

文章编号:1000-8055(2017)02-0382-08

doi:10.13224/j.cnki.jasp.2017.02.016

基于概率反弹碰撞模型的进气粒子分离器 两相流数值模拟

张可可, 胡海洋, 王 强

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 通过 5 点 Gauss-Hermite 积分拟合粒子与固壁碰撞后, 反弹速度和角度的概率密度分布试验数据, 建立粒子与固体碰撞/概率反弹模型. 将该模型应用于直升机用整体式预旋与非预旋进气粒子分离器气固两相流场数值模拟, 并与另外两种常用的粒子与固壁碰撞反弹模型(平均恢复系数模型、完全弹性碰撞模型)的计算结果进行了对比. 结果表明: 上述 3 种碰撞模型都能较好地预测 AC 粗砂的分离效率; 对于 C 级砂, 基于完全弹性碰撞模型的预测结果则过低; 基于平均恢复系数模型的预测结果明显偏高, 有预旋时尤其明显; 而基于概率反弹模型的预测结果处于两者之间, 与试验结果吻合更好.

关 键 词: 粒壁碰撞; 平均恢复系数模型; 概率反弹模型; 气固两相流; 进气粒子分离器

中图分类号: V211.3

文献标志码: A

Numerical simulation of two-phase flow in inlet particle separator based on probabilistic bounce model

ZHANG Ke-ke, HU Hai-yang, WANG Qiang

(School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: A probabilistic approach for the integral inlet separator particle trajectory simulations by fitting probability functions with five points Gauss-Hermite methods was presented, and its impact on particle tracking accuracy was performed as compared with deterministic particle rebound model and elastic bounce model. Results show that, the above three bounce models perform well in the prediction of separation efficiency for AC coarse sand; for C-spec sand, results based on elastic bounce model deviates from reality; the deterministic particle rebound model overpredicts the separation efficiency of C-spec sand, especially for the swirling inlet particle separator, and the probabilistic bounce model achieves an intermediate value in good agreement with experimental data.

Key words: particle-wall collision; deterministic particle rebound model; probabilistic bounce model; gas-solid flow; inlet particle separator

整体式进气粒子分离器(inlet particle separator, IPS)是一种直升机用的进气净化装置, 通过分离空气中的砂砾, 使得进入压气机的空气得

到净化来保护发动机^[1-2]. 目前, 发动机采用的整体式 IPS 根据是否带预旋叶片分为预旋式和非预旋式两类^[2]. 相比气相, 进入 IPS 的砂砾相体积分

收稿日期: 2015-05-28

作者简介: 张可可(1991—), 男, 硕士生, 研究方向为发动机进气道流场模拟.

引用格式: 张可可, 胡海洋, 王强. 基于概率反弹碰撞模型的进气粒子分离器两相流数值模拟[J]. 航空动力学报, 2017, 32(2): 382-389. ZHANG Keke, HU Haiyang, WANG Qiang. Numerical simulation of two-phase flow in inlet particle separator based on probabilistic bounce model[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(2): 382-389.

数较小,其运动取决于气相曳力的作用和自身与固壁碰撞后的反弹特性,小粒径砂砾受曳力影响较大,大粒径砂砾受粒壁碰撞影响较大^[3].粒壁碰撞反弹特性与砂砾的形状、大小、速度以及壁面特征等多种因素有关^[4].Tabakoff等^[5-6]在大量试验研究中发现单个粒子与固壁碰撞后反弹的速度和方向呈现出一定的随机性,但对其进行多次试验得到的速度恢复系数、角度恢复系数则有清晰的统计规律,且几乎可视作粒子入射方向的单值函数.

最早的完全弹性模型视固壁为理想光滑平面,忽略粒壁碰撞损失,即粒子入射与反弹轨迹在同一个平面上,入射角等于反弹角,入射速度等于反弹速度.该模型因明显偏离实际情况,已被淘汰^[7].近年来国内外两相流研究对粒壁碰撞模拟的常用方法(包括主流商用软件)是基于平均恢复系数模型,忽略碰撞反弹的随机性^[8-10].Hamed等^[3,7]对比试验与数值模拟结果,发现考虑上述统计规律性的概率反弹模型在追踪较大粒径粒子轨迹和模拟壁面磨蚀特征方面优于平均恢复系数模型.但其采用的蒙特卡罗法需要追踪相当数量随机反弹的粒子轨道才能获得当地粒壁碰撞速度与角度恢复系数的统计特性,计算量太大,难以用于复杂模型的工程计算.

本文利用5点 Gauss-Hermite 积分拟合粒子与固壁碰撞反弹速度恢复系数与角度恢复系数概率密度分布,建立粒壁碰撞的概率反弹模型.以此对二维非预旋式粒子分离器、三维预旋式粒子分离器的气固两相流场进行数值模拟.对比试验数据,分析了不同粒子与固壁碰撞反弹模型的优劣.

