

半椭圆管盘式涡轮搅拌桨气-液分散特性

张新年¹, 刘新卫², 包雨云¹, 高正明¹

(1. 北京化工大学化学工程学院, 北京 100029; 2. 北京化工大学机电工程学院, 北京 100029)

摘要:在直径为0.476 m的椭圆底搅拌槽中,采用半椭圆管盘式涡轮桨,研究桨径与槽径比 D/T 变化(分别为0.28, 0.33, 0.4及0.5)对气液两相体系中临界分散、通气功率和气含率的影响。结果表明,对于 D/T 较小的搅拌桨,采用由载气到气泛测得的泛点比气泛到载气测得的泛点明显滞后,但随 D/T 增大泛点滞后现象消失;在相同通气量下, D/T 对相对功率需求(P_g/P_0)的影响不大;功率消耗相同时,低通气量时气含率随 D/T 增大略有增大,但高通气量时恰好相反。研究结果及泛点、通气功率、气含率关联式对工业气液搅拌反应器设计操作具有参考价值。

关键词:搅拌槽;半椭圆管盘式涡轮桨;气泛;通气功率;气含率

中图分类号: TQ027.32 **文献标识码:** A **文章编号:** 1009-606X(2008)03-0444-05

1 前言

气液搅拌反应器在工业中的应用很广泛,几十年来对搅拌槽内气-液两相分散特性已进行了广泛研究。近年来的研究热点从传统 Rushton 涡轮桨转变到新开发的管叶涡轮桨,如美国 Chemineer 公司的 CD-6, BT-6, 英国 ICI 公司的 ICI Gasfoil 等^[1-7]。半椭圆管盘式涡轮桨(Half Elliptical Blades Disk Turbine, HEDT)是北京化工大学在 BT-6 的基础上改进而成的,与传统 Rushton 涡轮桨相比, HEDT 涡轮桨具有如下优点:载气能力明显提高,分散和传质能力改善,由于通气而造成的搅拌功率下降程度减小等,既适用于气-液两相体系的气液分散,也适用于气-液-固三相体系在通气条件下的固液悬浮操作^[8-10]。

目前,对 Rushton 涡轮桨、四斜叶桨等的气液分散性能研究较为充分,包括搅拌桨直径对流体学性能影响的研究等。Nienow 等^[11]研究了 Rushton 涡轮桨的气泛特性,得出了包含 D/T 影响的关联式;Greaves 等^[12]和 Yung 等^[13]研究了水-空气系统中 Rushton 涡轮桨直径($D/T=0.225\sim 0.45$)对通气功率和气含率的影响;Rewatkar 等^[14]研究了相同体系中不同直径四斜叶桨的气含率特性。但至今对新型半椭圆管盘式涡轮桨的研究尚不充分,尤其是对于桨叶结构参数如搅拌桨直径、桨叶长度等改变对其气液分散特性的影响仍需进行深入研究^[6,7]。对搅拌桨叶结构参数进行优化对新型桨的工艺设计及机械设计均有十分重要的意义。

本工作采用径向流型的 HEDT,首次较系统地研究了 HEDT 桨直径改变对搅拌槽内气-液分散特性包括气液临界分散状态、通气搅拌功率及气含率等的影响,得

出对工业设计有参考价值的关联式,为半椭圆管盘式涡轮桨的工业设计和应用提供有益参考。

2 实验装置及测试方法

实验在图 1 所示的椭圆底有机玻璃搅拌槽中进行。搅拌槽直径 $T=0.476$ m,液位高度 $H=0.5$ m。槽内均布四块挡板,挡板宽约为 $T/10$ 。搅拌槽底部安有不锈钢制环形气体分布器,环形圈径为 0.152 m,分布环距槽底约为 $T/3$ 。

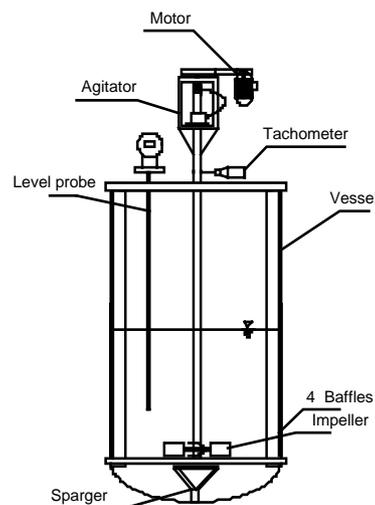


图1 实验装置图
Fig.1 Scheme of the experimental apparatus

实验用搅拌桨为 HEDT,见图 2,主要尺寸见表 1,搅拌桨距槽底距离 $C=0.4T$ 。实验中 HEDT 桨旋转方向为叶片凹面迎向流体,在纯液相体系中的功率准数约为 2.2。

