

文章编号:1000-8055(2013)05-1125-09

带扫气蜗壳的整体式惯性粒子分离器仿真

童 悦¹, 谭慧俊¹, 曾平君²

(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)

摘 要: 对一种带有扫气蜗壳的整体式惯性粒子分离器进行了仿真研究, 获得了该粒子分离器的流动及粒子分离特性。结果表明: 原型方案中粒子分离器扫气通道顶部和底部流动不畅, 使得扫气蜗壳不能周向均匀进气并且局部出现倒流。当扫气比为 19% 时, 主流道出口截面总压恢复系数为 0.982, AC 砂和 C 砂分离效率较差, 分别为 64.8% 和 76.6%。而在扫气蜗壳内收集管上游加装隔板后, 其进气特性的周向均匀性及蜗壳内旋涡结构得到改善, 粒子分离效率也得到显著提高。相同扫气比下, AC 砂和 C 砂的分离效率分别提高了 18.1% 和 20.9%, 且主流道出口截面的总压恢复系数基本不下降。

关 键 词: 扫气蜗壳; 整体式惯性粒子分离器; 分离效率; 隔板; 旋涡结构

中图分类号: V211.3

文献标志码: A

Numerical simulation of inertial particle separator with scavenge scroll

TONG Yue¹, TAN Hui-jun¹, ZENG Ping-jun²

(1. College of Energy and Power Engineering,

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

2. College of Civil Aviation,

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

Abstract: An inertial particle separator with scavenge scroll was numerically studied to obtain its flow structure and scavenge efficiency performance characteristics. Results indicate that the flow fields at the top and bottom of the scavenge path are not smooth. Thus, the gas from the circular inlet can not flow into the scavenge scroll equably. When the bypass rate is 19%, the total pressure recovery coefficient of the core flow is 0.982; AC coarse and C-spec separator efficiencies are 64.8% and 76.6%, respectively. The flow structure and performance characteristics of the inertial particle separator are improved, and especially the vortical structures in scavenge scroll are of advantage to sand separating when the flow divider is added to the top of the scavenge scroll. With the same bypass rate, AC coarse and C-spec separation efficiencies increase 18.1% and 20.9%, respectively. Besides, the total pressure recovery coefficient of the core flow does not decrease much.

Key words: scavenge scroll; inertial particle separator; separation efficiency; flow divider; vortical structure

收稿日期: 2012-05-30

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20130508.0949.201305.1125_023.html

基金项目: 教育部新世纪优秀人才支持计划(NCET-110831)

作者简介: 童悦(1988—), 男, 江西黎川人, 硕士生, 主要从事内流动力学的计算及实验研究。

涡轴发动机的使用环境较为恶劣,地面上大量尘砂等异物往往会由进气道吸入发动机内,这将使得发动机的寿命、工作可靠性以及工作效率等显著下降。因此,涡轴发动机需要采用进气防护措施以获得干净气流。经过数十年的研究和实践,进气防护装置已由早期简单的进气过滤网、毛毡过滤器和多管惯性粒子分离器等发展为现在的整体式惯性粒子分离器(inertial particle separator, IPS)^[1],其中典型应用包括 T800 和 RTM322。整体式惯性粒子分离器具有分离效率高、总压损失小、结构简单、质量轻等优点,引起了国内外有关研究者的广泛关注。

国外对整体式惯性粒子分离器的研究较早,取得了多项重要研究成果。参考文献[2]对装配在 T700 发动机上的整体式惯性粒子分离器进行了包括流道设计、预旋叶片与反旋叶片的设计、分离器的改进、蜗壳的设计等一系列详细研究工作,并通过大量实验得出了参数对粒子分离器性能的影响。参考文献[3]对某粒子分离器做了仿真分析,并指出,小粒径砂粒主要受流场影响而分离,大粒径砂粒分离的主要原因是其与壁面及叶片的碰撞改变了粒子的运动轨迹。参考文献[4-6]着重粒子分离器内部流场及粒子运动轨迹的仿真计算方法。参考文献[4]使用有限元分析方法对某无叶式整体惯性粒子分离器进行了仿真分析,发现改变分流器唇口形状能提高粒子分离器性能,并通过实验检验了其仿真方法。参考文献[5]给出了无叶式整体惯性粒子分离器的主要设计流程,并通过仿真不同扫气比下粒子分离器的工作状态,发现扫气比在一定范围内变化对主流道出口总压损失影响不大。参考文献[6]对粒子分离器流道进行数值仿真,使用有限体积法及 H 型网格降低了数值计算误差。同时,为了更加准确地计算粒子分离器内粒子的运动轨迹,以及尘砂对发动机壁面的磨蚀,国外研究者做了大量粒子碰撞试验。参考文献[7]利用 laser Doppler velocimeter(LDV)技术通过大量实验,总结出飞砂撞击不同壁面材料时的不同反弹经验公式。其后,参考文献[8]用三维 LDV 测试系统在相同的实验条件下,发现飞砂撞击壁面材料后的三维反弹特性与参考文献[7]得到的二维反弹特性没有大的区别。

在国内,西北工业大学的侯凌云、严传俊^[9-10]以粒子分离器为仿真研究对象,进行了二维及三维仿真分析,并给出了其流场结构和粒子运动轨迹曲线,发现扫气叶片有引导气流排出发动机的

