察和预测了钢管混凝土拱桥哑铃形拱肋的阻力系数及涡脱频率等重要参数。

而上述研究对象以断面形式简单或气动性能相对优良的流线型主梁断面为主,断面尺寸沿展长不变,且构件又多位于同一高度。实际桥梁受线路设计要求及所处地形条件约束,可能出现主梁交错排列的情况,自然风风向及攻角的随机性也使问题更为复杂。另外,桥梁主梁断面形式多样,就连续刚构体系桥而言,主梁顺桥向连续变高,断面复杂钝化,在进行气动力的CFD计算时,近壁面低 $Re$ 区域黏性亚表层附近的复杂贴体流态(如边界层分离等)将直接影响绕流物体受力(气动力系数)<sup>[7]</sup>,常用的壁面函数半经验法在处理非流线型复杂钝化断面时将难以得到令人满意的计算结果。

本文采用数值风洞技术,利用增强壁面模型(EWT)对不等高程连续刚构桥梁的主梁构件静力气动力系数进行了非定常分析,考察并对比了均匀流作用下,位于上游的复线桥在分别处于迎风侧和背风侧时,梁高、风攻角、风向等因素对主梁典型断面三分力系数的影响。

## 1 断面选取及几何参数确定

某跨径相当、断面设计形式相仿(为简化分析,本文采用相同的断面形式)的两连续刚构桥,其水平中心间距为30 m,下游既有桥梁(低位)桥面高程较上游新建复线桥面(监测断面)低6.8 m。由于箱梁全宽( $B_1=11.16$  m)与断面水平净距( $L=21.5$  m,从腹板位置算起)之比约为0.52,梁宽超过净距1/2,断面沿桥轴方向连续变高,水平遮挡面积(错列断面水平投影重叠高度与单幅断面全高比)随里程连续变化,到达根部位置时,遮挡面积超过44.1%,不同里程干扰效应有所差别,气动力性能较等截面构件复杂。

横风作用下(来流与桥轴线垂直),气流沿顺桥向具有较小的横向三维流动,但考虑到断面形式钝化且间距小,主梁间的气动干扰效应应远大于各自顺桥向流动效应,且在进行错列断面与单幅断面气动特性差异对比时,各自顺桥向流动效应也应有所抵消,故采用二维条带假设忽略了横风的顺桥向流动<sup>[8]</sup>,选取了3种梁高典型断面(主跨跨中、根部及1/4主跨),分别考察了不同里程位置的气动绕流干扰特性,各个计算断面尺寸及空间相关位置如图1所示。

## 2 计算区域设置及网格划分

分别对图1中的3种典型断面进行了单幅及错列双幅的计算域网格划分,为保证入口流场稳定及出流区域流动的充分发展,设定来流侧边界距离断面腹板上游侧为 $10 \times B_1$ ,出流侧边界距断面腹板下

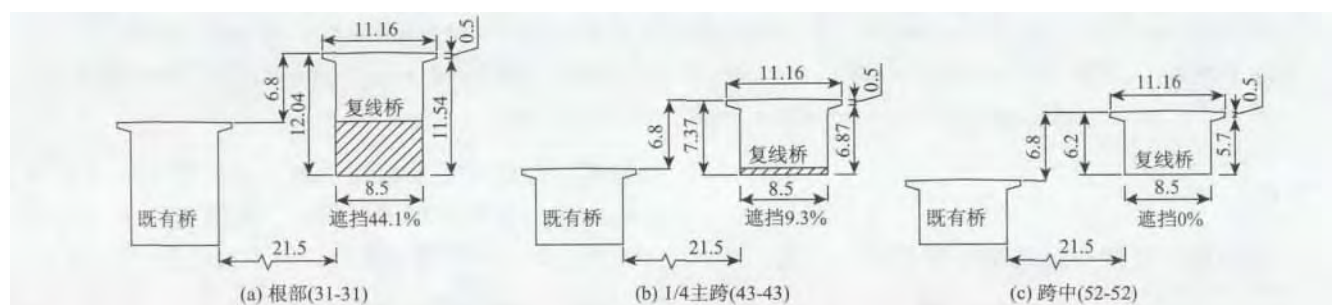


图1 典型断面几何参数(单位:m)

Fig. 1 Typical sectional geometric parameters (unit: m)

