

基于局部射流提升粒子分离器分砂性能的方法

程 飞¹, 孙 姝², 谢买祥³, 张 悦¹, 谭慧俊¹

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016;

2. 南京航空航天大学 民航/飞行学院, 南京 210016;

3. 中国航发湖南动力机械研究所, 湖南 株洲 412002)

摘 要: 针对整体式惯性粒子分离器对小粒径砂尘分离效率低下的问题, 提出了一种通过引入局部射流形成气动鼓包, 以提升粒子分离器对小粒径砂尘分离效率的方法, 并通过仿真实验验证了该方法的有效性。研究发现: 气动鼓包的形成对小粒径砂尘的分离效率提升明显, 在出口总压恢复下降不超过 0.5% 的前提下能将 AC 砂的分离效率提高 3.6%, 最高可提升 7%; 引入射流能有效提升粒径在 9 μm 及以下砂尘的分离效率, 并且, 砂尘粒径越小, 其提升效果也越低, 对于 9 μm 粒径砂尘, 可将其分离效率提升至 100%; 射流引入位置应设置在中心体鼓包壁面上, 且在一定范围内, 射流角度与来流夹角越大、射流压强越大, 对小粒径砂尘分离效率的提升效果也就越高。

关 键 词: 分离效率; 粒子分离器; 气动鼓包; 气固两相流; 小粒径砂尘

中图分类号: V211.48

文献标志码: A

Method of improving sand separation performance of particle separator based on local jet

CHENG Fei¹, SUN Shu², XIE Maixiang³, ZHANG Yue¹, TAN Huijun¹

(1. College of Energy and Power,

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

2. Civil Aviation/Flight Academy,

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

3. Hunan Aviation Powerplant Research Institute,

Aero Engine Corporation of China, Zhuzhou Hunan 412002, China)

Abstract: In view of the problem that the inertial particle separator has low separation efficiency of sands with small diameter sand, a method was proposed to improve the small diameter sand separation efficiency by introducing local jet to form pneumatic bulge, and the effectiveness of the method was verified by simulation. Results showed that, the formation of pneumatic bulge can significantly improve the small diameter sand separation efficiency, and the separation efficiency of AC sands can be increased by 3.6%, or up to 7%, under the premise that the total pressure recovery at the outlet was no more than 0.5%; the introduction of jet can effectively improve the separation efficiency of sands with diameter of 9 μm and below, and the smaller diameter indicated the lower lifting effect. For sands with diameter of 9 μm , the separation efficiency can be increased to 100%; the injection position of the jet should be set on

收稿日期: 2021-09-27

基金项目: 国家自然科学基金(51806102, 51906104, 12025202, U20A2070, 11772156); 国家科技重大专项(J2019-II-0014-0035)

作者简介: 程飞(1996—), 男, 硕士生, 主要从事内流气体动力学研究。

通信作者: 谭慧俊(1975—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事内流气体动力学研究。E-mail: thj@263.net

引用格式: 程飞, 孙姝, 谢买祥, 等. 基于局部射流提升粒子分离器分砂性能的方法[J]. 航空动力学报, 2023, 38(6): 1414-1422. CHENG Fei, SUN Shu, XIE Maixiang, et al. Method of improving sand separation performance of particle separator based on local jet[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(6): 1414-1422.

the wall surface of the centrosome bulge, and within a certain range, the greater angle between the jet and incoming flow and the greater jet pressure indicated the higher improvement effect on the small diameter sand separation efficiency.

Keywords: separation efficiency; particle separator; pneumatic bulge; gas-solid two-phase flow; small diameter sand

直升机在军用、民用领域应用广泛,其优越的性能和独特的起降方式使得它能在沙漠、山区等恶劣环境中工作,但同时,恶劣环境中的沙尘也会对直升机发动机造成巨大危害:大粒径沙尘撞击到高速旋转的叶片时会使叶片产生裂纹甚至断裂,而小粒径沙尘则会对叶片表面进行磨蚀,使压气机效率降低,并会堵塞涡轮工作叶片中的冷却通道以及破坏转子动平衡,甚至会引发空中停车^[1-4]。针对以上问题,必须对直升机发动机加装进气防护装置,经过几十年的发展,因为整体式惯性粒子分离器拥有与进气道高度一体化、整机质量占比小、总压损失低等诸多优点成为直升机进气防护领域的研究热点^[5-7]。目前,整体式粒子分离器的研究已经获得了较大的进展,T800发动机粒子分离器对粗砂(C砂,粒径为 $0\sim 1\,000\,\mu\text{m}$)的分离效率可达97%。RTM322发动机粒子分离器对粗砂的分离效率也达到了92%以上,但是遗憾的是,上述两种典型的惯性式粒子分离器对于细砂(AC砂,粒径为 $0\sim 200\,\mu\text{m}$)的分离效率仅在80%附近。