作用。参考文献[11]在粒子分离器仿真方法中成功应用多区域多重网格法,加快了流场的计算速度、提高了计算精度。南京航空航天大学的吴恒刚、王锁芳^[12-13]通过实验研究了分流器位置的不同给粒子分离器分离效率带来的影响。

总的来说,目前国内关于整体式惯性粒子分离器的研究工作主要集中在主流道及型面参数设计上,对扫气蜗壳的详细设计及内部流动结构的研究工作较少。而国外在此领域的保密程度较高,未见有相关工作报道。扫气蜗壳内存在强旋流流动,流动结构非常复杂,且对粒子分离效果和扫气气流的流动结构均有显著影响,因此有必要对此进行专门研究。

本文针对一种带扫气蜗壳的整体式惯性粒子分离器开展了全三维黏性仿真研究,分析了其流动结构并对原方案进行了改进设计研究。

1 研究对象

本文的研究对象为与 RTM322 发动机相类似的惯性粒子分离器。图 1 和图 2 分别给出了粒子分离器的对称面流动路径和三维几何造型。该粒子分离器主要部件包括中心体、外罩、分流器、扫气蜗壳和收集管,其中中心体和分流器为轴对称结构。中心体上存在一个大鼓包,其型面沿流向剧烈弯曲。含砂气流进入粒子分离器后,在中心体鼓包的引导下,经历大角度的偏转,导致含砂气流具有较大离心力。由于砂粒惯性大,迫使其靠近通道外侧,进入扫气通道内,而大部分气流则通过主流道进入压气机。进入环形扫气通道的气流在扫气蜗壳内收集起来后,由顶部的收集管排出。显然,气流在蜗壳内沿周向往顶部汇集,其截面的质量流量不断增加,因此蜗壳的周向流道应采用变截面设计,以保证各截面流速基本保持不变,减小流动损失。在本文的研究中,蜗壳的轴向长度不变,但其径向高度沿周向不断增加,在收集管方位达到最大。本文对两种不同的扫气蜗壳方案进行了研究:方案 a 扫气蜗壳内无隔板,粒子分离器顶部气流能直接从扫气通道内进入收集管(图 1 中的虚线箭头所示);方案 b 则在扫气蜗壳内加入了一段隔板(如图 1 中粗线所示),其周向跨度为 60°,该隔板置于收集管上游,以延长扫气蜗壳顶部气流进入收集管的流动路径(图 1 中实线箭头所示),增大当地的流动阻力,使得气流由扫气通道进入收集管的流动阻力分布沿周向尽可能接近,从而保证粒子分离器内气流能均匀进入扫气

蜗壳. 粒子分离器主流道出口截面外径为 D , 粒子分离器最大高度为 $2.7D$, 轴向长度为 $2.0D$.

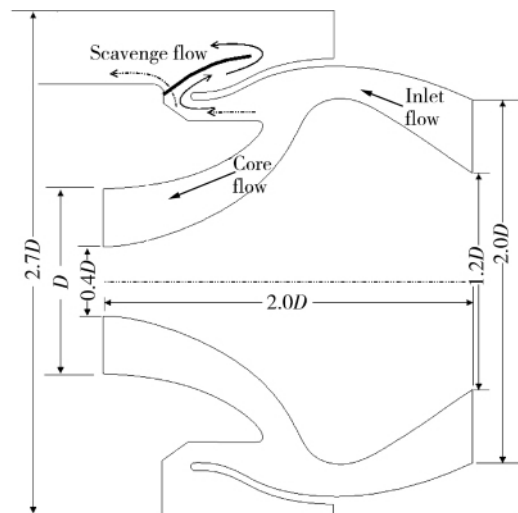


图1 粒子分离器对称面流动示意图

Fig. 1 Flow schematic of symmetry plane of inertial particle separator

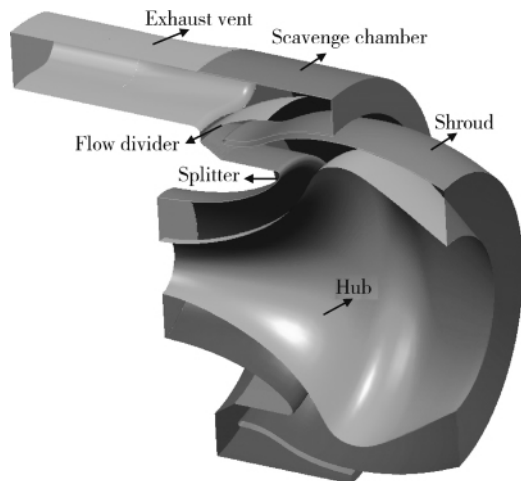


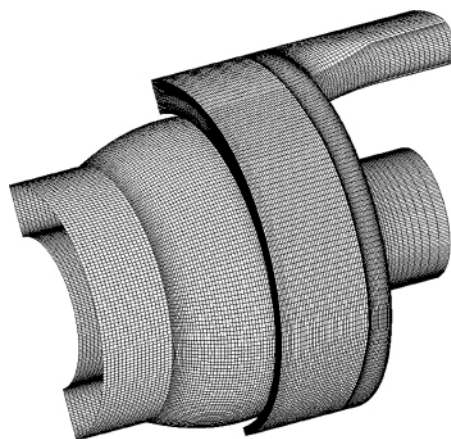
图2 带扫气蜗壳的粒子分离器三维模型

Fig. 2 Three-dimensional model of inertial particle separator with scavenger scroll

