

# A 柱涡动力学特性随前窗倾角变化研究

袁海东<sup>1,2</sup>, 杨志刚<sup>1,2,3</sup>, 李启良<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学 上海地面交通工具风洞中心, 上海 201804; 2. 同济大学 上海市地面交通工具空气动力学与热环境模拟重点实验室, 上海 201804; 3. 北京民用飞机技术研究中心, 北京 102211)

**摘要:** 采用风洞试验和数值计算的方法, 通过 Dihedron 模型研究了前窗倾角对 A 柱涡动力学演化的影响。时均阻力和表面压力通过风洞试验获得, 采用分离涡模拟 (DES) 捕捉 A 柱涡拓扑结构的细节特征。通过风洞试验的结果验证了 DES 结果的有效性。DES 的结果描述了 A 柱涡涡破裂现象。随着前窗倾角的变化, A 柱涡表现为不同的结构形态, 这主要是由主涡中涡量平衡决定的。试验和数值结果均表明, 随前窗倾角增大, Dihedron 模型的阻力增加。讨论了纵向涡的破裂趋势和潜在的减阻方案。最后, 强调了模型壁面的动力学特性及其对车内噪声的影响。

**关键词:** A 柱涡; 汽车前窗倾角; 涡破裂; 涡量平衡; Dihedron 模型; 分离涡模拟

中图分类号: U467.1<sup>+</sup>3

文献标志码: A

## An Investigation of Changes in A-Pillar Vortex Dynamics with Windshield Inclination

YUAN Haidong<sup>1,2</sup>, YANG Zhigang<sup>1,2,3</sup>, LI Qiliang<sup>1,2</sup>

(1. Shanghai Automotive Wind Tunnel Center, Tongji University, Shanghai 201804, China; 2. Shanghai Key Laboratory of Vehicle Aerodynamics and Vehicle Thermal Management Systems, Tongji University, Shanghai 201804, China; 3. Beijing Aeronautical Science and Technology Research Institute, Beijing 102211, China)

**Abstract:** The influence of windshield inclination on the dynamics evolution of the A-pillar vortex produced by Dihedron models is investigated both experimentally and numerically. The time-averaged aerodynamic drag and surface static pressure are captured by wind tunnel experiment, and detached-eddy simulation (DES) is employed to characterize the details of the topology of A-pillar vortex. The DES results are validated by experimental results both herein and from the reference paper. The breakdown phenomenon of A-pillar vortex is described by the DES results. The A-pillar vortex demonstrates different flow patterns with windshield

inclination variation, which is dominated by the vorticity balance theory in the primary vortex. Both experimental and numerical results show that the aerodynamic drag of Dihedron models increases when enlarging the windshield slant angle. The breakdown trend of longitudinal vortexes is discussed and a potential drag reduction scheme is visualized. Finally, wall dynamics of Dihedron models and its influence on the in-cabin noise are emphasized.

**Key words:** A-pillar vortex; automotive windshield inclination; vortex breakdown; vorticity balance; Dihedron model; detached-eddy simulation

运动中的汽车周围存在两种典型的流动分离形式<sup>[1]</sup>。一种是在车体尾部, 分离线垂直于流动方向, 导致准二维分离, 它的动能大部分通过湍流参混耗散, 从而导致压力损失和空气阻力。另一种类型的分离, 其特征是存在相对于来流倾斜的分离线, 本质上是三维的。这种分离流动含有丰富的动能, 涡核轴线大致沿着流线方向与其形成小夹角, 并向下游输送动能。类似的纵向涡可以在汽车的 A 柱和 C 柱区域产生, 也存在于三角翼<sup>[2]</sup>和高速列车的外流场<sup>[3]</sup>。

首先, 从风噪声的角度开始对 A 柱涡的拓扑结构进行了试验研究<sup>[4]</sup>。A 柱后面的分离包括一个起主导作用的主涡和一个位于 A 柱后面的较小尺度的二次涡。Haruna 等<sup>[5]</sup>的研究证实了 A 柱涡的拓扑结构, 表明分离的区域在风噪声中起着重要作用, 而并不是再附着流动的区域。Alam 等<sup>[6-7]</sup>对 A 柱几何形状对侧窗周围流动的影响进行了参数化研究, 表明侧窗上的压力波动大小主要取决于局部 A 柱弧度。为了深入研究 A 柱涡与风噪之间的关系, A 柱涡的拓扑结构和动力学特性通过简化的 A 柱模型进行了试验和数值研究。Levy 等<sup>[8]</sup>利用粒子图像测速仪

收稿日期: 2018-03-05

基金项目: 国家重点研发计划(2016YFB1200503-04); 上海市地面交通工具空气动力学与热环境模拟重点实验室(18DZ2273300)

第一作者: 袁海东(1990—), 男, 博士生, 主要研究方向为汽车空气动力学和空气动力噪声。E-mail: 1310797@tongji.edu.cn

通信作者: 杨志刚(1961—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为汽车空气动力学。E-mail: zhigangyang@tongji.edu.cn

(PIV)测量了 Dihedron 模型的 A 柱涡,其研究证实,A 柱涡是一个相对稳定的纵向涡,由主涡和二次涡组成,局部最大不稳定性存在于主涡、剪切层和二次分离线位置.后来的研究<sup>[9]</sup>表明,主要的壁面压力脉动位于二次分离线位置,并且 A 柱涡不会自然破裂. Hoarau 等<sup>[10]</sup>对 A 柱模型侧壁脉动压力场的时空特性进行了研究,指出了 3 个扰动形式是产生侧壁压力脉动的原因.这些扰动对应于锥形涡结构的长度尺度、宽度尺度和富含能量的高频部分.

根据动量定理,汽车外流场的纵向涡贡献了大量的气动阻力<sup>[11]</sup>,其中 A 柱涡对三厢轿车的空气动力学阻力贡献约为 10%. Lehugeur 和 Gilliéron<sup>[12]</sup>通过使用格子波尔兹曼方法在 45° Dihedron 模型的边缘上连续抽吸实现了 40%的减阻;其后又进行了 30° Dihedron 模型的研究,通过连续抽吸获得 6%的减阻效果<sup>[13]</sup>,而连续吹气总是会增加模型的空气阻力. Krajnović等<sup>[14]</sup>在文献[12-13]的 PIV 研究之后进行了数值研究,其研究结果与 PIV 结果一致,并详细解释了气动减阻机理.所有这些研究都表明了 A 柱涡对空气阻力的贡献.另外,A 柱涡对其环境有相当大的影响,会导致雨水积聚和侧窗污垢沉积<sup>[15]</sup>.

30° Dihedron 模型<sup>[8]</sup>的 A 柱涡是相对稳定的纵向涡,当前窗倾角为 45°时<sup>[12]</sup>发生涡破裂.这显示了前窗倾角与 A 柱涡稳定性之间的关系,类似于三角翼<sup>[2]</sup>的情况. Gilliéron 等<sup>[16]</sup>从理论上分析了涡破裂的物理机制,重点研究前窗倾角的影响.本文首先通过试验和数值的方法研究了 A 柱涡的动力学演化过程随前窗倾角的变化,然后分析了涡破裂对气动阻力和壁面动力学特性的影响.

## 1 方法

### 1.1 Dihedron 模型

在上述讨论的研究中,Dihedron 钝体模型已被用于 A 柱涡的动力学特性研究. Dihedron 模型代表了简化车体的前部.它有 3 个固定的参数(长度  $L=0.38$  m、宽度  $W=0.13$  m、高度  $H=0.096$  m),以及可变参数前窗倾角  $\theta$ ,见图 1.宽度和高度的比例与 Ahmed 类车体模型相同<sup>[17]</sup>.  $L_0$  是与 Dihedron 模型相关的特征长度,其定义为模型横截面的平方根,即  $L_0=0.112$  m.前窗倾角范围从 30°~90°,分别对应轿车、SUV、MPV、客车和卡车,间隔为 15°.