通过研究表明,大粒径沙尘和小粒径沙尘在粒子分离器内的运动特性不同。Taslim等^[8]研究发现靠近中心体一侧的大粒径沙尘分离效率较高,而小粒径沙尘则较低。同样的,吴恒刚等^[9]与凌轶等^[10]各自通过仿真发现随着中心体鼓包直径增大,小粒径沙尘的分离效率有显著提高,而大粒径沙尘的分离效率却没有明显变化。以上特性可以总结为大粒径沙尘的分离效率主要取决于壁面材料的反弹特性,而小粒径沙尘则主要受气流影响^[11]。对此,有学者提出了一些针对性地提高沙尘分离效率的方法:袁永青等^[12]通过对鼓包迎风面等关键区域的壁面材料进行特殊布置,使得大粒径沙尘的分离效率得到显著提升,但小粒径沙尘的分离效率提升不明显。Dominic等^[13]通过试验更改清除流道入口外壁面的几何形状,发现此处的大回流区对小粒径沙尘的分离效率影响明显,回流区位置越靠近下游,沙尘分离效率越高,但该规律仅在低清除比流态下成立。凌轶^[14]提

出了一种带柔性可变形鼓包的粒子分离器的设计方法,通过调节中心体鼓包直径大小可让粒子分离器在高气动/高分砂状态间切换,处于高分砂状态时小粒径沙尘的分离效率有明显提升,但流动损失也随之增大。并且,上述调节机构的引入,在一定程度上增加了机械结构的复杂性和增加了分离器质量。因此需要针对性地引入更加有效的细砂分离方法。

基于小粒径沙尘运动受气动力影响明显这一事实,本文提出了一种引入局部射流改变粒子分离器内局部流场,形成一个可变直径的气动鼓包,实现对小粒径沙尘分离效率的提升的方法,并对其控制效果、控制规律展开研究。

1 物理模型与计算方法

1.1 物理模型

本文以一种无旋式惯性粒子分离器简化模型为研究对象,该种粒子分离器在忽略支板、蜗壳等结构时可以看作一类回转体。因此为计算方便,在仿真时使用其剖面形状、采用二维轴对称模型进行计算,如图1所示,图中主流出口处内壁面半径 $R=48.3\text{ mm}$,沿轴向总长度 $L=615\text{ mm}$ 。

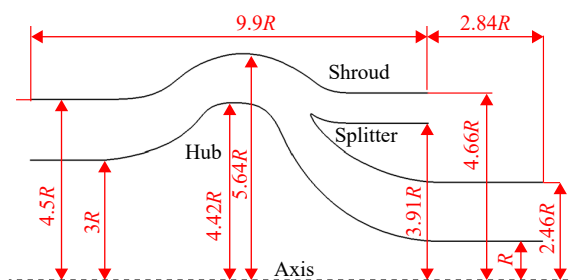


图1 模型尺寸

Fig. 1 Model size

表1给出了决定粒子分离器工作性能的关键参数,其中清除比决定了流道内的流动状态,主流出口总压恢复决定了发动机推力,分砂效率决定了发动机的工作寿命。表中 $q_{m,s}$ 为清除流道流量, $q_{m,c}$ 为主流道流量, p_c^* 为主流出口总压, p_0 为远前方来流总压,在本文中取大气压力 $p_0=101\,325\text{ Pa}$,

表 1 性能参数

Table 1 Performance parameter

参数	定义
清除比 β	$\beta = q_{m,s}/q_{m,c}$
主流出口总压恢复系数 σ	$\sigma = p_c^*/p_0$
砂尘分离效率 η	$\eta = m_s/(m_c + m_s) \times 100\%$

m_s 为单位时间内从清除流道排出的砂尘质量, m_c 为单位时间内从主流道排出的砂尘质量。

1.2 计算方法

粒子分离器内流场仿真涉及到气固两相流的计算,但考虑到通常情况下含砂气流中砂尘质量浓度远小于气流质量浓度,可以视为“稀疏相”(dilute flow)流动,即忽略固体颗粒对气流的影响以及颗粒间的相互作用,将气相流场从两相流场中剥离出来^[15]。据此,文中将先行完成气相流场仿真,然后在此基础上依照拉格朗日原理进行砂尘轨迹追踪。

本文流场采用 Fluent 软件进行数值模拟,湍流模型选用 Spalart-Allmaras 模型,使用隐式格式对时间进行差分,无黏对流量选用基于 MUSCL (monotone upstream-centered schemes for conservation laws)插值的 Roe 格式裂解。粒子分离器所有壁面均采用无滑移绝热壁面条件。进口为压力进口,压力参数与大气环境一致;主流出口与清除流出口边界类型为压力出口,并通过调节出口压力的方式控制流道内流量。研究中,采用专业网格生成软件 ICEM 对一体化流动区间进行了网格划分,并在近壁等参数变化较为剧烈的区域进行局部加密以满足流场黏性计算要求,图 2 给出了整个计算域的结构化网格分布情况。

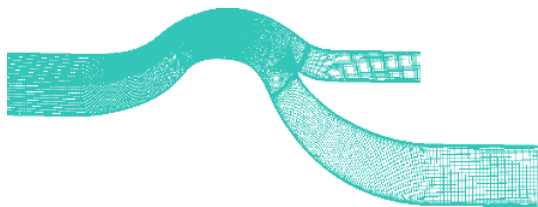


图 2 网格分布

Fig. 2 Grid division

本文仿真中所投放的砂尘除却单一粒径砂尘外,还以 AC 砂与 C 规范砂来模拟实际环境中的砂尘。为使砂粒在入口沿径向均匀分布,将其投放方式设置为面射流源。粒径分布选用 Rosin-Rammler 方法,其粒径与质量分数的作用规律

