

# 轻质分散相旋流器中结构参数对分离性能的影响

赵庆国<sup>1</sup>, 刘相东<sup>2</sup>

(1. 北京工业大学环境与能源工程学院, 传热强化与过程节能教育部重点实验室, 传热与能源利用北京市重点实验室, 北京 100022; 2 中国农业大学工学院, 北京 100083)

**摘 要:** 根据计算模型的计算结果给出了轻质分散相旋流器中结构参数对旋流器分离性能的影响以及影响方式, 其中旋流器尺寸的增加将导致分离能力的降低, 具体表现为分割尺寸  $d_{50}$  与旋流器尺寸的平方根成正比; 锥段半锥角的增加也将降低旋流器的分离能力, 表现为分割尺寸  $d_{50}$  随半锥角的增加而增加, 主要的原因是在其它尺寸保持不变时, 半锥角的增加减少了锥段的分离空间, 减少了流体在锥段的停留时间; 底流口以及溢流口的尺寸是以一个组合参数的形式对旋流器的分离性能产生影响的, 这两个参数的变化不仅改变分割尺寸  $d_{50}$ , 而且改变迁移率曲线的陡度, 因此在分离固体颗粒时, 可以通过改变底流口与溢流口的尺寸来改善水力旋流器对颗粒的分级性能。

**关键词:** 水力旋流器; 分离性能; 结构参数影响; 理论预测

**中图分类号:** TQ 051. 8+ 4; TV 131. 6

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1002-6819(2004)05-0069-05

## 0 引言

轻质分散相水力旋流器是一种应用范围非常广泛的分离设备, 其潜在的应用前景很多, 如在脱脂奶生产过程中油脂与奶的分离、石油采出液中的油水分离、桔油生产过程中的油水分离与油的回收、豆油与菜子油生产过程中的油与固体混渣的分离、餐饮行业以及城镇废水中油污的脱除等, 由于其分离过程中利用了流体旋流所产生的离心力, 比传统的重力分离过程的分离效率高、分离装置占用的空间少, 因此引起了各行业研究人员的兴趣。最初对水力旋流器分离性能的系统研究起自于英国南安普顿大学的 M T Thew 所领导的研究小组<sup>[1]</sup>, 其研究结果中给出了轻质分散相水力旋流器的迁移率曲线, 据此可以计算其分离性能。但由于其研究结果只适用于特定尺寸的旋流器(这种旋流器称为 Thew 型旋流器, 已经获得专利保护), 当旋流器的各部分尺寸的相对比例与 Thew 型旋流器不同时, 就无法应用其研究结果。因此研究旋流器结构参数对分离性能的影响, 是具有很大的应用价值的。其中 Thew 的进一步实验研究证实<sup>[2]</sup>: 适当增加旋流器尾管段长度可在不提高压降的基础上明显提高分离效率, 而且进口管截面的大小也会对旋流器的分离性能产生影响; Young 及其合作者<sup>[3]</sup>则针对单锥液旋流器进行了结构尺寸优化方面的研究, 说明圆柱段长度的增加会降低分离性能, 并且分别获得了锥角、尾管段、溢流口直径、进口管直径等方面的最佳尺寸。国内学者也进行了相关方面的研究, 其中何利民<sup>[4]</sup>的实验研究表明溢流口直径的大小对分离效率有较大影响; 王尊策等<sup>[5]</sup>的试验则证实加长圆柱段、大锥段、小锥段的长度都有利于提高旋流器的分离性能; 李玉星等<sup>[6]</sup>则用 CFD 方法模拟了液液水力旋流器入口尺寸的影响, 证明增加入口面积可以降低旋流器的压

降, 但对于提高旋流器的分离效率不利。这些研究虽然都获得了某些结构参数对旋流器分离性能的影响, 但研究结果都是针对个别结构参数的影响, 而且大部分结果属于非量化的定性结论。这对于旋流器的设计是远远不够的。