### 1.2 风洞试验

试验在开口式回流风洞中进行,该风洞具有 0.9

m 长的测试段,其横截面宽度为 0.43 m,高度为 0.28 m,如图 1 所示. Dihedron 模型安装在测试段上,距离喷口为 0.2 m.测试部分的湍流强度为 0.5%,试验阻塞比为 10%.该模型由 NACA 0020 支撑柱支撑,距地面 60 mm,以最大限度地减少 Dihedron 模型与地面之间的相互作用. Yuan 等<sup>[18]</sup>描述了风洞的更多细节.喷口的自由来流速度为  $U_0=24$  m·s<sup>-1</sup>,由 Dihedron 模型的特征长度定义的雷诺数为  $Re=0.12 \times 10^6$ ,这与文献[8]研究相同.模型安装保证为零偏航.

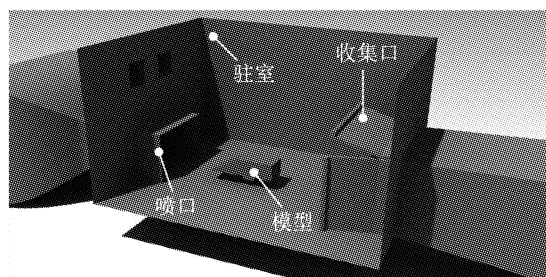


图 1 Dihedron 模型试验布置示意图

Fig.1 Schematic of experimental setup of a Dihedron model

使用 NovaSensor 固态低压传感器测量 Dihedron 模型表面的静态压力.在每个测量位置,以 500 Hz 采样率采集 4 000 个压力数据.将表面压力  $p$  与参考压力  $p_0$  之间的压力差除以动态压力,以给出压力系数  $C_p$ ,如等式(1)所示.在地板下安装六分量天平以测量 Dihedron 模型的气动阻力.阻力系数  $C_D$  表示为等式(2).

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \rho U_0^2} \quad (1)$$

$$C_D = \frac{F_x}{\frac{1}{2} \rho U_0^2 A} \quad (2)$$

式中: $\rho$  为空气密度; $F_x$  为作用在 Dihedron 模型上的气动力的  $x$  方向分量; $U_0$  为喷口的自由来流速度; $A$  为 Dihedron 模型的正投影面积.

### 1.3 数值计算

为了捕捉非定常的流动特征、解决振动和噪声问题,混合 RANS / LES(雷诺时均纳维-斯托克斯方程/大涡模拟)方法得到迅速发展,并且分离涡模拟(DES)是最受欢迎的方法之一. DES 97<sup>[19]</sup>的原始策略为三维非定常数值解,亚格子网格尺度模型在网格密度对于 LES 足够精细的区域中起作用,并且在其余区域使用雷诺平均模型.最近的改进<sup>[20]</sup>,如延

迟 DES(DDES)<sup>[21]</sup> 和改进的 DDES(IDDES)<sup>[22]</sup> 增加了额外的功能来解决网格诱导分离(GIS)和对数层不匹配(LLM)的弱点,使 DES 在复杂流动解决方案中更加强大. DES 的可行性已经在空气动力学<sup>[23]</sup>和气动声学<sup>[24]</sup>方面得到证明.

所有模拟均在西门子公司开发的商业代码 STAR-CCM+11.06.010-R8 中完成. 该解决方案使用稳定的 RANS 结果进行初始化. 时间步长为  $2 \times 10^{-5}$  s. 在 30 个对流单元之后采集 30 个对流单元 ( $L/U_0$ ) 的时间平均统计结果. 计算域的长、宽、高为  $15L, 11W, 12H$ . 在模型前  $4L$  位置施加自由来流速度  $U_0$  的速度入口, 入口边界处的湍流由湍流强度和湍流黏度比确定, 分别为 0.005 和 10. 在 Dihedron 模型后面的下游  $10L$  处施加 0 Pa 标准压力出口条件. 其余边界设置为对称边界条件, 并且 Dihedron 模型被置于计算域横截面的中心. Dihedron 模型表面采用无滑移壁面边界条件.

计算网格的拓扑结构是 trimmer, 它包含近壁区的边界层和其余区域的六面体网格, 边界层网格和六面体网格通过修剪连接. 为了准确捕捉流场, 在近壁区和模型尾迹设置加密区. 采用 3 套加密策略讨论边界层和湍流核心区网格的敏感度, 如表 1 和图 2 所示. 表中,  $y^+, z^+$  和  $x^+$  分别表示网格在垂向、展向和流向的量纲一大小,  $y_{mean}^+$  表示  $y^+$  在模型表面不同位置的平均值,  $n, \Delta s$  和  $\Delta l$  分别表示近壁区第 1 层网格的垂向、展向和流向的大小,  $U^*$  为壁面摩擦速度,  $\nu$  为空气的运动黏性,  $\Delta$  为湍流核心区域的体网格尺寸.

表 1 粗细网格的空间分辨率

Tab.1 Spatial resolution for coarse and fine grids

网格	$y^+ = nU^* / \nu$	$y_{mean}^+$	$z^+ = \Delta s U^* / \nu$	$x^+ = \Delta l U^* / \nu$	$\Delta / \text{mm}$	网格总数/ $10^6$
网格 1	<2	0.44	<340	<340	2	2.52
网格 2	<30	13.9	<84	<84	1	3.89
网格 3	<2.3	0.44	<170	<170	1	5.82

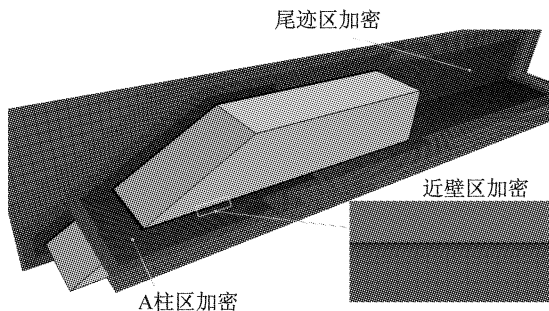


图 2 围绕 Dihedron 模型的计算网格

Fig.2 Computational grid around Dihedron model and zoom of boundary layer

### 1.4 计算有效性

通过对比  $30^\circ$  Dihedron 模型的计算和试验结果来验证计算的有效性. 表 2 对比了阻力系数的试验值和计算值, 其中风洞试验的阻力系数通过公式 (3)<sup>[25]</sup>进行了修正.

$$C_{dcor} = \frac{(C_{dm} + \Delta C_{dHB})}{(1 + \epsilon_S + \epsilon_N + \epsilon_C)^2} \quad (3)$$

式中:  $C_{dcor}$  为阻力系数的修正值;  $C_{dm}$  为阻力系数的测量值;  $\Delta C_{dHB}$  为受水平浮力影响的阻力修正值;  $\epsilon_S$  为对射流扩张和偏移的修正;  $\epsilon_N$  为对于喷口阻塞效应的修正;  $\epsilon_C$  为对于收集口阻塞效应的修正. 由表 2 中结果可以看出, 3 套网格与修正后的试验值相差在 5% 以内, 网格 1 和网格 3 结果接近, 并且与网格 2 差距比较大.

表 2 阻力系数的计算值与试验值的对比

Tab.2 Drag coefficient from simulations compared with experimental results

内容	$C_D$	$\Delta C_{D1} / \%$	$\Delta C_{D2} / \%$
试验	0.423	—	—
网格 1	0.439	3.8	0.5
网格 2	0.409	-3.3	-6.4
网格 3	0.437	3.3	—

注:  $\Delta C_{D1}$  是计算值和试验值之间的差异;  $\Delta C_{D2}$  是网格 1 和网格 2 分别与网格 3 之间的差异.