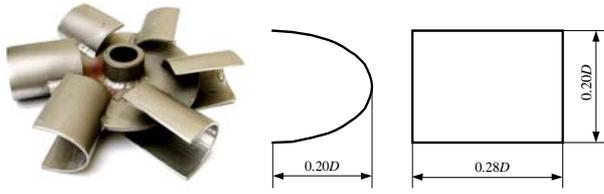


图 2 HEDT 桨
Fig.2 HEDT impeller

表 1 实验采用搅拌桨尺寸
Table 1 Impeller dimensions

Diameter, D (m)	D/T
0.135	0.28
0.158	0.33
0.190	0.40
0.238	0.50

Note: T is tank diameter.

实验采用去离子水为液相, 压缩空气为气相. 空气的流量通过转子流量计计量, 气量范围为 $0\sim 30\text{ m}^3/\text{h}$, 对应表观气速 V_s 范围为 $(0\sim 4.68)\times 10^{-2}\text{ m/s}$; 利用扭矩传感器测定扭矩, 计算轴功率消耗, $Re=(0.7\sim 3.5)\times 10^5$; 采用雷达液位计(Krohne BM100A, 德国)分别测定通气前后搅拌槽内液位, 并通过式(1)计算体系的总气含率:

$$\varepsilon = \frac{H_g - H_0}{H_g - H'} \quad (1)$$

其中, ε 为通气后的气含率, H_g 为通气后搅拌槽内液位(m), H_0 为通气前搅拌槽内液位(m), H' 为椭圆底槽体按平底槽体计算时的修正系数, 本实验装置 $H'=0.040\text{ m}$.

3 结果与讨论

3.1 临界分散

搅拌槽内发生气泛现象时, 气体将搅拌桨包裹住并直接沿轴向上升到液面而不能被分散到搅拌槽内叶轮区以外的其他区域, 此时气体在液相中不能充分分散. 临界分散转速是指在一定通气量时, 气泛现象消除、气泡恰好能水平到达槽壁时的搅拌转速, 即泛点转速. 临界分散转速越小, 说明搅拌器的载气能力越大. 泛点的判定有很多方法, 不同的测量方法所得结果也有差别^[15]. 本工作采用目测观察与功率曲线测定相结合的方法, 在搅拌转速一定时, 分别测定逐渐增大通气量由载气到气泛>Loading-Flooding, L-F)和逐渐减小通气量由气泛到载气(F-L)两个过程的泛点转速.

图 3 所示为 $D/T=0.33$ 的搅拌桨在一定转速下的相对功率需求(P_g/P_0 , P_0 为不通气时功率消耗, P_g 为通气时功率消耗)-通气准数曲线图, 图中曲线的阶跃点即为泛点. 实验结果表明, 功率-通气准数曲线判定方法同目测

观察到的气泛现象相符. 由图可见, 增大气量(L-F)与减小气量(F-L)两个过程所测得的泛点并不相同, 减小气量(F-L)过程中测得的泛点存在明显的滞后现象. Smith等^[5]对 Rushton, CD-6, BT-6 和 ICI Gasfoil 桨型研究中也 有类似现象出现.

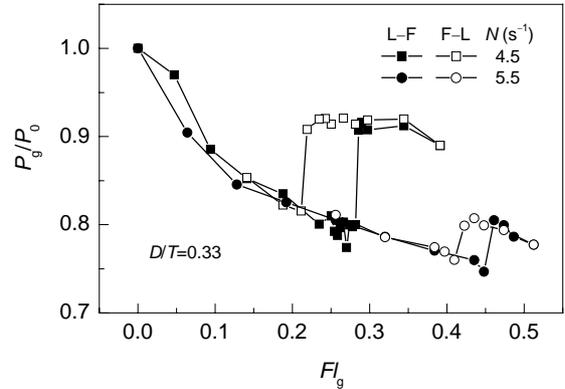


图 3 不同转速下增大和减小气量时 P_g/P_0 随通气准数的变化
Fig.3 Relationship between P_g/P_0 and Fl_g with rising and falling gas rates at different N

