

动态旋风分离装置分离效率的理论实验研究

于 洲, 马春元*

(山东大学燃煤污染物减排国家工程实验室, 山东 济南 250061)

摘要:对普通旋风分离器进行改进,设计了一种带有旋转叶片的逆流式动态旋风分离装置,并对其分离效率进行了理论和理论计算。结合 Alexander 准自由涡模型、Barth 平衡轨道模型及 Chmielniak 和 Bryczkowski 对顺流动态旋风分离器的研究,获得了装置的理论分离效率的计算方法,并与实验中通过静电低压旋风颗粒取样器(ELPI)获得的分离效率进行了对比及修正。修正后的理论解与实验获得的分离效率偏差在 5% 以内,理论方法对装置的分离效率能够进行准确的预测,同时实验数据表明,该种设备分离效率随入口气速和旋转叶片转速的提高而增强,且该装置对于 5 μm 以上的颗粒具有较好的分离效果。

关键词:动态旋风分离器;分离效率;理论模型

中图分类号:TQ051.8

文献标志码:A

文章编号:0253-4320(2014)06-0122-04

Theoretical and experimental investigations on separation efficiency of a dynamic cyclone

YU Zhou, MA Chun-yuan*

(National Engineering Laboratory for Coal-fired Pollutants Emission Reduction, Shandong University, Jinan 250061, China)

Abstract: A kind of dynamic cyclone with rotor blades is designed in this study. The separation efficiency is studied theoretically and experimentally. The collection efficiency of the dynamic cyclone is predicted through a new theoretical approach based on Alexander's rule of quasi-free vortex, Barth's rule of equilibrium orbit and a theoretical model of down-flow cyclones introduced by Chmielniak and Bryczkowski. The verified theoretical results are compared with the experimental results got with Electrical Low Pressure Impactor. The deviation between theoretical and experimental results is less than 5%. The theoretical model shows good agreement with the experiments. The theoretical and experimental results show that the fractional efficiency is improved with the increasing of the inlet gas velocity and the rotate speed. The dynamic cyclone is characterized by high efficiency especially for the particle larger than 5 μm .

Key words: dynamic cyclone; separation efficiency; theoretical model

动态旋风分离装置是一种新型高效的机械分离装置,该装置对于 10 μm 以下微细颗粒物具有显著的分 离效果,由于其较低的装置成本和维护费用,且不带来二次污染等优势,日益成为研究热点。国外已对动态旋风分离装置进行了近 20 年的系统研究,荷兰学者 Brouwers 在 20 世纪 90 年代初期首次提出在旋风分离器上加装可高速旋转的立式管排的动态旋风分离技术,并申请了欧盟和美国专利,其随后对同心圆管、密排小管、密排三角管和密排正弦型小管的除尘效率给出了理论分析。Chmielniak 和 Bryczkowski 也独立研发了一种带有旋转叶片的单向顺流旋风分离结构,随后推导了该顺流装置的理论分离效率和装置的理论总压降,公式进行修正后与实验达到了良好的拟合效果。随后 Jiao 等^[1-2]通过实验与 CFD 相结合的方法研究了狭窄旋转叶片的形状因子、布置位置、转速和进口气速对装置的除尘效率和流场切向速度的影响。国内该领域技术研发起步

较晚,西南科技大学的陈海焱^[3]将旋风分离器的排气管改为旋转涡轮,用电机带动涡轮旋转,从而起到强化分离的作用,文中把这种技术称为涡轮除尘技术;哈尔滨工业大学的郑国等^[4]在 HG-LXBZ- $\Phi 4250$ 型分离器上加装了轴向旋流器和百叶窗,研究了二次分离对细粉分离器性能的影响;中国石油大学(北京)的陈民生^[5]、王军^[6]实验了加装竖排小管和卧排小管等部件的动态旋风分离装置。

本文中针对一种特定的旋转叶片逆流式动态旋风分离器,推导了其分离效率的理论解,并对理论解进行了适当修正,修正后的分离效率与实验分离效率最大偏差不超过 5%,满足工业生产的相关要求,因此该理论解对此种装置分离效率的预测真实可靠,具有一定的科研和应用价值。