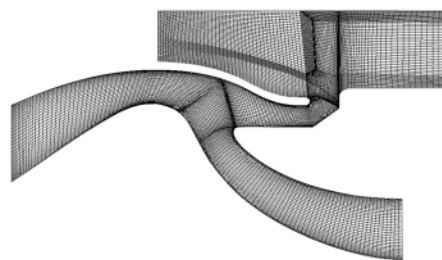
2 仿真方法

2.1 计算网格及计算方法

由于待研究的流动关于粒子分离器中剖面对称,故选择了惯性粒子分离器整个流道的一半作为计算域进行网格划分.此外,在进出口截面分别等直延长了 $0.5D$ 以减小进出口边界条件(压力边界条件)与实际情况之间的差距.整个计算域采用六面体网格单元进行填充,并且在内通道及其他型面变化剧烈的区域进行加密网格(如图3).



(a) 计算域网格



(b) 对称面网格

图3 计算网格

Fig. 3 Computational grids

网格单元总数在 150 万左右,大部分近壁面网格单元的 y^+ 保持在 $20 \sim 100$.

采用 Fluent 软件进行数值仿真,其中使用有限体积法对雷诺平均三维 Navier-Stokes(N-S)方程进行离散,无黏对流通量采用基于 MUSCL 插值的 Roe 格式进行裂解,而时间推进采用了隐式格式.湍流黏度采用 shear stress transport(SST) $k-\omega$ 模型进行计算.计算中所用到的边界条件类型有压力进口边界、压力出口边界、对称面边界,以及无滑移绝热固壁边界.

考虑到粒子颗粒相的体积分远小于流体的体积分,利用离散相模型计算粒子轨迹,忽略颗粒之间的碰撞、破碎等相互作用,并假设加入的固体颗粒对流场不产生影响.因此,粒子在流场中的运动轨迹取决于曳力、自身重力及粒子与壁面的碰撞.

2.1.1 曳力的计算

单位质量砂粒所受的曳力采用下式计算:

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

$$Re = \frac{\rho d_p |u_p - u|}{\mu}$$

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

$$b_1 = \exp(2.3288 - 6.4581\phi + 2.4486\phi^2)$$

$$b_2 = 0.0964 + 0.5565\phi$$

$$b_3 = \exp(4.905 - 13.8944\phi + 18.4222\phi^2 - 10.2599\phi^3)$$

$$b_4 = \exp(1.4681 + 12.2584\phi - 20.7322\phi^2 + 15.8855\phi^3) \quad (1)$$

其中 u 为气流速度, u_p 为砂粒运动速度, ρ 为气流密度, ρ_p 为砂粒密度, d_p 为砂粒直径. 另外, ϕ 为砂粒的形状因子, 其定义为等体积球表面积与砂粒实际表面积之比, 对于一般的带尖角砂粒, 其形状因子可取 0.73 左右^[14].

2.1.2 粒子壁面反弹计算

尘砂在壁面上的反弹特性目前大多是根据大量的实验结果进行统计、拟合, 形成经验公式进行模型化. Wakeman 和 Tabakoff 大量的实验结果表明^[15], 石英颗粒在退火的 2024 铝合金板上反弹时, 其反弹特性的统计表现可以采用下式描述:

$$V_{n2}/V_{n1} = 0.993 - 1.76\beta_1 + 1.56\beta_1^2 - 0.49\beta_1^3$$

$$V_{t2}/V_{t1} = 0.988 - 1.66\beta_1 + 2.11\beta_1^2 - 0.67\beta_1^3 \quad (2)$$

式中 β_1 是粒子入射时与壁面的夹角, V_{n1} , V_{t1} 分别为粒子入射法向速度和切向速度, V_{n2} , V_{t2} 分别为粒子反弹后的法向速度和切向速度.

为使颗粒在入口均匀喷射, 采用面射流源投放方式, 砂粒质量浓度设定为 53 mg/m^3 ^[16]. 当计算 AC 砂和 C 砂时, 选用了 Rosin-Rammler 分布^[12], 其粒径 d 与直径大于 d 的颗粒质量分数 w_d 关系如下:

$$w_d = \exp[-(d/d_s)^n] \quad (3)$$

式中 d_s 为粒子平均直径, n 为分布指数. 对于 AC 砂 $d_s = 35 \mu\text{m}$, $n = 1.1$; 对于 C 砂 $d_s = 310 \mu\text{m}$, $n = 1.9$. 图 4 给出了据此获得的 AC 型细砂 ($1 \sim 200 \mu\text{m}$) 与 C 型粗砂 ($1 \sim 1000 \mu\text{m}$) 粒径分布曲线.

此外, 粒子分离器分离效率 η_w 及其扫气比 R_{sc} 的定义如下:

$$\eta_w = M_3/M_1 \times 100\% \quad (4)$$

$$R_{sc} = \dot{m}_3/\dot{m}_1 \times 100\% \quad (5)$$

式中 M_3 为扫气出口收集到的砂质量, M_1 为粒子分离器进口投入的砂质量; $\dot{m}_3$ 为扫气流的质量流量, $\dot{m}_1$ 为主流道气流的质量流量.

