

风洞 T 型冲击三通管道流场特性数值模拟

丛成华^{1,2}, 秦红岗², 任泽斌², 陈吉明²

- (1. 中国空气动力研究与发展中心 空气动力学国家重点实验室, 四川 绵阳 621000;
2. 中国空气动力研究与发展中心 设备设计及测试技术研究所, 四川 绵阳 621000)

摘 要: 在 2.4 m 跨声速风洞进气管路 T 型冲击三通连接处和隔板位置,每隔一定时间会出现裂纹,影响了风洞的安全稳定运行。为了解裂纹出现的原因,同时为改进设计提供依据,采用 CFD(computational fluid dynamics)对风洞现有三通和优化方案进行了对比。控制方程为三维黏性不可压缩 Navier-Stokes 方程。结果表明:无隔板时,三通内的流动为最常见的类型,支管内存在 3 个分离区,在转向过程中形成第 1 分离区,即马蹄涡;随后是第 2 分离区,一对反向旋转的旋涡,即 Dean 涡,及三通顶部壁面形成第 3 分离区。流场沿 $y=0\text{ mm}$ 和 $z=0\text{ mm}$ 平面基本呈对称分布。有隔板时,流场的左右和上下结构均不对称;在隔板和外侧壁面间的角点形成范围较小的驻涡,在支管内形成不稳定的螺旋状分离涡,致使气流振荡,从而使得三通连接和隔板处管壁出现裂纹。根据上述流态设计了管路优化方案和整流装置,优化后能有效减小或消除分离;其中去掉隔板最简单易行,可以解决裂纹的问题。

关 键 词: T 型冲击三通; 对称分离; 非对称流场; 流动控制; 型面优化设计

中图分类号: V211.3 **文献标志码:** A

Numerical simulation of flow field characteristics of impacting T-junction duct in wind tunnel

CONG Chenghua^{1,2}, QIN Honggang², REN Zebin², CHEN Jiming²

- (1. State Key Laboratory of Aerodynamics,
China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China;
2. Facility Design and Instrumentation Institute,
China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China)

Abstract: Cracks may occur at the connection of the impacting T-junction and the position of the clapboard at regular intervals in intake pipelines of 2.4 m transonic wind tunnel. In order to understand the causes of cracks and provide a basis for improving design, CFD (computational fluid dynamics) was used to compare the existing tee and optimization schemes in wind tunnel. The governing equations are three-dimensional viscous incompressible Navier-Stokes equations. The results showed that the flow in the tee was the most common type without clapboard. There were three separation zones in the branch pipe. The first separation zone was horseshoe vortex, followed by the second separation zone. A pair of reverse rotating eddies, Dean eddies, and a third separation zone were formed on the top wall of the tee. The flow field was basically symmetrical along the $y=0\text{ mm}$ and $z=0\text{ mm}$ planes.

收稿日期:2019-09-19

基金项目:空气动力学国家重点实验室基金(SKLA2013A0208)

作者简介:丛成华(1979—),男,副研究员,硕士,主要研究方向为计算流体力学、风洞气动设计及流动控制。

引用格式:丛成华,秦红岗,任泽斌,等. 风洞 T 型冲击三通管道流场特性数值模拟[J]. 航空动力学报,2020,35(2):235-243. CONG Chenghua, QIN Honggang, REN Zebin, et al. Numerical simulation of flow field characteristics of impacting T-junction duct in wind tunnel[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(2): 235-243.

When there was a clapboard, the left and right structures of the flow field were asymmetrical and the upper and lower structures were also asymmetrical. A small range of standing vortices were formed at the corner between the clapboard and the outer wall, and unstable spiral separation vortices were formed in the branch pipe, resulting in air flow oscillation and causing cracks in the pipe wall at the tee connection and the clapboard. According to the above flow pattern, pipeline optimization scheme and flow control device were designed. Separation zones could be effectively reduced or eliminated. Removal of the clapboard was the simplest and easiest way to solve the problem of cracks in the pipe.

Key words: impacting T-junction; symmetry separation; asymmetry flow field; flow control; shape optimal design;

2.4 m×2.4 m 跨声速风洞(简称 2.4 m 风洞)是引射式暂冲型半回流式风洞,是我国自行设计建造的第 1 座世界量级的大型高速风洞^[1]。该风洞自 1994 年 7 月动工建设,1999 年底全部建成。为了风洞便于启动,同时将试验后的废气重新利用,采用了引射器。引射器的 24 个喷嘴分两层周向配置,与环形集气室相连,同时设立了进气管路给环形集气室供气^[2]。为了实现气流分流,同时考虑到空间上的限制,在进气管路结构上采用了 T 型三通。2.4 m 风洞引射器进气管路的外形如图 1 所示。

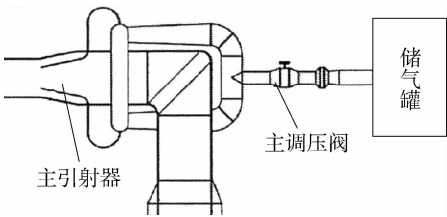


图 1 2.4 m 风洞进气管路示意图

Fig. 1 Drawing of intake pipeline of 2.4 m wind tunnel

在初始设计时,为保证气流在两侧管道中流量均衡,在三通两个支管对称面处配置了隔板。在使用过程中发现,每隔约 2 年时间,引射器进气管路三通接头和隔板位置就会产生裂纹,带来很大的安全隐患,影响了风洞的正常运行。

从外形结构上看,三通属于大开口,其结构特殊,几何上也不连贯,在主管与支管的连接处会发生应力集中,这令三通需要达到很严格的强度要求,故三通失效问题一直存在^[3]。初始认为是冲击三通顶端壁面受气流冲击作用大,叠加主管和支管连接处的应力集中,导致疲劳开裂,通过加厚管壁的方式进行了改造。管壁加厚之后,每隔 2 年左右,在三通连接和隔板处依然产生裂纹,影响了风洞试验的正常开展。