1 实验装置和方法

实验装置如图 1 所示,右侧通过 solid aerosol

收稿日期:2013-12-16;修回日期:2014-04-08

作者简介:于洲(1989-),男,硕士生;马春元(1961-),男,博士,教授,博士生导师,研究方向为燃烧与污染,通讯联系人,0531-88399369, chym@sdu.edu.cn。

generator SAG 410 型给料机给料, 给料为济南市北郊热电厂电除尘收集灰, 表观密度为 1.77 t/m^3 , 使用之前进行烘干处理, 系统排气管接风机抽气, 使装置达到相应实验要求的进口风速, 使用 ELPI (electrical low pressure impactor) 分别测量动态旋风分离器进出口气体中不同粒径颗粒的质量分布, 从而获得对应粒径下的分级除尘效率值。该测量仪器可以获得 $0.04, 0.07, 0.12, 0.20, 0.32, 0.48, 0.76, 1.23, 1.96, 3.09, 5.16, 8.12 \mu\text{m}$ 12 组粒径下颗粒的质量分布曲线。实验装置的主要尺寸如图 2 及表 1 所示, 实验装置旋转叶片部分共有 30 片叶片, 均匀分布, 叶片厚度为 2 mm 。

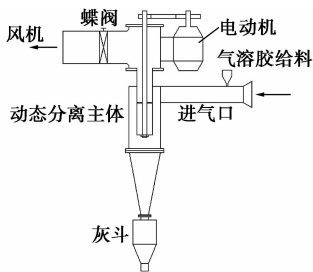


图 1 实验装置

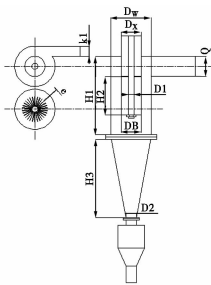


图 2 实验主体装置尺寸

表 1 实验装置主要尺寸

位置	尺寸/mm
进气口 ($a \times b$)	100 × 50
筒体长 (H_1)	400
锥体长 (H_3)	400
筒体直径 (D_w)	200
转子内径 (中心轴直径 D_1)	30
转子外径 (D_B)	120
排气管直径 (D_x)	120
锥体底部直径 (D_2)	50
叶片长 × 宽 × 高 [$(D_B - D_1)/2 \times e \times H_2$]	45 × 2 × 200

2 分离效率理论计算方法

假定存在排气管道向下延伸到旋风分离器锥体部分的虚拟柱面, 称为 CS 面, 如图 3 所示。

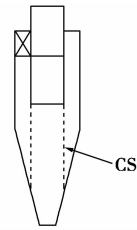


图 3 CS 控制表面

2.1 CS 面上的径向速度

假设忽略器壁附近的径向速度, 同时假设在 CS 柱面上的径向速度是均匀分布的, 则有:

$$|v_r(R_x)| \equiv v_{rCS} = \dot{v} / \pi D_x H_{CS} \quad (1)$$

对于动态旋风分离装置, 在计算 H_{CS} 高度时, 扣除叶片所占高度, 虽然在叶片外径所在的圆柱面上也有部分径向运动的气流, 但是从前期进行的数值模拟结果来看, 该部分的径向运动气流比例较小, 且是希望尽量克服的短路气流, 所以在计算 H_{CS} 高度时将该部分扣除。

2.2 器壁速度

在本实验装置采用的切入入口方式中, 气体被挤向器壁, 结果造成流通有效面积减少, 气体速度增加。Berth 引入 α 系数考虑这个因素。 α 系数定义为入口气体动量矩与沿器壁气体流动动量矩之比:

$$\alpha \equiv v_{in} R_{in} / v_{\theta w} R_w \quad (2)$$

对于矩形入口 (如图 4 所示), $R_{in} = (R_w - b/2)$, Muschelknautz 给出了 α 的关系式, 其中最简单的形式是 $\alpha = 1 - 0.4 \times (b/R_w)^{0.5}$, 上式对于矩形入口旋风分离器, 只有入口面积与出口面积的比值在 $0.9 \sim 1.8$ 才是有效的。对于本设计 α 在相应的范围内, 因此可得:

$$v_{\theta w} = [v_{in} (R_w - b/2)] / \{ [1 - 0.4 \times (b/R_w)^{0.5}] R_w \} \quad (3)$$

