

文章编号:1000-8055(2012)07-1542-07

分流器对进气粒子分离器性能的影响

况开鑫, 王锁芳

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 为了揭示分流器位置及形状对进气粒子分离器(IPS)性能的影响,采用 Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型对 IPS 进行了数值模拟,得到了分流器沿轴向移动及径向移动对 IPS 流场、分离效率、总压损失的影响,在此基础上,研究了分流器唇口处与内壁面最高点轴向距离及径向距离的比值及分流器形状对 IPS 的影响,结果表明:比值较大时,随着轴向距离的增加,总压损失呈下降趋势,且下降梯度较大.当比值较小时,总压损失呈先减小后增加的趋势;与未改变分流器形状相比,分流器形状改变后总压损失有所降低,分离效率提高,并且分流器唇口处最高马赫数有所降低.

关 键 词: 分流器; 进气; 粒子分离器; 总压损失; 分离效率

中图分类号: V275

文献标志码: A

Effect of splitter on performance of inlet particle separator

KUANG Kai-xin, WANG Suo-fang

(College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: In order to investigate how the position and the size of splitter affect the performance of integral particle separator (IPS), a numerical simulation was conducted by using the Realizable $k-\epsilon$ turbulence model. The simulation came out with the effects of splitter movements in axial direction and radial direction on flowfield, separation efficiency and total pressure loss in IPS. On this basis, the ratio of axial distance to radial distance at splitter lip, the highest point of inner wall surface, and the shape of the splitter's effect on IPS were studied. The results show that: When the ratio is large, with the increase of the axial distance, total pressure loss declines with a large gradient descent. When the ratio is small, total pressure loss tends to decrease at first and then increase; after the shape of the splitter changes, the total pressure loss becomes much lower while the separation efficiency getting much higher, and the highest Mach number at the splitter lip also decreases.

Key words: splitter; inlet; particle separator; total pressure loss; separation efficiency

近年来,在广大的应用背景的刺激下,直升机涡轴发动机进气防护技术成为国内外的一个研究热点,而目前广泛运用于直升机涡轴发动机的进气防护装置是进气粒子分离器(IPS),IPS 具有流量大、总压恢复系数高、分离效率高、迎风面积小、

易于拆装等优点.随着直升机的飞行环境越来越恶劣,涡轴发动机的寿命受到很大的影响.因此有必要对 IPS 进行深入的研究,进一步了解各个部件对 IPS 的影响.国内外的许多学者对 IPS 进行了研究,取得了很多研究成果,文献[1-3]针对进

收稿日期:2011-09-04

网络出版地址:http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20120801.1438.201207.1542_015.html

作者简介:况开鑫(1986—),男,江西宜春人,硕士生,主要从事多相流及传热研究.

口有预旋叶片 IPS 计算了粒径在 $5 \sim 1000 \mu\text{m}$ 粒子轨迹, Hamed A 分析了不同粒径大小的粒子分离的机理. 文献[4]针对无叶片 IPS 的设计过程及分析方法进行了研究, 将数值模拟及试验研究的结果对比分析, 得到进气总压损失随清除比变化规律及主气流流路出口流场畸变情况. 文献[5]发展了针对 IPS 的设计及优化方法. 文献[6-7]针对二维及三维 IPS 进行了数值模拟, 在二维 IPS 计算中, 分析了分离效率随粒子直径大小的变化规律. 在三维 IPS 计算中, 对切向为固壁及切向为周期性边界两种不同情况 IPS 的分离效率、总压损失等进行了分析. 文献[8-9]对二维无叶片 IPS 进行了数值模拟及试验研究, 对两种不同型面粒子 IPS 模型进行了对比, 研究结果表明: 型面变化剧烈的模型的分离效率比型面变化平缓的模型低, 相比较而言, 型面变化平缓的模型更具实际应用价值. 文献[10]对有叶片 IPS 展开了数值模拟, 分析了不同叶片数目、位置、攻角及粒径等对 IPS 性能影响. 由以上分析可知, 对 IPS 的研究大多限于对清除比、流量、粒径变化等对 IPS 的影响, 对 IPS 的分流器的研究目前不多, 国内仅文献[9]中有过研究, 但其研究是二维低速情况下分流器对 IPS 的影响, 且其研究范围较窄, 未能很好的体现 IPS 内部流场变化. 为此, 本文以 Fluent 软件为工具, 在已有的研究基础上, 研究 IPS 的分流器位置、形状等对 IPS 性能的影响, 所得结果对 IPS 的设计具有一定的参考价值.