旋流器的分离性能可用分割尺寸与迁移率曲线表示, 其中分割尺寸表示分离效率为 50% 时所对应的液滴直径的大小, 是对旋流器分离能力的一个粗略而简捷的表示; 迁移率曲线则表示旋流器的分离效率与液滴直径的关系, 据此可计算出任意液滴粒度分布下的实际分离效率。作者前文中<sup>[7]</sup>给出了轻质分散相单锥水力旋流器的迁移率计算模型, 并且通过与 Thew 的实验数据的回归结果进行对比证实这种计算方法能获得可靠的迁移率数据。本文在此基础上探讨单锥旋流器结构参数对迁移率曲线与分割尺寸的影响, 来说明主要的结构尺寸发生变化时迁移率曲线的陡度与分割尺寸(迁移率曲线上分离效率为 50% 时的横轴的位置)的变化情况。

## 1 单锥旋流器迁移率的计算方法

球坐标系与柱坐标系和单锥旋流器中计算用结构参数分别表示于图 1 和图 2。为了便于说明, 现将前文中得到的有关流场及迁移率计算的主要结果重述如下<sup>[7]</sup>。

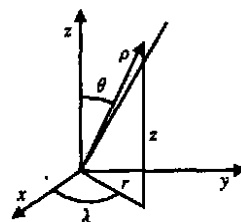


图 1 球坐标系  $(\rho, \theta, \lambda)$  与柱坐标系  $(r, \lambda, z)$   
Fig. 1 Spherical coordinate system  $(\rho, \theta, \lambda)$  and cylindrical coordinate system  $(r, \lambda, z)$

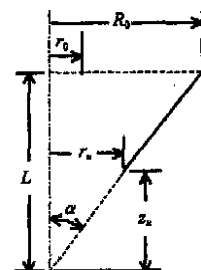


图 2 计算迁移率用旋流器结构参数  
Fig. 2 Structural parameters used for calculation of migration probability

收稿日期: 2004-01-14 修订日期: 2004-08-20

基金项目: 北京市自然科学基金的资助(8032006)

作者简介: 赵庆国, 副教授, 博士, 北京 北京工业大学环境与能源工程学院, 100022

根据 Bloor & Ingham<sup>[8]</sup> 求解旋流器内流场的方法以及对流体质点运动轨迹的分析, 针对轻质分散相水力旋流器的特点可获得旋流器内流函数的表达式

$$\varphi = \sigma^2 \{ [K - \ln \tan(\theta/2)] \sin^2 \theta - (1 - \cos \theta) \} - D(1 - \cos \theta) \quad (1)$$

其中

$$K = \frac{1}{1 + \cos \alpha} + \ln \tan(\alpha/2) \quad (2a)$$

$$D = \frac{1 - F}{1 - \cos \alpha} \quad (2b)$$

$$\sigma = \frac{D}{\gamma_u(1 + \cos \theta_u) \ln [\tan(\alpha/2)/\tan(\theta_u/2)]} \quad (3)$$

式中  $\varphi$ ——以  $Q/2\pi$  为基准的无因次流函数;  $Q$ ——进口流体的流量;  $F$ ——分流比(表示溢流口流量与进口流量的比值);  $\gamma = \rho/R_0$  为无因次坐标;  $\gamma_u = \sqrt{z_u^2 + r_o^2}/R_0 = \sqrt{\zeta_u^2 + \eta_u^2}$ ;  $\zeta_u = z_u/R_0 = r_u/(R_0 \tan \alpha)$ ;  $\eta_u = r_o/R_0$ ;  $\eta_u = r_u/R_0$ ;  $\theta_u = \arctan(r_o/z_u) = \arctan(\eta_u/\zeta_u)$ 。其中  $\rho, r$  分别为球坐标系与柱坐标系中的径向坐标,  $z$  为柱坐标系中的轴向坐标,  $\theta, \lambda$  为球坐标系中的角度与方位角, 柱坐标系中的角度也用  $\lambda$  表示,  $R_0, r_o, z_u, r_u, \alpha$  见图 2 所示。

以  $vel = Q/2\pi R_0^2$  为基准对柱坐标系中的各流速分量进行无因次化后得到的无因次流速分量分别为

$$\text{径向 } u = -2\sigma \frac{1 - \cos \theta}{\sin \theta} - \frac{D}{\gamma^2} \sin \theta \quad (4)$$

$$\text{轴向 } w = 2\sigma [K - 1 - \ln \tan(\theta/2)] - \frac{D}{\gamma^2} \cos \theta \quad (5)$$

$$\text{切向 } v = \frac{\sqrt{(V/vel)^2 + 2\sigma[\varphi + (1 - F)]}}{\gamma \sin \theta} \quad (6)$$

