

热态气-液-固三相搅拌反应槽的气-液分散特性

黄小华 包雨云 高正明*

(北京化工大学化学工程学院, 北京 100029)

摘要: 在直径为 0.476 m 椭圆底搅拌槽内, 以空气-去离子水-玻璃珠为实验物系, 选用 HEDT + WH_U 组合桨型, 在体系温度为 80 ~ 82 °C 时, 研究热态体系中固相浓度、搅拌转速、通气流量等操作条件对气-液-固三相体系的功率消耗及气含率的影响规律。研究结果表明: 在其它条件相同的情况下, 热态的相对功率消耗 (K) 明显高于常温体系, 而固相浓度对 K 影响不大。热态的气-液-固三相体系的气含率明显小于常温体系, 但随着固含率的增加, 两者气含率的差异逐渐变小。与常温体系中固体颗粒的存在对气含率基本无影响的规律不同, 热态的气含率随固相浓度的增加而增加。

关键词: 热态; 气-液-固三相; 气含率; 多层桨; 搅拌槽

中图分类号: TQ027.39

引言

气-液-固三相搅拌槽/反应器在工业中有较广泛的应用, 依据搅拌反应器内温度不同可分为常温和热态三相搅拌反应器两大类: 常温下的气-液-固三相体系主要用于耗氧生物发酵、水处理等工业过程中, 由于反应器内温度较低, 液体的饱和蒸汽压与操作压力相比可以忽略不计; 热态三相搅拌反应器主要用于氧化、加氢、氯化及高分子聚合反应等强放热过程中, 体系中包括热气体、热液体及热固体, 因液相温度较高, 饱和蒸汽压与操作压力相比不可忽略, 造成反应体系中的气相实质是由气体及液相蒸汽两部分构成^[1-3]。近年来对气-液-固三相搅拌反应器的研究几乎都是在常温条件下进行的, 未考虑液体的温度升高后对气-液-固三相体系流体力学性能的影响^[4-10]。

已有的热态气-液两相体系研究结果表明与常温有较大的区别^[1-2], 热态通气体系的功率消耗要高于常温通气体系, 总体气含率及局部气含率明显小于常温通气体系, 但混合时间与常温体系相近。有关热态气-液-固三相体系混合的研究还未见文献

发表, 只有 Dohi 等^[11-12]对不通气的沸腾态气-液-固三相搅拌槽进行了初步的研究。对于热态气液及气-液-固三相搅拌反应器的设计目前仍沿用常温时的研究结果, 由于常温和热态体系具有不同的特性, 显然这种依靠常温实验规律和结论的设计不能够满足反应器高效、节能等要求。近年来, 热态多相搅拌体系的研究成为热点。

本文在已有研究基础上^[9-11], 选用在常温条件下适宜于气-液-固三相体系的 HEDT + WH_U 组合桨, 研究了热态气-液-固三相体系中固相浓度、通气量等对气-液分散特性的影响, 得出热态体系下通气搅拌功率及气含率关联式, 并与常温试验进行了对比, 找出了与常温体系的异同点, 这对优化现有的气-液-固热态反应器设计, 提高反应器效率和能源利用率提供了实验研究基础。

1 实验装置及测试方法

HEDT + WH_U 组合桨如图 1 所示, 实验装置如图 2 所示。热态实验在圆柱形椭圆底不锈钢制密闭搅拌槽中进行, 搅拌槽直径 $T = 0.476$ m, 液位高度 $H = 1.3 T$ 。搅拌槽内均匀分布四块宽 45 mm 的挡板, 挡板距槽壁 5 mm。在搅拌槽底部结圆直径为 0.36 m 圆周上均布四个圆柱形电加热器, 每个电加热器的功率为 3 kW, 采用独立开关分别控制, 可根据需要使加热功率在 3 kW 至 12 kW 间调节。加热器外径约为 0.034 m, 伸入搅拌槽内高度约为 0.25 m。为观察底部及不同液深处固体颗粒的悬浮及气

收稿日期: 2006-04-30

基金项目: 国家自然科学基金(20576009)