如下:

$$w_d = e^{-(d/d_s)^n} \quad (1)$$

其中 d 为砂尘直径, w_d 为对应砂尘的质量分数, d_s 为砂尘平均粒径, n 为粒径分布指数。AC 砂最小粒径为 $1 \mu\text{m}$, 最大粒径为 $200 \mu\text{m}$, 平均粒径为 $35 \mu\text{m}$, $n=1.1$; C 砂最小粒径为 $1 \mu\text{m}$, 最大粒径为 $1000 \mu\text{m}$, 平均粒径为 $310 \mu\text{m}$, $n=1.9$, 其分布规律见图 3。

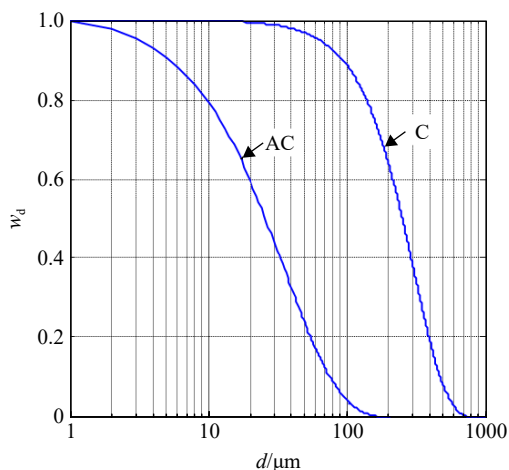


图 3 砂尘粒径分布规律曲线

Fig. 3 Regular curve of sand and dust particle size distribution

砂尘自流道入口投放,投放速度与当地气流速度一致,砂尘颗粒形状采用非规则球形,根据文献[16]的研究,设定形状因子 $\varphi=0.73$,砂尘密度 $\rho_p=2650 \text{ kg/m}^3$ 。

正如前文所述的,本文在仿真中认为砂尘对流场不产生影响,并且忽略砂尘之间的碰撞、破碎等相互作用。因此,砂尘在流道中的运动轨迹主要取决于气动力以及壁面材料的反弹特性。砂尘在流场中所受气动力根据式(2)~式(8)进行计算^[17]。

$$F_d = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \cdot \frac{C_d Re}{24} \quad (2)$$

$$Re = \frac{\rho d_p |u_p - u|}{\mu} \quad (3)$$

$$C_d = \frac{24}{Re} (1 + b_1 Re^{b_2}) + \frac{b_3 Re}{b_4 + Re} \quad (4)$$

其中

$$b_1 = \exp(2.3288 - 6.4581\varphi + 2.4486\varphi^2) \quad (5)$$

$$b_2 = 0.0964 + 0.5565\varphi \quad (6)$$

$$b_3 = \exp(4.905 - 13.894 4\varphi + 18.422 2\varphi^2 - 10.259 9\varphi^3) \quad (7)$$

$$b_4 = \exp(1.468 1 + 12.258 4\varphi - 20.732 2\varphi^2 + 15.885 5\varphi^3) \quad (8)$$

式中 F_d 为砂尘所受气动力, μ 为动力黏度, C_d 为气动力系数, Re 为雷诺数, ρ 为气流密度, u 为气流速度, u_p 为砂尘运动速度。

对于砂尘与壁面的反弹特性, 本文选用确定性反弹模型, 壁面材料设为硬铝, 砂尘与壁面碰撞前后参数变化关系见式(9)~式(10)。

$$\begin{aligned} V_{t2}/V_{t1} &= 0.988 - 0.028 9\alpha + \\ &0.000 642\alpha^2 - 3.53e^{-6}\alpha^3 \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} V_{n2}/V_{n1} &= 0.993 - 0.030 6\alpha + \\ &0.000 47\alpha^2 - 2.58e^{-6}\alpha^3 \end{aligned} \quad (10)$$

式中 V_{t1} 、 V_{t2} 为砂尘碰撞前后的切向分速度; V_{n1} 、 V_{n2} 为砂尘碰撞前后的法向分速度, α 为砂尘入射角, 即砂尘碰撞前的速度与壁面的夹角^[18]。

1.3 算例验证

为了验证上述仿真方法的正确性以及使用二维仿真方法模拟三维环形粒子分离器内部流动的可行性, 使用文献[5]提供的二维模型进行仿真模拟, 并与真实三维环形粒子分离器的试验数据进行比对。表2~表4给出了试验数据(Exp.)与仿真结果(CFD)的对比情况, 并在图4中进一步给出了壁面沿程静压数据的对比情况。图中 $p_0 = 101\,325\text{ Pa}$, 为来流静压(远前方气流静止, 此时静压等于总压), p 为当地壁面静压, l 为模型轴向长度, x 为当地位置沿轴向距模型入口的距离。从表、图中可以看出, 仿真得到的流场结构与试验结果基本吻合, AC砂的分离效率误差仅为0.2%, C砂分离效率误差较大, 为5.3%, 但也在工程允