三通在工业管路系统中被普遍应用^[4-6]。按照进口和出口流向的不同,流动具有 4 种模式^[5],本文管路属于 T 型冲击三通。三通虽然外观结构简单,但其内的流动为复杂的三维流动^[4-24]。雷诺数小于 500 时,流动处于层流状态^[6]。即便保持层流,流动定常态的解已经失去稳定性,面临失稳问题^[8]。Dean 从理论上推导了圆截面缓慢弯曲管道内完全发展流动的速度型,与试验结果定性一致^[9]。随后 Dean 发展了弯曲管道内二次流的 1 阶近似理论,在管道内形成了 2 个反方向旋转的涡,因此在弯曲管道内完全发展的层流流动中,流线是以螺旋状路径前行的,这种流动由两个无量纲参数控制:一个是雷诺数;另外一个为管道的曲率半径比^[10]。

与完全发展的流过缓慢弯曲的管道相同,当流体经过三通时,涡的生长和向下游的传播都随雷诺数的增加而增加,直至涡破裂,进入湍流状态^[11-12]。由于流速大小和方向发生急剧变化,在离心力的诱导作用下,形成了很强的逆压梯度,会产生分离、旋涡、二次流、再附等现象并主导流动。Sakowitz^[13]的研究表明,在不同的 T 型管道流动模式中,冲击三通的分离是最严重的。因此即便是在定常入口条件下,T 型管道内的流动都呈现强非定常特性,可能会引起气流脉动,从而引起管路结构振动^[14]。谭平^[15]对管路系统由于湍流压力脉动而激励管壁振动等问题进行了分析,发现弯头和接头处是激振力主要产生的位置,压力脉动能激发相当大的管路振动。

因此三通处如果设计不合理,很容易导致管道结构振动,带来损伤。在对 T 型管流动的研究中,使用方形截面的管道居多^[7-8,12],因为方形截面与二维流动最为类似。而圆形截面在拐角位置本身就带有较大的离心力,使得流动更为复杂。而本文研究的管道截面正是圆截面。为分析三通

连接处和隔板产生疲劳裂纹的原因,通过数值模拟对流动性态进行了深入研究,并进行了气动优化设计,研究结果可以为相关设计提供思路和解决方案。

1 建模与数值方法

管道由上游入口管段 A、下游左侧出口管段 B、下游右侧出口管段 C 组成,B 与 C 沿轴线呈对称布置,管道直径 D 都为 1700 mm。在对进气管路进行建模时,以管路入口流向为 x 轴,垂直方向为 y 轴,按右手坐标系法则设定 z 轴建立坐标系,将三通中心设定为坐标原点。如图 2 所示。图中虚线表示隔板位置,隔板厚度为 30 mm,沿 x 方向的长度为 1700 mm。

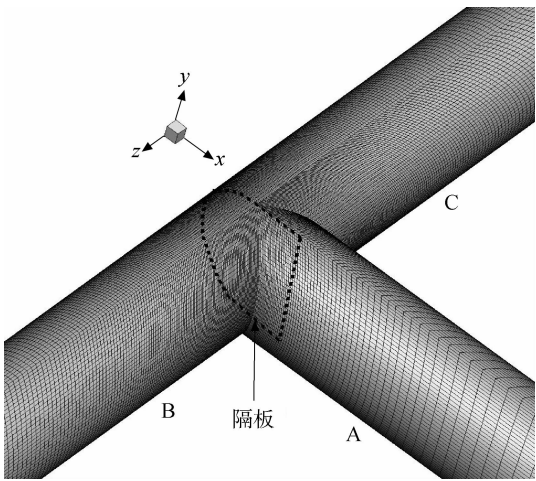


图 2 计算区域及网格示意图
Fig. 2 Computational domain and grid topology view

1.1 计算网格

采用结构网格能够达到更高的精度,无隔板时约 400 万个网格单元。增加隔板后,需要对隔板附近壁面加密,约 700 万个网格单元。如图 2 所示。为充分模拟边界层的发展,壁面处的网格满足 $y^+ \approx 1$,在边界层内,沿法向相邻网格点的间距比小于 1.15。在进行流场特性研究前,进行了网格无关性研究,限于篇幅,这里不再赘述。

1.2 控制方程

控制方程为 Navier-Stokes 方程

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho} \cdot \frac{D\rho}{Dt} &= -\partial_i v_i \\ \rho \frac{Dv_i}{Dt} &= -\partial p_i + \partial_j \tau_{ji} \end{aligned} \tag{1}$$

式中 D 表示全导数, ρ 为密度, v 为速度, p 为压

力, τ 为切应力, t 为时间。湍流模型使用 $k-\omega$ SST (shear stress transport) 模型,在流场求解中使用有限体积法,对流项离散采用 Roe 格式,差分方程采用 2 阶精度,时间上使用隐式迭代方法推进求解,直至流场收敛。

1.3 边界条件

入口气流总压取 1.013 25 MPa,温度为 280 K,给定均匀速度为 16 m/s,入口湍流强度取 0.1%。入口气流密度为 12.25 kg/m³,此时流动雷诺数为 1.863×10^7 。Singh 等^[16]研究表明雷诺数大于 10^5 流动特性差异不大。出口为压力出口;壁面按照绝热无滑移黏性边界处理。