游侧为  $25 \times B_1$ , 上下边界分别距离计算断面顶板及底板  $11 \times D_1$  ( $B_1$ 、 $D_1$  分别为断面宽度及高度), 各工况计算区域见图 2。边界条件设定见表 1, 对于  $0^\circ$  攻角流, 进口速度设为  $U = 30 \text{ m/s}$ , 其余攻角情况 ( $\pm 3^\circ$ ,  $\pm 5^\circ$ ) 根据对应角度将速度沿  $x, y$  方向分解为  $U_x = U \cos \alpha$ ,  $U_y = U \sin \alpha$ ,  $\alpha$  为风攻角。考虑风向的随机性, 当监测断面 (高位复线桥) 分别位于迎风或背风侧, 共计入了 3 种断面排列形式下 (包括单幅断面) 各 5 种攻角, 共 15 种计算工况。

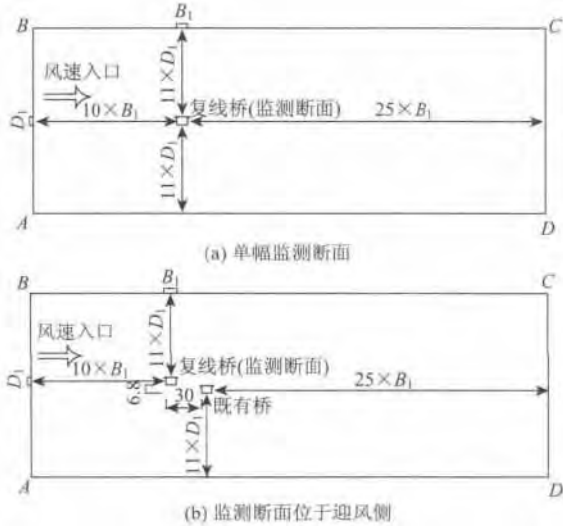


图2 计算区域 (单位: m,  $\alpha = 0^\circ$ )

Fig. 2 Computational domain (unit: m,  $\alpha = 0^\circ$ )

计算断面采用无滑移壁面, 空气密度为  $1.225 \text{ kg/m}^3$ 。由于断面钝化, 流动分离点一般较为固定, 对断面进行原型及 1:10 缩尺后 3 种不同风速 (10、20、30 m/s) 的定常验证计算显示,  $Re$  效应不明显, 缩尺后断面的  $Re$  约为  $2.232 \times 10^6$ 。对于外形钝化的复杂断面, 网格划分的精度将直接影响近壁面流动情况从而决定数值计算结果的可信度。对近壁面流动的处理方法通常分为 2 类<sup>[9]</sup>, 即壁面函数的半经验方法和增强壁面模型。由于后者将湍流模型在内层上进行修正, 采用低  $Re$  模型进行边界层黏性力影响区域的直接求解, 对具有复杂近壁面流动的现象更为适应, 但需要足够精细的近壁面网格划分为代价。本计算采用壁面增强处理取代常用的壁面函数方程进行高精度边界层流动情况模拟, 网格划分采用分块式结构化网格。第 1 层网格高度初始值的选取采用美国国家航空航天局 (NASA) 提供的开放技术进行估算, 待首次计算稳定后, 以  $y^+$  值 ( $< 5$ ) 为目标值进行反复微调, 最终选定各断面贴近壁面第 1 层网格高度约为  $0.0125 \text{ mm}$ , 计算壁面

边界层网格数量大于 20 层, 网格高度向外逐渐放大, 扩散因子取 1.02, 各单双幅断面计算域中网格数量为  $3.8 \times 10^5 \sim 4.8 \times 10^5$  不等, 网格划分情况见图 3。

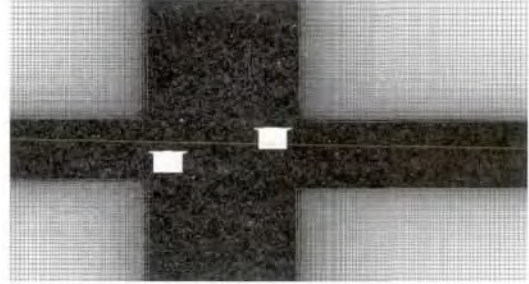


图3 网格划分情况 (背风侧, 整体及细部网格)