图 3 显示了模型表面的平均压力系数, 图中  $x$  和  $z$  为水平和垂直方向坐标, 原点位于模型对称面前端顶点. 由图 3 可知, 网格 1 和网格 3 与试验结果吻合较好, 网格 2 与试验结果差异较大, 由此可以得

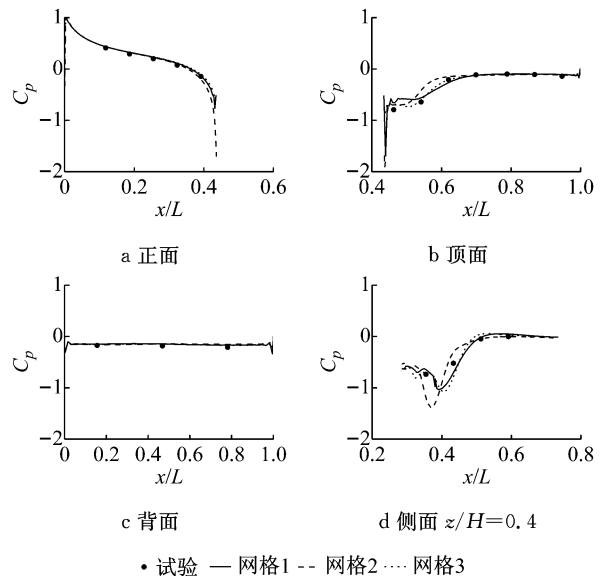


图 3 纵向对称线和侧面的平均压力系数与试验值的比较

Fig.3 Comparison of mean pressure coefficient on longitudinal symmetry lines and side surface with experimental values

出,在近壁区域的网格加密对于准确捕获表面压力是非常有必要的.

图 4 对比了 A 柱涡横剖面上的平均速度投影和流线的试验与计算结果. 其中,试验结果参考了文献[8]中的 PIV 测量结果,测量平面为文献中的平面 5,  $V$  为速度在测量平面内的分量. 尽管 3 套网格都成功预测了主涡和二次涡,但网格 2 获得的主涡尺寸和位置与试验结果不符,网格 3 较网格 2 更接近试验结果.

湍流黏性比  $\nu_t/\nu$ , 表示亚格子尺度(模拟的湍流)对整体耗散水平的贡献量. 其中  $\nu_t$  为湍流黏性,  $\nu$  为空气的运动黏性. 如图 5 所示,该值随网格细化而降低. 根据文献[26],网格 3 获得的湍流黏性比小于 10, 满足本文研究的要求. 综合以上试验与计算结果的对比,选择网格 3 为本文的网格生成策略.

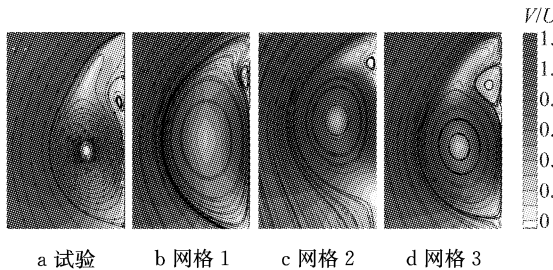


图 4 时均流线与速度云图  
Fig. 4 Streamlines calculated by mean flow field and normalized mean velocity

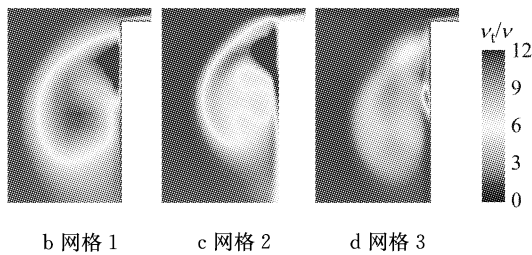


图 5 不同网格的湍流黏性比  
Fig. 5 Turbulent viscosity ratio at a transient statement for different grids

## 2 结果与讨论

### 2.1 流动分离和局部坐标系的定义

由图 6 中速度梯度的二阶不变量  $Q^{[27]}$  的等值面图可知, A 柱锋利的边缘强制附近的流动发生分离. 流动分离对前窗倾角非常敏感, 明显地区分为 3 种不同的流动分离形式. 对于  $30^\circ$  Dihedron 模型, 一个柱状纵向涡沿着 A 柱边缘形成并延伸直到模型顶部发生破裂. 对于  $45^\circ$  的前窗倾角, A 柱涡的破裂提前

到纵向涡形成的初始段. 继续增大前窗倾角, 在整个 A 柱区域形成离散的展向小涡.

涡核轴线是流动旋转所围绕的轴线. 涡核轴线精确描述了涡结构的位置并与其他涡结构进行区分. 基于时均速度场, 根据 Haimes 和 Sujudi<sup>[28-29]</sup> 提出的提取方法计算涡核, 如图 7 所示.  $\alpha$  和  $\beta$  分别表示涡核轴线与来流方向的夹角在竖直和水平平面的投影. 基于涡核轴线建立的局部坐标系如图 8 所示. 选取一条直线让涡核尽量分布在这条直线的周围. 这条直线被模型的上下表面截得的线段定义为 A 柱涡的特征长度  $L_v$ . 局部坐标系的原点设在这条线段的起点,  $x$  轴与这条线段重合. 局部坐标系是在原始坐标系的基础上分别绕  $y_0$  轴和新的  $z_1$  轴旋转  $-\alpha$  和  $\beta$  得到的. 下文的分析是基于局部坐标系展开的.

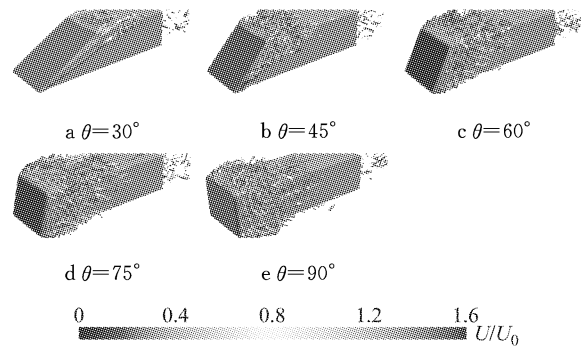


图 6 瞬时的  $Q = 4 \times 10^6$  等值面图  
Fig. 6 Iso-surface of  $Q = 4 \times 10^6$

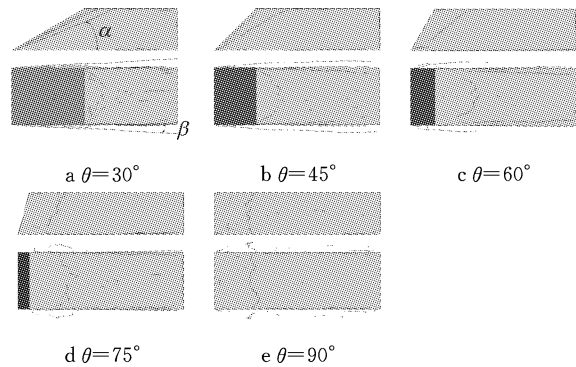


图 7 涡核轴线及其与自由来流的夹角  
Fig. 7 Vortex core calculated by mean flow field and inclined angles between primary A-pillar vortex core and the freestream velocity

### 2.2 涡破裂

沿 A 柱涡主涡核轴线静压系数变化曲线如图 9 所示. 这些压力系数曲线同样可以分成 3 类. 对于  $45^\circ$  Dihedron 模型, 在 A 柱涡的整个长度尺度内存在明显的逆压梯度, 暗示了涡破裂的发生. 而对于  $30^\circ$  Dihedron 模型, 压力系数曲线表现为多峰状, 表明涡破裂得到抑制. 对于前窗倾角更大的另外 3 个

模型,压力系数变化不大并维持在较高的水平。

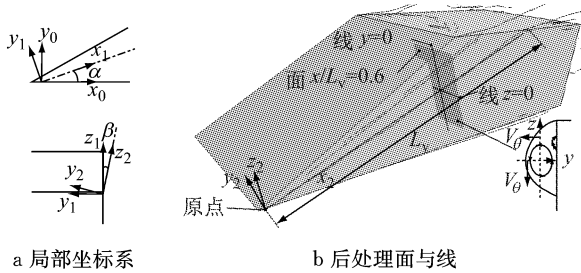


图 8 局部坐标系的定义和后处理平面与直线的选取  
Fig.8 Definition of local coordinate and lines and planes for postprocessing

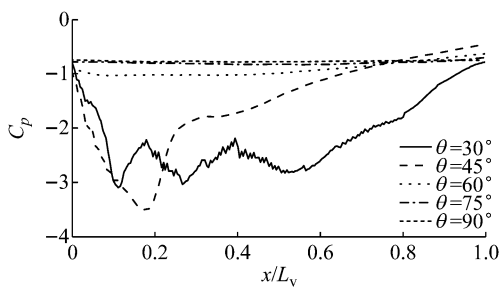


图 9 静压系数沿主涡核轴线的演化  
Fig.9 Evolution of static pressure coefficient along primary vortex core axis

A 柱涡沿涡核轴线的对流速度  $V_x/U_0$  可以通过提取 A 柱涡的特征线沿  $x$  方向的速度分量获得,如图 10 所示. 对于不同的前窗倾角, A 柱涡的对流速度有明显的区别. 对于  $30^\circ$  模型, A 柱涡在  $x/L_v = 0.1 \sim 0.8$  区域对流速度都高于自由来流速度,在  $x/L_v = 0.1$  处为最大值 1.4. 较大的对流速度表明 A 柱涡是一个富含动能的纵向涡,对于动量和涡量的输运效率较高. 而对于较大的前窗倾角  $60^\circ$ 、 $75^\circ$  和  $90^\circ$ , A 柱涡对流速度几乎消失. 一个明显的过渡阶段存在于前窗倾角为  $45^\circ$  的模型中.