1 计算模型

计算模型如图 1 所示, 包括 IPS 外壁面、内壁面及分流器.

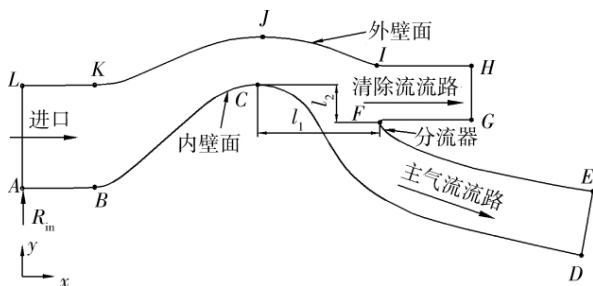


图 1 IPS 结构示意图

Fig. 1 Sketch of IPS

C 点为内壁面最高点, J 为外壁面最高点, F 为分流器唇口处, HG 为清除流路出口, ED 为主气流流路出口, R_{in} 为内壁面进口半径, 点 C 与点 F 的 x 方向距离 l_1 与 R_{in} 的比值为 a , 点 C 与

点 F 的 y 方向距离 l_2 与 R_{in} 的比值为 b . 当分流器沿 x 正方向移动时, 标记为 $+x$, 反之为 $-x$. 当分流器沿 y 正方向移动时, 标记为 $+y$, 反之为 $-y$. 位移大小标记为 γ , b 与 a 的比值标记为 l . 当 l_1 与 l_2 变化时 C 点保持不动.

2 数值方法及网格划分

2.1 网格划分

计算网格划分采用 ICEM 软件来完成, 如图 2 所示. 由于 IPS 为环形分叉结构, 为了计算方便, 结合本文的研究对象, 计算时采用二维轴对称计算模型. 经网格无关解实验, 计算区域的网格数为 2 万左右.

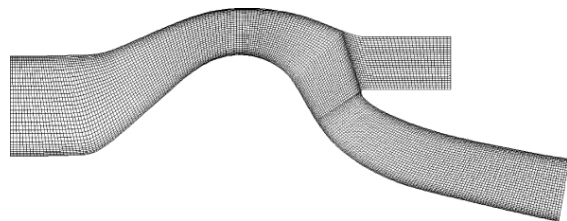


图 2 IPS 网格示意图

Fig. 2 Schematic for grid of IPS

网格在划分过程中, 对外壁、内壁及分流器近壁面采用加密处理, 计算结果显示, 壁面处绝大部分 y^+ 的值在 $30 \sim 60$ 之间, 说明第一个内节点布置在对数律成立的范围内.

2.2 控制方程

2.2.1 湍流控制方程

在直角坐标系下流场控制方程通式为

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho U\phi) = \text{div}(\Gamma \text{grad}\phi) + S$$

(1)

式中 Γ 及 S 分别为变量 $\phi(u, v, w, T, k, \epsilon)$ 对应的广义扩散系数和源项.

本文利用 Realizable $k-\epsilon$ 两方程湍流模型, 采用标准壁面函数对近壁面区域进行处理. 压力-速度耦合采用 SIMPLEC(semi-implicit method for pressure-linked equations-consistent) 算法. 计算时, 由于 IPS 内部流场气体最大马赫数在 0.6 以上, 所以使用可压缩气体.

2.2.2 颗粒运动和轨迹方程

砂尘在 IPS 中体积分数低于 $10\% \sim 12\%$, 所以使用离散相模型来计算 IPS 气固两相流, 粒子作用力平衡方程在笛卡儿坐标下的形式为

$$m_p \frac{V_p}{dt} = F =$$

$$F_d + F_g + F_p + F_M + F_S + F_{vm} + F_B \quad (2)$$

式中 m_p, V_p 分别为粒子的质量及速度, F 为作用在粒子上的合力, 包括曳力 F_d 、重力 F_g 、压力梯度作用力 F_p , Magnus 力 F_M , Saffman 力 F_S 、虚假质量力 F_{vm} , Basset 力 F_B , 本文仅考虑 F_d 及 F_g 的影响, 其余作用力忽略。