表2 气动参数对比

Table 2 Comparison of aerodynamic parameters

参数	试验	CFD
$q_{m,c}/(\text{kg/s})$	2.268	2.268
β	0.179	0.179
σ	0.991	0.992

表3 AC砂分离效率对比

Table 3 Comparison of AC sand separation efficiency

参数	试验	CFD
$q_{m,c}/(\text{kg/s})$	2.268	2.268
β	0.156	0.156
$\eta/\%$	77.7	77.9

表4 C砂分离效率对比

Table 4 Comparison of C sand separation efficiency

参数	试验	CFD
$q_{m,c}/(\text{kg/s})$	2.268	2.268
β	0.167	0.167
$\eta/\%$	91.4	96.7

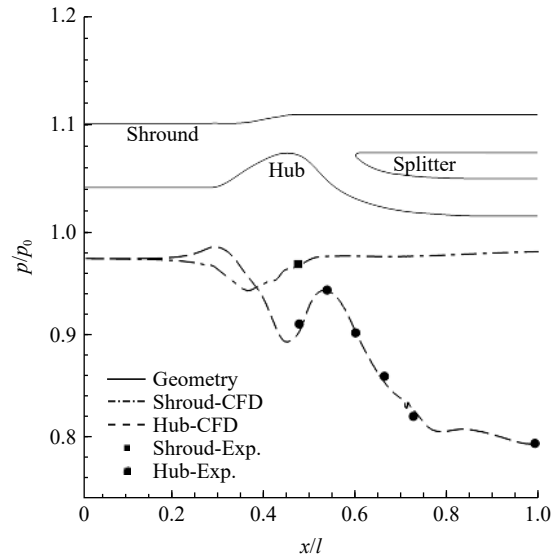


图4 沿程静压对比

Fig. 4 Static pressure comparison along the way

许范围之内, 证明本文采用的仿真方法具有较高的可信度, 可以用于后续的流场仿真和砂尘运动轨迹预测。

2 结果与讨论

2.1 初始流场及砂尘运动轨迹

图5给出了初始状态为 $q_{m,c} = 6.5\text{ kg/s}$ 、 $\beta = 0.18$ 的流场马赫数 Ma 云图及流线图, 可以看到此时粒子分离器处于纯吸气状态, 由于从入口到中心

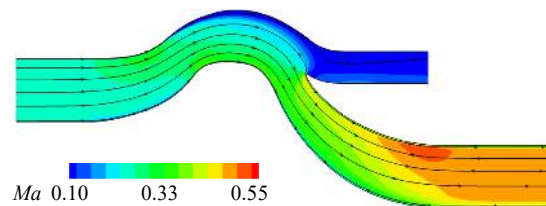


图5 初始流场特性

Fig. 5 Characteristics of initial flow field

体鼓包这一段流道急剧弯曲并且面积逐渐收缩,气流处于加速状态。在清除流道中,由于逆压梯度与流道面积扩张,气流速度减慢并发生流动分离,而主流道气体则在顺压力梯度作用下一直加速。

图 6、图 7 给出了 AC 砂与 C 砂的运动轨迹,图中轨迹颜色以砂尘直径为划分依据。仿真结果显示,通过良好的壁面设计,粒径在 $10\ \mu\text{m}$ 及以上的砂尘在经过一次、两次或三次碰撞反弹后都进入了清除流道,达到了预期效果。而粒径在 $9\ \mu\text{m}$ 及以下的砂尘受气动力影响明显,在越过鼓包后,外壁面附近的小粒径砂尘在离心力与清除流气动力的双重影响下进入了清除流道,而中心体一侧的小粒径砂尘则受到主气流的强烈影响进入了主流道,造成了小粒径砂尘分离效率较低。此时 C 砂的分离效率达到 99.95%,但 AC 砂的分离效率仅为 81.74%。

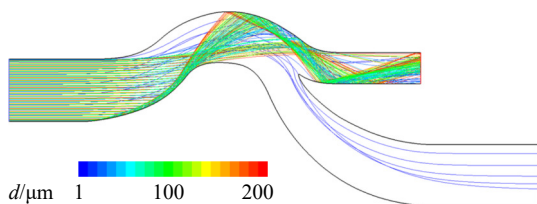


图 6 初始流场的 AC 砂运动轨迹

Fig. 6 Tracks of AC sands in initial flow field

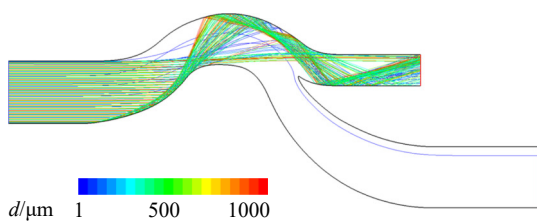


图 7 初始流场的 C 砂运动轨迹

Fig. 7 Tracks of C sands in initial flow field

2.2 引入射流后流场及砂尘运动轨迹分析

通过文中第 2.1 节分析发现,部分靠近中心体一侧的、粒径在 $9\ \mu\text{m}$ 及以下的砂尘进入了主流道,导致小粒径砂尘分离效率较低。由于该股砂尘受气动力影响明显,因此引入局部射流对其运动轨迹进行控制。计算时通过简化的引流管来模拟射流注射,引流管直径取 $d_j=1\ \text{mm}$,长度 $h=15d_j$,引流管出口与粒子分离器相通,入口设置为压力入口边界条件,其余设置与文中第 1.2 节一致。