Fig. 3 Mesh distribution

采用 CFD 商业软件 FLUENT 进行数值模拟, 选择压力基求解器, 由于计算断面具有典型的钝体分流特点, 已有研究表明, SST  $k-\omega$  湍流模型在使用混合函数从壁面附近的标准  $k-\omega$  模型逐渐过渡到边界层外部的高  $Re$   $k-\omega$  模型时, 较传统的  $k-\varepsilon$  模型要更适应于具有逆压梯度流动或分离流动的情况<sup>[10-11]</sup>, 故计算选用近壁面低  $Re$  的 SST  $k-\omega$  湍流模型进行求解。压力与速度耦合采用 SIMPLEC 算法, 动量方程、湍动能方程及湍流耗散率方程均采用二阶迎风流格式, 计算时间步长为  $5 \times 10^{-4} \text{ s}$ , 步长迭代次数取为 30, 计算结果平稳后取平均值计算气动系数。

表1 边界条件

Tab. 1 Boundary conditions

| 攻角/ $^\circ$ | -5   | -3   | 0    | 3    | 5    |
|--------------|------|------|------|------|------|
| AB           | 速度进口 | 速度进口 | 速度进口 | 速度进口 | 速度进口 |
| BC           | 速度进口 | 速度进口 | 对称边界 | 压强出口 | 压强出口 |
| CD           | 压强出口 | 压强出口 | 压强出口 | 压强出口 | 压强出口 |
| DA           | 压强出口 | 压强出口 | 对称边界 | 速度进口 | 速度进口 |

### 3 计算结果及分析

#### 3.1 数据处理及网格精细化评价

三分力系数按体轴坐标系定义:

$$C_D = F_D / \left( \frac{1}{2} \rho U^2 D_1 L \right), \quad (1)$$

$$C_L = F_L / \left( \frac{1}{2} \rho U^2 B_1 L \right), \quad (2)$$

$$C_M = M / \left( \frac{1}{2} \rho U^2 B_1^2 L \right), \quad (3)$$

式中,  $U$  为来流平均风速;  $F_D$  为体轴系下断面阻力;  $F_L$  为体轴系下断面升力;  $\rho$  为空气密度;  $B_1$ 、 $D_1$  分

别为各自断面全宽及全高;  $L$  为长度, 本文中取  $L = 1.0 \text{ m}$ 。对静力气动系数的监测, 阻力以向右为正, 升力以向上为正, 力矩方向满足右手法则, 即以逆时针方向旋转为正。

物体绕流的数值计算结果与壁面流动情况直接相关<sup>[9]</sup>, 近壁面低  $Re$  流动由内向外主要分为黏性底层、过渡层和对数律层, 黏性底层及壁面网格精细化程度通常采用距离的无量纲参数  $y^+$  来衡量和评价<sup>[11]</sup>:

$$y^+ = \frac{\Delta y \rho}{\mu} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}, \quad (4)$$

式中,  $\Delta y$  为第 1 层网格高度;  $\mu$  是动力黏性系数;  $\tau_w$  为壁面切应力。一般而言, 近壁面网格越精细,  $y^+$  值越低, 计算精度越大, 但更小的  $y^+$  值却不能提供更多的计算精度<sup>[12]</sup>。Versteeg H K<sup>[13]</sup> 曾推荐以  $y^+ = 11.6$  作为黏性底层与对数律层的分解高度, 这里采用 FLUENT 进行低  $Re$  的壁面增强直接求解时, 推荐  $y^+$  值应小于 5 且尽可能  $\approx 1$ <sup>[11]</sup>, 计算稳定后的单双幅断面壁面  $y^+$  值分布情况见图 4、图 5。

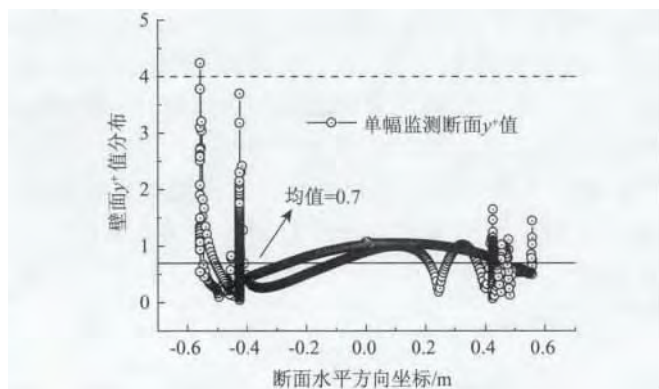


图4 断面计算  $y^+$  值分布 (断面 52-52, 单幅)