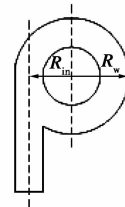


图 4 矩形切线入口结构

2.3 CS 面上的切向速度

动态旋风分离器内部流场可以认为是入口速度产生的流场与旋转叶片产生的流场的叠加。CS 面上切向速度由以上 2 部分叠加作用。

对于一般旋风分离器的切向速度场, Alexander 提出通过准自由涡模型求解旋风分离器内的切向速

度分布,公式如下:

$$v_{\theta}R^n = \text{constant} \quad (4)$$

其中, n 的经验公式由 Leith 等^[7] 推导如下:

$$n = 1 - [1 - (39.4D_w)^{0.14}/2.5](T/294.44)^{0.3} \quad (5)$$

实验过程温度为 283 K, 理论计算与实验过程温度取值保持一致。

由旋转叶片影响的流场中的切向速度可以由如下公式进行表达:

$$v_{\theta} = R_B^2\omega_p(1/R) \text{ 或 } v_{\theta} = R_B u_p(1/R) \quad (6)$$

由以上公式表示旋转叶片引起的流场切向速度实际上是一种近似的表示, 因为该公式描述的切向速度分布实际上是在黏性流动无限空间内筒体转动引起的。通过对式(4)~式(6)的整理, 可以得到指数 n 的修正 m :

$$m = \ln\{[(\dot{v}/ab)(R_w/R_B)^n + \omega_p R_B]/(\dot{v}/ab + R_B^2\omega_p/R_w)\}/\ln(R_w/R_B) \quad (7)$$

对式(7)进行无量纲化简可得下式:

$$m = \ln\{[(R_w/R_B)^n + u_p/v_{in}]/(1 + u_p R_B/v_{in} R_w)\}/\ln(R_w/R_B) \quad (8)$$

此时有:

$$v_{\theta CS} R_x^m = v_{\theta w} R_w^m \quad (9)$$

因此可求得 CS 面上的切向速度 $v_{\theta CS}$ 。

2.4 切割粒径

在离心力计算中, 气体密度和颗粒的密度相比可忽略。建立离心力和曳力的平衡方程可以得到切割粒径 d_{p50} :

$$d_{p50} = \sqrt{v_{rCS} 9\mu D_x / \rho_p v_{\theta CS}^2} \quad (10)$$

其中空气的动力黏度通过公式获得:

$$\mu = 1.724 \times 10^{-5} [380/(107 + T)] (T/273)^{3/2} \quad (11)$$

根据实验温度为 283 K, 可以求得该状态下的空气动力黏度为 $1.76 \times 10^{-5} \text{ kg}/(\text{m}\cdot\text{s})$ 。

确定切割粒径后根据 Dirgo 等^[8] 及 Overcamp 等^[9] 得到的函数来拟合分级效率计算公式, 有:

$$\eta(d_p) = 1/[1 + (d_{p50}/d_p)^n] \quad (12)$$

对于那些大尺寸旋风分离器, 内壁有衬里的旋风分离器和实验室里设计和制造的比较差的旋风分离器, 指数 n' 一般在 2~4, 从后续与实验数据的拟合情况来看, 对于本例 n' 取为 2。

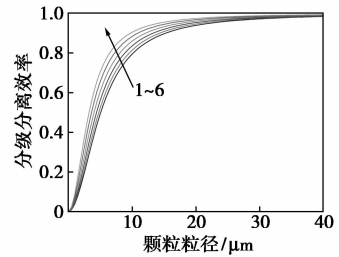
通过对以上理论分离效率与实验分离效率的比较, 理论分离效率较实验结果有较大的提高, 从而对壁面速度和指数 m 进行修正, 对于壁面速度 $v_{\theta w}$, 需要考虑叶片旋转对壁面速度的影响, 但叶片旋转所带来的切向速度与原来近壁面的速度叠加, 需要考虑相互之间的影响, 因此引入修正系数 K , 同理对于