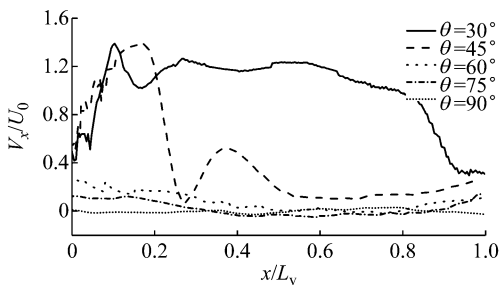


图 10 轴向速度沿主涡核轴线的演化  
Fig.10 Evolution of normalized axial velocity along primary vortex core axis

图 11 和 12 显示了 A 柱涡不同位置的旋转速度和轴向速度剖面,揭露了 A 柱涡空间不对称的本质

特征. 这一现象类似于三角翼的前缘涡和 Ahmed 类车体的 C 柱涡,但明显不同于自由旋转射流. 模型的侧表面和 A 柱附近的剪切层是产生非对称性的主要原因. 对于不同前窗倾角的 Dihedron 模型,轴向速度剖面表现为不同的形状,比如  $30^\circ$  模型为射流状,而  $60^\circ$  模型为尾迹状,而对于处于过渡阶段的  $45^\circ$  模型两种速度剖面形状同时存在.  $30^\circ$  倾角的模型旋转速度表现为兰金涡的特征,与较大倾角的模型区别比较明显. 从图 10~12 可以看出,对于  $30^\circ$  倾角模型, A 柱附近的速度高于自由来流速度 20%,在关于 A 柱涡<sup>[8]</sup>和 C 柱涡<sup>[30]</sup>的研究中同样得到过类似的结论. 图 11 所示,对于  $60^\circ$  倾角模型轴向速度存在明显的驻点,这暗示着纵向涡已经破裂.

对于自由旋转射流和尾流的涡破裂现象, Billant 等<sup>[31]</sup>通过理论分析方法、Ruiith 等<sup>[32]</sup>通过数值方法和 Liang 等<sup>[33]</sup>通过试验方法进行了一些研究. 旋流数定义为旋转运动和对流运动的比值,通常用作控制涡破裂的参数. 旋流数不同的定义方式对应于涡破裂的极值也是不同的. Billant 等将旋流数定义为距出口最近的测量平面上 2 倍的旋转速度和轴向速度的比值,其中旋转速度的测量位置是一半的出口半径的位置,而轴向速度的测量位置是涡核轴线位置. Liang 等基于试验设备将旋流数定义为喷口的旋转速度和喷口的质量平均轴向速度的比值. Billant 等给出的旋流数的临界值是 1.3~1.4,而 Liang 等给出的旋流数的临界值是 0.88. Billant 等基于兰金涡的假设给出旋流数的理论临界值  $S_i = V_{\theta \max}/V_x = \sqrt{2}/2$ ,其中  $V_{\theta \max}$  为旋转速度的最大值,和他们的试验结果一致. 本文中,旋流数定义为任意垂直于涡核轴线的平面上旋转速度  $V_\theta$  和涡核轴向速度  $V_{x \text{ core}}$  的比值的最大值,  $S = V_{\theta \max}/V_{x \text{ core}}$ . 本文中使用的旋流数的定义方法和 Billant 等给出的理论旋流数的临界值的定义方法相似. 图 13 显示了不同前窗倾角的模型在不同垂直于涡核轴线的平面上的旋流数. 可以看出旋流数随着前窗倾角的增大明显增大. 对于  $45^\circ$  Dihedron 模型,可以推测旋流数超过一个临界值后发生涡破裂,并且这一临界值介于 1.23~2.29 之间,可能是 2 倍的  $S_i$ ,即  $\sqrt{2}$ . A 柱涡和自由旋转射流有非常明显的区别,在沿着 A 柱边缘的位置不断地有动量和涡量注入到 A 柱涡中,这使得 A 柱涡抵御涡破裂的能力更强. 接下来将详细讨论 A 柱涡中动量和涡量的输运.

从图 14 所示的时均速度云图和流线图可以看出,对于  $30^\circ$  Dihedron 模型, A 柱涡包含剪切层、主

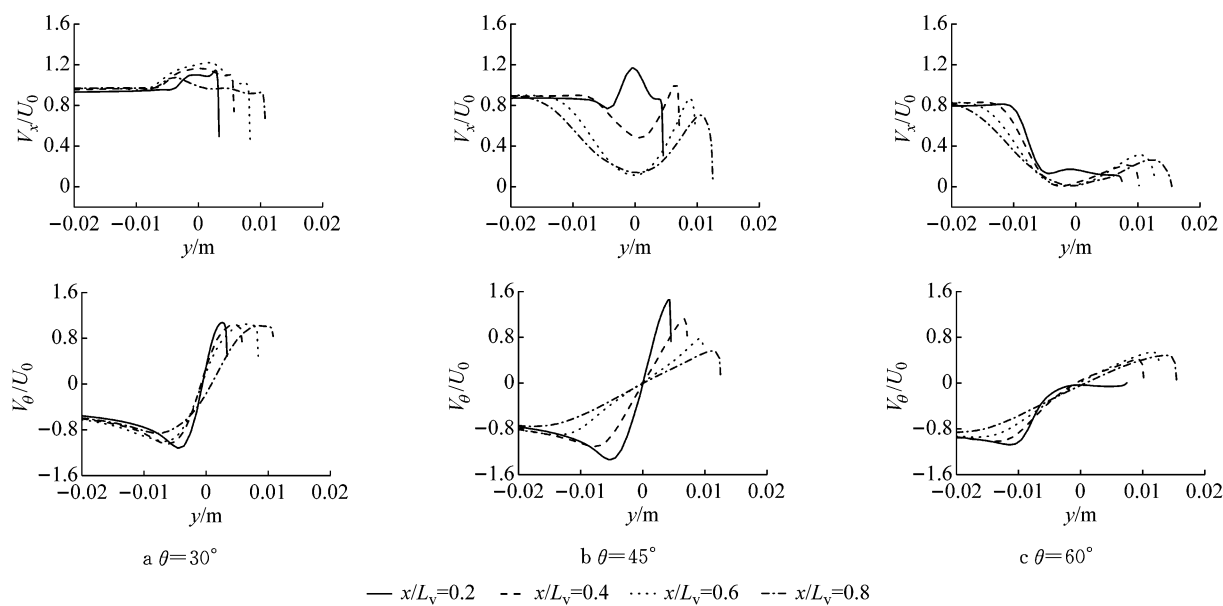


图 11 沿直线  $z=0$  的轴向和旋转速度剖面  
**Fig. 11 Axial and azimuthal velocity profiles along lines  $z=0$**