1.4 数据处理

为了表征流动过程中的压力变化,压差用无量纲的欧拉数 Eu 表示,定义为

$$Eu = \frac{p_i - p_{ref}}{p_d} = \frac{p_i - p_{ref}}{\rho u^2 / 2} \tag{2}$$

其中为 p_d 三通主管的入口动压(Pa), p_i 与 p_{ref} 分别为被测点的静压与三通主管的基准静压(Pa), u 为三通主管的入口速度大小(m/s)。

在图 2 示中,对应 x 、 y 、 z 坐标的速度分别用 u 、 v 、 w 表示。速度大小表示为

$$V_{mag} = \sqrt{u^2 + v^2 + w^2} \tag{3}$$

1.5 算法验证

采用文献[17]的 U 型管道验证对分离区识别的适用性,入口马赫数为 0.1,入口高度 h 、入口速度、入口密度为基准的雷诺数为 1.0×10^6 。从图 3(图中 CFD 指本文模拟结果,EXP. 为试验结果)可以看到,CFD 能准确预测气流在内壁的摩擦阻力系数 C_f 分布(图中 s 为从入口计算的内侧

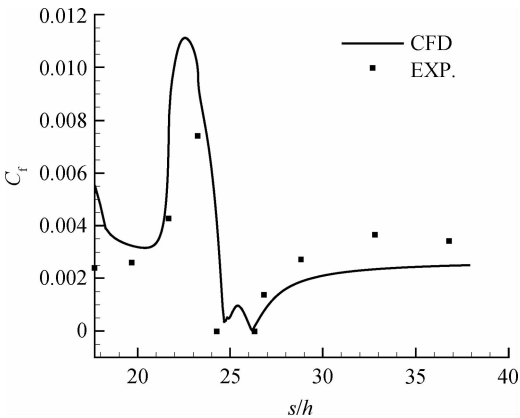


图 3 沿内壁的摩擦阻力系数分布
Fig. 3 Distribution of frictional coefficient along inner wall

壁面的长度),数值模拟结果在峰值与变化趋势上与试验值吻合较好,对分离点位置的预测比较准确。因此本文的方法可以用于 T 型管的模拟。

2 数值模拟结果

2.1 未布置隔板

未布置隔板时,是最为常见的三通类型。图 4 给出了 $y=0\text{ mm}$ 位置的速度和欧拉数分布,可以看到,气流进入三通后相当于进入一个突扩管道,产生了类似后台阶效应的流动分离。靠近拐角前气流加速,经过拐角后气流形成两个明显的区域,在内侧产生回流,流速降低,在外侧气流加速,管道内流动分离成为占据主导的流动特征,交叉流的面积逐渐增加,流动中心线向外侧壁面倾斜,气流向外侧壁面汇聚。

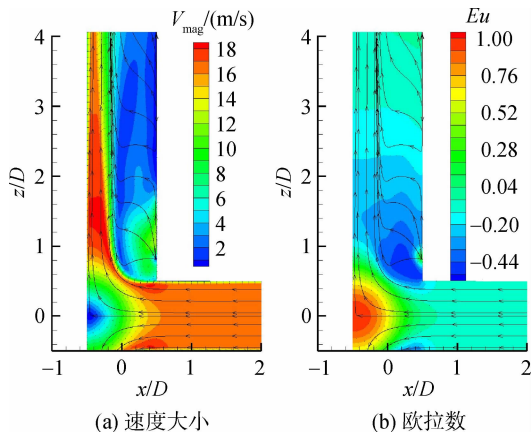


图 4 无隔板时 $y=0\text{ mm}$ 处速度和欧拉数分布
Fig. 4 Distribution of velocity and Eu at $y=0\text{ mm}$ station without clapboard

从欧拉数分布看,气流分流后,在冲击部位由于气流滞止形成高压,由于冲击射流的影响,管道外侧压力高于内侧压力,在靠近内侧壁面附近出现大面积负压区,也就是分离区的位置。叠加分流后速度减半,支管内产生了很强的逆压梯度。

从欧拉数分布可以分辨,存在两个分离区:第 1 分离区是气流方向突变形成的,分离区范围较小,其外形类似马蹄,Howard 等^[6]称之为马蹄涡;第 2 分离区是在强逆压梯度和马蹄涡的诱导下形成的,也就是前文所述的两个反方向旋转的 Dean 涡,该分离区范围和强度都较大,是影响支管内流动的主要因素。

对比速度和欧拉数分布可以看到,压力的恢复能力较速度的恢复能力快。压力在 $z/D=3$ 的位置已经基本恢复平均分布,而速度在 $z/D=4$

位置仍十分不均匀。

图 5 给出了 $x=0\text{ mm}$ 位置的速度分布,能够看到,气流在转向过程中,在管道上下均形成小范围的第 3 分离区。气流转向完成后,气流基本为分层流动,第 2 分离区的 Dean 涡占据了大部分流动通道,致使靠近壁面处气流加速。分离区在 $z/D\approx 2.4$ 位置结束,长度约为 $1.6D$,这与刘进等^[18]和卫飞飞等^[19]的研究结果是相近的。匡江红等^[20]的研究表明:回流区的大小与雷诺数相关,雷诺数越大回流区越大,当进入自模状态后,回流区大小基本保持不变。

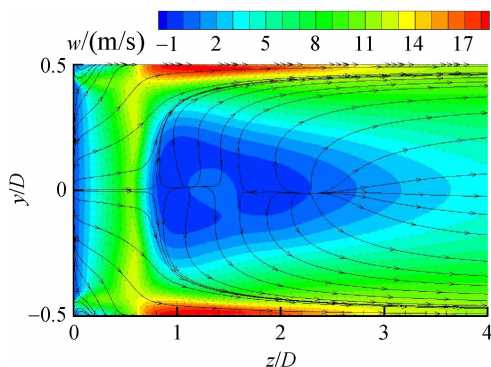


图 5 无隔板时 $x=0\text{ mm}$ 处的速度沿 z 向分布
Fig. 5 Velocity distribution along z -axis at $x=0\text{ mm}$ station without clapboard