1 数值计算方法

本文全部数值计算工作基于自编程序完成.由于IPS中砂砾相的体积分数较小,本文忽略粒子对气相的影响,基于有限体积法离散的雷诺平均 Navier-Stokes(N-S)方程^[11]进行气相流场计算.三维定常流场的 N-S 方程采用3阶精度有限体积法离散,隐式 LUSGS(lower-upper symmefic Gauss-Seidel)(虚)时间推进法迭代求解.对流通量采用 Roe 格式计算,扩散通量采用中心差分格式计算.湍流模型为 WJ2000 显式代数雷诺应力模型^[12],模型参数输运方程采用混合隐式迭代-解析方法^[13]求解.可压缩壁面函数^[14]保证近壁面网格无量纲高度 $0 \leq y^+ \leq 400$ 时壁面摩擦应力的准确计算.

1.1 粒子在气体流场中的运动方程

在IPS中,气相主要通过曳力与粒子发生相互作用^[3].本文采用拉格朗日法模拟粒子在空气中的运动轨迹^[15]

$$\begin{cases} \frac{dU_k}{dt} = \frac{1}{\tau_{vk}}(U - U_k) \\ U_k = \frac{dr_k}{dt} \end{cases} \quad (1)$$

其中 U_k 为粒子速度, U 为当地空气速度, τ_{vk} 为粒子速度弛豫时间,基于曳力模型进行求解^[16-17].

1.2 粒壁碰撞反弹规律

Tabakoff等在大量试验研究的基础上提出了反弹速度恢复系数和角度恢复系数的概念,如图1所示.

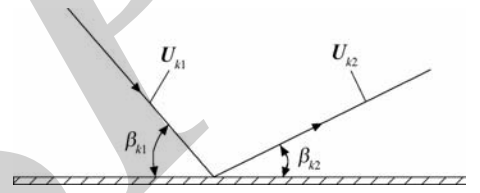


图1 粒壁碰撞参数示意图

Fig.1 Particle-wall collision parameters

反弹速度恢复系数

$$e_v = \frac{|U_{k2}|}{|U_{k1}|} \quad (2)$$

角度恢复系数

$$e_\beta = \frac{\beta_{k2}}{\beta_{k1}} \quad (3)$$

其中 U_{k1}, β_{k1} 为粒子入射速度和角度; U_{k2}, β_{k2} 为粒子反弹速度和角度,并总结出其平均值和相应的标准偏差跟入射角度之间关系式^[5-6]

$$\begin{aligned} e_v^0 &= 0.65810 - 0.00877\beta_{k1} + 0.11954 \times \\ &\quad 10^{-3}\beta_{k1}^2 - 7.80954 \times 10^{-7}\beta_{k1}^3 \\ e_\beta^0 &= 1.68634 - 0.06447\beta_{k1} + 1.35709 \times \\ &\quad 10^{-3}\beta_{k1}^2 - 8.70497 \times 10^{-6}\beta_{k1}^3 \\ \sigma_{ev} &= 1.18002 - 0.12245\beta_{k1} + 4.64855 \times \\ &\quad 10^{-3}\beta_{k1}^2 - 7.04471 \times 10^{-5}\beta_{k1}^3 + \\ &\quad 3.66273 \times 10^{-7}\beta_{k1}^4 \\ \sigma_{e\beta} &= 1.19593 - 0.05191\beta_{k1} + 0.97339 \times \\ &\quad 10^{-3}\beta_{k1}^2 - 6.11656 \times 10^{-6}\beta_{k1}^3 \end{aligned} \quad (4)$$

其中 $\sigma_{ev}, \sigma_{e\beta}$ 为平均反弹速度恢复系数 e_v^0 和平均角度恢复系数 e_β^0 对应的标准偏差.

本文假设粒子碰撞固壁后反弹的速度大小与

方向分别呈正态分布且两者分布统计无关,即

$$p_{e_v, e_\beta} = p_{e_v} p_{e_\beta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{e_v}} e^{-\frac{(e_v - e_v^0)^2}{2\sigma_{e_v}^2}} \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{e_\beta}} e^{-\frac{(e_\beta - e_\beta^0)^2}{2\sigma_{e_\beta}^2}} \quad (5)$$

基于 5 点 Gauss-Hermite 积分,以反弹速度恢复系数和角度恢复系数为自变量的任意函数 F ,其统计平均值可表示为

$$\iint F(U_{k2}, \beta_{k2}) p_{e_v} p_{e_\beta} d e_v d e_\beta \approx \frac{1}{\pi} \sum_{i=1}^5 \sum_{j=1}^5 F(U_{k2,i}, \beta_{k2,j}) w_i w_j \quad (6)$$

其中

$$|U_{k2,i}| = |U_{k1}| (e_v^0 + \sqrt{2}\sigma_{e_v} x_i), \\ \beta_{k2,j} = \beta_1 (e_\beta^0 + \sqrt{2}\sigma_{e_\beta} x_j)$$