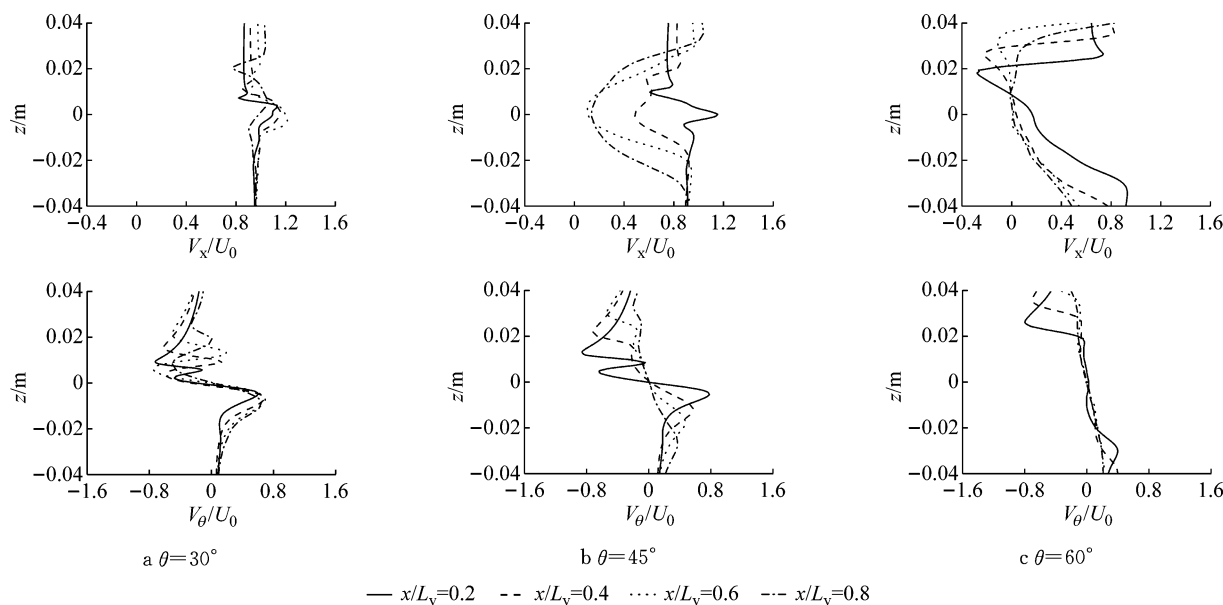


图 12 沿直线  $y=0$  的轴向和旋转速度剖面  
**Fig. 12 Axial and azimuthal velocity profiles along lines  $y=0$**

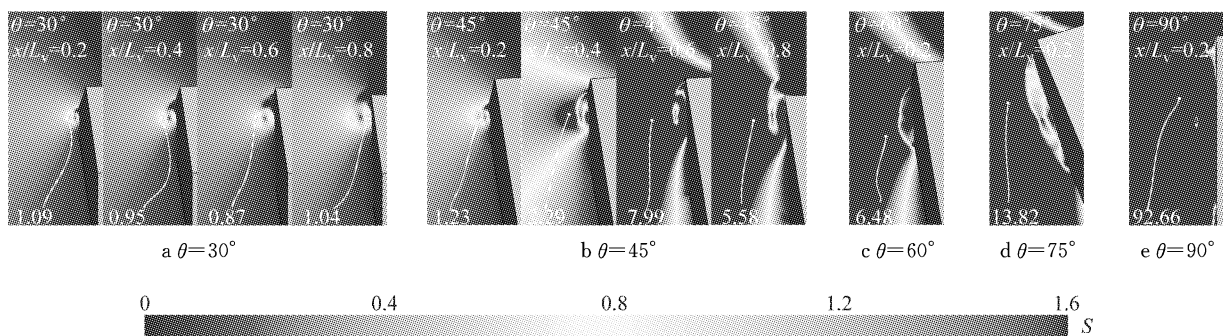


图 13 不同倾角模型在平面  $x/L_v$  为 0.2、0.4、0.6、0.8 上的旋流数  
**Fig. 13 Ratio of azimuthal and axial velocity on planes at  $x/L_v=0.2, 0.4, 0.6, \text{ and } 0.8$**

涡和二次涡,这和实车试验结果<sup>[5]</sup>以及过去关于 30° Dihedron 模型的研究结论<sup>[8]</sup>一致.而对于较大前窗倾角的 Dihedron 模型以及 45°模型中截面高度高于

$x/L_v=0.4$  的位置,A 柱涡中的二次涡消失.由于二次涡是由主涡诱导产生的,因此二次涡的消失表明主涡的强度减弱或者不能稳定存在.

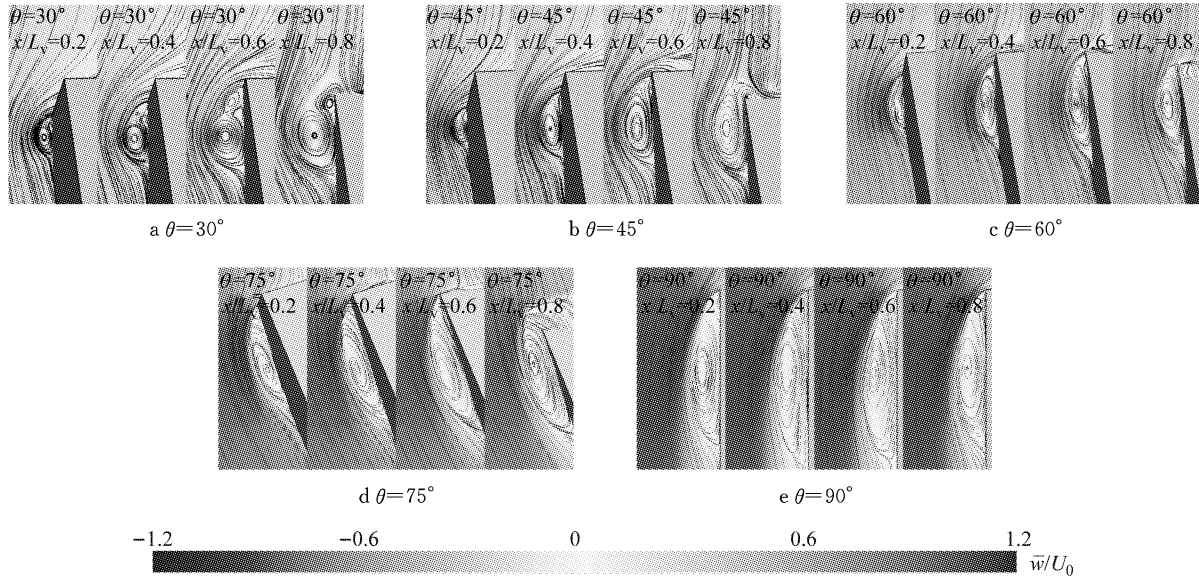


图 14 不同倾角模型在平面  $x/L_v$  为 0.2、0.4、0.6、0.8 上的时均速度云图和流线图

Fig.14 Streamlines calculated by mean field on section planes at  $x/L_v = 0.2, 0.4, 0.6, \text{ and } 0.8$  colored by normalized mean  $w$

图 15 显示了不同前窗倾角的 Dihedron 模型在不同高度截面上  $x$  方向的瞬时涡量云图.对于 30° Dihedron 模型,沿着 A 柱高度方向,剪切层中不断产生的涡量注入到主涡中,并在主涡中积累.沿着 A 柱高度方向,主涡的尺寸逐渐增大,类似的描述在

levy 等<sup>[8]</sup>的研究中也出现过.对于 30° Dihedron 模型,在  $x/L_v=0.4$  的位置主涡开始破裂为离散的小涡.对于前窗倾角更大的 Dihedron 模型,主涡的破裂更明显,A 柱涡变成由剪切层和离散的展向小涡组成.