图 8 给出了引入射流后的流场示意图,图中

射流方向竖直向上,射流位置在轴向上距离入口长度为 $0.353L$, L 为粒子分离器轴向总长度,射流压力为 $1.2p_0$ 。图中用黑色箭头线绘制出了自流通入口距中心体壁面 $0.4\ \text{mm}$ 位置上发出的流线,可以看出,在引入射流后,在中心体鼓包外侧出现了一个回流区,中心体的近壁面流线在原鼓包位置形成了一个直径更大的“气动鼓包”。图 9 给出了小粒径砂尘在引入射流前后的运动轨迹对比情况,砂尘自流通入口均匀投放,粒径范围为 $1\sim 9\ \mu\text{m}$,为对比直观,图中仅显示沿中心体一侧进入粒子分离器的部分砂尘轨迹(最外侧砂尘投放点距离中心体壁面的距离为 $0.58R$),轨迹颜色以砂尘粒径为划分依据。对比发现,砂尘运动轨迹在气动鼓包(图中黑色虚线)的作用下朝外壁面偏转,进入主流道的砂尘数量明显减少。计算结果显示,引入局部射流后,小粒径砂尘的分离效率从 33.23% 提高至 41.71%,AC 砂的分离效率提升至 84.59%,相比于初始状态提高了 2.85%,而 C 砂分离效率为 99.98%,基本无变化。有效地证明了引入局部射流提高小粒径砂尘分离效率的可行性。但同时也注意到,引入射流后引起回流,造

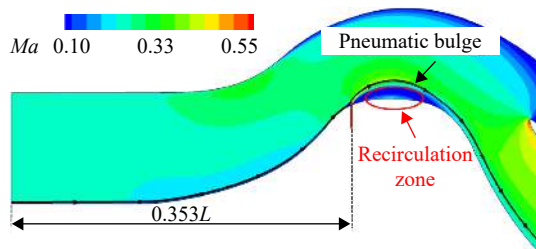


图 8 引入射流后的流场特性

Fig. 8 Characteristics of flow field with jet

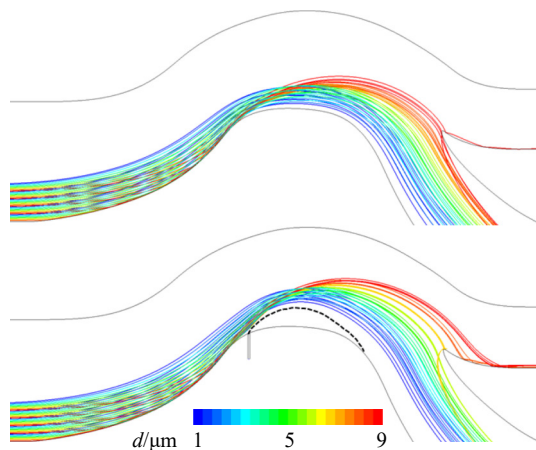


图 9 引入射流前后的小粒径砂尘运动轨迹

Fig. 9 Tracks of small diameter sands before and after the introduction of jet

成了一定的流动损失,主流出口的总压恢复系数为 0.990,相比于初始流场下降了 0.3%。

为进一步确定射流对小粒径砂尘分离效率的提升效果,于是进行了单一粒径砂尘的投放结果分析。图 10 给出了粒径为 $9\text{ }\mu\text{m}$ 及以下砂尘在引入射流前后分离效率的对比情况。可以看出,随着砂尘粒径变小,其分离效率越低,射流对其分离效率的提升效果也越小。这是由于粒径砂尘越小,其随流性越强,受主气流的影响越大,也就越易进入主流道。

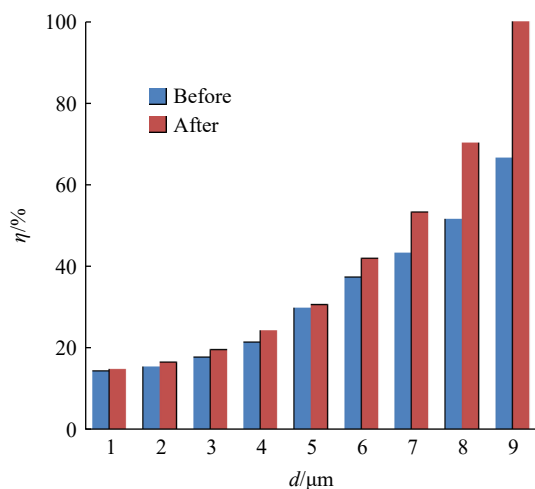


图 10 引入射流前后的小粒径砂尘分离效率

Fig. 10 Separation efficiencies of small diameter sands before and after the introduction of jet

2.3 射流位置对粒子分离器的性能影响

从文中第 2.2 节的分析结果可知,当粒径为 $9\text{ }\mu\text{m}$ 及以下的砂尘贴近中心体一侧进入粒子分离器时,极易进入主流道,并且,局部射流对粒径越小的砂尘作用也越小。因此,本节以受射流影响最为明显的 $9\text{ }\mu\text{m}$ 粒径砂尘为例,具体分析射流引入位置对砂尘运动轨迹的影响。