图 6 给出了沿流向(z 向)不同站点的速度分布,可以看到,在靠近内侧壁面位置形成两个相对旋转的 Dean 涡,呈现上下对称状态,其影响区域很大。Sakowitz^[13]的研究表明,这对旋涡的在距离中心线 $5D$ 的位置对流动仍有较大的影响。从图上也可以看到,由于分离的存在,致使流动在支管下游很远处速度分布仍极为不均匀,在 $z/D=5$ 位置分离涡的影响仍然存在。在出口位置处,旋涡对速度分布的影响已经很小,从流线上看虽然该截面仍然存在两个旋涡,但气流沿 x 和 y 方向的速度已经很小。

图 7 给出了左侧支管壁面上沿周向(θ)的欧拉数分布曲线,可以看到,在 $\theta=180^\circ$ 和 $\theta=135^\circ$ 母线上,受气流冲击区域的压力明显升高,由于气流完全滞止,壁面压力基本等于入口动压。离开冲击区域后,随气流速度迅速增加, Eu 迅速下降,在 $z/D=2\sim 3$ 之间达到最小值,之后缓慢上升,在出口位置,壁面所有位置的 Eu 基本恢复为 0。

在 90° 母线上,压力分布存在两个由于分离所致的低点,能够分辨由于气流转弯分流所形成的第 3 分离区,压力下降,其形成主要受气流惯性

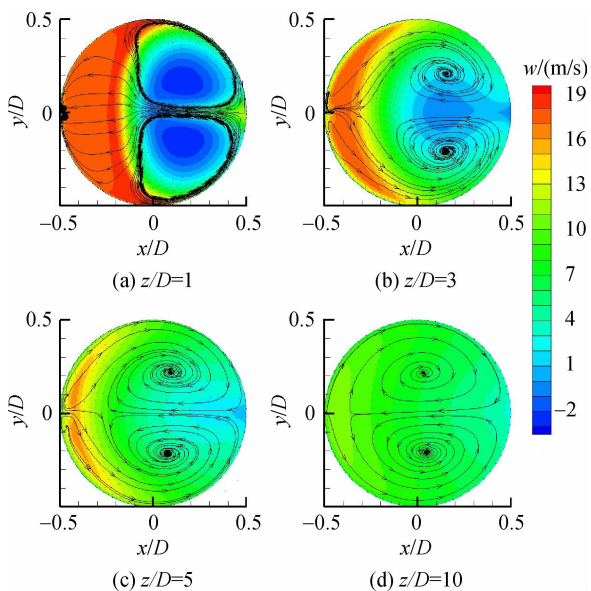


图 6 无隔板时支管内沿 z 向不同站位的速度分布
Fig. 6 Velocity distribution along z -axis at different stations in branch pipe without clapboard

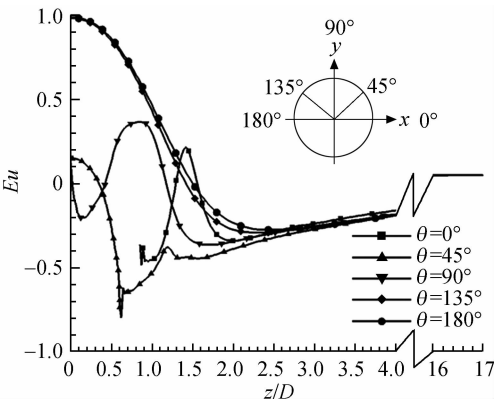


图 7 无隔板时支管内沿壁面周向不同位置母线的欧拉数
Fig. 7 Eu distribution of generatrix in different positions along the circumferential wall of branch pipe without clapboard

的影响,在流向改变过程中受到黏性力和剪切力的共同作用而形成。由于分离范围小,压力迅速上升,随后由于气流加速,压力再次下降。

在 45° 母线上,气流静压最低,是二次涡流形成区即第 2 分离区,从图上可以看到, $z/D < 2.5$ 时,压力变化不大,可见二次涡流的区域较大,这与罗永浩等^[21]的试验结果是一致的。

在 0° 母线上,气流在入口区域形成第 1 分离区,静压较低,随后快速上升,这是由于母线位于两个相对旋转的分离涡的分界线上,在涡核位置,静压最大,随后气流加速,静压下降,在 $z/D = 2$

时达到极小值,随后随气流速度降低而缓慢上升。

对比 0° 和 180° 母线的压力分布可以看到, 0° 母线的压力要低一些,这是由于气流在转弯时的曲率较大,流动阻力系数较大,导致流动损失较大。同时由于两条母线区域的速度不同,在气流间产生了剪切力,形成了二次涡流。

图 8 给出了支管内侧面 $x > 0$ mm 时的壁面极限流线,可以看到,流场基本呈上下对称分布,能够清晰地分辨气流的分离与再附。图中极限流线的收拢线(渐近线)为分离线,极限流线从再附线向外扩散并远离再附线。从图上可以较为清晰地分辨气流改变方向时所形成的第 1 分离区和第 2 分离区,第 1 分离区为马蹄涡,是气流在转向过程中,由于流管曲率改变形成,区域较小, $z/D < 0.8$; 第 2 分离区是在逆压梯度和强剪切力的作用下形成的,区域较大,范围为 $z/D = 0.8 \sim 2.4$, 其长度约为 $1.6D$, 是影响流动的主要因素。两个涡流区呈上下对称分布,旋涡流动方向相反,在对转旋涡之间存在明显的界限。在 $z/D > 3$ 后极限流线收拢,这表征尚未引起尾迹的分离。刘进等^[18] 和曾宪钰等^[22] 在试验中都观测到了 3 个分离区。