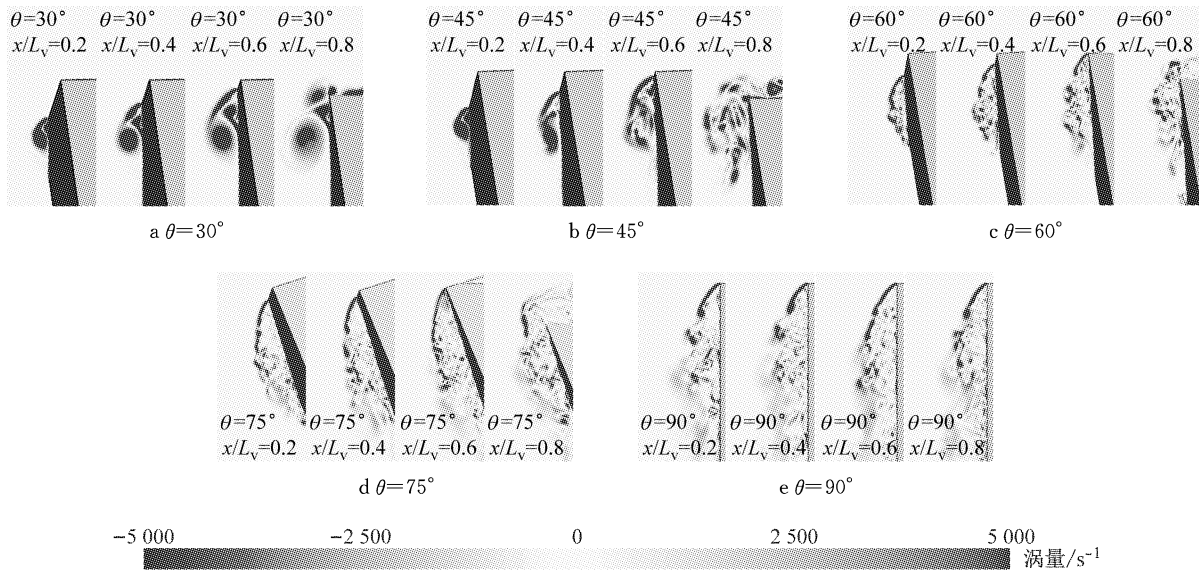


图 15 不同倾角模型在平面  $x/L_v$  为 0.2、0.4、0.6、0.8 上的瞬时涡量云图

Fig.15 Transient vorticity on section planes at  $x/L_v = 0.2, 0.4, 0.6, \text{ and } 0.8$

为了解释 A 柱涡如何破裂为离散的小涡,图 16 同时显示了  $x$  方向的瞬时涡量和流线图, $u$  为沿

核轴线的对流速度.对于 30° Dihedron 模型,沿着 A 柱高度方向,剪切层中产生的涡量不断注入并聚集



在主涡中. 同时 A 柱涡沿主涡轴线较高的对流速度具有较强的涡量输运效率, 这使得 A 柱涡主涡中的涡量保持平衡. A 柱涡以相对稳定的纵向涡结构存在, 并在近壁区域诱导产生二次涡. 对于 45° Dihedron 模型, 前窗倾角增大使得 A 柱涡沿涡核轴线的对流速度降低, 对于涡量的输运效率降低. 但是剪切层不断产生的涡量使得 A 柱涡中涡量不断聚集, 为了保持涡量平衡, A 柱涡只能破裂为离散的小涡, 同时二次涡消失. 图 17 描述了 A 柱涡存在的两种不同形态, 分别为稳定的纵向涡和不稳定的展向涡. 类似地, Wu 等<sup>[34]</sup>用涡量平衡理论解释了圆柱绕流的流动形态随雷诺数的变化.

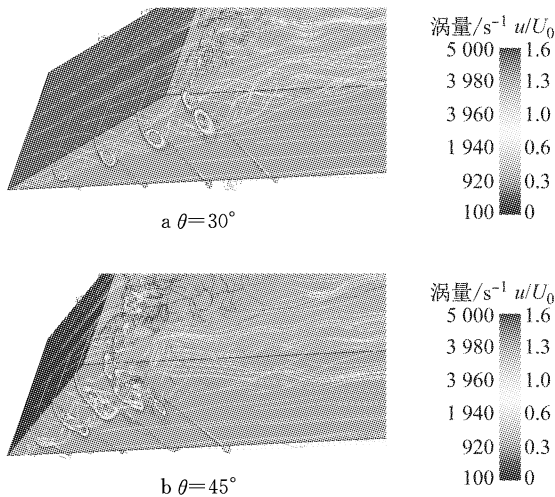


图 16 不同倾角模型在平面  $x/L_v$  为 0.2、0.4、0.6、0.8 上的瞬时涡量和瞬时流线  
 Fig.16 Transient vorticity on section planes at  $x/L_v = 0.2, 0.4, 0.6, 0.8$  and transient streamlines colored by  $u$

### 2.3 气动阻力

图 18 中的试验和计算结果表明, Dihedron 模型的气动阻力随着前窗倾角增大而明显增大. 从计算结果可以看出, 气动阻力主要来自压差阻力. 图 19 显示了模型表面的压力云图试验和计算结果的对比. 模型表面的压力系数试验和计算结果吻合较好, 其中 45°模型差异稍大, 根据上面的分析可知, 对于 45°模型来说, A 柱涡的流动形态处在过渡阶段, 模型尾部的压力随着前窗倾角的变化没有明显的差异(这里并没有给出). 由此可知, Dihedron 模型气动阻力的差异主要来自前窗表面压力的差异.

随着前窗倾角增大, 较大的前窗表面压力是阻力增加的主要原因. 在模型的顶面、底面和侧面存在较大的分离区域, 这些分离区也随着前窗倾角的增

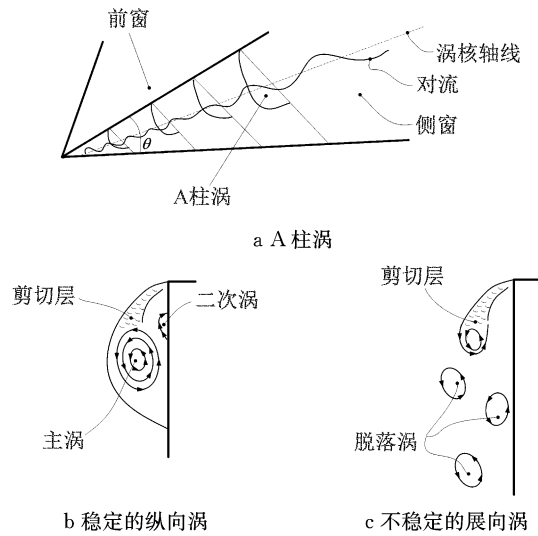


图 17 A 柱涡的拓扑结构和涡破裂机理示意图  
 Fig.17 Schematic of A-pillar vortex topology and breakdown mechanism

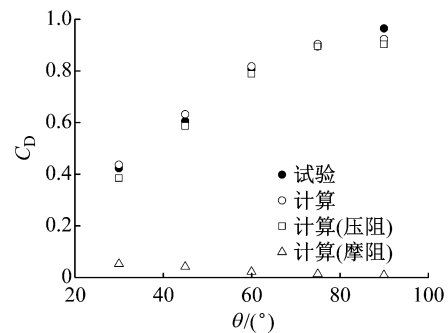


图 18 时均阻力系数的试验值和计算值对比  
 Fig.18 Mean drag coefficient from experimental and numerical results

加而增大. 较大的分离区阻碍了前方来流顺利地流向模型尾部, 动量在模型前部积聚从而导致了阻力的增加. 另外, 随着前窗倾角的增大, A 柱涡的对流速度降低, 按照上面的分析, A 柱涡的流动形态由稳定的纵向涡转换成不稳定的展向离散小涡, A 柱涡的动量输运效率降低, 从而导致动量在模型前部的聚集, 这也是导致阻力增加的原因.

气动阻力的明显差异表明流动结构存在明显区别. 关于 Ahmed 类车体的 C 柱涡进行过类似的讨论<sup>[17,35]</sup>. 增大后背倾角, 阻力增加并在 30°时发生阻力骤降. 这与 C 柱涡的动力学特性有关. 富含动量的 C 柱涡带走尾部的动量降低背压产生阻力, 当后背倾角大于 30°时, C 柱涡破裂成离散小涡, 动量被留在尾部提升背压, 从而阻力降低. 关于随前窗倾角变化气动阻力和 A 柱涡动力学特性的讨论还比较少.

Gilliéron 等<sup>[36]</sup>从理论上分析了三维钝体倾斜



角度对纵向涡形成的影响. 如图 20 所示,在涡核轴线和再附线之间靠近壁面的位置的合成速度  $V$  是由主流速度  $V_x$  和纵向涡诱导速度  $V_\theta$  组成的. 对于 A 柱涡和 C 柱涡,再附线分别位于背风侧和迎风侧,因此合成速度  $V$  分别趋向于远离涡核轴线和靠近涡核轴线. 这导致了相比于 A 柱涡,C 柱涡有更充足的动量供应从而能维持为稳定的纵向涡,而 A 柱涡更容易破裂为离散的展向小涡.