由于引入射流目的是增大分离器中心体气动型面直径的同时尽量减小付出的代价。因此,射流引入的位置应当满足两个条件:①应设置在中心体鼓包上,这样才能有效利用中心体鼓包原有的直径;②应设置在流道扩张段,这样引入射流后更易塑造大直径的气动鼓包。因此,本文在中心体壁面上选取了如图 11 所示的 a 、 b 、 c 三个位置引入射流,射流方向均竖直向上,每根引流管在轴向上相距 $\Delta L=10d_j$,其中 x 为当地位置到粒子分离器入口的距离, a 点离粒子分离器入口的距离为 $0.34L$,保持 $q_{m,c}=6.5\text{ kg/s}$ 、 $\beta=0.18$ 不变,射流压力为 $1.2p_0$ 。

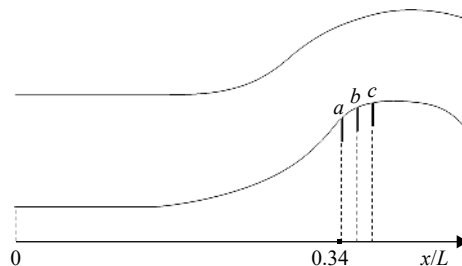


图 11 射流位置

Fig. 11 Positions of jet

图 12 给出了粒子分离器分岔流道区域在引入射流之前以及从上述 3 种位置引入射流之后的砂尘运动轨迹对比情况(图中红色线条),砂尘自流道入口处均匀投放,为对比直观,图中仅显示沿中心体一侧进入粒子分离器的部分砂尘轨迹(最外侧砂尘投放点距离中心体壁面的距离为 $0.58R$)。同时,图中还以蓝色箭头线绘制出了自流道入口距中心体壁面 0.4 mm 位置上发出的流线,该条近壁面流线可以定性地视作“气动鼓包”型线。表 5 给出了以上在 4 种情况下粒子分离器的性能参数汇总,表中 η 为砂尘分离效率,下标为砂尘粒径, $q_{m,j}$ 为射流流量,单位为 kg/s 。

从图、表中可看出,引入射流诱发了流动分离,在中心体鼓包外侧产生了一个回流区,中心体近壁面流线形成了一个直径的气动鼓包,迫

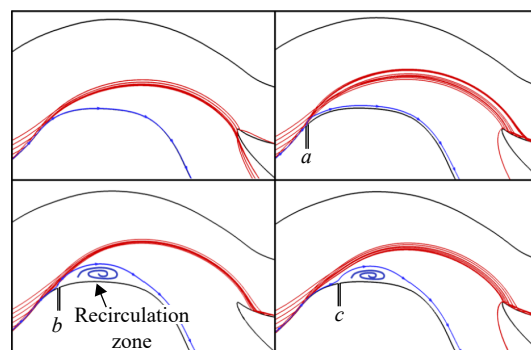


图 12 射流引入位置对砂尘轨迹的影响

Fig. 12 Effect of jet introduction position on sand and dust trajectory

表 5 射流引入位置对分离器性能参数的影响
Table 5 Effect on separator performance of different jet positions

参数	无射流	a 位置	b 位置	c 位置
$\eta_{9\text{ }\mu\text{m}}/\%$	63.79	97.14	100	93.71
$\eta_{ac}/\%$	81.74	83.31	84.59	82.45
σ	0.993	0.995	0.990	0.991
$q_{m,j}/q_{m,c}$	0	0.041	0.041	0.042

使砂尘往外壁面一侧偏转,从而进入清除流动,提升了砂尘的分离效率,达到了预期效果。并且,在 a 、 c 两点引入射流都产生了气动鼓包,使得砂尘分离效率分别提高了 33.35%、29.92%,比起初始状态都有大幅提升。而在 b 位置引流后流场内发生了大尺度的流动分离,形成了大直径的气动鼓包,此时砂尘的分离效率达到了 100%,分砂效率提升了 36.21%,大于 a 、 c 位置。同时从引气量来看,从 b 位置引流也要小于 a 、 c ,起到了四两拨千斤的效果。从流动损失方面看,从 b 位置引入射流造成的流动损失要大于 a 、 c 位置,但同时,引入的高压射流给流场注入了高能量,这使得粒子分离器出口仍然保持较高的总压恢复,在 b 位置引入射流后主流出口的总压恢复系数为 0.990,比初始状态仅下降了 0.3%。因此,综合来看,认为从 b 位置引入射流是较为合适的选择。

2.4 射流角度对粒子分离器的性能影响

根据文中第 2.3 节分析结果, b 位置是较为理想的射流引入位置,因此,本节在 b 位置的基础上进一步研究射流引入角度对砂尘运动轨迹的分离效率的影响。研究过程中,保持射流引入位置不变,除却竖直向上的引气角度外,本节再确定 3 种射流引入角度,具体可见图 13。图中 θ_2 方向竖直向上, θ_3 方向与中心体鼓包壁面垂直。

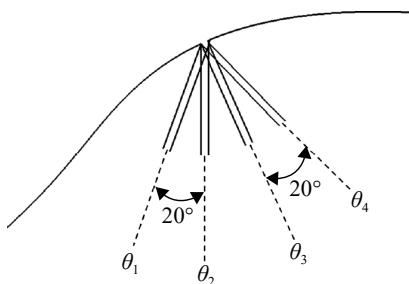


图 13 4 种射流引入角度

Fig. 13 Four jet introduction angles

图 14 给出了从以上 4 种角度引入射流后的砂尘运动轨迹对比情况,图中砂尘投放位置和流线引入位置与图 12 中一致,表 6 给出了对应状态下的粒子分离器性能汇总。从图、表中可以看出,当射流引入方向与来流方向呈锐角时,气动鼓包直径较小,随着射流引入方向与来流方向的夹角逐渐增大时,气动鼓包直径也越大,对砂尘的分离效率也就越高,从 θ_2 角度开始,9 μm 粒径砂尘的分离效率都达到了 100%, θ_4 状态下的 AC 砂分离效率更是达到了 88.22%,相比初始状态提高了