第一作者: 男, 1980 年生, 硕士生

*通讯联系人

E-mail: gaozm@mail.buct.edu.cn

体的分散状况,在不锈钢槽侧壁及底部安有视镜;在热态实验时,搅拌槽内产生的蒸汽与通入的空气一起进入安装在搅拌槽顶部的换热面积为 13.3 m^2 的不锈钢制冷凝器中,蒸汽冷凝后的液体由回流管路流入搅拌槽内以维持搅拌槽内液体质量守恒,不凝的空气由冷凝器上方的管口排出。

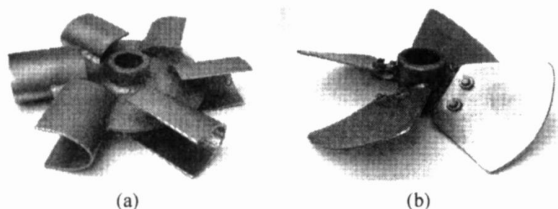


图1 HEDT 桨(a)和 WH 桨(b)示意图

Fig. 1 HEDT impeller and WH impeller

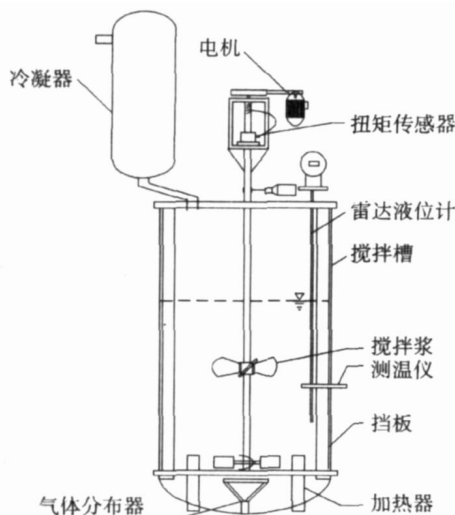


图2 三相搅拌反应槽实验装置图

Fig. 2 Scheme of the experimental arrangement of the three-phase stirred tank

采用的 HEDT + WH_U 组合桨是经优选适于下沉颗粒三相体系固体悬浮及气液分散操作的搅拌组合桨^[9]。该组合搅拌桨在不通气时的功率准数为 3.2。搅拌桨直径与搅拌槽直径比 D/T 均为 0.5, 底层和上层桨距搅拌槽底的高度分别为 $0.4 T$ 和 $0.88 T$ 。实验采用环形气体分布器,直径 $0.65 D$, 为防止固体颗粒堵塞通气孔,在分布环向下方向均布开有 27 个小孔,孔径 2 mm,分布器距槽底为 $T/3$ 。

实验采用平均粒径为 $100 \mu\text{m}$ 的玻璃珠作固相,采用的固相体积积分率分别为 3 %、9 % 及 21 %。采用去离子水为液相,压缩空气为气相。利用转子流量计计量空气流量,常温实验的气量范围 $5 \sim 40 \text{ m}^3/\text{h}$, 对应的表观气速 V_s 范围为 $7.80 \times 10^{-3} \sim 6.24 \times$

10^{-2} m/s ; 搅拌转速范围为 $4 \sim 8 \text{ s}^{-1}$ 。

采用精密温度计(测量精度 0.1 °C)测量体系温度,利用扭矩传感器测定功率消耗;雷达液位计(Krohne BM100A,德国,测量精度为 0.1 mm)分别测定通气前后搅拌槽内液位,并用式(1)计算气含率

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

其中, H_g 为通气后搅拌槽内液位, H_0 为通气前搅拌槽内液位,实验中 $1.3 T$ 对应液位为 0.62 m。将雷达液位计输出的电流信号转化为电压信号后经 A/D 转换由计算机采集。液位计分别在 20 °C 及 80 °C