式中 (x_i, w_i) 为 5 点 Gauss-Hermite 的积分点和权重^[18]. 当 $\sigma_{e_v} = \sigma_{e_\beta} = 0$ 时,式(6)退化为平均恢复系数模型. 当 $\sigma_{e_v}, \sigma_{e_\beta}$ 均不等于 0 时,权重为 1 的粒子,与固壁碰撞反弹后,分裂成不同运动轨迹权重为 $w_i w_j$ 的 25 个粒子. 为节省减少计算量,从粒子第 3 次碰撞固壁反弹开始,其速度特性采用平均恢复系数处理,即一个粒子最多分裂成 625 条轨迹.

2 整体式 IPS 气固两相流场数值计算

2.1 粒子分离器主要性能参数

总压损失定义为

$$\Delta p_t = p_{t1} - p_{t2} \quad (7)$$

式中 p_{t1} 为 IPS 进口空气总压, p_{t2} 为 IPS 主流出口空气总压.

分离效率定义为

$$\eta_w = W_{p1} / (W_{p0} + W_{p1}) \times 100\% \quad (8)$$

式中 W_{p0} 为砂砾流出主流出口流量, W_{p1} 为砂砾流出清除流出口流量.

清除比定义为

$$R_{sc} = W_{a1} / W_{a0} \times 100\% \quad (9)$$

式中 W_{a0} 为 IPS 主流出口空气流量, W_{a1} 为 IPS 清除流出口空气流量.

2.2 非预旋式 IPS 二维两相流场计算

计算模型根据文献[19-20]中 5 lb/s (5 lb/s = 2.27 kg/s) 型 IPS Configuration VI 的结构尺寸建立;参考相关 IPS 流场模拟文献[21-22],本文在其尾部增设垂直收缩段以解决清除流出口有回流导致流场计算不易收敛的问题,也使得计算模型的清除流道出口更接近 IPS 原型的涡壳结构,如

图 2. 采用分区结构网格划分计算域,总网格数为 10 476,如图 3.

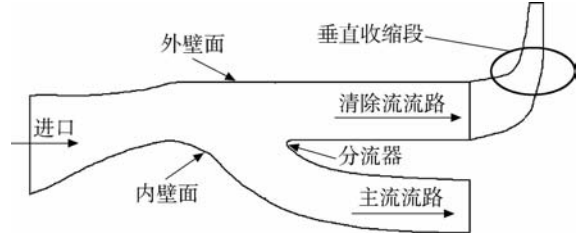


图 2 非预旋式 IPS 二维流路型面

Fig. 2 Two-dimensional sketch of the vaneless IPS

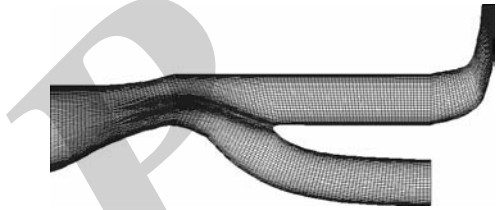


图 3 非预旋式 IPS 网格结构

Fig. 3 Mesh arrangement for the vaneless IPS

边条设置:进口总压设置为 101 325 Pa,主流出口、清除流出口均设置为流量出口,其流量由试验流量和清除比确定. 试验用砂(C 级砂、AC 粗砂)的粒径服从 Rosin-Rammler^[19] 分布. 鉴于该试验模型入口设有水平吹沙装置,本文将砂砾初始速度设定为 IPS 入口处空气的平均速度.

图 4 为主流出口流量为 2.21 kg/s (2.21 kg/s = 4.88 lb/s)、清除比为 17.15% 工况下流场的轴向速度(w)云图,可以看出分离器最外侧靠近清除流道出口处存在明显的回流区,空气从入口到主流出口的总压损失为 988 Pa. 从粒子分离器内流场的整体分布来看,主流区的气流呈轴向加速状态,清除流道外侧直至出口有回流现象,在图中竖直黑线处设置流量出口边条将导致流场收敛困难,而垂直收缩段的出现解决了出口回流问题. 图 5 为该流场的径向速度(v)云图,可看出流场存在较大的弯曲流动区域,从 IPS 入口到主流出口段,空气的径向速度先增大,后减小,然后反向增加,最后趋于零.

上述工况下 IPS 的内外壁面静压(p_s)的模拟结果(cal.)与试验数据(exp.)进行对比,如图 6 所示,说明了本文流场计算正确,图中 OD, ID 分别表示外、内壁面.