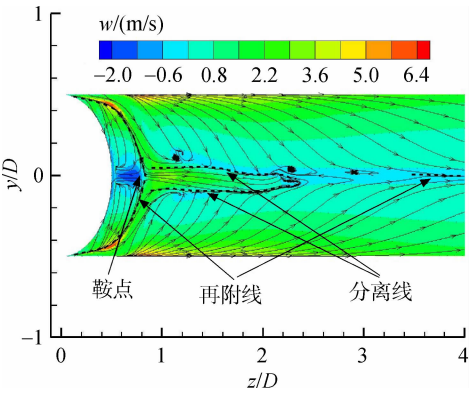


图 8 无隔板时支管内壁面极限流线
Fig. 8 Limited streamlines on the inner wall in branch pipe without clapboard

图 9 给出了 $x = 300$ mm 位置的 z 向速度分布,可以看到,在两个支管的流动中,上下基本呈现对称结构,一对反方向旋转的 Dean 涡主导流动,在两个旋涡之间存在一个较弱的小范围涡流。由此可见,流动不是严格对称的,Anagnostopoulos 等^[14] 在试验中也发现了这一点。

从左右两个支管看,流场的对称性也较好。可见流动的非定常特性较弱,可以判断两个旁路的流量能基本保持一致。田敬等^[23] 的研究表明,

在冲击三通结构对称的情况下,两支路的流量对等分配的趋势十分强烈,管径越大,对等分配的趋势越明显。由此可见,无隔板时两个支管的流量也能基本保持平衡。

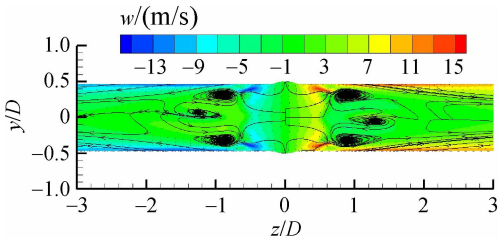


图 9 无隔板时 $x=300\text{ mm}$ 站位的 z 向速度分布
Fig. 9 Velocity distribution along z -axis at $x=300\text{ mm}$ station without clapboard

2.2 布置隔板

图 10 给出了 $y=0\text{ mm}$ 截面上的速度和欧拉数分布,从图上看,增加隔板后,从主管入口处形成类似直角转弯的状态,流动受到更大扰动,气流方向发生改变时,由于离心力的作用,从内壁向外壁压力逐渐增大而速度减小,在隔板与外侧壁面间的角点位置形成驻涡和滞止流体,同时气流以更快的速度发生转向,转向完成后,速度很快下降,附面层处于强逆压梯度下,导致内壁发生分离,在支管形成大范围的旋涡。

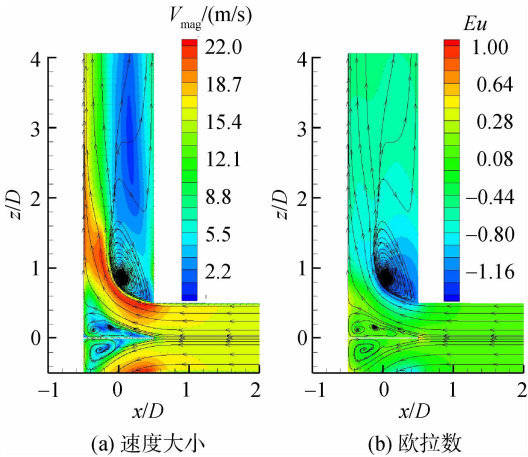


图 10 有隔板时 $y=0\text{ mm}$ 处速度和欧拉数分布
Fig. 10 Distribution of velocity and Eu at $y=0\text{ mm}$ station with clapboard

由于靠近隔板的气流速度小,且分离驻涡占据了大部分流道,致使气流向外壁方向流动,在急速转弯气流和离心力的共同作用下,这部分气流不断被卷入主气流中形成螺旋涡,也就是内壁的大范围分离。在螺旋涡的作用下,气流发生了大

范围的掺混,压力损失增加,导致局部形成高速低压区,压力下降明显,负压区的强度和范围增大,逆压梯度增加,引起速度场的紊乱和压力波动的加剧。

图 11 给出了 $x=300\text{ mm}$ 站位的速度分布,可以看到,增加隔板后,流场呈现非对称分布,包括上下结构和左右结构。可见隔板对流动产生了很大的扰动,导致形成非定常特性强的螺旋涡,这些旋涡的形成、脱落以及破碎过程会对三通管路形成非常大的振动冲击。左侧支管内,螺旋涡在 $z/D=2.7$ 位置结束,因此其长度约为 $2.2D$ 。Anagnostopoulous 等^[14]在三通内部垂直流动的方向上施加了一个格栅,流动非对称性快速增加,这与隔板的作用是相似的。

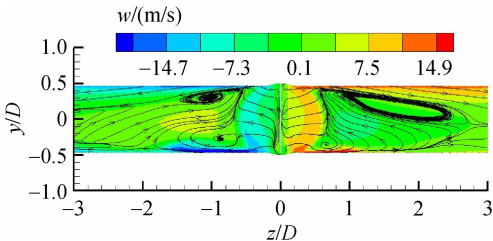


图 11 有隔板时 $x=300\text{ mm}$ 站位的速度沿 z 向分布
Fig. 11 Velocity distribution along z -axis at $x=300\text{ mm}$ station with clapboard

图 12 给出了沿支管流向不同站位的速度分布,可以看到,由于螺旋涡的影响,速度分布极为不对称;从流线看,不同站位上旋涡也随流动的发展而不同,没有规律,表明流动具有强非定常特性。