Fig. 4 Distribution of wall-Yplus values along cross-section (52-52, single)

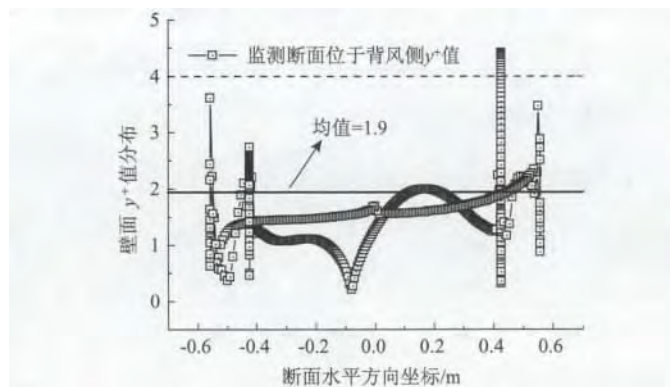


图5 断面计算  $y^+$  值分布 (断面 31-31, 双幅背风侧)

Fig. 5 Distribution of wall-Yplus values along cross-section (31-31, leeward side)

如图 4 所示, 在给定网格划分情况下, 单幅断面除翼板迎风向部分壁面出现少数略大于 1 的情况, 其余壁面  $y^+$  值分布均接近 1, 监测断面位于背风侧 (双幅) 时 (图 5), 背风向腹板位置出现一定程度  $y^+$  值的离散, 引起壁面整体  $y^+$  值均值增大至 1.9。但由于该处腹板不受气流直接作用且尾流对其影响不大, 总体而言, 单双幅断面近壁面网格划分下的  $y^+$  值分布情况合理 ( $< 5$ ) 且与目标值较为吻合, 选用增强壁面的低  $Re$  模型直接求解壁面流动有效。

### 3.2 梁高的影响

表 2 给出了  $0^\circ$  攻角下三种梁高断面在单、双幅 (监测断面位于背风侧) 情况下的三分力系数。由式 (1) 将各断面阻力系数进行换算后, 单幅断面阻力随梁高增大单调递增; 而监测断面位于背风侧时, 干扰效应下, 各断面换算阻力随梁高的增大先减小后递增。这种现象可能由双幅断面遮挡面积随梁高的改变所致。跨中 52-52 断面遮挡面积为 0, 因此  $0^\circ$  攻角下后方监测断面阻力的减小程度为 0.50, 相对梁高较大的 43-43, 31-31 断面小。

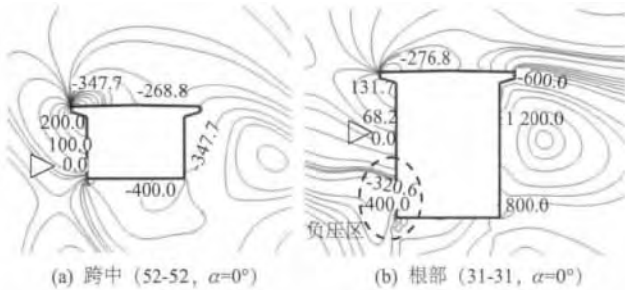
单幅断面换算升力随梁高的变化未表现出明显规律, 但方向始终向上, 这与断面外形有关。顶板翼缘的存在一方面在来流侧翼板与腹板夹角处形成托举力, 同时宽顶板的流动重附着点相对底板更靠前, 顶板处平均压强较小, 升力始终向上。而受到干扰的背风侧监测断面, 随着断面高度的变化, 升力大小及方向均发生改变, 这是由于前方低位构件的阻挡对方监测断面顶底板流动的扰动所致, 随着梁高及遮挡面积的增大, 顶板压强逐渐大于底板, 升力方向改变。

单幅断面换算力矩大小随断面高度增大而增大, 各系数均为负表明构件在风的作用下有时顺时针旋转趋势, 这与流动在断面左上方翼缘与腹板夹角处形成的集中静压力有关。随着梁高的增大, 集中静压对断面形心求矩的偏心距越大, 力矩值越大。