粒子的二维轴对称轨迹方程为

$$\frac{dx_p}{dt} = u_p, \quad \frac{dr_p}{dt} = v_p, \quad \frac{r_p d\theta_p}{dt} = w_p \quad (3)$$

式中 x_p, r_p, θ_p 分别为粒子轴向距离、径向半径及周向角度。 u_p, v_p, w_p 分别为轴向速度、径向速度、向周向速度。

2.2.3 粒子与固壁碰撞公式

在研究 IPS 中粒子流动时, 要考虑碰撞前后的动量变化。该变化量有壁面速度恢复系数来确定, 根据文献[11], 粒子与壁面碰撞的速度恢复系数为

$$e_n = \frac{V_{n2}}{V_{n1}} = 1.0 - 0.4159\beta_1 - 0.4994\beta_1^2 + 0.292\beta_1^3 \quad (4)$$

$$e_t = \frac{V_{t2}}{V_{t1}} =$$

$$1.0 - 2.12\beta_1 + 3.0775\beta_1^2 - 1.1\beta_1^3 \quad (5)$$

式中 V_n 和 V_t 分别代表粒子碰撞前后的法向速度及切向速度, 1 和 2 是碰撞前后两种状态, β 为壁面与粒子轨迹之间的夹角, 单位为弧度(rad)。

2.3 边界条件

1) 入口边界: 对于气体入口, 采用总压入口条件。

2) 出口边界: 对气体, 清除流流路出口及主流流路出口均采用压力出口条件, 给定出口静压。对固体, Discrete Phase BC Type 一项在清除流路出口设为 trap, 主气流流路出口设为 escape。

3) 壁面边界: 对于气、固接触的壁面, 求解初场时采用绝热壁面及无滑移边界条件。同时根据式(4)和式(5)对离散相设定相应的壁面速度恢复系数。

3 计算结果及分析

3.1 数值方法可行性证明

为验证计算方法的准确性, 在本文展开数值模拟之前, 以文献[12]提供的计算模型为研究对象, 采用与本文相同计算方法, 对文献 Table 4 中

的 I 及 VI 号模型进行数值模拟, 将与坐标原点在 x 方向上距离为 Z 的壁面静压和不同砂型分离效率计算结果与文献实验结果进行了对比, 如图 3 所示及表 1 所示。可以发现, 二维与三维计算结果相差不大, 同时计算结果与实验结果有着较好吻合, 说明本文所采用计算方法可信。

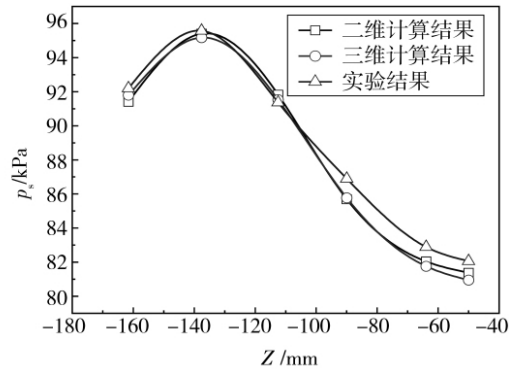


图 3 2.27 kg/s IPS 模型壁面静压

Fig. 3 Wall static pressure for 2.27 kg/s separator model

表 1 计算与实验分离效率结果比较

Table 1 Relation between the simulation and test data of separation efficiency

模型 编号	维数	砂型	流量/ (kg/s)	$R_{sc}/\%$	$\eta_w/\%$	
					计算	实验
I	二维	AC	2.28	15.6	78.9	77.7
I	二维	C	2.265	16.7	91.37	91.4
I	三维	AC	2.28	15.6	77.3	77.7
I	三维	C	2.265	16.7	90.9	91.4
VI	二维	AC	2.243	17.4	77.4	75.0
VI	二维	C	2.202	17.5	85.4	90.6

3.2 计算参数的确定

总压损失定义为

$$\Delta p_t = \frac{(p_{t1} - p_{t2})}{p_{t1}} \times 100\% \quad (6)$$

式中 p_{t1} 为进口截面总压; p_{t2} 为出口截面总压; $\Delta p_t, \Delta p'_t$ 分别为主气流流路出口总压损失及清除流流路出口总压损失。

分离效率定义为

$$\eta_w = (W_{p0} - W_{p1})/W_{p0} \times 100\% \quad (7)$$

式中 W_{p0} 为单位时间内进入 IPS 的空气中所含砂尘的质量; W_{p1} 为单位时间内进入压气机的空气

中所含砂尘的质量.