图 4 给出了 L-F 和 F-L 过程中不同 D/T 搅拌桨发生气泛时佛鲁德准数 $Fr (=N^2D/g)$ 与通气准数 $Fl_g [=Q_g/(ND^3)]$ 的变化关系. 图 4 表明, 在一定通气量下, D/T 越大, 泛点转速越小; 对于 D/T 较小的搅拌桨, 由载气到气泛(L-F)和由气泛到载气(F-L)的泛点并不相同, 即 F-L 过程测得的泛点存在滞后现象; 随着 D/T 增加, 泛点滞后现象越来越不明显; 当 $D/T=0.5$ 时不再出现滞后现象, 这是由于随着 D/T 增加, 从气泛状态向载气状态转变时, 搅拌桨叶片后方能更快地形成稳定的气穴.

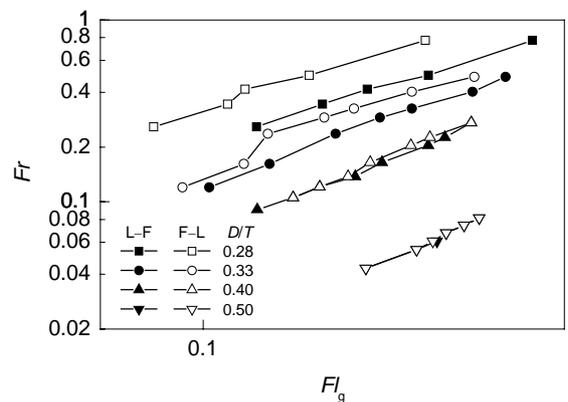


图 4 不同 D/T 搅拌桨发生气泛现象时 Fl_g 与 Fr 的关系
Fig.4 Relationship between Fl_g and Fr under the flooding transition for different D/T

图 5 给出了 L-F 泛点时不同 D/T 搅拌桨的功率消

耗,表明大 D/T 的搅拌桨使气体分散的功率消耗较小.

采用式(2)对实验数据回归,结果示于表2中, R^2 为回归关联式的相关系数.

$$Fr = AFl_g^B. \quad (2)$$

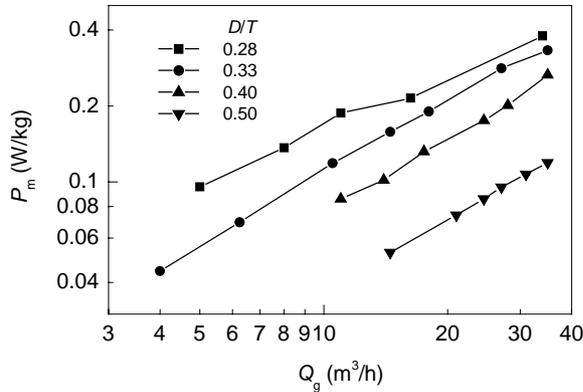


图5 不同 D/T 搅拌桨 L-F 泛点时功率消耗
Fig.5 P_m at L-F flooding points for different D/T

表2 不同 D/T 泛点数据回归结果

Table 2 Regression results based on Eq.(2)

D/T	L-F			F-L		
	A	B	R^2	A	B	R^2
0.28	1.305	0.788	0.997	1.987	0.782	0.991
0.33	0.989	0.891	0.993	1.129	0.838	0.963
0.40	0.744	1.063	0.993	0.792	1.081	0.996
0.50	0.259	1.259	0.964	0.244	1.182	0.994

表2结果显示, A 值随 D/T 的增大而减小,说明 D/T 越大载气能力越大. Warmoeskerken 等^[16]对 $D/T=0.4$ 的 Rushton 桨的 F-L 泛点研究得出 $Fr=0.833Fl_g$, 与本研究中 $D/T=0.4$ 的桨所得结果相近.