监测断面位于背风侧时, 3 种高度断面力矩值均大于对应梁高单幅断面, 这是由于前方低位构件的阻挡使得监测断面左上方静压集中程度更高所致。随着断面高度增加, 遮挡面积逐渐增大, 对于较高断面, 静压零点位置逐渐上移 (图 6), 迎风侧腹板以下大范围负压促使了断面扭矩的进一步增大, 同时, 平均正高压区中心距离断面形心更远, 不均匀的压强分布使得弯矩作用更大, 因此力矩系数绝对值较大。

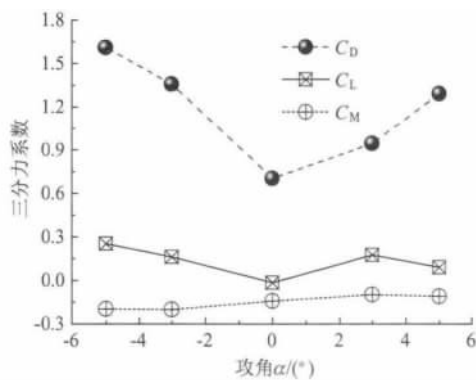
表 2 梁高对三分力系数的影响 ( $0^\circ$  攻角, 背风侧)Tab. 2 Influence of beam height on aerodynamic coefficients ( $\alpha = 0^\circ$ , leeward side)

| 断面 |    | $D_1 / \text{m}$ | $B_1 / \text{m}$ | $C_D$ | $F_D / U^2 / (\text{Ns}^2 \text{m}^{-2})$ | $1 - F_{D\text{双}} / F_{D\text{单}}$ | $C_L$ | $F_L / U^2 / (\text{Ns}^2 \text{m}^{-2})$ | $C_M$ | $M / U^2 / (\text{Ns}^2 \text{m}^{-1})$ |
|----|----|------------------|------------------|-------|-------------------------------------------|-------------------------------------|-------|-------------------------------------------|-------|-----------------------------------------|
| 单幅 | a) | 12.04            | 11.16            | 2.89  | 21.29                                     | —                                   | 0.25  | 1.68                                      | -0.12 | -9.00                                   |
|    | b) | 7.33             | 11.16            | 1.55  | 6.95                                      | —                                   | 0.46  | 3.16                                      | -0.09 | -6.94                                   |
|    | c) | 6.20             | 11.16            | 1.77  | 6.72                                      | —                                   | 0.35  | 2.36                                      | -0.09 | -6.64                                   |
| 双幅 | a) | 12.04            | 11.16            | 1.35  | 9.97                                      | 0.53                                | -0.37 | -2.54                                     | -0.17 | -12.89                                  |
|    | b) | 7.33             | 11.16            | 0.70  | 3.16                                      | 0.55                                | -0.02 | -0.11                                     | -0.14 | -10.76                                  |
|    | c) | 6.20             | 11.16            | 0.89  | 3.38                                      | 0.50                                | 0.10  | 0.66                                      | -0.16 | -11.90                                  |

图 6 时均静压等值线图 (单位: Pa,  $\alpha = 0^\circ$ )Fig. 6 Contour of mean static pressure (unit: Pa,  $\alpha = -5^\circ$ )

## 3.3 风攻角的影响

图 7 为 1/4 主跨断面 (43-43) 位于背风侧时, 5 种来流攻角下的静力气动系数。由图 7 可见, 阻力系数在  $0^\circ$  攻角取得最小值, 这主要与断面外形及

图 7 43-43 断面三分力系数 (背风侧,  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$ )Fig. 7 Aerodynamic coefficients of section 43-43 (leeward side,  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$ )