指数 m 的修正也应考虑旋风分离器自身速度场与旋转叶片速度场叠加的修正系数 K 。 K 应随 μ_p 及 v_{in} 变化, 定义 $K = 1 - \alpha_1^{u_p/v_{in}}$, 通过与实验数据的最小二乘法偏差分析, 当 $\alpha_1 = 0.94$ 时, 取得较好的拟合效果, 此时:

$$v'_{\theta w} = v_{\theta w} + K u_p (R_B/R_w) \quad (13)$$

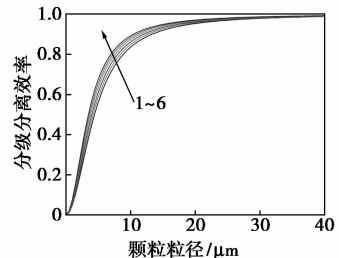
$$m = \ln\{[(R_w/R_B)^n + K(u_p/v_{in})]/[1 + K(u_p R_B/v_{in} R_w)]\}/\ln(R_w/R_B) \quad (14)$$

根据以上修正后的理论计算方法, 可得对应入口气速、旋转叶片转速和颗粒粒径下, 动态旋风分离器的分离效率。图 5 为 10 m/s 入口气速时, 转速与分离效率的关系; 图 6 为 3 000 r/min 叶片转速时, 入口气速与分离效率的关系。



转速: 1—1 000 r/min; 2—2 000 r/min; 3—3 000 r/min; 4—4 000 r/min; 5—5 000 r/min; 6—6 000 r/min

图 5 转速与分离效率的关系



入口气速: 1—10 m/s; 2—12 m/s; 3—14 m/s; 4—16 m/s; 5—18 m/s; 6—20 m/s

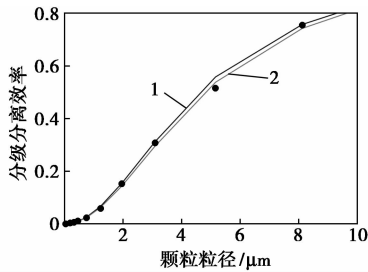
图 6 入口气速与分离效率的关系

3 结果与讨论

与传统旋风分离器相比, 动态旋风分离器最大的优势在于提高了粒径 10 μm 以下的颗粒的分离效率, 因此在后续实验数据的分析过程中, 着重分析装置各工况对 10 μm 以下颗粒的分离情况。

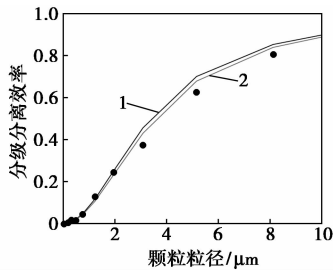
从图 7 可得, 修正模型与实验数据有更好的拟合关系, 实验数据与理论解的最大偏差经修正后从 4.3% 降低到 2.3%, 整体具有较好的拟合关系。从图 8 可得, 当进口气速提高到 20 m/s 时, 实验数据与修正模型偏差略有增大, 但未超过 5% 的工业生

产的相关要求。



1—理论模型;2—修正模型
入口风速 10 m/s, 转速 2 000 r/min

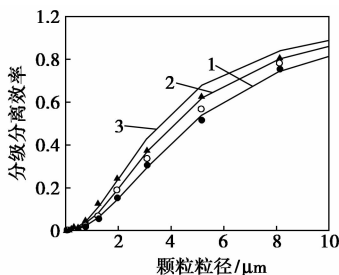
图7 实验与两种模型分离效率(工况1)



1—理论模型;2—修正模型
入口风速 20 m/s, 转速 2 000 r/min

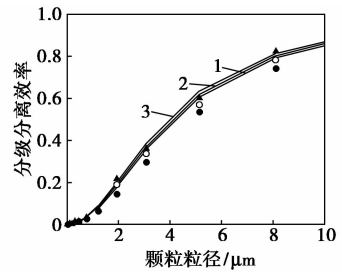
图8 实验与两种模型分离效率(工况2)