为了定量考察 D/T 对泛点的影响,对泛点数据回归,得

$$Fr_{L-F} = 0.0288Fl_g^{0.807} (D/T)^{-3.066}, \quad R^2 = 0.978, \quad (3)$$

$$Fr_{F-L} = 0.121Fl_g^{0.813} (D/T)^{-4.087}, \quad R^2 = 0.986. \quad (4)$$

Nienow 等^[11]对 Rushton 桨($D/T=0.33\sim 0.5$)进行实验得出 F-L 结果为 $Fr=0.0333Fl_g(D/T)^{-3.5}$, 将本实验数据采用与文献[11]关联式相同的指数进行回归,得

$$Fr_{L-F} = 0.0210Fl_g (D/T)^{-3.5}, \quad R^2 = 0.947, \quad (5)$$

$$Fr_{F-L} = 0.0310Fl_g (D/T)^{-3.5}, \quad R^2 = 0.939. \quad (6)$$

可见采用 HEDT 桨所得 F-L 泛点关系式的系数与 Rushton 桨结果相近,这说明在相同 D/T 和通气量下, HEDT 桨和 Rushton 桨的泛点转速相近. 由于 HEDT 桨的功率准数($N_p=2.2$)小于 Rushton 桨($N_p=5\sim 6$)^[2,6,7], 因此 HEDT 桨可以在更低的功率消耗条件下达到与 Rushton

桨相近的气液分散效果. 换言之,在相同的功率消耗时, HEDT 桨的载气性能优于 Rushton 桨.

3.2 通气功率

图6所示为在相同转速下 D/T 对 P_g/P_0 的影响. 在相同 Fl_g 下, D/T 对 P_g/P_0 的影响不大; 在较高的通气量时, P_g/P_0 值仍能保持在较高的水平.

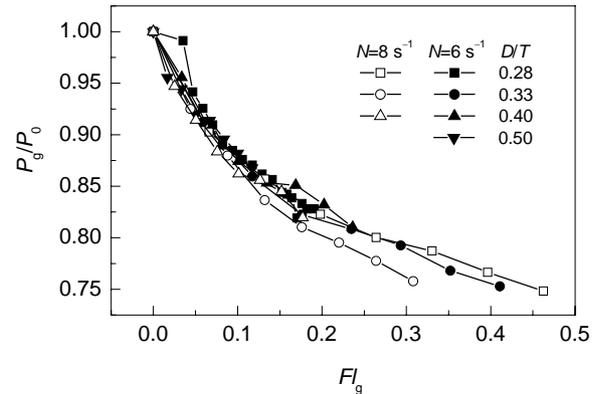


图6 不同桨径的 P_g/P_0 比较

Fig.6 Comparison of P_g/P_0 for different impeller diameter D

采用式(7)对不同 D/T 的 P_g/P_0 关联,结果示于表3.

$$P_g/P_0 = aFl_g^b Fr^c. \quad (7)$$

表3 不同 D/T 下 P_g/P_0 回归结果

Table 3 Regression results of P_g/P_0 based on Eq.(7)

D/T	a	b	c	R^2
0.28	0.711	-0.0883	-0.0243	0.963
0.33	0.685	-0.0974	-0.0259	0.930
0.40	0.727	-0.0781	-0.0131	0.959
0.50	0.774	-0.0535	0.0051	0.905

由于 D/T 对 P_g/P_0 影响不大,可不考虑 D/T 对 P_g/P_0 的影响,对实验数据回归得式(8),相关系数 $R^2=0.883$, 最大偏差 8.9%, 平均偏差 1.6%.

$$P_g/P_0 = 0.722Fl_g^{-0.077} Fr^{-0.010}. \quad (8)$$

Michel 等^[17]给出了具有代表性的 Rushton 桨功率经验关联式 $P_g=C(P_0^2ND^3/Q_g^{0.56})^{0.45}$, 为了便于比较,可将其变形为 $P_g/P_0=C(D/T)^{0.15}Fl_g^{-0.25}Fr^{-0.05}$ ^[18], 式(8)的 b, c 小很多,说明 HEDT 桨的搅拌功率受通气量及转速的影响程度明显小于 Rushton 涡轮,因而其载气性能更佳.

3.3 气含率

本工作由气含率测定的搅拌转速均高于 3.1 节中确定的泛点转速. 讨论搅拌功率对气含率的影响关系时,定义输入体系的总功率是由电机输入的功率及因压缩空气自气体分布器通入上升至液面处排开液体的势能两部分组成,即 $P_T=P_g+P_e$, 其中 P_g 为通气条件下输入的搅拌轴功率, P_e 为压缩空气由气体分布器处运动至液

面处排开液体而带入的势能, 由式(9)计算而得

$$P_c = \rho_L g (H_g - S) Q_g, \quad (9)$$

其中, ρ_L 为液相密度, g 为重力加速度, S 为气体分布器与搅拌槽底的间距.