图 13 给出了壁面上沿周向的欧拉数分布,在 $\theta=180^\circ$ 和 $\theta=135^\circ$ 母线上,在隔板与外侧壁面间的角点位置形成涡流,导致压力下降,其范围较小,在分离区边缘压力上升,在 $z/D>0.8$ 后,随气流速度迅速增加, Eu 迅速下降。在 $z/D=2\sim 2.5$ 之间达到最小值。之后缓慢上升,在出口位置,壁面所有位置的 Eu 基本相等,约为 -0.37 ,可见增加隔板后明显增加了压力损失。

在 90° 母线上,能够分辨隔板与外侧壁面间角点位置驻涡边缘所致的压力下降。由于处于分离区边缘,随后压力很快上升,当气流加速后,压力再次下降。

在 45° 母线上,在入口处由于气流加速,静压迅速降低,气流方向改变过程中,形成旋涡,流速急剧下降,压力损失大大增加,气流静压降至最低,随后气流静压缓慢上升。在 0° 母线上,气流

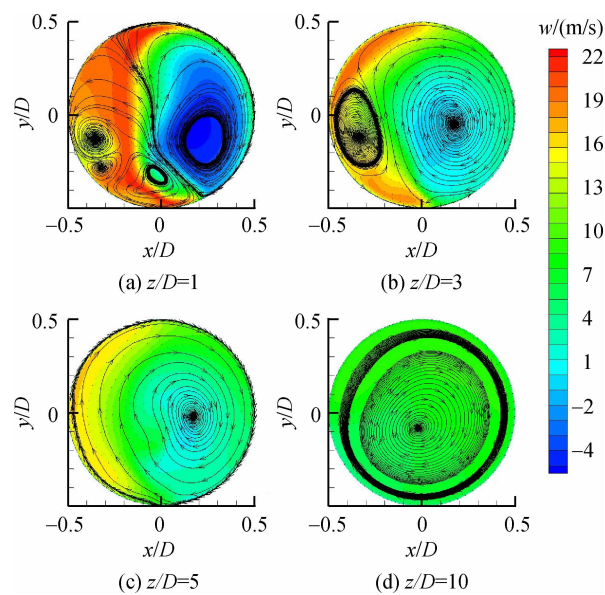


图 12 有隔板时支管内沿 z 向不同站位的速度分布
Fig. 12 Velocity distribution along z -axis at different stations in branch pipe with clapboard

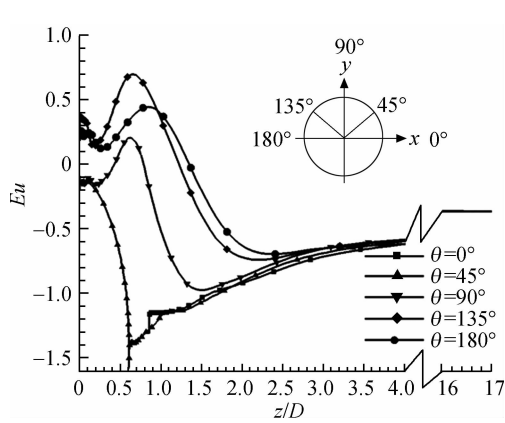


图 13 有隔板时支管内沿壁面周向不同位置母线的欧拉数
Fig. 13 Eu distribution of generatrix in different positions along the circumferential wall of branch pipe with clapboard

方向改变后随即形成涡流,静压缓慢上升。

2.3 有无隔板的对比

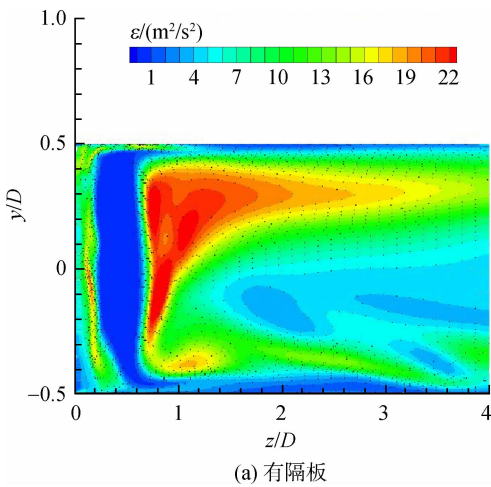
对比可以发现,无隔板时,分离区相对较小,形成稳定的驻涡,不至于引起气流振荡;增加隔板后,分离区的面积明显增加,形成不稳定的螺旋涡,旋涡强度增大,非定常特性明显增加,导致气流不断振荡,总压损失明显增加。这对隔板和整个三通管道都带来了很严重的影响,致使隔板和三通连接处出现裂纹。

由于来流处于阀门后部,气流紊乱,三通入口气流呈现明显的非定常状态,在非定常入口条件下,黏性效应被限制在近壁面很薄的区域内,流动

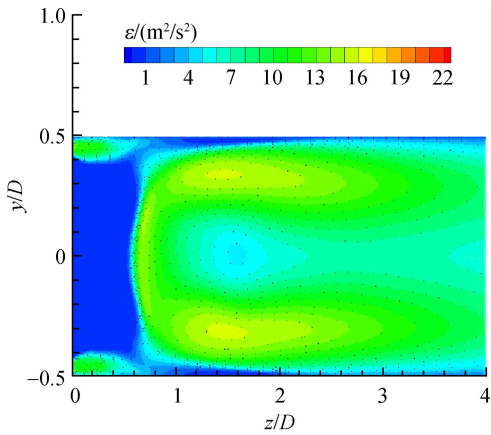
分离、强二次流等流态都是时间相关的,三通管道壁面的受力状态更为严峻^[14]。

图 14 给出了 $x=0\text{ mm}$ 站位的湍动能(ϵ)分布,可以看到,无隔板时,湍动能分布呈现上下对称,在上下两个旋涡的中心处湍动能明显增加,同时能够清晰地分辨入口位置上下的 2 个第 3 分离区。与剪切混合相比,分离区所产生的湍动能明显大得多。