清除比定义为

$$R_{sc} = W_{a1}/W_{a2} \quad (8)$$

式中 W_{a1} 为清除流流量, W_{a2} 为进入压气机的主气流流量.

3.3 分流器位置对 IPS 性能影响

3.3.1 分流器位置对 IPS 流场的影响

图 4 示出了不同 γ 下 IPS 流场流线图,由图可知看出,随着 γ 的增加,在内壁面 CD 段附近会出现旋涡,随着 γ 的增加,旋涡区域逐渐扩大,其原因是在流量不变的情况下,当 γ 增加,扩大了唇口处的通道,使得流经该处的流体流速有所降低.同时,由于 IPS 内壁面弯曲较大,在 C 点过后,流体是在逆压梯度下流动,速度迅速衰减.另一方面,流体沿壁面流动时,附面层厚度逐渐增加,由于壁面摩擦影响,靠近壁面处流体速度衰减.在双重作用下,近壁处流体层动量不大,当不能克服上升的压力向前流动时,壁面处速度梯度则会变为 0,随后在附面层内部出现流体回流现象,即出现分离.因此,在 γ 增加不是很大时,唇口处流体速

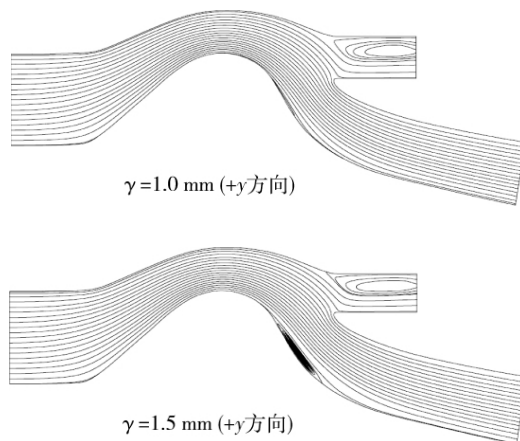


图 4 不同 γ 下 IPS 流线分布图

Fig. 4 Distribution of streamline in IPS with different γ

度尚足以克服逆压,但当 γ 增加较大时,唇口处流速降低较多,此时不足以克服逆压,因此在 CD 段出现旋涡.

3.3.2 分流器位置对 IPS 总压损失及分离效率的影响

图 5 是 γ 变化对 Δp_t 的影响曲线.可以看出,当分流器沿 $-x$, $-y$ 方向移动时, Δp_t 增加,原因是唇口处流体流速增加,沿程损失增加,所以总压损失增加.

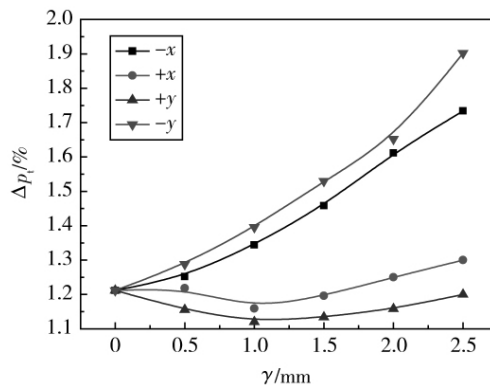
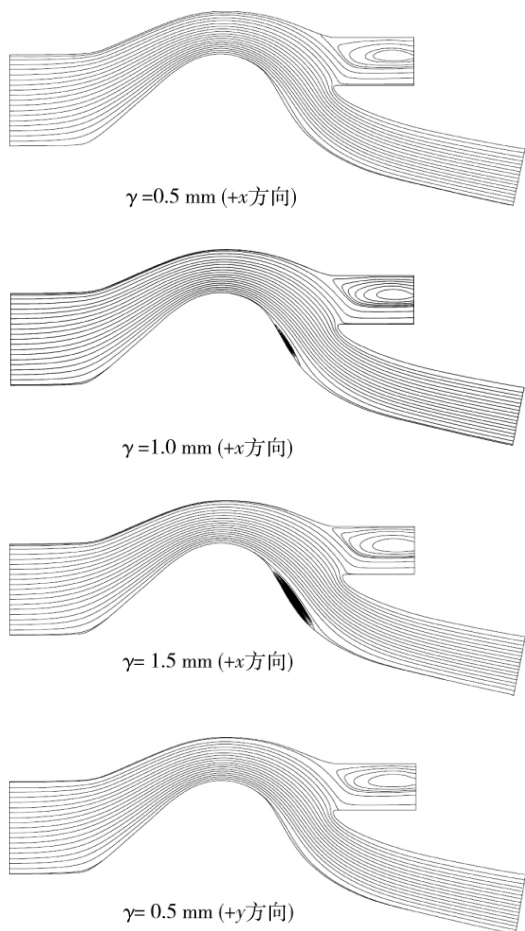


