

研究论文

DOI: 10.11949/0438-1157.

自吸式文丘里搅拌桨气液分散特性研究

杨蕙铭¹, 尤忠浩², 李辉¹, 宋子杰², 骆欣雨², 骆培成^{1,2}(¹ 东南大学化学化工学院, 江苏 南京 211100; ² 南京大学化工学院, 江苏 南京 210046)

摘要: 针对传统自吸式搅拌桨在气泡粒径调控方面的不足, 提出一种新型自吸式文丘里搅拌桨, 采用照相法等实验方法研究了不同功率消耗下文丘里搅拌桨的临界吸气、气含率、气泡尺寸分布、气液传质系数等气液分散和传质特性。结果表明: 相较于传统圆盘式自吸桨, 文丘里搅拌桨通过其特有的缩颈-扩径结构, 在喉管处形成的负压是文丘里搅拌桨的自吸气推动力, 同时在喉管处形成的高强度湍流场, 强化了气液的高效分散。约85%的气泡直径分布在2.00 mm以下, 其中40%的气泡尺寸有效控制在百微米级, 粒径分布曲线呈现明显的单峰窄分布特征, 气泡具有较高的均匀性。该新型文丘里搅拌桨在气泡粒径调控方面具有明显优势, 为提高气液相搅拌釜内的气液传质性能提供了一种有效的技术方案。

关键词: 自吸式搅拌桨; 文丘里效应; 气液两相流; 气泡; 气含率; 过程强化

中图分类号: TQ027

文献标志码: A

文章编号: 0438-1157 (XXXX) XX-0001-10

Research on the gas-liquid dispersion characteristics of self-inducing Venturi impeller

YANG Huiming¹, YOU Zhonghao, LI Hui¹, SONG Zijie, LUO Xinyu, LUO Peicheng¹

(¹ School of Chemistry and Chemical Engineering, Southeast University, Nanjing 211100, Jiangsu, China, ² School of Chemical Engineering, Nanjing University, Nanjing 210046, Jiangsu, China)

Abstract: To address the limitations of traditional self-inducing impellers in bubble size regulation, a self-inducing Venturi impeller is proposed. Experimental methods such as imaging method are employed to investigate the gas-liquid dispersion and mass transfer characteristics of the Venturi impeller under different power consumptions, including critical self-inducing speed, gas holdup, bubble size distribution and gas-liquid mass transfer coefficient. The results show that, compared with the conventional disk-type self-inducing impeller, the Venturi impeller utilizes its unique necking-expanding structure to generate negative pressure in the throat, which serves as the driving force for self-inducing. Meanwhile, the high-intensity turbulent flow field formed in the throat significantly enhances gas-liquid dispersion. Approximately 85% of the bubble diameters are below 2.00 mm, among which 40% are effectively controlled within the hundred-micrometer range. The bubble size distribution exhibits a distinct unimodal narrow distribution, indicating high bubble uniformity. The Venturi impeller shows clear advantages in bubble size regulation, providing an effective technical solution for improving gas-liquid mass transfer performance in stirred tanks.

Keywords: self-inducing impeller; Venturi effect; gas-liquid two-phase flow; bubble; gas holdup; process

收稿日期: 2026-04-20 修回日期: 2026-05-25

通信作者: 骆培成 (1977—), 男, 博士, 教授, luopeicheng@nju.edu.cn

第一作者: 杨蕙铭 (2001—), 女, 硕士研究生, 220233153@seu.edu.cn

引用本文: 杨蕙铭, 尤忠浩, 李辉, 宋子杰, 骆欣雨, 骆培成. 自吸式文丘里搅拌桨气液分散特性研究[J]. 化工学报, XXXX, XX(XX): 1–10

Citation: YANG Huiming, YOU Zhonghao, LI Hui, SONG Zijie, LUO Xinyu, LUO Peicheng. Research on the gas-liquid dispersion characteristics of self-inducing Venturi impeller[J]. CIESC Journal, XXXX, XX(XX): 1–10

intensification

引 言

气液两相流的混合特性直接决定了化工、制药及能源等领域中传质与传热过程的效率^[1-2]。搅拌釜作为实现高效气液接触的主要设备,其搅拌桨的几何构型是调控釜内流场演化、气泡破碎动力学及界面传质性能的关键^[3]。因此,研制兼具高分散性能与低能耗特性的新型搅拌桨,对优化反应器结构及强化过程传质效率具有重要的科学价值与工程意义^[4]。