图 7 所示为在相同通气量下, 搅拌浆 D/T 对气含率的影响, 表明不同通气量时 D/T 对气含率的影响规律不同. 低气量下, 在单位质量流体的总功耗 P_{Tm} 相同时,

气含率随 D/T 增加略有增大; 随着气量的增大, 这种影响逐渐向相反的方向发展, 当 $V_S=0.0234$ m/s 时, 气含率开始随 D/T 增大而减小, 当 $V_S=0.0390$ m/s 时, 气含率随 D/T 增加而明显减小. Greaves 等^[12]、Yung 等^[13]和 Rewatkar 等^[14]分别对 Rushton 和 PDT 桨进行的研究也表明, 在较低表观气速下, 气含率随 D/T 增大而增大. 但在不同通气量范围内, 气含率随 D/T 变化规律不同的现象未见文献报道.

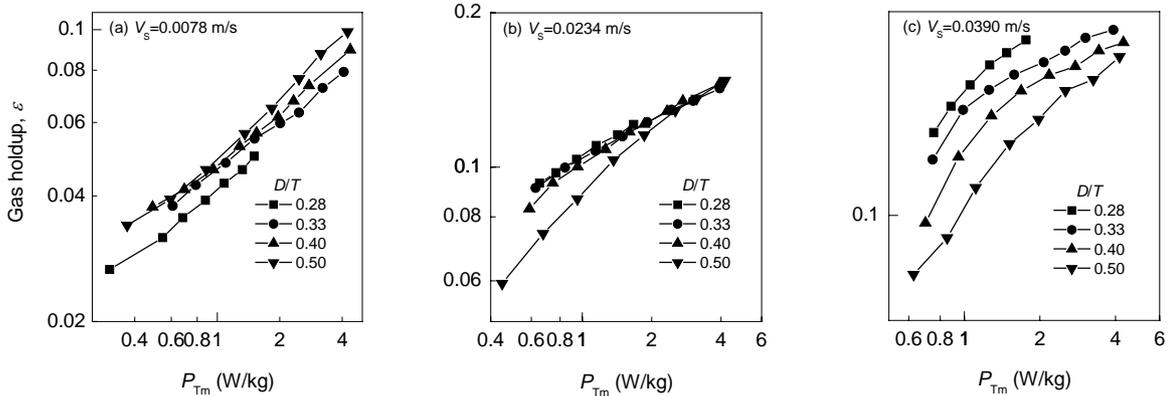


图 7 桨 D/T 对气含率的影响
Fig.7 Influence of impeller diameter D on gas holdup

气含率的大小受桨叶剪切速率和槽内循环量的共同影响. 气液搅拌槽内叶轮区的剪切速率越大, 气体经过桨叶破碎形成的气泡就越小; 槽内循环量越大, 气泡再循环量越大, 气泡在槽内的停留时间就越长, 从而导致气含率增大. 在相同的功耗下, D/T 越大, 桨叶排出量越大, 而槽内的平均剪切速率和最大剪切速率越小^[19]. 低通气量时, 循环量对气含率的影响起主要作用, D/T 越大, 槽内的循环量就越大, 从而使气含率增大. 高通气量时, 剪切速率对气含率的影响起主要作用, 在相同 P_{Tm} 条件下, D/T 增大剪切速率减小, 气体经桨叶破碎形成的气泡尺寸增大, 气泡在槽内停留时间减小, 气含率降低.

用下式对不同 D/T 气含率进行关联, 结果见表 4.

$$\varepsilon = \alpha P_{Tm}^\beta V_S^\gamma. \quad (10)$$

表 4 不同 D/T 气含率回归结果

Table 4 Regression results of gas holdup based on Eq.(10)				
D/T	α	β	γ	R^2
0.28	1.595	0.363	0.732	0.992
0.33	0.977	0.247	0.602	0.990
0.40	0.590	0.287	0.482	0.972
0.50	0.332	0.397	0.366	0.978

表 4 结果显示, 表观气速 V_S 的指数 γ 随 D/T 的增大而减小, 这表明气含率因通气量增加而增大的幅度随

D/T 增大而减弱, 表现在 P_{Tm} 相同时, D/T 为 0.5 的搅拌桨在低气量时气含率较高, 但随气量增加, 气含率相反低于 D/T 小的搅拌桨.