图 5 Δp_t 随 γ 变化示意图

Fig. 5 Variation of Δp_t with γ

而当沿 $+x$, $+y$ 方向移动时, Δp_t 呈先减小后增加的趋势,其原因由图 4 可知,沿 $+x$, $+y$ 方向移动均会引起分离,在未出现分离之前,沿 $+x$, $+y$ 方向移动总压损失随着唇口流速降低而减小,当分离出现后,沿 $+x$, $+y$ 方向移动会进一步扩大旋涡,因此 Δp_t 增加.图 5 变化趋势与文献[9]有所不同,其原因是文献[9]IPS 中的流体为不可压且流速较低,而本文 IPS 内部流体流速较

高,且采用可压缩流体,同时所采用的湍流模型也与文献[9]不同.

图 6 显示出了 γ 变化对 $\Delta p'_t$ 的影响曲线,可以看出,当分流器沿 $-x, -y$ 方向移动时, $\Delta p'_t$ 增加,而沿 $+x, +y$ 方向移动时,总压损失减小.原因是:①沿 $-x, -y$ 方向移动,增加了唇口处流体流速,导致主气流流路下拉作用增加,②沿 $-y$ 方向移动增加了清除流流路的面积,引起旋涡扩大,有效流通面积减小,因此 $\Delta p'_t$ 增加.沿 $+x, +y$ 方向移动时,与沿 $-x, -y$ 方向运动具有相反的效果.

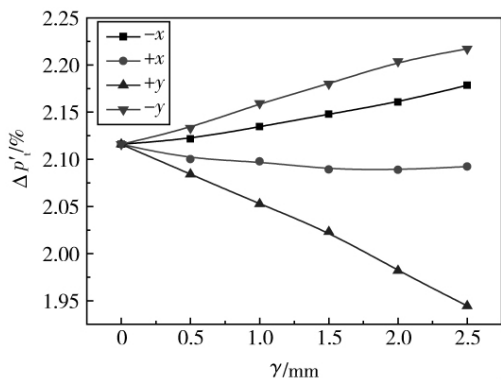


图 6 $\Delta p'_t$ 随 γ 变化示意图
Fig. 6 Variation of $\Delta p'_t$ with γ

图 7 显示出了 γ 对 C 级砂 η_w 的影响曲线,可以看出,当分流器沿 $-x, -y$ 方向移动时, C 级砂的 η_w 增加;反之,当分流器沿 $+x, +y$ 方向移动时, η_w 降低.其原因是分流器位置发生变化时,由于内壁及外壁型面未发生改变,粒子轨迹未发生变化,尤其是粒径较大粒子.因此,当分流器沿 $-x, -y$ 方向移动时,增加了进入清除流流路粒子数目,所以 η_w 增加,反之,当分流器沿 $+x, +y$ 方向移动时,减少了进入清除流流路粒子数目, η_w

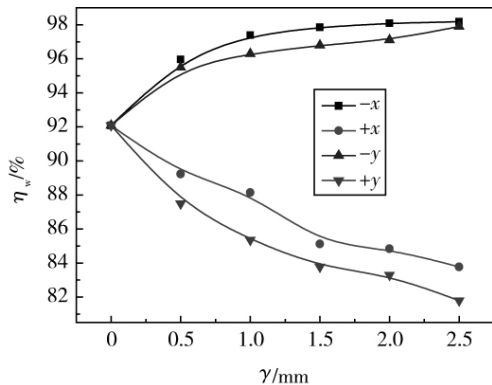


图 7 η_w 随 γ 变化示意图
Fig. 7 Variation of η_w with γ

因此下降.