在气液混合领域,自吸式搅拌器因集成吸气与分散功能于一体,具有结构紧凑、无需外部压送系统及维护简便等优势,已成为研究热点^[5-9]。其设计原理大多将传统的圆盘涡轮桨、斜叶桨等进行空心设计,利用搅拌桨的高速旋转产生的离心作用,在空腔内形成负压区,从而实现自吸气功能。针对上述自吸式搅拌桨,现有研究多聚焦于气泡诱导机制与宏观性能关联方面^[10-14]:如Murthy等^[15]探讨了空心斜叶桨(PBT)与双圆盘涡轮桨(RT)的临界吸气转速与吸气率的关系;Deshmukh等^[16]建立了空心PBT桨的压损模型与吸气预测方程;韩愈等^[17]则证实组合桨的吸气性能受限于下层桨构型,并指出上推式轴向流桨在气含率提升方面的优势,其研究的双层自吸桨在 $P/V=0.5\text{ kW/m}^3$ 时,气含率约1.8%。此外,在气泡尺寸的调控方面,Li等人^[18]加厚RT桨中心圆盘并在叶片后方开孔,考察了空心轴桨的流场特性,发现在477 rpm时平均气泡直径约为4.50 mm;谢冰琪等^[19]研究了双层吸气桨的流体力学性能及其在加氢反应中的应用,其桨叶在 $P/V=1\text{ kW/m}^3$ 的情况下,气含率在3%,气泡粒径在1-5 mm之间。如何实现空心自吸式搅拌桨在实现高效自吸气的同时,有效降低气泡粒径、强化气液两相高效分散,如在搅拌釜内获得亚毫米(数百微米级)的气泡仍然是化学工程领域的挑战之一。

基于此,本文通过引入文丘里的加速-降压机制,开发了一种新型自吸式文丘里搅拌桨^[20],旨在通过文丘里的缩颈-扩径设计,实现气体的高效自吸,同时利用喉管处的高湍动能场实现气泡的高效细化与均匀分散。通过实验手段系统考察了文丘里搅拌桨在两种不同操作工况下的流体力学性能,并与传统的圆盘自吸桨进行了比较,研究了两种搅拌

桨在临界吸气转速(N_c)、功率准数(N_p)、气含率(ε_g)、气泡粒径分布(BSD)及气液传质系数($k_L a$)等方面的差异。研究揭示了文丘里结构对气液两相流动的协同强化机制,旨在为高效低耗自吸式搅拌设备的研制与工业应用提供理论依据与技术支撑。

1 实验装置和方法

1.1 实验装置

图1为气液搅拌实验系统。反应器主体采用透明有机玻璃制成的圆柱形平底釜,内径为400 mm,高为800 mm。釜内均匀设置四块挡板,挡板宽度为40 mm。实验介质采用常温常压下的空气与水。

本研究的核心在于研制一种具备高效气液分散性能的空心轴自吸式文丘里搅拌桨。其中,气泡在液相分散中的尺寸大小是衡量传质性能的重要标准之一。而针对传统自吸桨在气泡微小化程度上的局限性,以及气泡破碎与分布演化调控机制尚不明确等问题,本工作将具有微气泡生成优势的文丘里结构与具有高效分散功能搅拌器设计相结合设计了一种新型搅拌桨。该设计基于流体在通过文丘里喉道时流速骤增、静压骤降的物理特性,在气泡形成初期构建极高梯度的动压场与强湍动能场,从而实现对气泡粒径的细化控制^[21-23]。实验所用文丘里搅拌桨(直径 $D_v=0.245\text{ m}$)的喉部长度为18 mm,喉管最小直径为17 mm。管口开口处沿搅拌轴轴心斜剖设计,有利于提高入口段液体通过能力。