下进行标定,结果表明在此温度范围内液体温度对液位测量基本无影响^[10]。通过标定得出的液位计输出电压信号与液位高度线性关系良好。

Smith 等^[1-2]在假设传热热阻很小的情况下对热态通气条件下通入体系中的空气气泡被蒸汽饱和的热质传递过程进行了简单的理论分析。计算结果表明,0.3 mm 直径的气泡达 95 % 饱和的时间为 10 ms,气泡直径 d_b 为 3.2 mm 的气泡达 95 % 饱和的时间仅需 1 s。

在本文实验条件下,搅拌槽内气泡直径通常小于 5 mm^[7],因此可以认为空气泡由环形气体分布器进入搅拌槽内,最终达到近似被水蒸汽饱和态的时间很短,即气泡在搅拌槽内运动至液面前可达 95 % 饱和。

已有对热态通气体系的研究结果^[1-2]均是采用式(2)来确定搅拌槽内总的气量,与常温研究结果的对比也是在热态时总气量与常温时空气量相同的前提下进行的。以下结果讨论也利用此比较基准。

$$Q_{g+v} = \frac{Q_g P_0}{(P_0 - P_v)} \left[\frac{T^* + 273.15}{T_0 + 273.15} \right] \quad (2)$$

其中, Q_g 是热态条件下通入体系中的常温空气体积流量; Q_{g+v} 表示热态通气体系的总气量,包括空气受热膨胀后与槽内蒸汽量的总体积流量; T^* 为热质平衡温度,本实验过程中,通过调节加热量来保证在不同的通气量时,热态体系的热质平衡温度均在 $80 \sim 82 \text{ °C}$; T_0 为通入体系中常温空气的温度; P_0 为大气压, P_v 为搅拌槽内平衡温度 T^* 下水的饱和蒸汽压,其中 P_v 计算按 Antoine 公式进行^[13]。热态实验时通入的常温空气流量范围为 $2.5 \sim 25 \text{ m}^3/\text{h}$, 考虑空气被蒸汽饱和,计算得表观气速 V_s 范围为 $9.23 \times 10^{-3} \sim 8.42 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ 。

2 结果与讨论

2.1 通气搅拌功率

2.1.1 固相体积分数及搅拌转速的影响 在体系温度 80 ~ 82 范围内,固相体积分数由 3 %增大至 21 %时对相对功率需求 ($K = P_g / P_0$) 的影响结果如图 3 所示。其中 P_g 及 P_0 分别表示通气状态及不通气状态时的搅拌功率。图中两组曲线分别为搅拌转速为 6 s^{-1} 和 8 s^{-1} 时测得的,其中横坐标中通气准数采用式(3)计算而得

$$F_{lg} = \frac{Q}{ND^3} \quad (3)$$

图 3 表明,固相体积分数由 3.0 %增加至 21 %的范围内对 K 的影响基本可以忽略。这与常温条件下的研究结果相同^[9-10]。

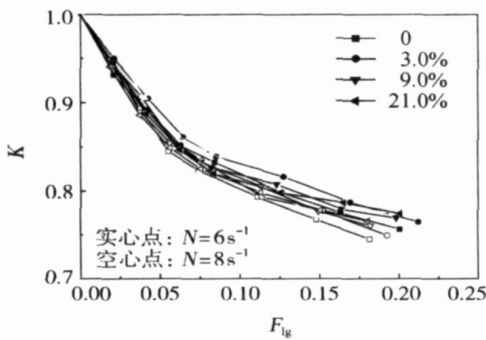


图 3 热态下固相体积分数对相对功率需求的影响
Fig. 3 Influence of C_v on K for hot-sparged systems

图 4 说明在相同转速和通气准数 F_{lg} 时,热态 K 值明显高于常温,这为优化以常温实验数据为设计依据的气-液-固三相搅拌反应器提供了实验基础。

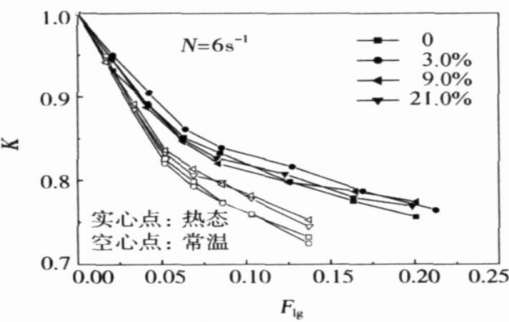


图 4 不同固含时热态与常温 K 的比较
Fig. 4 Comparison of K for cold and hot-sparged systems under different C_v