特定梁高下的构件交错布置情况有关, 随着正攻角的增大, 遮挡效应逐渐显著, 位于背风侧的监测断面所受作用力小于对应的负攻角情况。

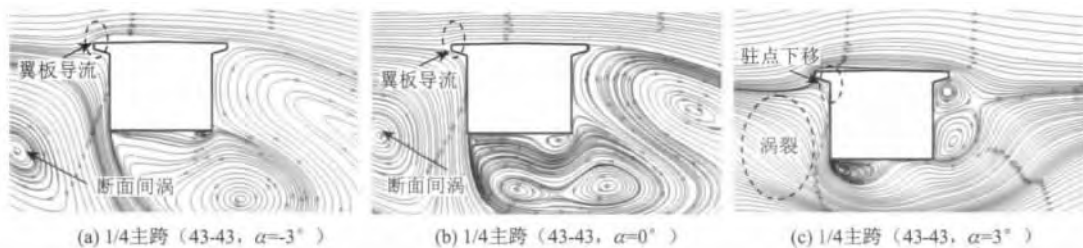
升力系数随攻角的变化规律与阻力系数大致一致。除受到一定程度的前方断面遮挡影响外, 升力系数曲线在负攻角范围的负斜率主要与顶板剪切流层高度有关, 随攻角减小而减小且始终低于底板有关。正攻角范围内, 由于受前方低位构件影响相对显著, 攻角较大时, 升力系数曲线开始下降。

力矩系数基本呈现随攻角的增大而递增的规律, 这是由于受到风向及翼缘板作用, 力矩始终为顺时针方向 (负值), 而攻角的增大使得前方构件干扰影响逐渐显著, 从而削弱了后方监测断面左上方翼缘板附近的集中力, 力矩减小, 系数增大。

图 8 为不同攻角来流下的监测断面 (43-43) 时均流速迹线分布图。随着攻角增大, 遮挡效应逐渐显著, 原本存在于错列双断面间的大涡出现了破裂。同时, 流动在迎风向腹板翼板附近的分流点位置不再受翼板尖嘴的分、导流主导影响, 时均静压驻点出现至腹板顶部, 流态随攻角的变化规律在其他梁高情况下得到相似体现。由于不同攻角下顺风向间距比均未超过临界值, 前方断面涡街始终处于被抑制状态<sup>[14]</sup>, 导致后方断面底板附近涡态存在显著差异。

## 3.4 风向的影响

为考查风向的影响, 图 9 给出了复线桥 (监测断面) 位于迎风侧时, 43-43 断面在不同风攻角下的三分力系数。

图 8 43-43 断面时均流速迹线图 (背风侧,  $\alpha = -3^\circ \sim 3^\circ$ )Fig. 8 Streamline for mean velocity of section 43-43 (leeward side,  $\alpha = -3^\circ \sim 3^\circ$ )

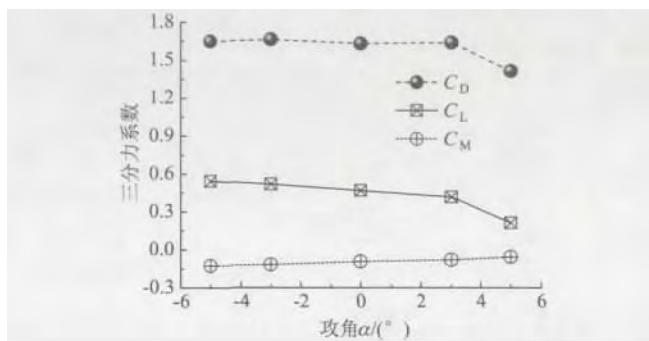


图9 43-43断面三分力系数(迎风侧,  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$ )

Fig. 9 Aerodynamic coefficients of section 43-43 (windward side,  $\alpha = -5^\circ \sim 5^\circ$ )

如图9所示,当监测断面位于迎风侧时,干扰效应下的阻力系数随攻角变化规律较监测断面位于背风侧时差异显著,阻力系数随攻角的增大呈现下降趋势。这是由于构件阻力系数同时受到前后方向流动情况的影响,在负攻角情况下,后方断面对监测断面尾流影响较正攻角显著,尾流的发展受到限制,因此阻力系数较大。

升力系数整体呈现负斜率,与单幅断面升力系数随攻角变化规律一致,这说明后方断面的存在对于前方断面升力影响不显著。升力系数随攻角增大而减小主要与顶底板平均剪切流层厚度变化有关。

力矩系数平均值随攻角的变化规律与监测断面位于背风侧一致,这可能是由于较大负攻角情况下,后方构件对监测断面尾流的阻塞引起了监测断面顺时针作用力,而正攻角情况下,底板尾流的相对充分发展将削弱顺时针作用力。

#### 4 结论

通过对单、双幅错列复杂断面进行静力气动力分析,主要得出以下结论:

(1) 受断面高度影响,单幅断面阻力(系数)及力矩(系数)总体满足随梁高增大而递增的规律,受断面外形影响,力矩方向始终为顺时针方向。

(2) 受遮挡面积影响,监测断面位于背风侧时,阻力系数干扰效应以遮挡面积最小的跨中52-52断面最小(0.5),断面迎风侧腹板负压区随着遮挡面积的增大逐渐增大,扭转效应更为显著;升力方向随着梁高变化发生改变。

(3) 受来流攻角影响,干扰效应下,背风侧监测断面在负攻角下所受阻力较对应正攻角大,主要和断面相对位置有关;升力系数在负攻角范围内受干扰影响相对较小,呈现负斜率。力矩系数基本呈

现随攻角的增大而递增的规律。

(4) 来流攻角(遮挡效应)的增大引起来了错列双断面间大涡的破裂,后方监测断面迎风向分流点(时均静压驻点)位置及构件底板附近涡流形态随攻角不同差异显著;不同攻角下顺风向间距比均未超过临界值,前方断面涡街始终被抑制。

(5) 考虑风向随机性,当监测断面位于迎风侧时,尾流的发展受后方既有构件阻挡,阻力系数总体较大;升力系数受后方断面影响相对较弱,整体呈现负斜率;力矩系数随攻角变化规律与监测断面位于背风侧较为一致。

参考文献:

References:

- [1] 朱乐东,周奇,郭震山,等.箱形双幅桥气动干扰效应对颤振和涡振的影响[J].同济大学学报:自然科学版,2010,38(5):632-638.  
ZHU Le-dong, ZHOU Qi, GUO Zhen-shan, et al. Aerodynamic Interference Effects on Flutter and Vortex-excited Resonance of Bridges with Twin-separate Parallel Box Deck [J]. Journal of Tongji University: Natural Science Edition, 2010, 38 (5): 632-638.
- [2] KIM M K, KIM D K, YOON S H, et al. Measurements of the Flow Fields around Two Square Cylinders in a Tandem Arrangement [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2008, 22 (2): 397-407.
- [3] MITTAL S, KUMAR V, RAGHUVANSHI A. Unsteady Incompressible Flows Past Two Cylinders in Tandem and Staggered Arrangements [J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 1997, 25 (11): 1315-1344.
- [4] 刘志文,陈政清,栗小祜,等.串列双流线型断面涡激振动气动干扰试验[J].中国公路学报,2011(3):51-57.  
LIU Zhi-wen, CHEN Zheng-qing, LI Xiao-hu, et al. Aerodynamic Interference Test on Vortex-induced Vibration of Two Streamline Cylinders in Tandem [J]. China Journal of Highway and Transport, 2011 (3): 51-57.
- [5] 陈素琴,黄自萍,沈剑华,等.两串列方柱绕流的干扰数值研究[J].同济大学学报:自然科学版,2001,29(3):320-324.  
CHEN Su-qin, HUANG Zi-ping, SHEN Jian-hua, et al. Numerical Computation of the Flow around Two Square Cylinders in Tandem Arrangement [J]. Journal of Tongji University: Natural Science Edition, 2001, 29 (3): 320-324.

(下转第107页)