2.2 算例验证

采用参考文献[2]中的整体式惯性粒子分离

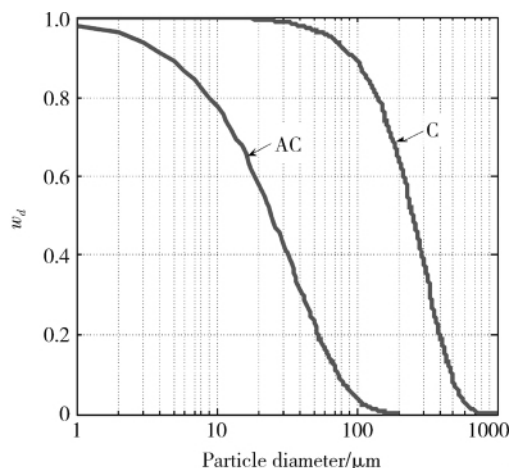


图 4 AC 型砂及 C 型砂的粒径分布曲线

Fig. 4 Curves of particle diameter distribution of AC coarse and C-spec

器实验数据, 对上述仿真方法进行了算例检验研究. 该实验中, 粒子分离器模型的主流道和扫气流道均为旋成体, 其流动具有强的轴对称特性, 为此选择一剖面采用轴对称求解器进行分析. 仿真中依据实验状态给定主要参数条件: 粒子分离器进口气流总压为 101325 Pa , 主流出口截面质量流量 $\dot{m}_1 = 2.28 \text{ kg/s}$, 扫气比 $R_{sc} = 18\%$. 图 5 中对比给出了本文仿真获得以及参考文献[2]实验获得的惯性粒子分离器上下壁面沿程静压曲线. 可以看出, 无论是从趋势上还是从数值上来说, 仿真结果均与实验结果吻合较好. 但在 $Z = -165 \text{ mm}$ 处, 仿真值小幅度偏离了实验数据, 这可能是由于仿

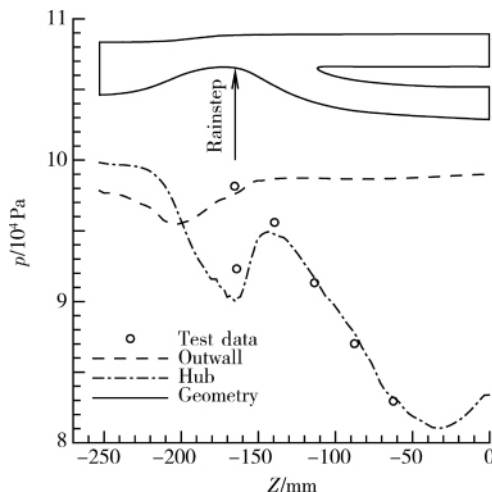


图 5 仿真、实验获得的壁面沿程静压分布对比

Fig. 5 Comparison of computational and experimental surface static pressure distributions along the way

真时忽略了实验模型中此处的小台阶(rainstep).表 1 还进一步列出了粒子分离器主要性能参数的仿真值和试验值,数据表明两者吻合良好,总压恢复系数 σ 的误差在 1% 以内,分离效率误差稍大,但都在 10% 以内.导致分离效率误差的原因可能是,使用的粒子反弹模型并未考虑到粒子反弹的发散性.因此本文所采用的仿真方法可以作为研究整体式惯性粒子分离器内部流动及分离效率的有效工具.

表 1 粒子分离器计算参数及结果对比					
Table 1 Comparison of computational and experimental performances of inertial particle separator					
	$\dot{m}_1 /$ (kg/s)	$R_{sc} /$ %	σ	AC 砂 $\eta_w / \%$	C 砂 $\eta_w / \%$
实验	2.28	18	0.991	78.1	91.5
计算	2.28	18	0.992	81.2	99.7
相对误差 / %	0	0	0.1	4.0	9.0

3 结果与分析

3.1 流动分析

针对本文设计的粒子分离器,进行了典型工作状态的流动特征分析,给定的主要参数条件为:进口气流总压为 101325 Pa,主流出口截面质量流量 $\dot{m}_1=6.18 \text{ kg/s}$,扫气比 $R_{sc}=19\%$.
首先对方案 a 粒子分离器内部流动结构进行分析.由于方案 a 中蜗壳内未设置隔板,气流沿扫气通道周向进入收集管内的流动路径和流程长度均不一样,造成扫气蜗壳内各进气方位的流动阻力存在差别.因此,进入扫气蜗壳内的气体质量流量在顶部较多,而底部较少(如图 6).