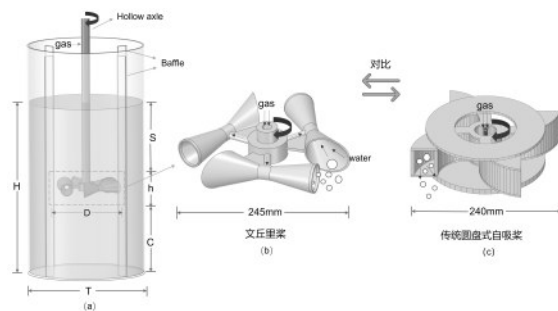


图1 搅拌釜尺寸结构及桨叶构成

Fig. 1 Dimensions of the stirred tank and impeller configurations

实验中三种工况桨叶安装方式如表1所示,本研究重点讨论三种工况下两种桨叶的流体力学性能。研究选取了五个关键水动力学参数作为评价

表1 三种工况桨叶安装参数

Table 1 Installation parameters of the three impeller configurations

	桨型	T/mm	D/m	H/T	C/T
工况一	文丘里桨	400	0.245	1.0	0.50
工况二	文丘里桨	400	0.245	1.5	0.75
工况三	圆盘式桨	400	0.240	1.5	0.75

指标:功率消耗特性、临界吸气转速、整体气含率、气泡尺寸分布及气液传质系数。

1.2 功率消耗特性

搅拌功耗通过安装在搅拌轴上的高精度动态扭矩传感器实时获取,计算公式如下:

$$P = \frac{M \cdot N}{9550} \#(1)$$

$$N_p = \frac{P}{N^3 \cdot D^5 \cdot \rho} \#(2)$$

$$M = M_l - M_0 \#(3)$$

其中, N 为搅拌转速, rpm; P 为搅拌功率, W; ρ 为流体密度, kg/m^3 ; D 为搅拌桨直径, m; M_l 和 M_0 分别为测量扭矩和空转扭矩, $\text{N} \cdot \text{m}$ 。在功率测量的同时,记录系统产生连续气泡时的临界吸气转速(N_c), rpm。实验重复三次,取平均值。

为表征釜内的流动状态,利用桨叶最外端扫掠的直径 D 计算桨叶 Reynolds 数 (Re),其表达式为:

$$Re = \frac{\rho \cdot N \cdot D^2}{60\mu} \#(4)$$

式中, μ 为水的动力黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

1.3 气含率和临界吸气转速

体系的整体气含率 ε_g 采用液位膨胀法测定^[24]。其定义为自吸气过程引起的液位增量与初始静液位体积之比,计算公式为:

$$\varepsilon_g = \frac{H_1 - H_0}{H_0} \#(5)$$

式中, H_0 为初始静液位高度, mm; H_1 为搅拌吸气状态下的动态平均液位高度, mm。实验重复三次,取平均值。

临界吸气转速通过目测法测定,当开始观察到排气孔开始有气泡连续逸出时,记录此时的搅拌转速,实验重复三次,取平均值。

1.4 气泡尺寸分布特性

采用照相机获得搅拌釜内的气泡尺寸分布,即通过高速摄像技术与数字图像处理算法获取^[13,25]。实验时,高速摄像机聚焦于釜体中部两挡板间的典型区域进行采样。采集的原始图像经由 ImageJ 及 MATLAB 进行预处理、阈值分割及边界识别。为提

升统计结果的可靠性,单组工况下统计的气泡样本量不少于 8000 个,通过计算气泡尺寸分布和索特直径,定量表征系统的分散特性与均匀度。

气泡索特直径的计算公式为:

$$d_{32} = \frac{\sum N_i D_i^3}{\sum N_i D_i^2} \#(6)$$

其中 D_i 为颗粒直径, mm; N_i 为该直径的颗粒数目。

1.5 气液传质特性

采用亚硫酸钠法测定体系气液传质系数 ($k_L a$)。实验过程中,根据釜内液体体积加入适量硫酸钴作为催化剂,使体系内硫酸钴浓度恒定为 $0.5 \times 10^{-3} \text{ mol}/\text{m}^3$ 。随后配制浓度为 $0.1 \sim 0.5 \text{ mol}/\text{L}$ 的亚硫酸钠溶液,并通过恒流泵缓慢注入搅拌釜内。实验时,搅拌转速控制在 $N=3 \sim 8 \text{ rps}$ 范围内,待体系溶解氧浓度稳定后记录初始值。亚硫酸钠溶液注入过程中,其总体积不超过釜内液体体积的 1%,总注入时间控制在 150 s 以内。当溶解氧浓度达到稳定状态后,记录最终溶解氧浓度。