有隔板时,流场呈现非对称分布,湍动能的强度和分布范围都大于无隔板的情况,流动复杂度明显提高,压力脉动增加。在隔板与支管底部管壁之间所形成的驻涡可以清晰分辨。值得注意的是,从图 14(a)上可以清晰地分辨由角点驻涡向螺旋涡的气流输运过程,这是螺旋涡的形成原因。在随后的气流输运过程中,螺旋涡所产生的湍动能减小,但明显大于当地剪切混合所产生的湍动能。



(a) 有隔板



(b) 无隔板

图 14 有隔板和无隔板时 $x=0\text{ mm}$ 站位的湍动能
Fig. 14 Distribution of turbulent kinetic energy at $x=0\text{ mm}$ station with clapboard and without clapboard

2.4 管路改进方式

为避免管道振动,国内外研究提出了很多的管道优化设计方法^[16,24-25]。本文主要从改变管道外形入手,目的是消除分离涡,共设计了Y型管路、弯管、直管加内侧整流片、弯管加内侧整流片等四种外形。

图15给出了 $y=0\text{ mm}$ 截面的速度分布,可以看到,采用Y外形,能有效减小三通处的壁面冲击力和分离区。采用弯管后,逆压梯度的一部分用于克服离心力,能有效抑制边界层分离,分离区进一步减小。

为消除内壁面的分离,根据分离区范围,在内壁面处增加整流片,整流片的外形与图4分离区外延的型线保持一致。从图上看到,整流片能有效减弱分离。为使得内侧弧与外侧弧之间的半径差值减小,进一步减少离心力的作用,在弯管的基础上采用内侧壁面整流片。从图15中可以看到,整流片对流动起到了导流作用,避免了气流方向突然改变,有效降低了逆压梯度,阻止了流场的横向流动,消除了二次流的产生,分离完全消失。

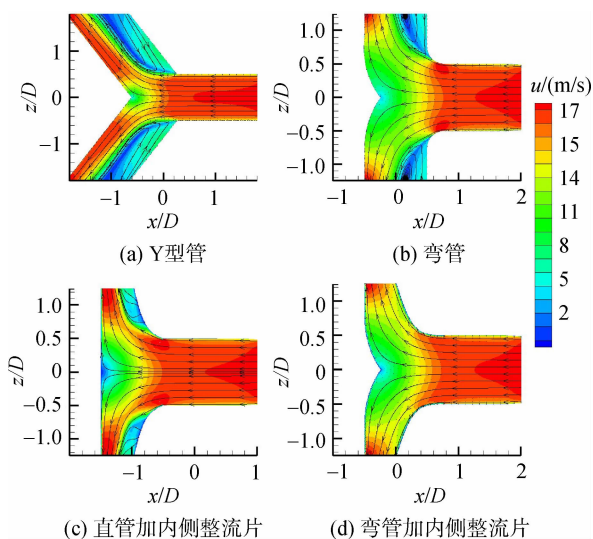


图15 不同构型管路的速度分布($y=0\text{ mm}$)

Fig. 15 Velocity distribution of pipelines with different configurations ($y=0\text{ mm}$)

改变管路连接方式或管道外形后,三通管道流动状态有明显改进,显著降低了分离,有效降低了气流振荡。改变外形或连接方式需要在结构上进行较大的改动,考虑到风洞现场条件限制,为了减少结构上的改动,结合前文的分析,只需去掉隔板就能降低三通的非定常特性。该设计方案于2012年风洞大修后投入使用,运行至今未出现裂

纹,有效保证了风洞的安全稳定运行。

3 结论

通过CFD对2.4 m风洞引射器进气管路的气动分析,确定了三通连接处和隔板疲劳裂纹产生的主要原因和需要改进的关键点,并针对该问题选取了4种结构型式的进气管路改进方案比较,在数值分析基础上,得出以下结论:

1) 无隔板时,在三通附近,气流流动方向急剧改变,形成3个分离区,左右结构和上下结构都基本呈对称分布。第1分离区马蹄涡在转角位置,范围较小;第2分离区是一对反方向旋转的Dean涡,主导流动;第3分离区在顶部端面,范围较小。

2) 有隔板时,左右和上下流场呈非对称分布,在隔板和外侧壁面间的角点形成范围较小的驻涡;在支管内形成不稳定螺旋状分离涡,分离区范围更大,分离涡导致管路出现压力脉动,产生低频振动,从而使得三通连接和隔板处出现裂纹。

3) 去除隔板可以解决管道壁面出现裂纹的问题,结构上简单易行。

4) 改进管路连接方式和增加整流装置能有效减小分离区,甚至可以消除分离。

参考文献:

- [1] 丛成华,刘琴,张志峰. 专用跨声速风洞开孔壁试验段设计数值模拟[J]. 航空学报,2012,33(6):1014-1019.
CONG Chenghua, LIU Qin, ZHANG Zhifeng. Numerical simulations about design of transonic wind tunnel perforated test section[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2012, 33(6): 1014-1019. (in Chinese)
- [2] 董谊信,陈章云. CARD 2.4米引射式跨声速风洞设计与运行调试[J]. 流体力学实验与测量,2001,15(3):54-61.
DONG Yixin, CHEN Zhangyun. CARD 2.4 m injector powered transonic wind tunnel design and operation[J]. Experiments and Measurements in Fluid Mechanics, 2001, 15(3): 54-61. (in Chinese)
- [3] 何家胜,高弯,伍伟. 催化装置外取热器管程出口三通焊缝开裂失效分析[J]. 化工装备技术,2017,38(3):44-47.
HE Jiasheng, GAO Wan, WU Wei. Failure analysis on the cracked weld seam of outlet tee tube used in the external heat exchanger of FCC unit[J]. Chemical Equipment Technology, 2017, 38(3): 44-47. (in Chinese)
- [4] HIROTA M, MOHRI E. Experimental study on turbulent mixing process in cross-flow type T-junction[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2010, 31(5): 776-784.
- [5] 张继信,樊建春. 油气田高压三通管件冲蚀磨损研究[J]. 北京石油化工学院学报,2014,24(4):18-26.