3.3.3 l 对 IPS 总压损失及分离效率的影响

由于分流器位置对 IPS 性能影响较大,设计 IPS 时,要合理的选择分流器位置,因此, a, b 的大小成为设计 IPS 的关键.图 8 示出了 a 变化对 IPS 的 Δp_t 的影响曲线.可以看出,当 $l \geq 0.30$ 时,总压损失随 a 增加而减小,并且 l 越大,总压压降梯度较大,这是因为 l 为定值时, a 增加, b 也增加, a 增加较大时会引起附面层分离,而 b 增加则会引唇口附近的流体速度增加,抵消了附面层的分离引起的总压损失影响,使得在 CD 段未出现分离,因此, Δp_t 减小.而 $l = 0.25$ 时, Δp_t 随 a 增加呈现先减小后增加的趋势,因为 l 较小, b 较小,此时唇口处流体速度与 l 较大时相比要小,当 a 增加到一定程度时,难以克服附面层分离现象,因此出现总 Δp_t 先减小后增加的现象.并且随着 a 的增加,在不同 l 情况下, Δp_t 曲线有相互接近的趋势.

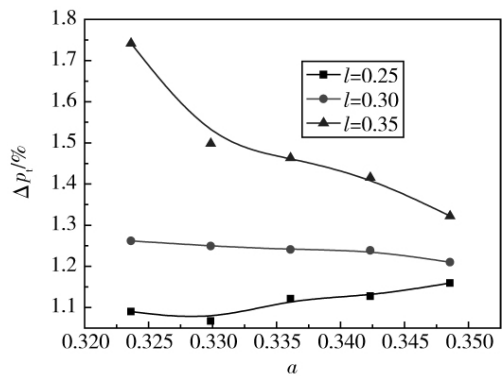
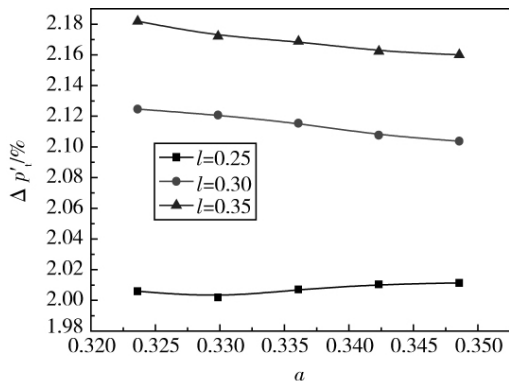
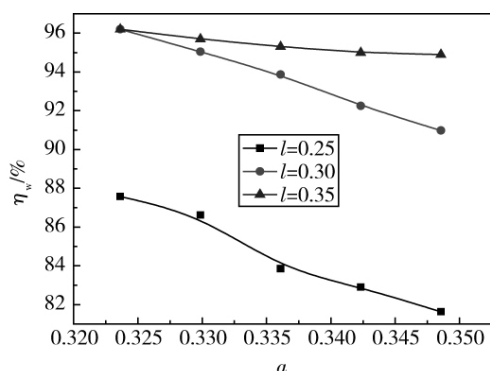


图 8 Δp_t 随 a 变化示意图
Fig. 8 Variation of Δp_t with a

图 9 显示出了 $l=0.25, 0.30, 0.35$ 时 a 变化对 $\Delta p'_t$ 的影响曲线.由图可以看出, $\Delta p'_t$ 与 Δp_t 的变化趋势一致,当 $l \geq 0.30$ 时,随着 a 的增加, $\Delta p'_t$ 呈下降趋势,但下降幅度小,其原因是 b 增加引起清除流流路旋涡扩大,有效流通面积减小,而 a 增加,主气流流路的下拉作用减小,在 a 及 b 同时增加的综合作用下, $\Delta p'_t$ 呈减小趋势. $l=0.25$ 时,当 a 增加到一定程度时,由于在 CD 段出现旋涡,主气流流路有效流通面积减小,流速增加,对清除流流路的下拉作用增强,导致 $\Delta p'_t$ 增加.