实验过程中,采用碘量法测定亚硫酸钠溶液初始浓度。具体方法为:取一定体积样品与预先配制的碘液反应,静置 300 s 后采用硫代硫酸钠标准溶液滴定,根据剩余碘量计算亚硫酸钠初始浓度。

气液传质系数计算公式为:

$$k_L a = \frac{Q(C_0 - C_1)}{VC^*} \#(7)$$

式中, Q 为亚硫酸钠溶液注入流量, m^3/s ; C_0 为亚硫酸钠初始浓度, mol/m^3 ; C_1 为反应后亚硫酸钠浓度, mol/m^3 ; V 为釜内液体体积, m^3 ; C^* 为饱和溶解氧浓度, mol/m^3 。

2 实验结果与讨论

2.1 临界吸气转速特性

临界吸气转速 (N_c) 是评价自吸式搅拌系统性能的核心参数,反映了系统克服静水头压力及界面阻力、实现气相引入的难易程度^[26-27]。图 2 是不同桨叶安装浸没深度下,两种自吸式搅拌桨的临界吸气转速比较。

从图 2 可以看出,桨叶安装的浸没深度是影响 N_c 的关键因素,二者呈明显的线性关系。在相同桨叶离底高度条件下,桨叶浸没深度越高, N_c 越大。这是因为浸没深度越高,桨叶所处位置的静液柱压力越大,系统需要克服的静压头随之增加,因此需

提高搅拌转速,才能在桨叶处形成足够的负压,实现气相的稳定吸入。

桨叶离底高度对 N_c 的影响同样显著,在相同浸没深度下,桨叶离底高度越高, N_c 越大。这一现象与釜底流场的能量分配密切相关:当桨叶离底高度增大时,搅拌能量需驱动桨下更大区域的液体运动,导致桨叶局部流场的能量集中度下降,难以形成自吸所需的强负压区,因此需要更高的转速才能克服阻力、实现稳定吸气。

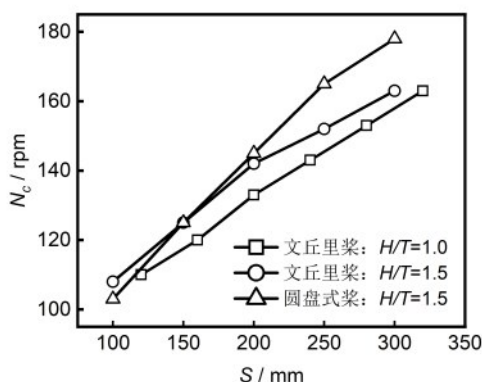


图2 三种工况下的临界吸气转速

Fig. 2 Critical gas-induction speeds under three operating conditions

除上述两个操作参数外,桨叶构型对 N_c 的影响及调控规律更为突出。在 $H/T=1.5$ 的相同工况下,文丘里搅拌桨与传统圆盘式桨的吸气性能随浸没深度的变化率存在明显差异:低浸没深度时,两种桨型的 N_c 差异较小;但随着液位升高,圆盘式桨的 N_c 显著提高,而文丘里桨的 N_c 增幅平缓。这一差异表明,传统圆盘桨对液位高度更为敏感,高液位下液相阻力的增大显著削弱了其卷吸能力;而文丘里桨借助自身喉道结构,可产生更强的局部负压梯度,有效抵消高液位带来的阻力影响,在宽液位范围内展现出更优的自吸气性能。