从图9可得,动态旋风分离器的分离效率随着入口风速的提高而有较大幅度的提高,这一基本规律与普通旋风分离器一致,同时从修正理论解与实验数据的拟合情况来看,随着入口风速的提高,偏差逐渐增大,但最大偏差不超过5%,同时理论分离效率在颗粒粒径 $>3\ \mu\text{m}$ 时比实验数据整体偏高, $<3\ \mu\text{m}$ 时比实验数据整体偏低。从图10中的实验数据可得,相同入口风速的情况下,增大叶片的转速分离效率逐渐提高,同时理论修正解与实验数据之间拟合良好,但理论解仍在小粒径时比实验结果偏低,在大粒径时比实验结果偏高。分析出现这种现象的原因:首先,小粒径颗粒在动态旋风分离器强旋转作用下可能出现一定程度的团聚,因此提高了分



1—10 m/s 修正模型;2—15 m/s 修正模型;3—20 m/s 修正模型
转速 2 000 r/min

图9 多种入口速度下,实验和修正模型对比



1—1 000 r/min 修正模型;2—2 000 r/min 修正模型;
3—3 000 r/min 修正模型
入口风速 15 m/s

图10 多种转速下,实验和修正模型对比

离效率;其次,动态旋风分离器实验装置底部灰斗存在少量漏气,同时在计算过程中忽略了存在的径向穿过旋转叶片的部分短路气流的影响,这使得对于大颗粒分离效率实验值比理论解偏低。

从以上实验数据不难看出,旋转叶片逆流式动态旋风分离器在适当的入口风速及叶片转速下对于粒径 $5\ \mu\text{m}$ 以上的颗粒具有较好的分离效果,分离效率与普通旋风分离器相比有大幅度的提高,分析原因主要是由于叶片的高速旋转提高了旋风分离器分离段的切向速度,从而提高了一次分离的效果,另外部分夹带小颗粒的上升气流在穿过高速旋转叶片时与叶片碰撞,在离心作用下甩出气流上升通道,达到了二次分离的效果。

4 结论

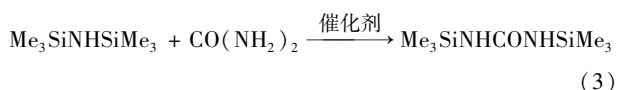
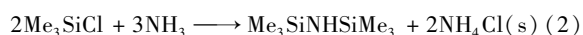
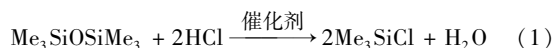
(1) 结合 Alexander 准自由涡模型、Barth 平衡轨道模型、Chmielniak 和 Bryczkowski 对顺流动态旋风分离器的研究,总结出一套适合于旋转叶片逆流式动态旋风分离器分级分离效率的理论求解方法,修正后的求解方法与实验数据偏差 $<5\%$,因此该方法将对这种设备分离效率的预测起到积极的作用。

(2) 通过对实验数据的对比分析可得,动态旋风分离器的分离效率随入口风速和叶片转速的增大而相应地提高。同时,在适当的入口风速及叶片转速下该种设备对于 $5\ \mu\text{m}$ 以上的颗粒具有较好的分离效果。

参考文献

- [1] Jiao J, Zheng Y, Sun G, et al. Study of the separation efficiency and the flow field of a dynamic cyclone[J]. Separation and Purification Technology 2006, 49(2): 157-166.
- [2] Jiao J, Zheng Y, Wang J, et al. Experimental and numerical investigations of a dynamic cyclone with a rotary impeller[J]. Chemical Engineering and Processing: Process Intensification, 2008, 47(9): 1861-1866.

首先是向废液里通氯化氢气体进行氯化反应,将 HDMO 转化为三甲基氯硅烷,简称 TMS(式 1)。然后向 TMS 溶液里通入氨气进行反应得到六甲基二硅氮烷,简称 HDMZ(式 2)。之后在 HDMZ 溶液里加入尿素进行液固反应将 HDMZ 转化成 BSU 得到产品(式 3),并将最终的废液进行精馏操作,塔顶得到共沸物,通过循环工艺返回到初始废液,塔釜得到纯甲苯。