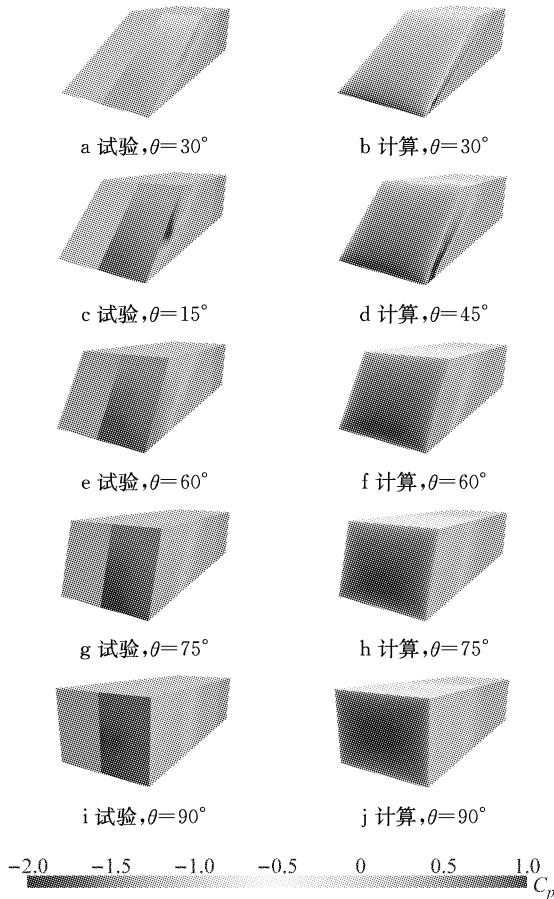


图 19 时均表面压力系数的试验值与计算值对比  
Fig.19 Mean surface pressure coefficient from experimental and numerical results

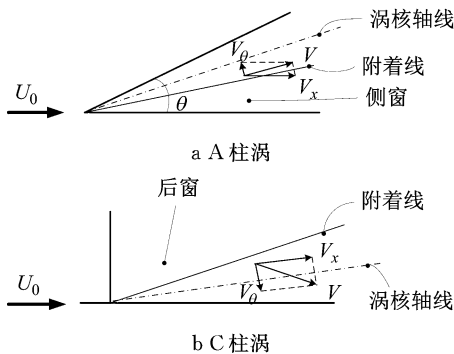


图 20 纵向涡破裂趋势示意图<sup>[35]</sup>

Fig.20 Schematic of longitudinal vortexes breakdown trend<sup>[35]</sup>

从减阻的角度来说, A 柱涡尽量维持为稳定的纵向涡,更多地将模型前部的动量输运到模型尾部;而 C 柱涡尽量破裂为离散的展向涡,从而把动量留在模型尾部,通过降低模型前部的压力,增加模型尾部的压力,从而减小阻力. 但是,根据前面的分析,从减阻角度对纵向涡动力学特性的期望和自然状态下纵向涡的动力学特性存在明显的差异. 现有的一些定常的或非定常吹吸气控制在 A 柱涡和 C 柱涡的控制上取得明显的效果<sup>[37-38]</sup>. 因此,在 A 柱和 C 柱位置联合使用吹吸气控制是一种潜在高效的减阻方案,同时保证流量平衡. 这还需要进一步的研究.

2.4 壁面动力学特性

现有的研究<sup>[6]</sup>已经表明,A 柱附近的流动是影响车内舒适性的重要气动噪声源. 车身表面的湍流压力脉动和声学压力脉动是产生车内气动噪声的两种压力激励,目前有很多关于两种激励对车内噪声贡献相对大小的研究. 图 21 显示了湍流压力的脉动和表面时均流线. 压力脉动主要出现在分离区域靠近再附线的位置,这和现有的试验研究吻合<sup>[5]</sup>. 通常,对于 30° Dihedron 模型,压力脉动最大值出现在二次分离线和再附线之间,Levy 等<sup>[9]</sup>得出了类似的结论. 不同前窗倾角模型中,45°模型侧面的压力脉动最大,这证实了该区域涡破裂的发生.

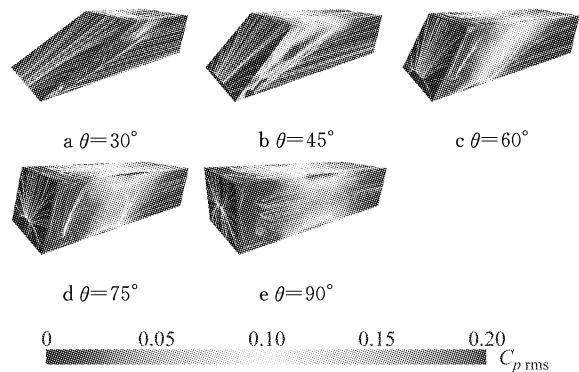


图 21 壁面流线和压力脉动

Fig.21 Surface streamlines calculated by mean wall shear stress and root mean square of pressure coefficient on Dihedron model

在汽车行业,相比于远场噪声车内噪声受到更多的关注. 湍流压力脉动可以激励侧窗振动从而向车内辐射噪声. 除此之外,根据涡声理论<sup>[39]</sup>,A 柱涡本身可以产生空气动力学噪声. 前侧窗区域无论湍流压力脉动还是声学压力脉动都会随前窗倾角变化而变化. 现有的研究倾向性地认为相比于湍流压力脉动,声学压力脉动对车内的噪声贡献量更大<sup>[40-41]</sup>. 因此,前窗倾角间接合理地影响车内噪声水平.

### 3 结论

(1) 本文通过分离涡模拟和风洞试验研究了 Dehidron 模型前窗倾角对 A 柱涡动力学演化的影响, 风洞试验结果证实了数值方法的有效性。

(2) 数值计算结果表明, 随着前窗倾角的增大, A 柱涡发生涡破裂, A 柱涡由稳定的纵向涡转化为不稳定的展向涡。前窗倾角增大降低了 A 柱涡沿涡核轴线的涡量输运效率, 受主涡中涡量平衡的影响, A 柱涡破裂为离散的展向小涡。

(3) 试验和计算结果都表明, 随着前窗倾角的增加, Dihedron 模型的阻力增大, 这与 A 柱涡由纵向涡向展向涡的转化有关。进一步分析表明, 减阻对类车体周围纵向涡动力学特征的诉求和自然状态下纵向涡的动力学特征矛盾。