分散相液滴的流速等于连续相流体质点的速度与 Stokes 速度之和

$$\text{径向 } u_d = u + st \cdot vel \cdot \frac{d^2}{r} v_d^2 = u + Hy \left( \frac{d}{d_{50}} \right)^2 \left( \frac{1}{\eta} \right) v_d^2 \quad (7)$$

$$\text{轴向 } w_d = w \quad (8)$$

$$\text{切向 } v_d = v \quad (9)$$

式中  $st = (\rho_c - \rho_d)/18\mu$  为物性参数的组合参数;  $\rho_c, \rho_d$ ——分别为连续相与分散相的密度;  $\mu$ ——连续相的粘度;  $d_{50}$ ——分离效率为 50% 时对应的分散相颗粒的粒度;  $\eta$ ——柱坐标系中的无因次径向坐标,  $\eta = r/R_0$ ;

$Hy = st \cdot vel \frac{d_{50}^2}{R_0} = \frac{Q(\rho_c - \rho_d)d_{50}^2}{36\pi\mu R_0^3}$ , 为本文中定义的旋流器数。

有了流函数(1)式及流速分量(7)~(8)式后即可计算流体质点的运动轨迹:

$$\frac{dz}{dr} = \frac{d\zeta}{d\eta} = \frac{w_d}{u_d} \quad (10)$$

分离效率或迁移率的计算过程如下:

- 1) 首先根据(1)~(3)式在锥顶部截面计算满足  $Qr = r_i, z = R_0/\tan \alpha = F$  的径向距离坐标  $r_i$ ;
- 2) 根据  $r_i$  来计算进口截面平均轴向流速  $W$ :

$$W = \frac{Q}{\pi(R_0^2 - r_i^2)};$$

3) 根据  $\sigma = -\frac{\pi R_0^3 V^2}{QW}$  来确定进口截面最大切向流速  $V$ , 则

$$V = \sqrt{-\frac{\sigma V Q}{\pi R_0^2}} = \sqrt{-2\sigma vel} = 2vel \sqrt{\sigma/[1 - (r_i/R_0)^2]}$$

4) 利用(4)~(9)式, 对任一直径为  $d$  的液滴, 根据(10)式计算分散相流体的轨迹。计算起点从  $n$  点( $r = r_o, z = z_u$ )开始, 可计算分散相流体质点在  $z = L$  截面的径向坐标  $r_n$ , 则分离效率为

$$\epsilon = Qr = r_i, z = L - Qr = r_n, z = L = F - Q_n$$

折算分离效率为

$$\epsilon = \frac{\epsilon - F}{1 - F} = -\frac{Q_n}{1 - F}$$

改变液滴直径  $d$ , 重复上面的计算过程, 即可得到迁移率或折算迁移率曲线。

## 2 旋流器结构参数对迁移率的影响

单锥旋流器的结构参数包括溢流口半径  $R_0, r_o, r_u$  和  $\alpha$ 。对分离轻质分散相的旋流器来说, 溢流口尺寸要小于底流口尺寸。

### 2.1 旋流器半径 $R_0$ 对迁移率的影响

由于  $vel = \frac{Q}{2\pi R_0^2}$  可定性代表流体在旋流器内的平均(轴向)流速, 是对旋流器内离心力场强度的表征, 所以讨论旋流器的放大效应( $R_0$  的影响)时必须保证这个参数不变, 否则对比的基准就不一样, 讨论的结果也就没有任何实际意义。

在此条件下, 考察前面计算用诸式可知, 如果旋流器的结构尺寸间的相对比例关系不变, 则  $R_0$  变化后只会对(7)式中的  $u_d$  产生影响。如果我们用分离效率与  $d/d_{50}$  之间的关系来表示迁移率, 则改变  $R_0$  后对迁移率的影响的方式是以旋流器数  $Hy = \frac{Q(\rho_c - \rho_d)d_{50}^2}{36\pi\mu R_0^3}$  的形式产生作用的。但如果  $R_0$  改变后我们调节  $d_{50}$  使旋流器数保持不变, 则计算的迁移率结果(用分离效率与  $d/d_{50}$  之间的关系来表示)就会保持不变。因此旋流器半径  $R_0$  对迁移率的影响方式必然是

$$Hy = \frac{(\rho_c - \rho_d)Qd_{50}^2}{36\pi\mu R_0^3} = st \cdot vel \cdot d_{50}^2/R_0 = const \quad (11)$$