不同清除比下 AC 粗砂、C 级砂的分离效率(η)对比试验结果,如图 7、图 8 所示:基于 3 种碰

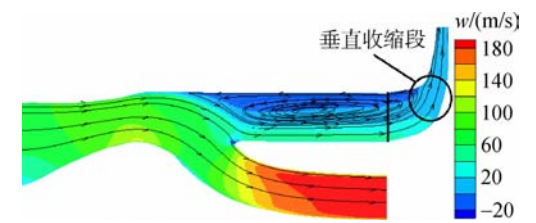


图 4 非预旋式 IPS 流场轴向速度分布

Fig. 4 Axial velocity variation for the vaneless IPS

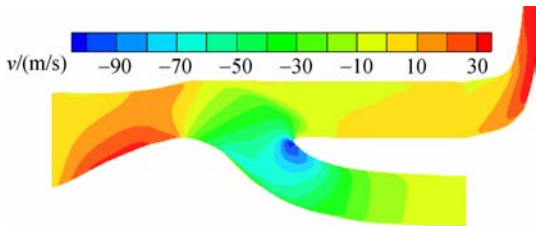


图 5 非预旋式 IPS 流场径向速度分布

Fig. 5 Radial velocity variation for the vaneless IPS

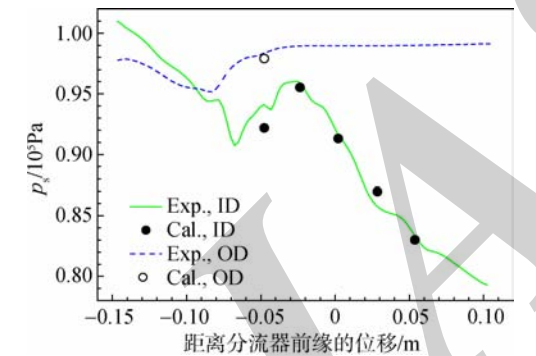


图 6 非预旋式 IPS 内外壁面静压的模拟结果

Fig. 6 Static pressure on the outside wall for the vaneless IPS

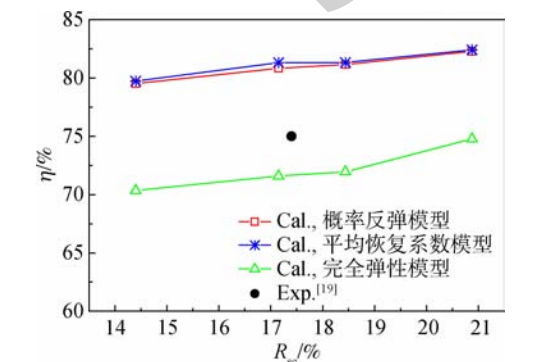


图 7 AC 粗砂分离效率模拟结果与试验结果的对比

Fig. 7 Comparison of simulational and experimental separation efficiency results for AC coarse sand

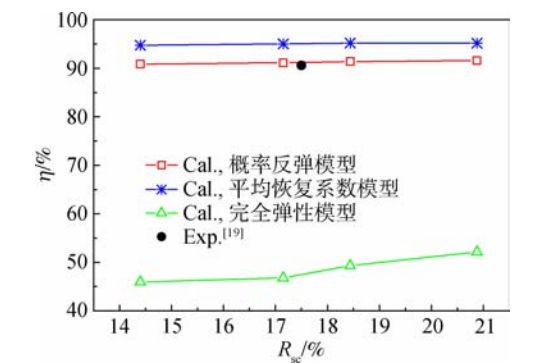


图 8 C 级砂分离效率模拟结果与试验结果的对比

Fig. 8 Comparison of simulational and experimental separation efficiency results for C-spec sand

撞模型预测的 AC 粗砂分离效率与试验结果接近,概率反弹模型与平均恢复系数模型的计算结果几乎相同;对于 C 级砂,基于平均恢复系数模型的分离效率计算值大于 95%,明显偏高(进入主流的粒子流量预测值相当于试验值的 1/2),完全弹性碰撞模型的预测结果过低,而概率反弹模型的模拟值处于两者之间,与试验值最为接近。

图 9 为基于概率反弹模型追踪的部分 $3\mu\text{m}$ 粒径粒子的轨迹,图中 d 表示粒子直径.由于 $3\mu\text{m}$ 粒子自身质量轻惯性小,其运动轨迹主要受曳力影响;因此对空气的跟随性较好,没有进入回流区也没有与固壁碰撞,另外两种碰撞模型的粒子轨迹追踪结果与图 8 相同。

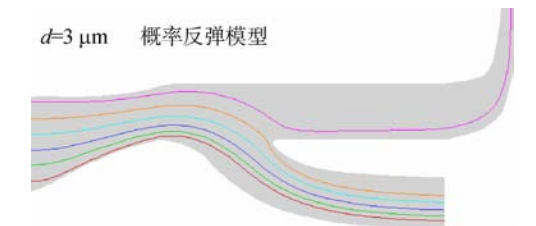


图 9 基于概率反弹模型的 $3\mu\text{m}$ 粒子追踪轨迹

Fig. 9 Particle tracks based on probabilistic bounce model for $3\mu\text{m}$ sand