1.2 试剂和仪器

试剂: β -内酰胺类抗生素合成废液(石药集团中润制药有限公司提供),氯化氢气体(由浓硫酸和氯化钠发生),固体催化剂[按照 m (氯化锌): m (活性炭)=1:1 自制],氨气(由浓氨水和固体氢氧化钠发生),尿素。

仪器:福立 9750 气相色谱仪,超级恒温油浴锅,恒温冷却液循环泵,英峪高科合成反应器(2 L 四口反应釜,附夹套、冷凝管和搅拌器),间歇精馏塔(有效填料段高度 1 200 mm,塔径 20 mm,内装 2 mm × 2 mm 的不锈钢环填料),真空泵,抽滤瓶,烘箱,北京泰克熔点仪,红外光谱仪。

2 合成反应

2.1 TMS 的合成

向合成反应器中加入 1.5 L(1 164.3 g) β -内酰胺类抗生素合成废液,经气相色谱测定质量分数 HDMO 54%,甲苯 46%。向废液中加入固体催化剂 5.28 g^[5],其中 n (HDMO): n (氯化锌)=1:0.005,将恒温冷却液循环泵连接到合成反应器的夹套并启动,设置恒定冰盐水温在 0℃。向反应液底部通入氯化氢气体并开启搅拌,在此低温反应 6 h 左右至废液中 HDMO 的质量分数不再减少为止。最终得

到 TMS 溶液各物质组成见表 1,本步反应 HDMO 的转化率为 76%。

表 1 TMS 溶液各物质组成

物质	TMS	HDMO	甲苯
质量分数/%	41	13	46

此处取出 10 mL TMS 溶液放置在冰盐浴中低温保存,留作合成 BSU 的催化剂^[6]。

2.2 HDMZ 的合成

将上一步合成的 TMS 溶液静置分层,从合成反应器底部放液口将水相放出。将超级恒温油浴锅连接到合成反应器的夹套并启动,设置水温为 50℃。向反应液底部通入氨气^[7],在此温度下加热回流反应 3 h 左右至溶液中 TMS 接近反应完全停止通入氨气。最终得到的 HMDZ 溶液各物质组成见表 2,本步反应 TMS 的转化率 98.7%。

表 2 HMDZ 溶液各物质组成

物质	HDMZ	TMS	HDMO	甲苯
质量分数/%	35	0.54	14.4	50

2.3 BSU 的合成

用质量分数为 10% 的 NaOH 溶液溶解氯化铵沉淀,收集有机相作反应液。称量 177.0 g 尿素,使得 n (HDMZ): n (尿素)=1:1,加入到反应液中,称量第一步取出备用的 TMS 溶液 1.7 g(1.98 mL),使 m (尿素): m (催化剂 TMS)=1:0.005。从室温开始升至甲苯沸点 110℃,同时开启搅拌,反应不断有固体析出,加热回流反应 6 h 至溶液中 HDMZ 接近反应完全,终止反应。水洗反应液,抽滤并用容器收集得到 711.36 mL(623.7 g)有机相(称新废液),取样气相色谱检测,新废液各物质组成见表 3,本步反应 HDMZ 的转化率为 98.9%。

表 3 新废液各物质组成

物质	HDMZ	HDMO	甲苯
质量分数/%	0.38	22.8	76.7

(上接第 125 页)

[3] 陈海森. 涡轮除尘技术[J]. 现代化工, 2003, 23(1): 49-51.

[4] 郑国, 吴少华, 周荣志. 二次分离对细粉分离器性能的影响[J]. 电站系统工程, 2003, 19(6): 17-18.

[5] 陈民生. 动态旋风分离器的初步研究[D]. 北京: 中国石油大学, 2002.

[6] 王军. 细粉旋风分离器的研究[D]. 北京: 中国石油大学, 2005.

[7] Leith D, Licht W. The collection efficiency of cyclone-type particle collectors—a new theoretical approach[J]. AIChE Symp Ser, 1972, 68(126): 196-206.

[8] Dirgo J, Leith D. Performance of theoretically optimized cyclones[J]. Filtration and Separation March, 1985, 22(2): 119-125.

[9] Overcamp T J, Mantha S V. A simple method of estimating cyclone efficiency[J]. Environmental Progress, 1998, 17(2): 77-79. ■