由此可见, 旋流器的尺寸  $R_0$  越大, 则  $d_{50}$  必然越大, 旋流器的分离能力降低。因此, 如果不考虑压降的大小, 则从分离效率的角度来说, 应该采用比较小型的旋流器。

### 2.2 半锥角 $\alpha$ 对迁移率的影响

由于  $\alpha$  对很多参数及变量都有影响, 因此  $\alpha$  与迁移率的关系必须通过计算结果进行说明。从物理概念上来说, 当其他参数不变而只增大锥角时, 锥体部分的高度减小, 流体在旋流器内的停留时间减小, 分离效率必然降低, 分割尺寸  $d_{50}$  也必然增大。下面计算所依据的参数

为

$$vel = 2 \times 10^{-3} / (2\pi \times 0.0175^2) = 1.0394 \text{ m/s}$$
$$st = (1010 - 865.4) / (18 \times 6.66610^{-4}) = 1.2051 \times 10^4 \text{ s/m}^2$$
$$F = 10\%$$
$$R_0 = 17.5 \text{ mm}$$
$$\eta_l = 0.5$$
$$\eta_b = 0.1714$$

图 3 所示为 3 种半锥角下的迁移率曲线的对比, 从图中可知, 随着  $\alpha$  的增大, 相同液滴尺寸下的迁移率(分离效率)明显降低,  $d_{50}$  明显增大, 这与前面的分析完全相同。  $d_{50}$  随  $\alpha$  的变化情况见图 4 所示, 其中的实线为拟合曲线, 可表示为

$$d_{50} = -4.45155 \times 15^{-5} \alpha^4 + 4.46216 \times 10^{-3} \alpha^3 - 0.182062 \alpha^2 + 4.35500 \alpha + 8.48062$$
$$0.5 \leq \alpha \leq 40$$
$$(12)$$

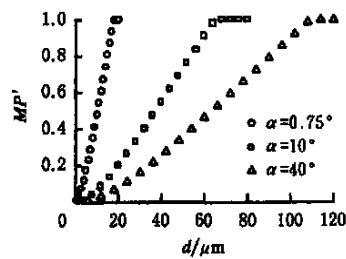


图 3 不同半锥角条件下的迁移率曲线  
Fig 3 Migration probability under different semi-cone-angles

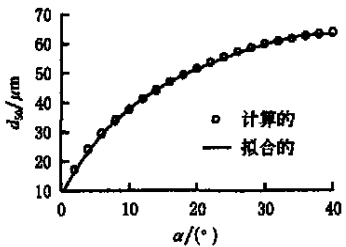


图 4 分割尺寸  $d_{50}$  与半锥角  $\alpha$  的关系  
Fig 4 Cutting size  $d_{50}$  vs semi-cone-angle  $\alpha$

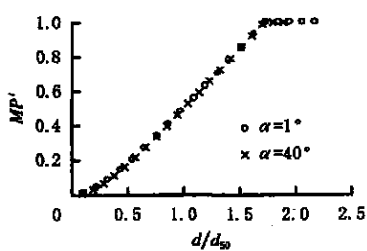


图 5 不同半锥角下的折算迁移率  $MP$  与无因次液滴直径  $d/d_{50}$  之间的关系

Fig 5 Reduced migration probability  $MP$  vs dimensionless droplet diameter  $d/d_{50}$  under different semi-cone-angles

图 5 为半锥角  $\alpha = 1^\circ \sim 40^\circ$  时折算迁移率  $MP$  与无因次液滴直径  $d/d_{50}$  之间的关系。可以明显看出, 不同  $\alpha$  时的曲线完全重叠。因此可以得出结论: 半锥角  $\alpha$  对迁移率的影响只表现在分割尺寸  $d_{50}$  与  $\alpha$  之间的关系上, 而对无因次迁移率曲线  $\Delta = d/d_{50} \sim MP$  之间的关系并不产生影响。