图 10 为部分 $83\mu\text{m}$ 直径粒子的运动轨迹图及某一粒子部分分裂轨迹(625 条中的 60 条)的局部放大.粒子第 1 次与固壁碰撞后,向 5 个不同的方向反弹;每个反弹方向包含 5 条不同速度的粒子轨迹,在受到不同于运动方向的曳力的作用后,其轨迹逐渐分开,为了方便作图,每个反弹方向上只显示了 3 条不同速度的粒子轨迹.粒子第 2 次与固壁碰撞后,再一次分裂成数条不同运动

方向与速度的运动轨迹,图中只显示了 3 个反弹方向中的 4 条轨迹;为节省计算资源,从第 3 次与 固壁碰撞开始粒子运动轨迹不再分裂,其反弹速度 和角度按平均恢复系数计算.与之对比的是基于 平均恢复系数模型和完全弹性碰撞模型的粒子 轨迹计算结果,如图 11.可以看出,完全弹性碰撞 模型由于粒子碰壁后动能完全不受损失,反弹后 的法向速度更高,更容易远离上壁面而进入主气 流出口;而平均恢复系数模型导致粒子碰壁反弹 后,速度大小及与壁面的夹角都有明显下降,从而 在主要碰撞壁面附近富集,全部进入清除流道;概 率反弹模型的计算结果介于两者之间.

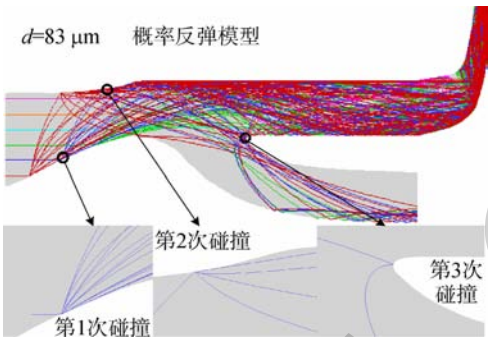


图 10 基于概率反弹模型的 83 μm 粒子追踪轨迹
Fig. 10 Particle tracks based on probabilistic bounce model for 83 μm sand

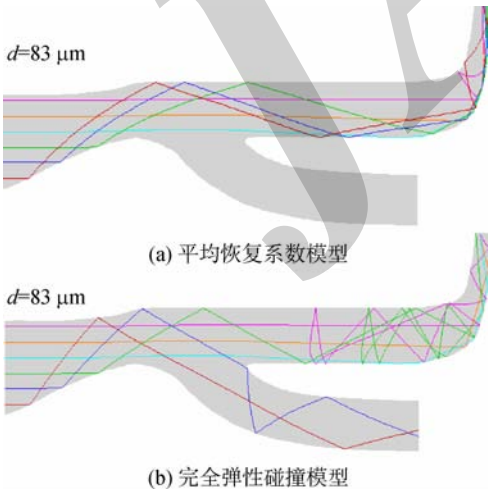


图 11 基于平均恢复系数模型和完全弹性碰撞模型的 83 μm 粒子轨迹分布
Fig. 11 Particle tracks for 83 μm sand based on deterministic particle rebound model and elastic bounce model

图 12 为基于 3 种粒壁碰撞反弹模型计算得 到的分离效率(η_w)随粒径变化规律,与文献[3]中

类似装置的计算结果基本一致:直径小于 30 μm 的粒子 3 种碰撞模型计算的分离效率没有差别, 大粒径粒子分离效率的计算结果则明显不同;主 要在于小直径粒子受空气曳力影响较大,而大粒 径粒子受粒壁碰撞反弹特性影响较大.

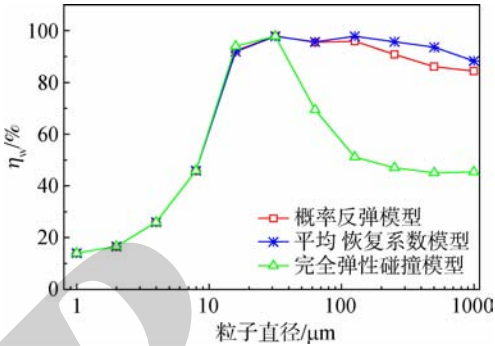


图 12 基于 3 种粒壁碰撞反弹模型的不同粒径粒子 分离效率计算结果
Fig. 12 Separation efficiency for different particle sizes based on the above three particle-wall collision bounce models

2.3 预旋式 IPS 气固两相流场三维模拟

预旋式 IPS 三维型面根据文献[19-20]中 5 lb/s(5 lb/s=2.27 kg/s)型 IPS Configuration V 的尺寸构建,周向包含 9 片预旋叶片和 9 片反预旋叶片.计算域采用周期性边界条件,覆盖 40°圆周 (含 1 个预旋叶片和 1 个反预旋叶片),如图 13.