- 索塔锚固区中的应用研究 [J]. 桥梁建设, 2001 (2): 12-15.
- CHEN Jian-yang, XU Guo-ping. The Research of Application of the Looped Prestressed Tendons with Large Tonnage and Small Radius in the Anchorage Zone of Cable-stayed Bridge Tower [J]. Bridge Construction, 2001 (2): 12-151.
- [6] 熊守富. 天津南仓斜拉桥索塔锚固区 U 形环向预应力施工控制研究 [J]. 桥梁建设, 2011 (2): 71-75.
- XIONG Shou-fu. Research of Construction Control of U-Shape Loop Prestressing in Anchorage Zone in Pylon of Nancang Cable-stayed Bridge in Tianjin [J]. Bridge Construction, 2011 (2): 71-75.
- [7] 唐红元, 孟少平, 刘钊. 斜拉桥索塔锚固区双层 U 形预应力束的张拉控制试验研究 [J]. 公路交通科技, 2006, 23 (1): 56-59.
- TANG Hong-yuan, MENG Shao-ping, LIU Zhao. Experimental Study on Tension Control of Double U Tendons in Anchorage Zone of Cable-stayed Bridge Pylon [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2006, 23 (1): 56-59.
- [8] 万利军, 单炜. 大吨位小半径环向预应力钢束张拉伸长量综合分析 [J]. 公路交通科技, 2011, 28 (6): 97-102.
- WAN Li-jun, SHAN Wei. Comprehensive Analytical Method of Tensioning Elongation of Great Tonnage and Small Radius Annular Prestressing Tendons [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2011, 28 (6): 97-102.
- [9] 程海潜. PC 弯曲孔道内接触应力、预应力摩阻损失及张拉伸长量研究 [D]. 武汉: 武汉理工大学, 2011.
- CHENG Hai-qian. Research on Contact Stress, Pre-stressed Frictional Loss and Elongation in PC Bending Duct [D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2011.
- [10] 唐红元. 斜拉桥预应力混凝土索塔关键问题研究 [D]. 南京: 东南大学, 2006.
- TANG Hong-yuan. Study on Key Problems of Cable-stayed Bridge PC Pylon [D]. Nanjing: Southeast University, 2006.
- [11] 刘军进, 潘宠平, 吴宇波, 等. 宜昌预应力卵形消化池摩阻损失及张拉伸长值实测 [J]. 特种结构, 2008, 25 (4): 17-20.
- LIU Jun-jin, PAN Chong-ping, WU Yu-bo, et al. The Site Measurement of the Friction Loss and the Elongation Value of the Prestressing Tendons in the Project of Yichang Egg-shaped Sludge Digester [J]. Special Structures, 2008, 25 (4): 17-20.
- [12] 蒋元勇. 南水北调中线穿黄工程二次衬砌预应力环形张拉施工技术 [J]. 隧道建设, 2013, 33 (4): 305-308.
- JIANG Yuan-yong. Technology for Circular Pre-stress Tensioning of Secondary Lining of Tunnels: Case Study on Yellow River-crossing Tunnel on Central Route of South-to-north Water Transfer Project [J]. Tunnel Construction, 2013, 33 (4): 305-308.
- (上接第 102 页)
- [6] 楼小峰, 曹丰产, 林志兴. 串列钝体绕流的数值计算 [J]. 同济大学学报: 自然科学版, 2002, 30 (5): 604-608.
- LOU Xiao-feng, CAO Feng-chan, LIN Zhi-xing. Numerical Simulation of Flows around Two Bluff Bodies in Tandem Arrangements [J]. Journal of Tongji University: Natural Science Edition, 2002, 30 (5): 604-608.
- [7] 陈懋章. 粘性流体动力学基础 [M]. 北京, 高等教育出版社, 2006.
- CHEN Mao-zhang. Fundamentals of Viscous Fluid Dynamics [M]. Beijing: Higher Education Press, 2006.
- [8] SIMIU E, SCANLAN R H. Wind Effects on Structures: An Introduction to Wind Engineering [M]. New York: Wiley Press, 1996.
- [9] 王福军. 计算流体力学分析: CFD 软件原理与应用 [M]. 北京, 清华大学出版社, 2006.
- WANG Fu-jun. Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications of CFD Software [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2006.
- [10] LOUREIRO J B R, ALHO A T P, FREIRE A P S. The Numerical Computation of Near-Wall Turbulent Flow over a Steep Hill [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2008, 96 (5): 540-561.
- [11] WILCOX D C. Formulation of the  $k-\omega$  Turbulence Model Revisited [J]. AIAA Journal, 2008, 46 (11): 2823-2838.
- [12] 于冲, 王旭, 董福安, 等.  $y^+$  值对翼型气动参数计算精度的影响研究 [J]. 空军工程大学学报: 自然科学版, 2012, 13 (3): 25-29.
- YU Chong, WANG Xu, DONG Fu-an, et al. The Study of Effect of  $y^+$  on Precision of Pneumatic Parameters of Foil [J]. Journal of Air Force Engineering University: Natural Science Edition, 2012, 13 (3): 25-29.
- [13] VERSTEEG H K, MALALASEKERA W. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: the Finite Volume Method [M]. New York: Wiley Press, 1995.
- [14] OHYA Y, OKAJIMA A, HAYASHI M. Wake Interference and Vortex Shedding [M] // CHEREMISINOFF N P. Encyclopedia of Fluid Mechanics. Houston, TX: Gulf Publishing, 1989: 322-389.