2.3 底流口尺寸  $\eta_b (= r_b/R_0)$  和溢流口尺寸  $\eta_l$  对迁移率的影响

根据前面的各种关系可知底流口尺寸  $\eta_l$  和溢流口尺寸  $\eta_b$  对迁移率的影响只表现在影响  $\sigma$  的大小, 设  $\sigma = GD$ , 由(3)式可知

$$G = \frac{1}{\gamma_u^2 \{ [K - \ln \tan(\theta_u/2)] (1 + \cos \theta_u) - 1 \}}$$

所以欲研究  $\eta_l$  和  $\eta_b$  对迁移率的影响, 只需考察  $G$  发生变化时迁移率的变化情况即可。

2.3.1 结构参数  $G$  的变化范围

为了确定合适的  $G$  的变化范围, 我们取  $\eta_l$  的变化范围为  $0.2 \sim 0.8$ ,  $\eta_b$  的变化范围为  $0.05 \sim 0.8$ , 取  $\alpha = 20^\circ$ ,  $R_0 = 17.5 \text{ mm}$ 。在这样的范围内确定  $G$  的变化范围, 计算的结果(计算过程略)见表 1 所示。

表 1  $\eta_l$ 、 $\eta_b$  和  $G$  的变化范围

Table 1 Ranges of  $\eta_l$ ,  $\eta_b$  and  $G$

$\eta_l$	$\eta_b$	$G$
0.2	0.05	1.20012
0.2	0.16 (= 0.8 $\eta_b$ )	7.16166
0.8	0.05	$3.752952 \times 10^{-2}$
0.8	0.84 (= 0.8 $\eta_b$ )	0.447604

图 6 和图 7 给出了  $\eta_l$  固定时  $\eta_b$  与  $G$  之间的关系以及  $\eta_b$  固定时  $\eta_l$  与  $G$  之间的关系。从这两个图中可以看出, 当  $\eta_l$  和  $\eta_b$  两个参数只有一个变化时, 参数  $G$  均随其单调变化, 因此可以认为表 1 中的数据代表了  $\eta_l = 0.2 \sim 0.8$ ,  $\eta_b = 0.05 \sim 0.8$  范围内  $G$  的可能变化范围。

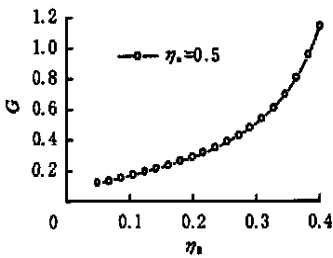


图 6  $\eta_l$  固定时  $G$  与  $\eta_b$  之间的关系  
Fig 6  $G$  vs  $\eta_b$  at fixed  $\eta_l$

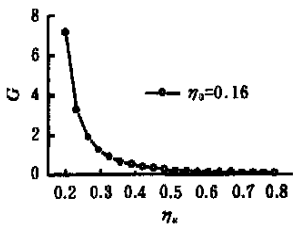


图 7  $\eta_b$  固定时  $G$  与  $\eta_l$  之间的关系  
Fig 7  $G$  vs  $\eta_l$  at fixed  $\eta_b$

3.3.2  $G$  对迁移率的影响

虽然上面确定的  $G$  的计算范围为 0.038~7.16, 但这个范围不一定合理, 原因是溢流口直径与底流口直径之间的相对大小与分流比密切相关, 在一定的分流比下 (此处的分流比为  $F = 10\%$ ), 如果溢流口直径与底流口直径之间的比值太小或过大, 则与分流比的大小就可能不匹配。从计算的角度来说, 如果溢流口直径与底流口直径之间的比值与分流比不匹配, 则计算过程无解, 因此在正式计算之前需首先确定实际可能的  $G$  的范围, 经计算, 与上面范围最接近、与所选择的分流比能够相匹配的实际范围为  $G = 0.12 \sim 1.2$ 。