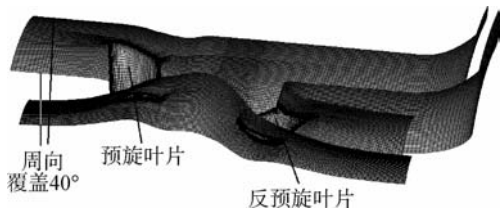


图 13 预旋式 IPS 的三维计算网格
Fig. 13 Three-dimensional mesh arrangement for the swirling IPS

在主流出口流量为 0.252 kg/s,清除比为 17.92%工况下,本文分别采用 233 421,366 639, 663 273,756 218,967 200 五种规模网格计算了主 流道的总压损失(Δp_t),如图 14 所示,当网格数 大于 30 万时,可以近似认为流场计算结果与网格 无关.

图 15 为主流出口流量为 0.252 kg/s,清除比 为 17.92%工况下计算得到的流场轴向速度(w) 分布,可看出分离器外侧靠近清除流道出口处存

在明显的回流区。其中,进口总压设置为 101 325 Pa,主流出口流量设置为 0.252 kg/s,清除流出口流量设置为 0.045 2 kg/s(清除比为 17.92%)。周向速度(u)和径向速度(v)分布如图 16、图 17 所示,IPS 内预旋叶片至反预旋叶片的空气有较大的周向速度,而 IPS 入口段至主流路则存在较强弯曲流。

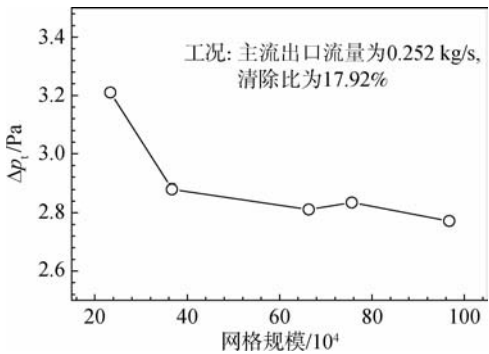


图 14 不同规模网格下主流道总压损失
Fig. 14 Effects of mesh arrangement on core pressure loss

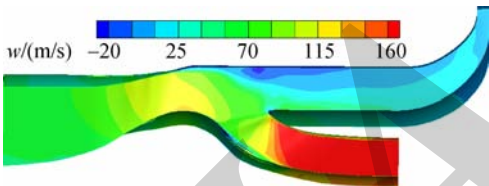


图 15 预旋式 IPS 流场轴向速度分布云图
Fig. 15 Axial velocity variation for the swirling IPS

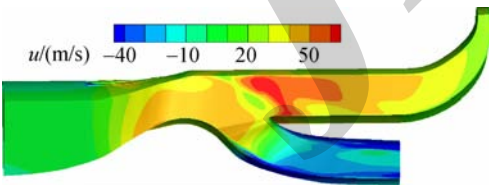


图 16 预旋式 IPS 流场周向速度分布云图
Fig. 16 Circumferential velocity variation for the swirling IPS

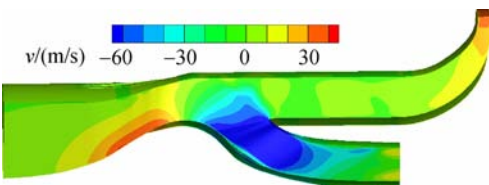


图 17 预旋式 IPS 流场径向速度分布云图
Fig. 17 Radial velocity variation for the swirling IPS

调节清除流量,得到不同清除比下 IPS 主流道的总压损失,如图 18,与试验值吻合较好。

图 19 为基于概率反弹模型和平均恢复系数模型的粒子密度(ρ)计算结果。直径为 4.5 μm 粒

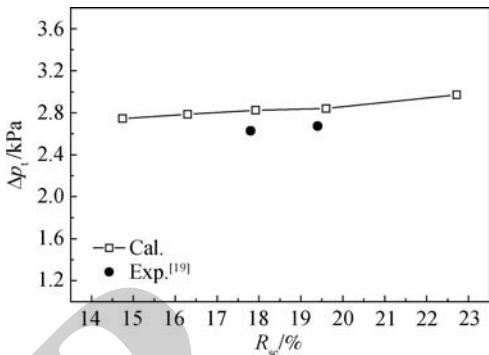
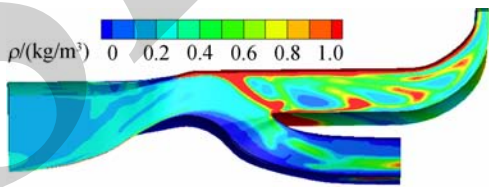
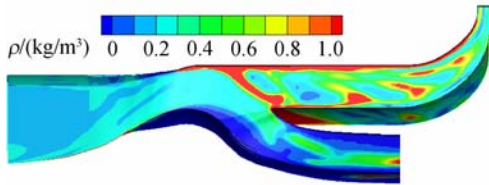