图 6 方案 a 扫气流在进口面上的分布
Fig. 6 Scavenge flow at inlet for case a

按顺时针方向,从粒子分离器顶部对称面到底部对称面依次定义为 $0^\circ \sim 180^\circ$ 剖面.图 7 为粒子分离器典型剖面上的马赫数分布及流线图.该图表明,进入粒子分离器主流道的气流流动均较为顺畅,并且基本上是一个连续加速的过程,因此总压损失不大,而扫气蜗壳内的流动要复杂得多.由图 7(a)可以看到,在粒子分离器蜗壳壁面附近存在一个类似于“流体源”的区间,流线由此向四周发出,分别进入收集管和主流道,这实际上是对称面两侧气流在该区域发生碰撞形成的.同时,图 7(c)显示,在蜗壳的底部(180° 方位),也有部分流线是由扫气流道指向主流道的,亦即当地蜗壳内气流不能流向收集管,而反流至主流道内.在蜗壳顶部、底部以外的两侧大部分区域,其流动则较为顺畅,气流连续进入蜗壳内并卷起了大尺度的整体旋涡.扫气蜗壳的上述三维流动结构可以由图 8 得到进一步展示.图 8 所示为进入集气管内的

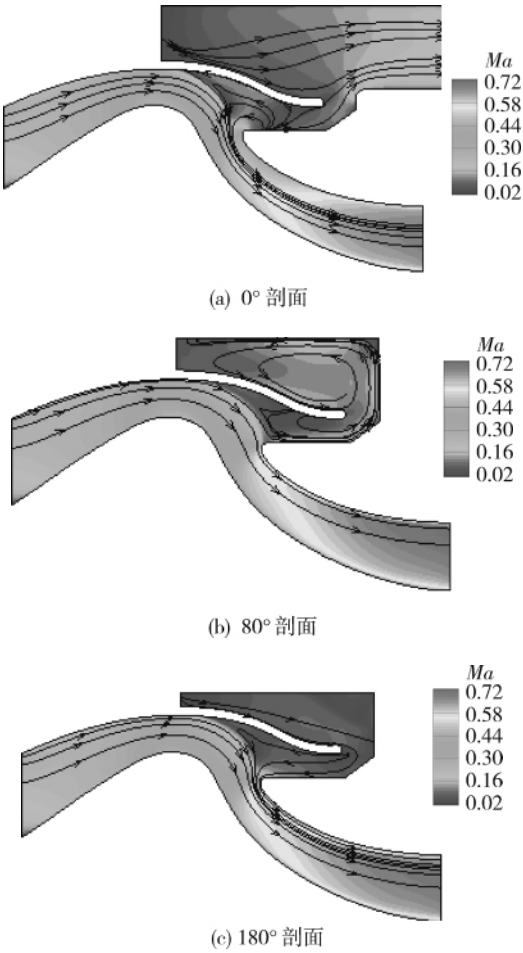


图 7 方案 a 粒子分离器剖面上马赫数分布及流线图
Fig. 7 Mach number contour plots and streamlines on different planes of inertial particle separator for case a

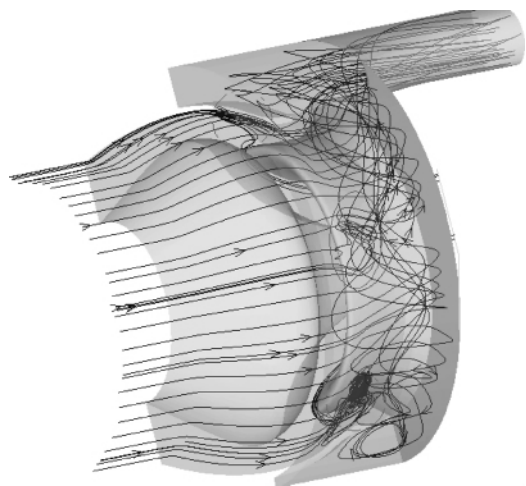


图 8 方案 a 粒子分离器内流线

Fig. 8 Streamlines of inertial particle separator for case a

流线在蜗壳内的三维发展过程. 可以看到, 在蜗壳内确实形成了一定强度的整体旋流, 但是在蜗壳顶部和底部流动不畅, 流线在当地缠结, 使得旋流的局部旋向不单一, 为此旋流强度的累积效果并不是太理想, 这不利于蜗壳内砂尘颗粒的清除.

图 9 还给出了主流道出口截面上的参数分布. 该图表明, 扫气蜗壳进气特性沿周向的不均性对主流道的流动也造成了明显影响, 使得出口截面的参数分布不均匀, 在多个方位角出现了小范围的低能流堆积区.

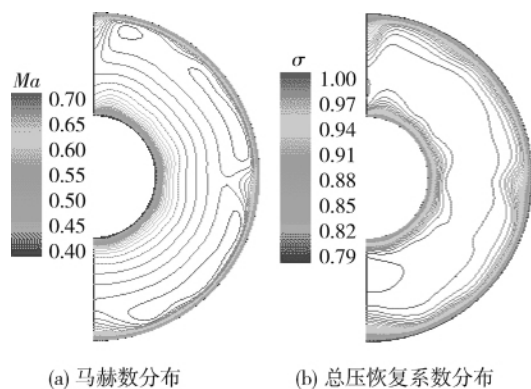


图 9 方案 a 主流出口截面参数分布

Fig. 9 Contour plots on exit plane of inertial particle separator for case a

进一步, 还对粒子分离器方案 b 进行了仿真分析, 其工作状态与方案 a 相同. 由于加入了隔板对流动阻力进行调节, 此时扫气蜗壳进气量的周向均匀性得到了明显改善. 图 10 给出了进入扫气蜗壳的气流在粒子分离器进口面上的分布, 可以看到该流层的厚度变得较为均匀, 甚至在粒子分

离器的底部气流亦能正常进入扫气蜗壳内. 图 11 所示为扫气蜗壳内三维流线的分布情况, 可以看到, 此时蜗壳内的旋涡旋向趋于一致, 在蜗壳的底部即形成了规则的整体旋涡, 并且沿周向向上, 气流不断沿切向卷入, 使得旋涡尺寸不断增大, 旋涡强度增强, 这对扫气蜗壳内砂尘的收集极为有利.