由以上分析可知, 对于大型工业气液搅拌反应器, 在通气量较高时, 推荐采用 D/T 较小的搅拌桨在较高的搅拌转速下进行操作以提供较强的剪切速率; 而通气量很低时, 宜采用 D/T 较大的搅拌桨以提供较高的循环量.

4 结论

(1) 在相同通气量下, D/T 增加, 泛点转速降低; 对于 D/T 小的搅拌桨, 由载气到气泛(L-F)和由气泛到载气(F-L)的泛点并不相同, 存在泛点滞后现象; 随着搅拌桨 D/T 的增加, 泛点滞后现象越来越不明显. 在相同功率消耗时, HEDT 桨的载气性能优于 Rushton 桨.

(2) 在相同通气准数条件下, D/T 对相对功率需求的影响不大; HEDT 桨的相对功率需求受通气量及搅拌转速的影响程度均低于传统的 Rushton 涡轮桨, 其载气性能更佳.

(3) 随 D/T 增加, 表观气速增加而造成气含率增加的幅度变小, 表现在单位质量功耗相同时, 通气量较低时气含率随搅拌桨 D/T 增加略有增大, 但通气量较高时气含率随 D/T 增加却明显减小. 因此, 对于大型的工业

气液搅拌反应器, 在一定的功率消耗下, 操作通气量较小时宜采用 D/T 较大的搅拌桨, 操作通气量较高时宜采用 D/T 较小的搅拌桨。

符号表:

a	式(7)的系数	A	式(2)的系数
b	式(7)的幂指数	B	式(2)的幂指数
c	式(7)的幂指数	C	搅拌桨至槽底距离 (m)
D	搅拌桨直径 (m)	Fl_g	通气准数 [$Fl_g=Q_g/(ND^3)$]
Fr	佛鲁德准数 ($Fr=N^2D/g$)	g	重力加速度 (m^2/s)
H	液位高度 (m)	H'	液位修正系数 (m)
H_0	未通气时搅拌槽内液面高度 (m)	N	搅拌转速 (s^{-1})
H_g	通气时搅拌槽内液面高度 (m)	P_0	未通气时搅拌功率 (W)
N_p	功率准数 [$N_p=P/(\rho_L N^3 D^5)$]	P_g	通气时的搅拌功率 (W)
P_e	压缩空气带入体系的势能 (W)	P_T	输入体系的机械能 (W)
P_m	单位液体质量的搅拌功率 (W/kg)	Re	搅拌雷诺数 ($Re=\rho_L D^2 N/\mu$)
P_{Tm}	单位液体质量的输入功率 (W/kg)	T	搅拌槽直径 (m)
Q_g	输入压缩空气的体积流量 (m^3/h)	α	式(10)的系数
S	气体分布器距槽底的距离 (m)	γ	式(10)的幂指数
V_s	表观气速 (m/s)	ρ_L	液相密度 (kg/m^3)
β	式(10)的幂指数		
ε	气含率		

参考文献:

- [1] Nienow A W. Gas-Liquid Mixing Studies: A Comparison of Rushton Turbines with Some Modern Impellers [J]. *Trans. IChemE*, 1996, 74: 417-422.
- [2] Warmoeskerken M M C G, Smith J M. The Hollow Blade Agitator for Dispersion and Mass Transfer [J]. *Chem. Eng. Res. Des.*, 1989, 67: 193-198.
- [3] Mishra V P, Joshi J B. Flow Generated by a Disc Turbine: Part III. Effect of Impeller Diameter, Impeller Location and Comparison with Other Radial Flow Turbines [J]. *Chem. Eng. Res. Des.*, 1993, 71: 563-573.
- [4] Gao Z, Smith J M. Gas Dispersion in Sparged and Boiling Reactors [J]. *Trans. IChemE*, 2001, 79: 973-978.
- [5] Smith J M, Gao Z. Power Demand of Gas Dispersing Impellers under High Load Conditions [J]. *Trans. IChemE*, 2001, 79: 575-580.
- [6] Cooke M, Heggs P J. Advantages of the Hollow (Concave) Turbine for Multi-phase Agitation under Intense Operating Conditions [J]. *Chem. Eng. Sci.*, 2005, 60(20): 5529-5543.
- [7] Vasconcelos J M T, Orvalho S C P, Rodrigues A M A F, et al. Effect of Blade Shape on the Performance of Six-bladed Disk Turbine Impellers [J]. *Ind. Eng. Chem. Res.*, 2000, 39(1): 203-213.
- [8] 郝志刚, 包雨云, 高正明. 多层组合桨搅拌槽内气-液分散特性的研究 [J]. *高校化学工程学报*, 2004, 18(5): 547-552.
- [9] Bao Y Y, Hao Z G, Gao Z M, et al. Gas Dispersion and Solid Suspension in a Three Phase Stirred Tank with Multiple Impellers [J]. *Chem. Eng. Commun.*, 2006, 193(7): 801-825.
- [10] Bao Y Y, Hao Z G, Gao Z M, et al. Suspension of Buoyant Particles in a Three Phase Stirred Tank [J]. *Chem. Eng. Sci.*, 2005, 60(8/9): 2283-2292.
- [11] Nienow A W, Warmoeskerken M M C G, Smith J M, et al. On the Flooding/Loading Transition and the Complete Dispersal Condition in Aerated Vessels Agitated by a Rushton-turbine [A]. *British Hydromechanics Research Association. Proceedings of the 5th European Conference on Mixing* [C]. Bedford, UK: The Fluid Engineering Centre Cranfield, 1985. 143-154.
- [12] Greaves M, Barigou M. Estimation of Gas Holdup and Impeller Power in a Stirred Vessel Reactor, Fluid Mixing III [J]. *Int. Chem. Eng. Symp.*, 1990, 108: 235-256.
- [13] Yung C N, Wong C W, Chang C L. Gas Holdup and Aerated Power Consumption in Mechanically Stirred Tanks [J]. *Can. J. Chem. Eng.*, 1979, 57: 672-676.
- [14] Rewatkar V B, Deshpande A J, Pandit A B, et al. Gas Holdup Behavior of Mechanically Agitated Gas-Liquid Reactors Using Pitched Blade Downflow Turbines [J]. *Can. J. Chem. Eng.*, 1993, 71: 226-237.
- [15] Bombac A, Zun I. Individual Impeller Flooding in Aerated Vessel Stirred by Multiple-Rushton Impellers [J]. *Chem. Eng. J.*, 2006, 116: 85-95.
- [16] Warmoeskerken M M C G, Smith J M. Flooding of Disc Turbines in Gas-Liquid Dispersions: A New Description of the Phenomenon [J]. *Chem. Eng. Sci.*, 1985, 40(11): 2063-2071.
- [17] Michel B J, Miller S A. Power Requirements of Gas-Liquid Agitated Systems [J]. *AIChE J.*, 1962, 8: 262-266.
- [18] 侯治中, 王凯. 通气式搅拌釜功率消耗的探讨 [J]. *合成橡胶工业*, 1994, 17(1): 3-7.
- [19] 吴莹. 搅拌槽内流动结构的 PIV 研究 [D]. 北京: 北京化工大学, 2007. 49-50.

Gas-Liquid Dispersion by Hollow-blade Disk Turbines

ZHANG Xin-nian¹, LIU Xin-wei², BAO Yu-yun¹, GAO Zheng-ming¹

(1. School of Chemical Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029, China;

2. School of Mechanical and Electrical Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029, China)

Abstract: The influences of impeller diameter (0.28*T*, 0.33*T*, 0.40*T* and 0.5*T*) on critical impeller speed for gas dispersion, gassed power consumption and gas holdup were studied in a 0.476 m i.d. stirred tank with dished base agitated by a hollow-blade disk turbine. The results show that the flooding transitions measured from loading to flooding (L-F) and from flooding to loading (F-L) by means of increasing and falling gas rates show a hysteresis for low D/T , which becomes indistinct with the increase of D/T . At certain gas rates, D/T has no effect on relative power demand (RPD, the ratio of gassed power to ungassed power). For given power consumption, gas holdup increases slightly with increasing D/T at low gas rate, whereas it decreases apparently at high gas rate. The results and the correlations are of particular relevance to the design and operation of sparged gas-liquid stirred reactors.

Key words: stirred tank; hollow blade disk turbine; flooding; gassed power consumption; gas holdup