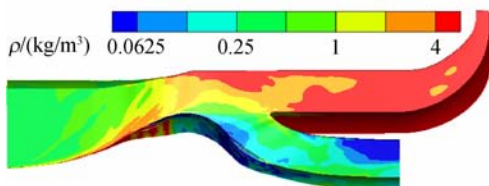
图 18 预旋式 IPS 主气流总压损失模拟结果与试验值对比
Fig. 18 Comparison of simulational and experimental core pressure losses for the swirling IPS



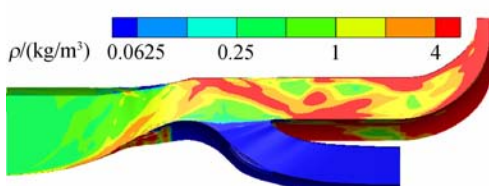
(a) $d=4.5\ \mu\text{m}$, 概率反弹模型



(b) $d=4.5\ \mu\text{m}$, 平均恢复系数模型



(c) $d=455\ \mu\text{m}$, 概率反弹模型



(d) $d=455\ \mu\text{m}$, 平均恢复系数模型

图 19 预旋式 IPS 内不同直径粒子的密度云图
Fig. 19 Density variation for the swirling IPS for different particle sizes

子基于概率反弹模型和平均恢复系数模型的密度分布计算结果几乎没有差别,粒子受离心力的作用下,主要富集于分离器外壁面。对于直径为 $455\text{ }\mu\text{m}$ 的粒子,基于平均恢复系数模型的密度云图在 IPS 外壁面至分流器附近有比较明显的运动轨迹,粒子先后与 IPS 进口内壁面,中部外壁面、分流器内壁面碰撞后几乎全部反弹进入清除流道;而基于概率反弹模型的密度云图中,粒子与 IPS 外壁面碰撞后无明显运动轨迹,密度分布相比平均恢复系数模型的计算结果更均匀,并且可以清晰地看到反弹进入主流路的粒子流。

图 20、图 21 为不同清除比下 3 种粒壁碰撞反弹模型对预旋式 IPS 中 AC 粗砂、C 级砂分离效率计算结果的影响。对于 AC 粗砂,3 种碰撞模型的计算结果相差不大,均能与试验值较好地吻合;而对于较大粒径的 C 级砂,基于平均恢复系

数模型的模拟结果明显偏高(进入主流砂砾流量的计算结果不到试验值的 $1/2$,而且清除比越大,误差越大),完全弹性碰撞模型的计算值偏低,概率反弹模型的模拟值处于两者之间,与试验结果比较接近。

3 结 论

本文对比分析了粒子与固壁碰撞/概率反弹模型与另外两种常规粒壁碰撞模型(平均恢复系数模型、完全弹性碰撞模型)对整体式非预旋/预旋 IPS 粒子分离效率预测精度的影响,得出以下结论:

1) 上述 3 种碰撞模型对 $30\text{ }\mu\text{m}$ 以下粒径粒子轨迹的追踪结果几乎没来差别,原因在于其运动轨迹主要受曳力影响;而对于自身惯性较大、运动轨迹主要受碰撞影响的大尺寸粒子,恢复系数模型预测的粒子轨迹相比概率反弹模型更趋向于贴近碰撞壁面,完全弹性模型预测的粒子轨迹则明显远离碰撞壁面。

2) 无论是非预旋 IPS 还是预旋 IPS,AC 粗砂(粒子直径较小)分离效率主要受其内流场影响;3 种粒壁碰撞模型的预测值因此差别不大,均能与试验值较好吻合。

3) 对于粒径较大的 C 级砂,粒壁碰撞反弹模型则是影响其分离效率预测精度的重要因素;完全弹性模型的预测结果远低于试验值,平均恢复系数模型的预测结果明显偏高,概率反弹模型的预测值介于两者之间与试验值吻合最好。概率反弹模型的计算精度优势在预旋式 IPS 中更为明显,原因是预旋式 IPS 中,粒子与预旋叶片碰撞反弹后获得绕分离器轴向旋转的速度分量,使其在自身离心力的作用下更多与分离器外壁面而不是内壁面发生碰撞,由 IPS 的几何结构可知,此时反弹粒子远离外壁面的能力成为其进入主流道还是清除流道的决定性因素。

参考文献:

- [1] Stallard P. Helicopter engine protection [J]. Perfusion, 1997, 12(4): 263-267.
- [2] 航空发动机设计手册总编委员会. 航空发动机设计手册: 第 7 册 进排气装置 [M]. 北京: 航空工业出版社, 2000.
- [3] Hamed A, Jun Y D, Yeuan J J. Particle dynamics simulations in inlet separator with an experimentally based bounce model [J]. Journal of Propulsion and Power, 1995, 11(2): 230-235.
- [4] Tabakoff W, Balan C. A study of the surface deterioration