2.1.2 通气功率准数关联式 考虑到玻璃珠体积、

通气量和搅拌转速对 N_{pg} (通气后功率准数) 的影响,利用下式来关联通气后的功率准数 N_{pg}

$$N_{pg} = a F_{lg}^{-b} Fr^{-c} (1 + C_v)^d \quad (4)$$

式中: F_{lg} 为流量准数,反映通气量对功率准数的影响; Fr 为弗劳德数,它反映的是叶轮搅拌速度对功率准数的影响, C_v 为固含率,它反应固含对功率准数的影响。关联结果如表 1 所示, R 为回归关联式的相关系数。

表 1 由式(4)得到的回归系数及指数
Table 1 Regression results of equation

HEDT + WH _U	a	b	c	d	R
$T = 20 \sim 25$	1.86	0.10	0.12	0.27	0.897
$T = 80 \sim 82$	2.17	0.08	0.10	0.17	0.973

关联式中热态体系中的通气准数及弗劳德数的指数绝对值与常温相比均降低。说明体系温度升高后,通气量增加及搅拌转速增加造成功率准数降低的幅度均比常温时小,相同通气准数及相同搅拌转速时,热态时的通气功率准数比常温时高, K 值也是如此。这是由于热态时体系温度升高,液体的黏度及表面张力降低,气泡更易凝并形成大气泡而上升,搅拌桨区域气含率的降低会导致 K 增高。

由表 1 的系数看出,热态的 a 值大于常温, b 、 c 、 d 值均略小于常温,这与上面分析的结果相一致,即式(4)和表 1 的数据可用于热态气-液-固三相以 HEDT + WH_U 搅拌组合桨在固含小于 21 %时搅拌器的生产操作以及优化设计。

2.2 气含率

2.2.1 颗粒体积分数及搅拌转速的影响 图 5 为热态条件下,下沉颗粒体积分数增加对三相体系气含率的影响结果。结果表明:热态条件下,固相的加入提高了体系的气含率。在表观气速较低时,下沉颗粒体积分数增加导致三相体系气含率略有增加;增加幅度随通气量的增加而变小,至表观气速达 0.085 m/s 时,下沉颗粒体积分数变化对气含率基本无影响。在热态实验条件下,由于液相主体温度较高,进入液相中的空气泡在短时间内被水蒸汽饱和而形成空气 + 水汽的气(汽)泡,此过程发生在气液两相过程或气-液-下沉颗粒三相过程中的主要区别在于,分散在液相主体中的固体颗粒减少了气泡凝并的几率,而且存在于搅拌槽底部的颗粒体积分数越高,因颗粒与气泡碰撞而导致气泡破碎为小气泡的几率越高,因此下沉颗粒体积分数增加导致三

相体系气含率增加的趋势较为明显。

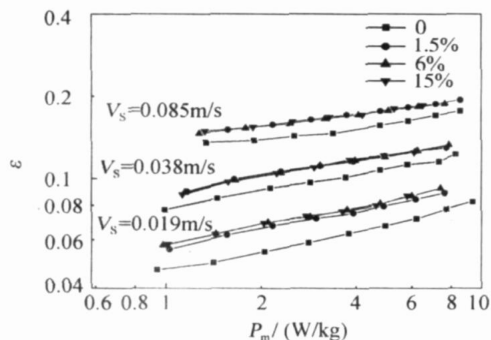
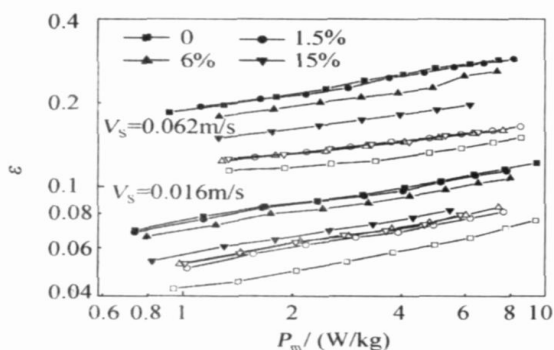