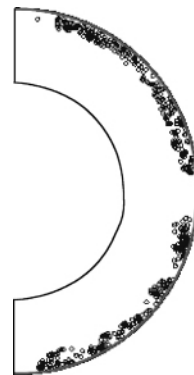


图 10 方案 b 扫气流在进口面上的分布

Fig. 10 Scavenge flow at inlet for case b

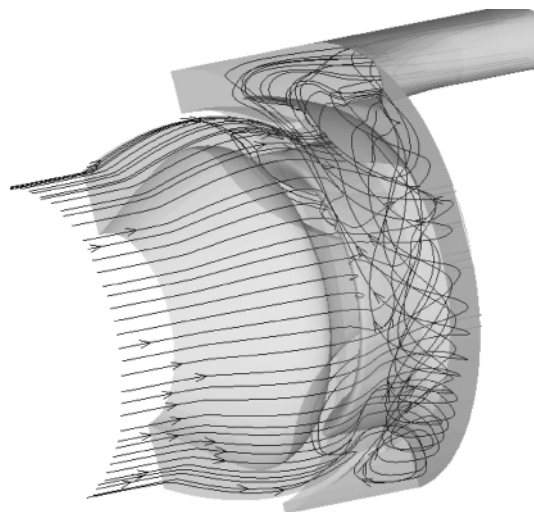


图 11 方案 b 粒子分离器内流线图

Fig. 11 Streamlines of inertial particle separator for case b

然而, 与蜗壳方案 a 的对比表明, 此时扫气流的总压损失增加了 1.9 kPa, 在所研究的发动机进气量下, 这意味着扫气流的驱动功率需要增大约 2.02 kW. 考虑到这一部分附加功率消耗尚不足发动机总功率 (RTM322 总功率为 1566 kW) 的 0.15%, 但却有望显著改善扫气蜗壳底部流动性能并且显著提高粒子分离器分离效率, 因此这一改动是有益的.

3.2 分离效率分析

表 2 对比列出了 2 种不同方案粒子分离器的

性能参数.正如前面分析,在扫气蜗壳内加入隔板后,扫气比相同时粒子分离器对 AC 细砂、C 型粗砂的分离效率得到了显著改善,分别提高了 18.1%和 20.9%.同时,主流道出口截面总压恢复系数和平均马赫数的变化不大.分离效率提高的原因可能在于,扫气蜗壳进气均匀性的提高,使得被中心体鼓包分离至流道外壁面附近的尘砂均能进入蜗壳,避免了局部方向角的“分离盲区”.

表 2 方案 a,b 性能参数的对比
Table 2 Comparison of performance parameters between cases a and b

	$\dot{m}_1 /$ (kg/s)	Ma	$R_{sc} /$ %	σ	AC 砂 $\eta_w / \%$	C 砂 $\eta_w / \%$
方案 a	6.18	0.67	19	0.982	64.8	76.6
方案 b	6.10	0.65	19	0.981	82.9	97.5

分别向入口截面投入单一粒径的砂粒,粒径范围为 $1 \sim 1\,000\,\mu\text{m}$.图 12 给出了两种粒子分离器方案对不同粒径砂粒的分离效率.由图可见,扫气蜗壳内是否加入隔板对小粒径($1 \sim 10\,\mu\text{m}$)砂粒的分离效率基本没有影响.但当粒径大于 $10\,\mu\text{m}$ 时,在扫气蜗壳内加入隔板显著提高了粒子分离器的分离效率.

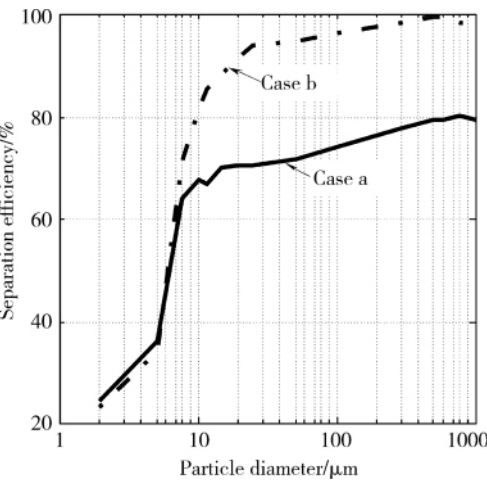


图 12 方案 a,b 分离效率的对比
Fig. 12 Comparison of separation efficiency for cases a and b

为了进一步解释上述分离效率的变化规律,特别是分析不同方位角的分离特性,将粒子分离器进口面从顶部到底部依次分为 6 个等面积的扇形区域(见图 13),并分别投入等质量浓度、等粒径的砂粒进行统计,结果如图 14 所示.由图 13 和