ZHANG Jixin,FAN Jianchun. Research on erosion wear of tee joint during hydraulic fracturing slurry flow[J]. Journal of Beijing Institute of Petro-chemical Technology,2014,24(4):18-26. (in Chinese)

[6] HOWARD R J A,SERRE E. Large-eddy simulation in a mixing tee junction high-order turbulent statistics analysis [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow,2015,51:65-77.

[7] AULT J T,CHEN K K. Downstream decay of fully developed dean flow[J]. Journal of Fluid Mechanics,2015,777:219-244.

[8] CHEN K K,ROWLEY C W. Vortex dynamics in a pipe T-junction recirculation and sensitivity[J]. Physics of Fluids,2004,27(3):034107. 1-034107. 10.

[9] DEAN W R. Note on the motion of fluid in a curved pipe [J]. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science,1927,4:208-223.

[10] DEAN W R. The stream-line motion of fluid in a curved pipe (second paper)[J]. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science,1928,5:673-695.

[11] VIGOLO D,GRIFFITHS I M. An experimental and theoretical investigation of particle-wall impacts in a T-junction [J]. Journal of Fluid Mechanics,2013,727:236-255.

[12] CHEN K K,ROWLEY C W. Vortex breakdown, linear global instability and sensitivity of pipe bifurcation flows [J]. Journal of Fluid Mechanics,2017,815:257-294.

[13] SAKOWITZ A. Effects of velocity ratio and inflow pulsations on the flow in a T-junction by large eddy simulation [J]. Computer and Fluids,2013,88:374-385.

[14] ANAGNOSTOPOULOUS J S,MATHIOULAKIS D S. Unsteady flow field in a square tube T-junction[J]. Physics of Fluids,2004,16(11):3900-3910.

[15] 谭平. 天然气管线压力脉动激振分析[J]. 天然气工业,2005,25(9):107-109.

TAN Ping. Analysis on pressure pulsationinduced vibration of gas pipelines[J]. Natural Gas Industry,2005,25(9):107-109. (in Chinese)

[16] SINGH R K,SINGH S N. Performance and flow characteristics of double-offset Y-shaped aircraft intake ducts [J]. Journal of Aircraft,2008,45(4):1230-1243.

[17] MONSON D J,SEEGMILLER H L. An experimental investigation of subsonic flow in a two-dimensional U-duct [R]. NASA-TM-103931,1992.

[18] 刘进,刘元平. 电站锅炉三通集箱系统流量分配的数值模拟[J]. 动力工程,2009,29(6):528-533.

LIU Jin,LIU Pingyuan. Numerical simulation on flow distribution in teejunction header system of utility boilers[J]. Journal of Power Engineering,2009,29(6):528-533. (in Chinese)

[19] 卫飞飞,缪正清. 带三通锅炉集箱的数值模拟和实验研究 锅炉技术[J]. 锅炉技术,2010,41(6):19-23.

WEI Feifei,MIAO Zhengqing. Numerical simulation and experimental research of flow problems of headers with T-type three-way pipe and parallel tube platen system of utility boiler[J]. Boiler Technology,2010,41(6):19-23. (in Chinese)

[20] 匡江红,刘平元. 电站锅炉过热器、再热器集箱静压分布的数值研究[J]. 动力工程,2004,24(2):166-169.

KUANG Jianghong,LIU Pingyuan. Numerical study of static pressure distribution in steam headers of station boiler's superheater and reheater[J]. Power Engineering,2004,24(2):166-169. (in Chinese)

[21] 罗永浩,杨世铭. T 型进口三通对分配集箱流量分配的影响[J]. 动力工程,1998,18(3):29-36.

LUO Yonghao,YANG Shiming. Effects on the flow distribution in dividing flow manifolds by inlet T-junction[J]. Power Engineering,1998,18(3):29-36. (in Chinese)

[22] 曾宪钰,袁益超. 电站锅炉过热器和再热器 T 型三通对集箱静压分布影响的试验研究[J]. 能源研究与信息,2016,32(2):96-99.

ZENG Xianyu,YUAN Yichao. Experimental study on the static pressure distribution in the header with T-joint of boiler superheater and reheater[J]. Energy Research and Information,2016,32(2):96-99. (in Chinese)

[23] 田敬,吴明. 应用改型三通实现气液两相流的等干度分配 [J]. 化工学报,2014,65(3):836-842.

TIAN Jing,WU Ming. Application of modified impacting tee to achieve equal quality distribution of gas-liquid two-phase flow[J]. CIESC Journal,2014,65(3):836-842. (in Chinese)

[24] 孙鑫,范世峰. 两种流道形式三通内部流场数值模拟[J]. 中国农村水利水电,2009(3):59-62.

SUN Xin,FAN Shifeng. Threedimensional numerical simulation of T-branch pipelines, which are two kinds of different flow channel forms[J]. China Rural Water and Hydropower,2009(3):59-62. (in Chinese)

[25] SINHA P K,MULLICK A N. Flow investigation through an annular diffuser in subsonic flow regime[J]. Journal of the Institution of Engineers,2009,90(11):24-29.

(编辑:陈 越)