(4) 模型壁面动力学特征分析表明, 前窗倾角间接合理地影响着车内的气动噪声水平。

#### 参考文献:

- [1] HUCHO W H. Aerodynamic of road vehicles[M]. 4th ed. Warrendale: SAE International, 1998.
- [2] OI IM V, GHARIB M. Leading-edge vortex structure of nonslender delta wings at low Reynolds number[J]. AIAA Journal, 2003, 41(1): 16.
- [3] CHIU T W, SQUIRE L C. An experimental study of the flow over a train in a crosswind at large yaw angles up to 90[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1992, 45(1): 47.
- [4] WATANABE M, HARITA M, HAYASHI E. The effect of body shapes on wind noise[C]// SAE 1978 Automotive Engineering Congress and Exposition. Detroit: SAE International, 1978: 780266.
- [5] HARUNA S, NOUZAWA T, KAMIMOTO I, *et al.* An experimental analysis and estimation of aerodynamic noise using a production vehicle[C]// SAE 1990 International Congress & Exposition. Detroit: SAE International, 1990: 900316.
- [6] ALAM F, WATKINS S, ZIMMER G. Mean and time-varying flow measurements on the surface of a family of idealized road vehicles[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2003, 27(5): 639.
- [7] ALAM F, WATKINS S, ZIMMER G, *et al.* Effects of vehicle A-pillar shape on local mean and time-varying flow properties[C]// SAE 2001 World Congress. Detroit: SAE International, 2001: 2001-01-1086.
- [8] LEVY B, BRANCHER P. Topology and dynamics of the A-pillar vortex[J]. Physics of Fluids, 2013, 25(3): 037102.
- [9] LEVY B, BRANCHER P. Experimental investigation of the wall dynamics of the A-pillar vortex flow[J]. Journal of Fluids and Structures, 2015, 55: 540.
- [10] HOARAU C, BORÉE J, LAUMONIER J, *et al.* Unsteady wall pressure field of a model A-pillar conical vortex [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2008, 29(3): 812.
- [11] ONORATO M, COSTELLI A F, GARRONE A. Drag measurement through wake analysis [C] // SAE 1984 International Congress and Exposition. Detroit: SAE International, 1984:840302.
- [12] GILLIÉRON P, LEHUGEUR B. Characterization and control of longitudinal vortices over a dihedral bluff body: numerical approach[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2007, 58(5): 249.
- [13] LEHUGEUR B, GILLIÉRON P, KOURTA A. Experimental investigation on longitudinal vortex control over a dihedral bluff body[J]. Experiments in Fluids, 2010, 48(1): 33.
- [14] KRAJNOVIC S, ÖSTH J, BASARA B. LES study of breakdown control of A-pillar vortex[J]. International Journal of Flow Control, 2010, 2(4):237.
- [15] GAYLARD A P, KIRWAN K, LOCKERBY D A. Surface contamination of cars: a review [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering, 2017, 231(9): 1160.
- [16] GILLIÉRON P, LEROY A, AUBRUN S, *et al.* Influence of the slant angle of 3D bluff bodies on longitudinal vortex formation [J]. Journal of Fluids Engineering, 2010, 132(5): 051104.
- [17] AHMED S R, RAMM G, FALTIN G. Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake [C] // SAE 1984 International Congress & Exposition. Detroit: SAE International, 1984:840300.
- [18] YUAN HD, XIA C, CHEN Y, *et al.* Flow around a finite circular cylinder coated with porous media[C]// Proceedings of 8th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications. Boston: BBAA VIII, 2016:26.
- [19] SPALART P R, JOU W H, STRELETS M, *et al.* Comments on the feasibility of LES for wings, and on a hybrid RANS/LES approach[C]// AFOSR International Conference on DNS/LES. Ruston: AFOSR, 1997:1-11.
- [20] SPALART P R. Detached-eddy simulation[J]. Annual Review of Fluid Mechanics, 2009, 41: 181.
- [21] SPALART P R, DECK S, SHUR M L, *et al.* A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities [J]. Theoretical and Computational Fluid Dynamics, 2006, 20(3): 181.
- [22] SHUR M L, SPALART P R, STRELETS M K, *et al.* A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2008, 29(6): 1638.
- [23] ASHTON N, WEST A, LARDEAU S, *et al.* Assessment of RANS and DES methods for realistic automotive models[J]. Computers & Fluids, 2016,128: 1.
- [24] GRESCHNER B, THIELE F, JACOB M C, *et al.* Prediction of sound generated by a rod - airfoil configuration using EASM DES and the generalized Lighthill/FW-H analogy [J]. Computers & Fluids, 2008, 37(4): 402.

- WU Junmei, TAO Wenquan. Numerical analysis to vortex heat transfer enhancement based on field synergy principle [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2006, 40(7): 757.
- [6] 刘春节, 闵春华, 齐承英, 等. 涡量强度强化传热机理数值模拟 [J]. *北京工业大学学报*, 2014, 43(3): 65.
- LIU Chunjie, MIN Chunhua, QI Chengying, *et al.* Numerical simulation for heat transfer enhancement mechanism of vorticity intensity [J]. *Journal of Hebei University of Technology*, 2014, 43(3): 65.
- [7] JALIL J M, ABDULLA H K, YOUSIF A H. Effect of winglet shape on heat transfer from heated cylinder in cross flow [J]. *JKAU Engineering Science*, 2006, 17(2): 119.
- [8] PESTEEI S M, SUBBARAO P, AGARWAL R S. Experimental study of the effect of winglet location on heat transfer enhancement and pressure drop in fin-tube heat exchangers [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2005, 25(11/12): 1684.
- [9] JAMES E O, MANOHAR S S. Heat transfer enhancement for finned-tube heat exchangers with winglets [J]. *Journal of Heat Transfer*, 2015, 127(2): 171.
- [10] SALVIANO L O, DEZAN D J, YANAGIHARA J I. Optimization of winglet-type vortex generator positions and angles in plate-fin compact heat exchanger: response surface methodology and direct optimization [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 82: 373.
- [11] TIWARI S, MAURYA D, BISWAS G, *et al.* Heat transfer enhancement in cross-flow heat exchangers using oval tubes and multiple delta winglets [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2003, 46(28): 41.
- [12] WANG C C, HSIEH Y C, CHANG Y J, *et al.* Sensible heat and friction characteristics of plate fin-and-tube heat exchangers having plane fins [J]. *International Journal of Refrigeration*, 1996, 19(4): 223.
- [13] JOARDAR A, JACOBI A M. Heat transfer enhancement by winglet-type vortex generator arrays in compact plain-fin-and-tube heat exchangers [J]. *International Journal of Refrigeration*, 2008, 31(1): 878.

## (上接第 1714 页)

- [25] MERCKER E, WIEDEMANN J. On the correction of interference effects in open jet wind tunnels [C] // SAE 1996 International Congress & Exposition. Detroit: SAE International, 1996: 960671.
- [26] ASHTON N, REVELL A. Comparison of RANS and DES methods for the DrivAer automotive body [C] // SAE 2015 World Congress & Exhibition. Detroit: SAE International, 2015: 2015-01-1538.
- [27] JEONG J, HUSSAIN F. On the identification of a vortex [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1995, 285: 69.
- [28] HAIMES R, KENWRIGHT D. On the velocity gradient tensor and fluid feature extraction [C] // 14th Computational Fluid Dynamics Conference. Norfolk: AIAA, 1999: 315-324.
- [29] SUJUDI D, HAIMES R. Identification of swirling flow in 3D vector fields [C] // 12th Computational Fluid Dynamics Conference. San Diego: AIAA, 1995: 792-799.
- [30] LEHUGEUR B, GILLIÉRON P, TA-PHUOC L. Characterization of longitudinal vortices in the wake of a simplified car model [C] // 23rd AIAA Applied Aerodynamics Conference. Toronto: AIAA, 2005: 1-11.
- [31] BILLANT P, CHOMAZ J M, HUERRE P. Experimental study of vortex breakdown in swirling jets [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1998, 376: 183.
- [32] RUTH M R, CHEN P, MEIBURG E, *et al.* Three-dimensional vortex breakdown in swirling jets and wakes: direct numerical simulation [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2003, 486: 331.
- [33] LIANG H, MAXWORTHY T. An experimental investigation of swirling jets [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2005, 525: 115.
- [34] WU J Z, MA H Y, ZHOU M D. Vorticity and vortex dynamics [M]. New York: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [35] WANG XW, ZHOU Y, PIN YF, *et al.* Turbulent near wake of an Ahmed vehicle model [J]. *Experiments in Fluids*, 2013, 54(4): 1490.
- [36] GILLIÉRON P, LEROY A, AUBRUN S, *et al.* Influence of the slant angle of 3D bluff bodies on longitudinal vortex formation [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2010, 132(5): 051104.
- [37] LEHUGEUR B, GILLIÉRON P, KOURTA A. Experimental investigation on longitudinal vortex control over a dihedral bluff body [J]. *Experiments in Fluids*, 2010, 48(1): 33.
- [38] LEHUGEUR B, GILLIÉRON P. Active control of vortex breakdown phenomenon in the wake of a simplified car geometry [C] // ASME 2nd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting Collocated With the 14th International Conference on Nuclear Engineering. Miami: ASME, 2006: 1-6.
- [39] POWELL A. Theory of vortex sound [J]. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 1964, 36(1): 177.
- [40] HARTMANN M, OCKER J, LEMKE T, *et al.* Wind noise caused by the side-mirror and A-pillar of a generic vehicle model [C] // 18th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. Colorado Springs: AIAA, 2012: 1-26.
- [41] CABROL M, DETANDT Y, HARTMANN M, *et al.* A comparison between the effects of turbulent and acoustic wall pressure fluctuations inside a car [C] // 18th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. Colorado Springs: AIAA, 2012: 1-8.