图 8 为不同  $G$  值时的迁移率  $MP$  与液滴  $d$  之间的关系, 显然  $G$  对迁移率的影响很大, 当  $G$  从 0.12 变至 1.2 时,  $d_{50}$  从 114.51  $\mu\text{m}$  变至 9.83  $\mu\text{m}$ 。为了进一步检验参数  $G$  对迁移率的影响, 图 9 给出了迁移率  $MP$  与无因次直径  $d/d_{50}$  之间的关系, 从图中可以看出,  $G$  的变化对  $MP \sim d/d_{50}$  之间的关系有影响, 随着  $G$  的增加,  $MP \sim d/d_{50}$  之间的关系曲线变陡, 这种情况与改变半径  $R_0$  和半锥角  $\alpha$  时的情况明显不同:  $R_0$  和  $\alpha$  的改变只影响  $d_{50}$  的大小而不改变  $MP$  与  $d/d_{50}$  之间的曲线关系, 而  $G$  的改变则同时影响  $d_{50}$  以及  $MP$  与  $d/d_{50}$  之间的曲线关系的形状, 因此在考察旋流器结构参数对迁移率曲线的影响时, 不可能将所有的结构参数与迁移率曲线之间的关系用一个简单关联式来进行关联。

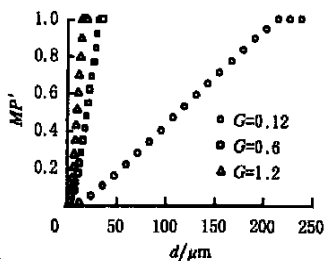


图 8  $G$  不同时折算迁移率  $MP$  与液滴直径  $d$  之间的关系  
Fig. 8 Reduced migration probability  $MP$  vs  $d$  at different  $G$  values

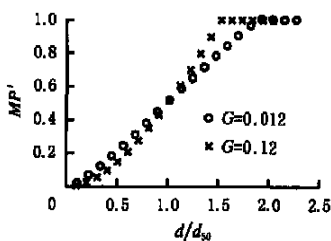


图 9  $G$  不同时折算迁移率  $MP$  与无因次液滴直径  $d/d_{50}$  之间的关系  
Fig. 9  $MP$  vs  $d/d_{50}$  at different  $G$  values

图 10 给出的是分割尺寸  $d_{50}$  随参数  $G$  的变化情况, 其中的关系可表示成

$$d_{50} = 1/(-7.66646 \times 10^{-4} G^3 + 4.71678 \times 10^{-3} G^2 + 8.10923 \times 10^{-2} G - 9.89938 \times 10^{-4}) \quad (13)$$

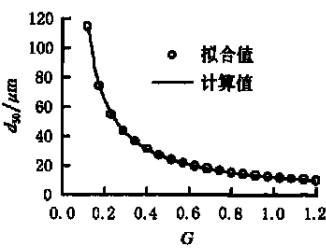


图 10  $d_{50}$  与  $G$  之间的关系  
Fig. 10  $d_{50}$  vs  $G$

3 结果与讨论

根据前面的分析与计算结果可知, 水力旋流器的分离能力随旋流器尺寸的增加而降低 ( $d_{50}$  随  $R_0$  的增加而增大), 这与前人的实验结果也非常一致<sup>[3]</sup>, 根据这一点, 如果不考虑能耗问题, 则在设计旋流器时采用小型旋流器的组合模块化结构应该是一种提高旋流器分离能力的有效途径, 本文的分析则从理论上证实了这种规律。

旋流器的分离能力随半锥角的增加而降低, 这与我们们的直观概念一致, 因为当其它结构尺寸保持不变时, 半锥角的增加减小了旋流器的分离空间以及流体在锥段的停留时间, 从而导致分离效率下降。

当  $r_o$  增加或  $r_u$  减小时都使参数  $G$  增大,  $G$  的增加导致分离能力的提高 (主要表现为  $d_{50}$  减小), 也就是说, 增加溢流口尺寸与减小底流口尺寸都可以提高旋流器的分离效率, 这主要是因为增加了两相流体在进口与底流口之间的阻力、减小进口与溢流口之间的阻力而致。根据这种结论, 可以通过改变底流口与溢流口的尺寸来改变旋流器的分离性能, 然而在实际设计水力旋流器时, 必须注意底流口尺寸的减小或溢流口尺寸的增加虽然可以提高分离性能, 但同时也增加了溢流口流体中重质流体 (密度较大的流体) 的比例, 因此根据溢流口流体中轻质流体 (密度小的流体) 的浓度情况, 有可能需要进一步的分离, 从而增加总的分离费用, 特别是在轻质流体为回收用的流体时, 这种情况更加明显。因此本文的计算结果虽然能证实溢流口尺寸与底流口尺寸对分离性能的影响, 但是在考虑通过改变这两个尺寸来改善分离效率时, 必须综合考虑整个分离系统中的所有可能产生的后果。