图 14 可见,方案 a 粒子分离器的分离效率沿周向存在明显差异,而方案 b 各区域的分离效率则相对均匀.具体到不同粒子分离特性的对比,首先,投入小粒径砂粒($1 \sim 10\,\mu\text{m}$)时,方案 b 粒子分离器顶部区域(In-A~In-D)的分离效率略小于方案

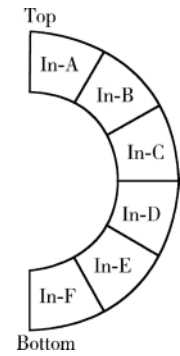


图 13 进口截面投砂区域的示意图
Fig. 13 Schematic of sand injection at inlet

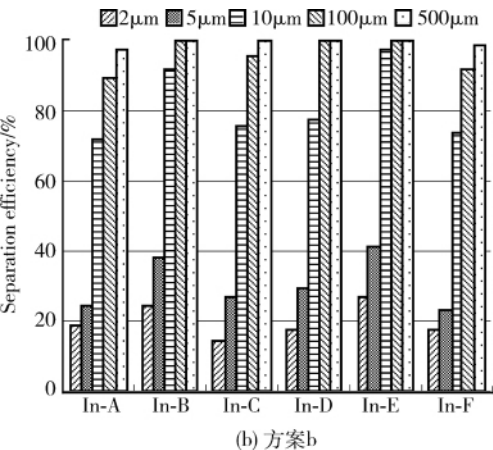
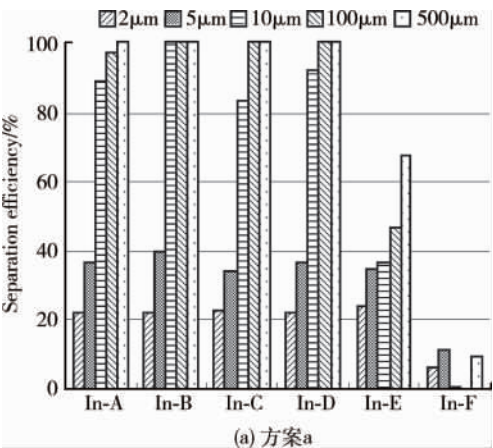
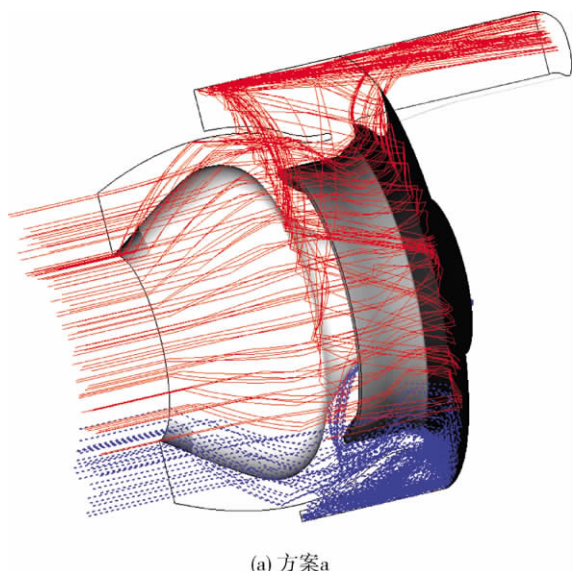
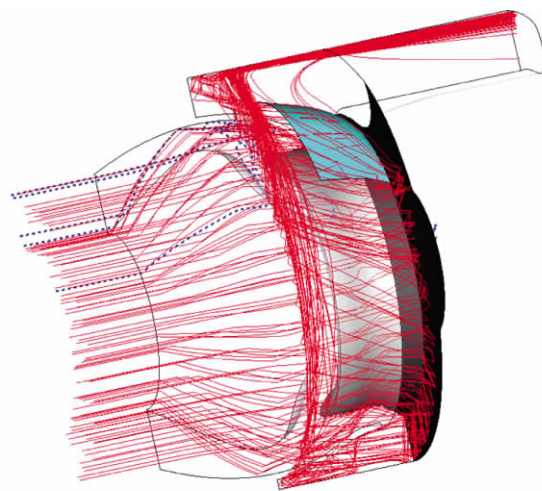


图 14 方案 a,b 不同区域分离效率的对比
Fig. 14 Comparison of separation efficiency in different sections for cases a and b