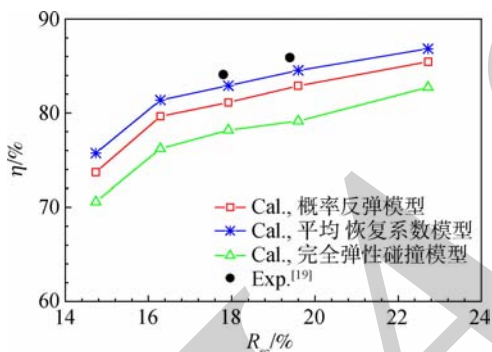


图 20 预旋式 IPS 对 AC 粗砂分离效率模拟结果与试验的对比

Fig. 20 Comparison of simulational and experimental separation efficiency for the swirling IPS for AC coarse sand

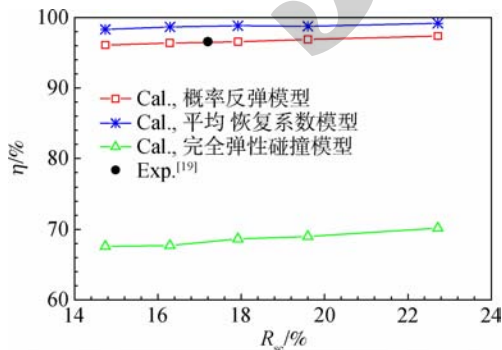


图 21 预旋式 IPS 对 C 级砂分离效率模拟值与试验值对比

Fig. 21 Comparison of simulational and experimental separation efficiency for the swirling IPS for C-spec sand

due to erosion[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1983, 105(4): 834-839.

[5] Tabakoff W, Malak M F, Hamed A. Laser measurements of solid-particle rebound parameters impacting on 2024 aluminum and 6Al-4V titanium alloys[J]. AIAA Journal, 1987, 25(5): 721-726.

[6] Tabakoff W, Hamed A, Murugan D M. Effect of target materials on the particle restitution characteristics for turbomachinery application[J]. Journal of Propulsion and Power, 1996, 12(2): 260-266.

[7] Hamed A, Kuhn T P. Effects of variational particle restitution characteristics on turbomachinery erosion[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1995, 117(3): 432-440.

[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): 22006. 1-22006. 9.

[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]. Nangjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2007. (in Chinese)

[10] 黄志. 分叉流道中气固两相流动的实验研究和数值模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2008.

HUANG Zhi. The experiment research and numerical simulation of the gas-solid two phases flow in furcated duct[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2008. (in Chinese)

[11] 安德森. 计算流体力学基础及应用[M]. 吴颂平, 刘赵森, 译. 北京: 机械工业出版社, 2007.

[12] Wallin S, Johansson A. An explicit algebraic Reynolds stress model for incompressible and compressible turbulent flows[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2000, 403: 89-132.

[13] HU Haiyang, BAI Peng, WANG Qiang. High efficient numerical simulation of infrared radiation from a hot exhaust nozzle[J]. Communication in Computational Physics, 2012, 11(4): 1182-1204.

[14] Nichols R H, Nelson C C. Wall function boundary conditions including heat transfer and compressibility[J]. AIAA Journal, 2004, 42(6): 1107-1114.

[15] 杨丹. 固体火箭发动机气-固两相流的数值模拟[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2006.

YANG Dan. Numerical simulation of two-phase flow in solid rocket motor[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2006. (in Chinese)

[16] Henderson C B. Drag coefficients of spheres in continuum and rarefied flows[J]. AIAA Journal, 1976, 14(6): 707-708.

[17] 尚庆, 沈清, 庄逢甘, 等. 超声速气流中简化微小液滴的气动力与气动热及汽化问题分析[C]//第3届全国高超声速科技学术会议论文集. 江苏 无锡: 中国力学学会, 2010: 1-12.

[18] 颜庆津. 数值分析[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2012.

[19] GE Aircraft Engine Group. Integral engine inlet particle separator: Volume 1 technology program[R]. U. S. Army Air Mobility Research and Development Laboratory, USAAMRDL-TR-75-31A, 1975.

[20] Robert J D, Bemnard S. Integral engine inlet particle separator: Volume 2 design guide[R]. U. S. Army Air Mobility Research and Development Laboratory, USAAMRDL-TR-75-31B. 1975.

[21] Ghenaiet A, Tan S C. Numerical study of an inlet particle separator[C]//Proceedings of Turbo Expo. Vienna, Austria: ASME, 2004: 269-281.

[22] Paoli F, Wang T. Numerical study of internal flow field and flow passage improvement of an inlet particle separator[J]. Frontiers in Energy, 2011, 5(4): 386-397.

(编辑: 王碧琚)