图 10 是 a 变化对 C 级砂 η_w 的影响,随着 a 的增加, η_w 均呈下降趋势,并且 l 越大, η_w 越大,但分离效率下降梯度小.

图 9 $\Delta p'_t$ 随 a 变化示意图Fig. 9 Variation of $\Delta p'_t$ with a 图 10 η_w 随 a 变化示意图Fig. 10 Variation of η_w with a

3.4 分流器形状对 IPS 性能影响

针对以上计算结果,对分流器提出改进.在分流器位置不动的情况下,改变分流器唇口处形状,如图 11 所示.当 a 减小时,IPS 分离效率及总压损失均增加,而适当减小 b 会降低总压损失,因此,将分流器唇口 F 沿 $-x$ 方向移动的同时往 $+y$ 方向移动适当距离达到 F' .

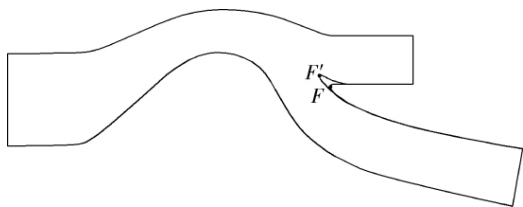


图 11 分流器形状改变后结构示意图

Fig. 11 Sketch of IPS after splitter shape change

图 12、图 13 为分流器形状改变前后 C 级砂轨迹图.可以看出,在分流器形状改变后,进入主气流流路的粒子减少.分流器形状改变前,C 级砂 η_w 为 92.1%, Δp_t 为 1.21%, $\Delta p'_t$ 为 2.1%,分流器形状改变后,C 级砂 η_w 为 96%,IPS Δp_t 为

1.1%,清除流路出口总压损失为 2.08%, Δp_t 降低了 0.1%, $\Delta p'_t$ 降低了 0.02%,C 级砂分离效率提高了近 4 个百分点,由此可见,分流器形状改变后使得总压损失基本维持不变的情况下,使得分离效率提高.

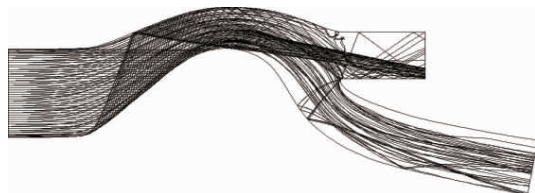


图 12 分流器形状改变前 C 级砂轨迹

Fig. 12 Trajectories for C-spec sand in IPS before splitter shape change

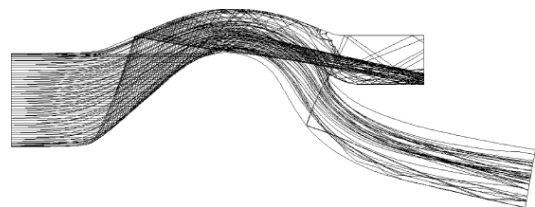


图 13 分流器形状改变后 C 级砂轨迹

Fig. 13 Trajectories for C-spec sand in IPS after splitter shape change

图 14 显示出了分流器形状改变前后分流器 FE 段壁面马赫数曲线图,可以看出,在改变分流器形状前,分流器 FE 段壁面上马赫数最高在 0.6 以上,在分流器形状改变后,FE 段壁面上马赫数低于 0.4,由此可知,在分流器形状改变后,分流器壁面上最高马赫数有所降低,这有利于防止分流器壁面 FE 段附面层分离及改善主气流流路流场.

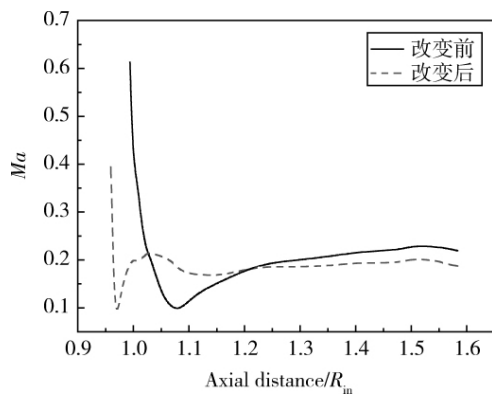


图 14 IPS 分流器壁面马赫数分布

Fig. 14 Mach number distribution on splitter wall of IPS

4 结 论

本文采用结构化网格及 Realizable $k-\epsilon$ 两方程湍流模型对 IPS 进行计算,在本文计算范围内,得到以下结论:

1) 当 γ 沿 $+x$ 及 $+y$ 方向增加时,IPS 内壁上会出现旋涡结构,会阻碍流体的流动.同时, Δp_t 呈先减小后增加的趋势,而 $\Delta p'_t$ 呈减小趋势, C 级砂分离效率呈减小的趋势;当 γ 沿 $-x$ 及 $-y$ 方向增加时, Δp_t 及 $\Delta p'_t$ 均呈增加的趋势, C 级砂分离效率亦呈增加的趋势.

2) l 较大时,随着 a 的增加, Δp_t 及 $\Delta p'_t$ 呈下降趋势,且下降梯度较大.当 l 较小时, Δp_t 及 $\Delta p'_t$ 呈先减小后增加的趋势.

3) 与未改变分流器形状相比,分流器形状改变后总压损失更低, Δp_t 降低了 0.1%, $\Delta p'_t$ 降低了 0.02%, C 级砂分离效率提高了近 4%,并且分流器唇口处最高马赫数有所降低,这有利于改善 IPS 的流场.

参考文献:

- [1] Hamed A. Particle dynamic of inlet flow fields with swirling vanes[J]. Journal of Aircraft, 1982, 19(9): 707-712.
- [2] Hamed A. An investigation in the variance in particle surface interactions and their effects in gas turbines[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1992, 114(2): 235-241.
- [3] Hamed A, Jun Y D, Yeuan J J. Particle dynamic simulations in inlet separator with an experimentally based bounce model[J]. Journal of Propulsion and Power, 1995, 11(2): 230-235.
- [4] Vittal B V R, Tipton D L, Bennett W A. Development of an advanced vane less inlet particle separator for helicopter engines[R]. AIAA Paper 85-1277, 1985.
- [5] Al-Faris E F, Saeed F. Design and optimization method for inertial particle separator (IPS) systems[R]. AIAA Paper 2008-6066, 2008.
- [6] 侯凌云, 严传俊. 二维粒子分离器的流场及分离效率的数值模拟[J]. 航空动力学报, 1997, 12(4): 374-376.
HOU Lingyun, YAN Chuanjun. Numerical simulation of two-dimensional flow field in particle separator[J]. Journal of Aerospace Power, 1997, 12(4): 374-376. (in Chinese)
- [7] 侯凌云, 严传俊. 直升机粒子分离器三维两相流场的数值模拟[J]. 航空动力学报, 2000, 15(2): 215-217.
HOU Lingyun, YAN Chuanjun. Numerical simulation of 3-d two-phase flow field in inlet particle separator for helicopter[J]. Journal of Aerospace Power, 2000, 15(2): 215-217. (in Chinese)
- [8] 吴恒刚, 王锁芳. 整体式粒子分离器数值模拟[J]. 航空学报, 2007, 28(5): 1073-1079.
WU Henggang, WANG Suofang. Numerical simulation of inertial particle separators[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2007, 28(5): 1073-1079. (in Chinese)
- [9] 吴恒刚. 无叶片整体式粒子分离器性能研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2007.
WU Henggang. Characteristic study on vaneless integral particle separator [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2007. (in Chinese)
- [10] 董晓婷, 王锁芳. 有叶片整体式粒子分离器三维两相流数值模拟[J]. 机床与液压, 2008, 36(10): 136-139.
DONG Xiaoting, WANG Suofang. Numerical simulation of three-dimensions two-phase flow in inlet particle separator with vanes [J]. Machine Tool & Hydraulics, 2008, 36(10): 136-139. (in Chinese)
- [11] 叶静, 胡柏安, 熊焰. 涡轴发动机无叶片粒子分离器流道设计[J]. 现代机械, 2007(2): 39-42.
YE Jing, HU Boan, XIONG Yan. Flow path design of vaneless particle separator for turbo shaft engine[J]. Modern Machinery, 2007(2): 39-42. (in Chinese)
- [12] Duffy R J, Shtuck B F. Integral engine inlet particle separator Volume II: design guide [R]. AD Paper A015 064, 1975.