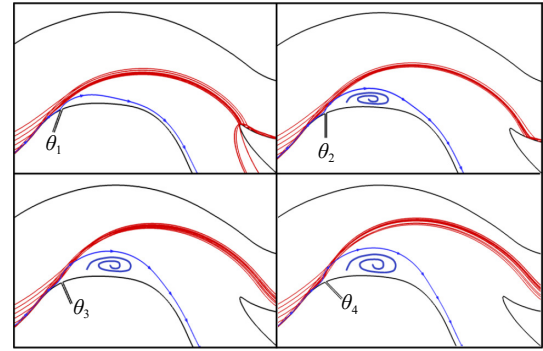


图 14 射流引入角度对砂尘轨迹的影响

Fig. 14 Effect of jet introduction angle on sand and dust trajectory

表 6 射流角度对分离器性能参数的影响

Table 6 Effect on separator performance of different jet angles

参数	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4
$\eta_{9\mu\text{m}}/\%$	77.14	100	100	100
$\eta_{ac}/\%$	81.97	84.59	87.73	88.22
σ	0.992	0.990	0.987	0.985
$q_{m,j}/q_{m,c}$	0.044	0.041	0.042	0.039

6.48%。但同时也注意到,当射流与来流的夹角越大时,造成的流动分离也越大,主流出口的总压恢复系数也就越小, θ_4 状态下的出口总压恢复系数仅为 0.985,因此需要权衡考虑。综合分砂效率与总压损失这两个粒子分离器的主要性能来看,从 θ_3 角度引入射流后,AC 砂的分离效率提升了 6%,同时总压恢复系数仅下降 0.6%,因此认为是较为合适的射流引入角度。

2.5 射流压力对粒子分离器的性能影响

本文提出的高压射流可以通过直升机携带高压气瓶的方式得到供给,当直升机在高质量浓度的细砂环境中工作时,打开高压气瓶控制开关,往粒子分离器中注入高压气流即可进行工作。

由于射流压力直接决定了气动鼓包的直径以及高压气瓶的体积、质量与结构强度,因此有必要对射流压力对粒子分离器性能的影响展开研究。通过文中第 2.4 节的分析可知 θ_3 是较为理想的射流引入角度,因此本节在 θ_3 引流角度的基础上进一步对 p_0 、 $p_1=1.1p_0$ 、 $p_2=1.2p_0$ 、 $p_3=1.3p_0$ 这 4 种射流压力进行仿真研究。

图 15 给出了以上述 4 种压力注入射流后的砂尘运动轨迹对比情况,图中砂尘投放位置和流线引入位置与图 12 中一致,表 7 给出了对应状态

下的粒子分离器性能汇总。从图、表中可以看出,随着射流压力越大,气动鼓包直径越大,对砂尘的分离效率也就越高,当射流压力超过 $1.1p_0$ 后, $9\text{ }\mu\text{m}$ 粒径砂尘已经全部进入了清除流道。当射流压力为 $1.3p_0$ 时, AC 砂的分离效率可达 88.71%, 相比于初始状态提升了 7%。但此时,射流引发的流动损失也较大,出口总压恢复系数下降了 0.7%,对高压气瓶的要求也更高,此时的引气量已经接近主流流量的 5%。综合砂尘分离效率、出口总压恢复以及引气量这 3 个因素来看,当射流压强为 $1.1p_0$ 时,相比于初始状态, AC 砂的分离效率提高了 3.6%,总压恢复系数仅下降 0.5%,射流流量仅占主流流量的 3.3%,因此认为该压力是较为理想的射流压力。

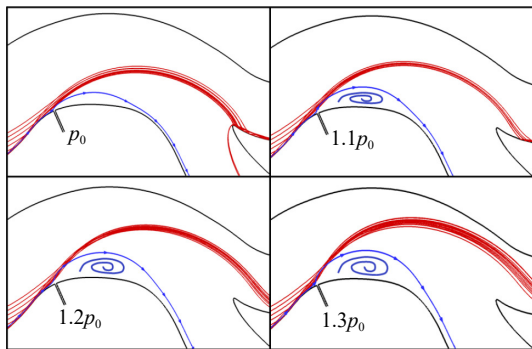


图 15 射流压力对砂尘轨迹的影响

Fig. 15 Effect of jet pressure on sand and dust trajectories

表 7 射流压力对分离器性能参数的影响

Table 7 Effect on performance of separator with different jet pressures

参数	p_0	p_1	p_2	p_3
$\eta_{9\text{ }\mu\text{m}}/\%$	93	100	100	100
$\eta_{ac}/\%$	82.44	85.31	87.73	88.71
σ	0.990	0.988	0.987	0.986
$q_{m,j}/q_{m,c}$	0.018	0.033	0.042	0.049

3 结 论

本文对通过引入射流来提升小粒径砂尘分离效率的设计方法展开了研究,主要得出了以下结论:

1) 通过引入射流来塑造气动鼓包以提高小粒径砂尘的分离效率是可行的,气动鼓包的形成为粒径在 $9\text{ }\mu\text{m}$ 及以下的砂尘的分离效率有明显提高,并且,砂尘粒径越小,射流对砂尘的提升效果也越小。在主流总压恢复系数不超过 0.5% 的

前提下,射流能将 AC 砂的分离效率提升 3.6%,最高能使 AC 砂的分离效率提升 7%。

2) 引入射流的目的是提高中心体一侧小粒径砂尘的分离效率,其关键在于引入射流后能在中心体鼓包外侧形成一个大回流区,迫使中心体鼓包近壁面流线形成一个大直径的气动鼓包。并且,由于引入了高压射流,在产生流动损失的同时又引入了高能量,使得主流出口仍然保持较高的总压恢复。

3) 射流引入位置应设置在中心体鼓包上,且应当满足在引入射流后易在中心体鼓包外侧产生较大尺度的回流区这一条件。并且在一定范围内,射流角度与来流夹角越大、射流压力越大,砂尘的分离效率也就越高,但由此造成的流动损失也就越大,需要权衡考虑。

4) 本文研究工作由二维数值仿真完成,与粒子分离器实际工作环境存在一定差距,后续将依托三维仿真与试验开展更深一步的研究。

参考文献:

- [1] HAMED A, TABAKOFF W C, WENGLARZ R V. Erosion and deposition in turbomachinery[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2006, 22(2): 350-360.
- [2] 邓瑛, 闫晓军, 聂景旭. 粒子分离器叶片涂层冲蚀磨损的数值模拟[J]. *航空动力学报*, 2007, 22(12): 2089-2093.
DENG Ying, YAN Xiaojun, NIE Jingxun. Numerical simulation of erosion and abrasion of separator blade coating[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2007, 22(12): 2089-2093. (in Chinese)
- [3] FILIPPONE A, BOJDO N. Turboshift engine air particle separation[J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2010, 46(5/6): 224-245.
- [4] ABAKOFF W, HAMED A. Installed engine performance in dust-laden atmosphere[R]. AIAA 84-2488, 1984.
- [5] DUFFY R J, SHATTUCK B F. Integral engine inlet particle separator: Volume 1 technology program[R]. USAAMPDL-TR-75-31A, 1975.
- [6] STIEFEL W. Environmental icing test of T800 helicopter engine with integral inlet particle separator[R]. AIAA 89-2324, 1989.
- [7] JONES M, MORGAN S. Evaluation of the installed performance of the RTM322 in EH101[R]. AIAA 94-2673, 1994.
- [8] TASLIM M E, SPRING S. A numerical study of sand particle distribution, density, and shape effects on the scavenge efficiency of engine inlet particle separator systems[J]. *Journal of the American Helicopter Society*, 2010, 55(2): 022006.1-022006.10.
- [9] 吴恒刚, 王锁芳. 整体式粒子分离器数值模拟[J]. *航空动力学报*, 2007, 28(5): 1073-1079.
WU Henggang, WANG Suofang. Numerical simulation of inertial particle separator[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2007, 28(5): 1073-1079. (in Chinese)
- [10] 凌斌, 谭慧俊, 陈昊, 等. 带柔性可变形鼓包的粒子分离器的工作特性研究 [R]. 北京: 中国力学大会暨庆祝中国力学学会成立六十周年大会, 2017.
LING Yu, TAN Huijun, CHEN Hao, et al. Research on the working

- characteristics of particle separator with flexible deformable drum [R]. Beijing: Chinese Mechanics Congress and Celebrating the 60th Anniversary of the Establishment of Chinese Mechanics Society Conference, 2017. (in Chinese)
- [11] HAMED A. Particle dynamics of inlet flowfields with swirling vanes[J]. *Journal of Aircraft*, 1971, 19(9): 707-712.
- [12] 袁永青, 谭慧俊, 陈昊. 采用非均匀反弹特性壁面的粒子分离器研究[J]. *航空动力学报*, 2018, 33(1): 108-115.
YUAN Yongqing, TAN Huijun, CHEN hao. Investigation of inertial particle separator with nonuniform surface materials[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2018, 33(1): 108-115. (in Chinese)
- [13] DOMINIC B, ERIC L. Efficiency of an inertial particle separator[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2015, 31(5): 997-1002.
- [14] 凌斌. 一种柔性可变形粒子分离器的设计、分析与初步实验[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2018.
- LING Yu. Design, analysis and preliminary experimental study of a deformable particle separator[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018. (in Chinese)
- [15] THOMAS M, DIONNE P. Turbine inlet protection system concept design using CFD technology[R]. AIAA 94-2813, 1994.
- [16] ANDREW S. Shifting sands: using image analysis and laser technology to study coastal sand dispersal[EB/OL]. [2021-03-18]. <http://www.dipa2000.com/pdfs/shifting-sands.pdf>.
- [17] SOO S L. Fluid dynamics of multiphase systems[M]. Boston, US: Ginn and Ccompany, 1967.
- [18] WAKEMAN T, TABAKOFF W. Measured particle rebound characteristics useful for erosion prediction[R]. ASME Paper 1982-GT-0095, 1982.

(编辑: 王碧琚)