图 5 固相积分率对热态气含率的影响

Fig. 5 Influence of C_v on gas holdups for hot-sparged systems

从图 6 可以看出,在相同的表观气速下,常温气含率明显大于相同单位质量功率热态气含率,这可能是由于温度的提高对体系影响显著,减少了体系流动相的黏度的原因。



实心点:常温;空心点:热态

图 6 热态与常温气含率比较

Fig. 6 Comparison of gas holdup for cold and hot-sparged systems under different C_v

从图 5 和图 6 可以看出,不同于常温时固相浓度对气含率无影响,热态时固体颗粒的存在比气-液两相时提高了 10%~15%。热态的气-固-液三相体系的气含率明显小于常温体系,在其它条件下相同的情况下,热态的气含率比常温体系降低可达 50%,但随着固含率的增加,两者气含率的差异逐渐变小。不同于常温体系固相浓度增加气含率减小的规律,热态的气含率随固相浓度的增加而增加。因此,以常温实验数据为依据进行热态固-液-气三相搅拌反应器的设计是不合理的。

2.2.2 气含率关联式 由图 5 和图 6 得出,影响气含率的因素主要为单位搅拌质量功率 (P_m) 和表观气速 (V_s) 以及固相积分率 (C_v),现采用关联式

(5) 进行关联。

$$\varepsilon = P_m V_s (1 + C_v) \quad (5)$$

其中: ε 为气含率, P_m 为单位质量流体功耗, V_s 代表全槽表观气速, a 为关联式的系数, b 、 c 分别为 P_m 和 V_s 的指数项,回归关联式的相关系数为 R ,回归得到相关系数列于表 2 所示。

表 2 气含率关联式中的回归数据

Table 2 Regression results of equation

HEDT + WH _U	R				
$T = 20 \sim 25$	1.13	0.20	0.65	-1.54	0.995
$T = 80 \sim 82$	0.47	0.18	0.53	0.58	0.968

3 结论

(1) 在其它条件相同的情况下,热态的 K 明显高于常温体系,而固相浓度对 K 影响不大。

(2) 热态的气-固-液三相体系的气含率明显小于常温体系,在其它条件相同时,热态的气含率比常温体系低约 50%,但随着固含率的增加,两者气含率的差异逐渐变小。不同于常温体系固相浓度增加体系气含率略有下降的规律,热态的气含率随固相浓度的增加而增加。

(3) 利用实验数据回归得到了在本实验条件下关于通气功率准数和气含率的关联式

$$N_{pg} = a F_{lg}^{-b} Fr^{-c} (1 + C_v)^d;$$

$$\varepsilon = P_m V_s (1 + C_v)$$

回归系数详见表 1 及表 2,反映了固含率 ($< 21\%$) 对气-液-固三相反应器的影响规律。为热态三相搅拌反应器的优化操作和新反应器的设计提供依据。

符 号 说 明

- C_v —— 固相积分率
- D —— 搅拌桨直径, m
- H —— 搅拌槽内液面高度, m
- K —— 相对功率消耗
- P —— 水的饱和蒸汽压, Pa
- N_{pg} —— 通气时功率准数
- P_m —— 单位液体质量的搅拌功率, W/kg
- Q_g —— 通入搅拌槽的冷空气体积流量, m³/s
- Q_{g+v} —— 热态实验时体系的总气体体积流量, m³/s
- T —— 搅拌槽直径, m
- T_0 —— 冷空气的温度,
- T^* —— 热态实验的平衡温度,

V_s ——表观气速, m/s

——气含率

参考文献:

- [1] SMITH J M, GAO Zhengming, MULLER-STEIN-HAGEN H. The effect of temperature on the void fraction in gas-liquid reactors[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2004, 28(5): 473 - 478.
- [2] ZHAO Donglin, GAO Zhengming, MULLER-STEIN-HAGEN H, et al. Liquid phase mixing in sparged and boiling agitated reactors with high gas loading[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2001, 40(6): 1482 - 1487.
- [3] GAO Zhengming, SMITH J M, MULLER-STEIN-HAGEN H. Gas dispersion in sparged and boiling reactors [J]. *Chemical Engineering Research & Design*, 2001, 79(A8): 973 - 978.
- [4] 徐魁, 崔英德, 戴干策. 冀形桨在气液固三相搅拌反应釜中的混合性能[J]. *化工学报*, 1997, 48 (6): 756 - 763.
- [5] 任万忠, 徐世艾, 韩晓丽. 影响下沉颗粒三相体系临界搅拌转速的因素 [J]. *合成橡胶工业*, 2001, 24 (5): 305 - 309.
- [6] BAO Yuyun, HAO Zhigang, GAO Zhengming, et al. Suspension of buoyant particles in a three phase stirred tank[J]. *Chemical Engineering Science*, 2005, 60 (8 - 9): 2283 - 2292.
- [7] BAO Yuyun, GAO Zhengming, HAO Zhigang, et al. Effects of equipment and process variables on the suspension of buoyant particles in gas sparged vessels[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2005, 44(20): 7899 - 7906.
- [8] 包雨云, 龙建刚, 高正明, 等. 上浮颗粒特性对三相搅拌槽内固-液悬浮及气-液分散的影响[J]. *高校化学工程学报*, 2006, 20(1): 1124 - 1132.
- [9] BAO Yuyun, HAO Zhigang, GAO Zhengming, et al. Gas dispersion and solid suspension in a three-phase stirred tank with multiple impellers[J]. *Chemical Engineering Communication*, 2006, 193(4): 801 - 825.
- [10] 包雨云. 常温及热态气-液-固三相搅拌反应器流体力学性能研究[D]. 北京: 北京化工大学, 2005.
- [11] DOHI N, MATSUD Y, SHIMIZU K, et al. An experimental investigation into vapor dispersion and solid suspension in boiling stirred tank reactors[J]. *Chemical Engineering and Processing*, 2002, 41(3): 267 - 279.
- [12] DOHI N. A study on the hydrodynamics in multi-phase stirred tank reactors with multiple impellers or large-scale impellers[D]. Waseda, Japan: Waseda University, 2005.
- [13] HIMMELBLAU D M. Basic principles and calculations in chemical engineering [M]. 6th ed. New Jersey: Prentice-Hall International, 1996.

Gas-liquid dispersion in a hot-sparged gas-liquid-solid stirred tank

HUANG XiaoHua BAO YuYun GAO ZhengMing

(College of Chemical Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029, China)

Abstract: Gas-liquid-solid three-phase stirred tanks/ reactors are widely used in many processes, however very few studies have been conducted on the effect of solid particle characteristics on the solid-liquid suspension and gas-liquid dispersion. An experimental system involving a hot-sparged three-phase tank with diameter 0.476 m (T) agitated by a hollow blade dispersing turbine (HEDT) at the top and a wide blade hydrofoil up-pumping impeller (WH_U) at the bottom, in which air, deionized water and glass beads are used as gas, liquid and solid phase respectively, has been constructed. The power consumption and gas hold-up of the system were measured with aid of a torque transducer and a calibrated radar probe. The results show that the relative power demand (RPD) in the hot-sparged system is much higher than that in the cold system. The amount of solid has a negligible effect on the power demand in the hot-sparged system and a similar result is obtained for the cold-gassed system. The gas hold-up in the hot-sparged system is up to 50 % less than that in the cold system, and the difference between the two systems decreases with increasing amount of solid. The gas holdup increases with increasing amount of solid in the hot-sparged system, although there is no effect on the gas holdup in the cold system. The results obtained are of value in the design of hot-sparged gas-liquid-solid multi-impeller reactors.

Key words: hot system; gas-liquid-solid; gas holdup; multiple impellers; agitator stirred tank