必须说明的是, 因为本文计算所依据的模型中没有限定轻质分散相是流体颗粒还是固体颗粒, 因此本文的计算方法与结论完全等同地适用于轻质分散相为固体颗粒或流体颗粒的场合 (根据 Thew 的实验研究结果, 应用于固体颗粒时由于固体颗粒自身形状的不规则性, 应该在实测的固体颗粒直径的基础上加一个修正系数作为实际的计算用颗粒直径, 本文的计算结果中假定所提到的分散相颗粒直径是已经经过修正的计算用颗粒直径)。

根据本文的计算结果, 调整底流口与溢流口的大小, 不仅可以改变  $d_{50}$  的大小, 而且可以改变迁移率曲



线中的陡度, 这一点在水力旋流器的分离性能中具有特殊的意义: 如果分离的分散相颗粒是固体颗粒, 而且我们要得到的是不同尺度的固体分级颗粒, 则通过调整溢流口与底流口的尺寸就可以获得不同的分级性能。

#### [参 考 文 献]

- [1] Colman D A, Thew M T. Correlation of separation results from light dispersion hydrocyclones[J]. Chem Eng Res Des, 1983; 61: 233- 240
- [2] Nezhati K, Thew M T. Aspects of the performance and scaling of hydrocyclones for use with light dispersions [A]. Paper G1 Presented at 3rd Int Conf on Hydrocyclones[C], Oxford, U K, 1987, 167- 180
- [3] Young G A B, Wakley W D, et al. Oil/water separation using hydrocyclones: an experimental search for optimum dimensions[J]. J Pet Sci Eng, 1994, 11(1): 37- 50
- [4] 何利民. 除油水力旋流器溢流口结构试验研究[J]. 化工机械, 2000, 27(4): 193- 196
- [5] 王尊策, 赵立新, 李 枫, 等. 液液水力旋流器流场特性与分离特性研究(六)——结构参数对分离特性的影响[J]. 化工装备技术, 2000, 21(1): 14- 16
- [6] 李玉星, 张劲松, 冯叔初, 等. CFD 在液液水力旋流器入口结构及尺寸优化中的应用[J]. 化工机械, 2002, 29(1): 11 - 14
- [7] Zhao Q ingguo, Ma Chongfang. Theoretical predictions of migration probabilities of liquid-liquid hydrocyclones separating light dispersions[J]. Chinese Journal of Chemical Engineering, 2002, 10(2): 183- 189
- [8] Bloor M I G, Ingham D B. The flow in industrial cyclones [J]. J Fluid Mech, 1987, 178: 507- 519

## Effects of structural parameters on the separating capacities of single-cone light dispersion hydrocyclones

Zhao Q ingguo<sup>1</sup>, Liu Xiangdong<sup>2</sup>

(1. College of Environmental and Energy Engineering, Beijing Polytechnic University, Beijing 100022, China;

2. College of Engineering, China Agricultural University, Beijing 100083, China)

**Abstract:** The effects of structural parameters on the separating capacities of single-cone light dispersion hydrocyclones were theoretically predicted based on the previously developed computational model. The analysis reveals that the capacity of a hydrocyclone decreases with its dimension in the manner of  $d_{50} \propto [KF(R_0/KF)]$  while keeping the hydrocyclone number constant. The increase in the semi-cone-angle, according to the calculated results, also leads to the increase in  $d_{50}$ . However, both variations in  $R_0$  and semi-cone-angle does not change the relationship of the reduced migration probability versus the dimensionless particle diameter  $d/d_{50}$ . In comparison, the diameters of underflow and overflow orifices affect the separating capacity of hydrocyclones in different manners. They change the cutting size  $d_{50}$ , and also the slope in the migration probability curve  $MP \propto d/d_{50}$ . The latter can be used to improve the particle-classifying characteristics of hydrocyclones when low-density solid particles are separated from overflow streams.

**Key words:** hydrocyclone; separating characteristics; effects of structural parameters; theoretical predictions