a,而底部区域(In-E~In-F)的分离效率则明显高于方案a。其主要原因是,小粒径砂粒主要受气流曳力的作用被气流携带进入收集管中,方案b加入隔板后,粒子分离器顶部区域流动阻力增大,进入收集管中的气流的质量流量相比方案a有所减少,导致了In-A~In-D区域分离效率下降;但粒子分离器底部区域流动性能的改善增大了进入扫气蜗壳中气流的质量流量,从而增大了底部区域的分离效率。两因素综合,相同扫气比下方案b对小粒径砂粒的分离效率没有提高。另外,当投入大粒径砂粒($10 \sim 1000 \mu\text{m}$)时,在粒子分离器的底部区域(In-E~In-F),方案a的分离效率明显低于方案b。其主要原因是影响大粒径砂粒运动轨迹的因素有粒子受到的曳力、粒子惯性及粒子与壁面的碰撞。大粒径砂粒在方案a,b中均能依靠砂粒自身惯性及与壁面的碰撞进入扫气蜗壳内,但方案a大粒径砂粒进入扫气蜗壳后,受到扫气通道内倒流及与扫气蜗壳壁面碰撞的作用后又弹出了扫气蜗壳,重新进入主流道。方案b在扫气蜗壳内加入隔板后,底部区域流动的改善,使得绝大部分的大粒径砂粒被强的整体旋流驱动进入了收集管。这一点可以由图15(其中蓝色线表示进入发动机内的粒子运动轨迹)中的粒子运动轨迹可以看出:粒子分离器方案a底部的粒子在进入扫气蜗壳后又弹回了主流道,分离效率较差,为74%。而方案b中粒子在进入扫气蜗壳后则顺畅地被收集管捕获,分离效率高达96%。换言之,方案b粒子分离器分离效率的提高是由于蜗壳内的流动得到了改善,而不是隔板对砂粒反弹造成的结果。



(a) 方案a



(b) 方案b

图15 粒子分离器内 $100 \mu\text{m}$ 粒子的典型运动轨迹Fig. 15 Typical particle trajectories for $100 \mu\text{m}$ particles in inertial particle separator

4 结 论

本文针对一种带扫气蜗壳的整体式惯性粒子分离器开展了全三维黏性仿真研究,获得了该粒子分离器的流动及粒子分离特性。结果表明:

1) 若扫气蜗壳顶部不加隔板,其顶部和底部流动不畅,旋涡强度的累积效果不佳,使得扫气通道不能周向均匀进气并且局部出现倒流,故粒子分离特性较差;当扫气比为19%时,总压恢复系数为0.982,但AC砂和C砂的分离效率较差,分别为64.8%和76.6%。

2) 在扫气蜗壳内加入隔板后,其进气特性的周向均匀性得到显著改善,整体旋涡能够在发展过程中不断累积并增强,因此其粒子分离特性得到了显著提高;相同扫气比下AC砂和C砂的分离效率达到82.9%和97.5%,分别提高了18.1%和20.9%,且粒子分离器主流道出口截面总压恢复系数基本保持不变。

3) 扫气蜗壳内增加隔板虽未能改善粒子分离器对小粒径砂粒($1 \sim 10 \mu\text{m}$)的分离效率,但是却能提高粒子分离器对大粒径砂粒($10 \sim 1000 \mu\text{m}$)的分离效率,其主要机理在于改善了扫气蜗壳的进气均匀性,强化了蜗壳内的整体旋流,而不是隔板对砂粒的反弹作用。

参考文献:

- [1] Filippone A, Bojdo N. Turboshift engine air particle separation[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2010, 46(5/6): 224-245.

- [2] Robert J D, Bernard F S. Integral engine inlet particle separator; Volume II design guide[R]. USAAMRDL-TR-75-31B, 1975.
- [3] Hamed A. Particle dynamics of inlet flow fields with swirling vanes[R]. AIAA 1981-0001, 1981.
- [4] Breitman D S, Dueck E G, Habashi W G. Analysis of a split flow inertial particle separator using finite elements[J]. Journal of Aircraft, 1985, 22(2): 135-140.
- [5] Vittal B V R, Tipton D L, Bennett W A. Development of an advanced vaneless inlet particle separator for helicopter engines[R]. AIAA 85-1277, 1985.
- [6] Zedan M. Viscous flow analysis of advanced particle separators[J]. Journal of Propulsion and Power, 1992, 8(4): 843-848.
- [7] Tabakoff W. Measured particle rebound characteristics on materials used in gas turbines[R]. AIAA 89-1693, 1989.
- [8] Eroglu H, Tabakoff W. 3-D LDV measurements of particle rebound characteristics[R]. AIAA 91-0011, 1991.
- [9] 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 and separator effectiveness in the particle separator[J]. Journal of Aerospace Power, 1997, 12(4): 374-376. (in Chinese)
- [10] 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 three-dimensional two-phase flows field in the particle separator[J]. Journal of Aerospace Power, 2000, 15(2): 215-217. (in Chinese)
- [11] 侯凌云, 严传俊. 多区域多重网格法在直升机粒子分离器中的应用[J]. 航空学报, 2000, 21(3): 238-240.
HOU Lingyun, YAN Chuanjun. Application of multiblock/multigrid method to inlet particle separator in helicopter[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2000, 21(3): 238-240. (in Chinese)
- [12] 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(15): 1073-1079.
WU Henggang, WANG Suofang. Numerical simulation investigation of inertial particle separator[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2007, 28(15): 1073-1079. (in Chinese)
- [13] 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. Numerical simulation of vaneless inertial particle separator [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2007. (in Chinese)
- [14] Andrew S. Shifting sands: using image analysis and laser technology to study coastal sand dispersal [EB/OL]. [2012-5-29]. Http: // www. dipa2000. com/pdfs/shifting-sands. pdf.
- [15] Wakeman T, Tabakoff W. Measured particle rebound characteristics useful for erosion prediction [C]// Proceedings of Gas Turbine Conference. London: ASME, 1982: 83-95.
- [16] Johannes P W, Alan N. Life prediction of helicopter engines fitted with dust filters[J]. AIAA Journal, 1995, 32(1): 118-123.