2.2 功率消耗特性

研究功率消耗特性是评估自吸式搅拌系统能量利用率的基础,更是理解气液两相分散机理、实现工业放大及过程强化的关键^[28-29]。Reynolds数能够表征体系中惯性力与黏性力的相对关系,是判断搅拌流动状态的重要无量纲参数。桨叶搅拌Reynolds数与液体密度、动力黏度、搅拌转速和搅拌器直径有关。在本文中,液相的密度与动力黏度、搅拌器直径可视为定值,因此Reynolds数仅与转速

有关。一般在湍流状态下,单位体积功率消耗与转速的三次方成正比,可以认定单位体积功率消耗与Reynolds数呈正相关。所以本文采用Reynolds数作为横坐标以进行功率消耗特性研究。在本研究Reynolds数范围($1 \times 10^5 \sim 5.5 \times 10^5$)内,釜内流体处于充分发展湍流区。单相体系中 N_p 通常保持恒定,但自吸式搅拌系统在超过临界吸气转速后,气相持续进入液相导致流体表观密度降低,表现为 N_p 随Reynolds数增大而单调递减。

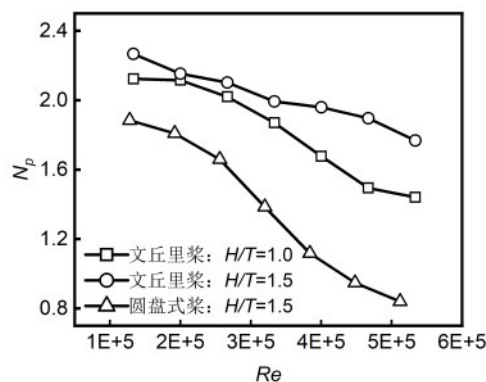


图3 三种工况下功率准数随Reynolds数变化

Fig. 3 Power number as a function of Reynolds number under three operating conditions

图3对比了同桨异工况以及异桨同工况的功耗特性。结果表明,在 $H/T=1.5$ 时,低Reynolds数区各体系 N_p 均处于较高水平;随Reynolds数升高,圆盘式桨 N_p 由1.91骤降至0.85(降幅55.4%),而文丘里桨的降幅仅19.5%,表明圆盘式自吸桨气含率增幅更加显著,吸气效率也始终保持在更高水平,说明圆盘式自吸桨主要依靠搅拌桨的高速旋转产生的离心作用实现自吸气。文丘里桨不同安装工况对比显示, $H/T=1.0$ 时 N_p 降幅更大,这源于低液位下气体吸入的势能垒更小,自吸通量更高,进而降低了体系体积功率消耗,与 N_c 随液位降低而减小的结论高度契合,验证了自吸气过程受静压调控的本质。

综合分析表明, N_p 下降幅度与搅拌桨吸气能力呈正相关:圆盘式桨因其 N_c 的陡增趋势而表现出最显著的功率消减特性;而文丘里搅拌桨的功率准数随着Reynolds数的变化较为平缓,说明文丘里搅拌桨的自吸气推动力主要来源于喉管处的负压程度,受搅拌桨的转速影响相对较小,因而在实际应用中拥有更宽的调控区间。

2.3 桨叶及其组合形式对气含率的影响

气含率随单位体积功耗的变化规律如图4所示。自吸式搅拌釜中 ε_g 与 P/V 呈显著正相关,且与前述临界吸气转速、功率衰减特性有关。在低功耗区($P/V \leq 1.5 \text{ kW/m}^3$),各体系气含率均维持在约3%的较低水平;随输入功率提升,不同桨型与工况的气含率演化差异逐渐凸显。实验对比显示,圆盘式桨气含率增长最为剧烈,在 $P/V=4.5 \text{ kW/m}^3$ 时达13.0%,显著高于同工况下文丘里桨的7.0%,这与圆盘式桨高Reynolds数下功率衰减更显著的规律直接对应,表明其自吸气速率更高。

实验对比表明,浸没深度更低时气含率显著更高,这源于更低的静液柱压力减小了气体吸入的势能垒,强化了自吸通量。因此,搅拌桨空间位置对气液分散性能具有显著影响,其浸没深度越小,临界吸气转速越低、功率衰减越显著。

2.4 气泡尺寸分布情况

气含率仅反映气相的宏观体积分数,气液传质

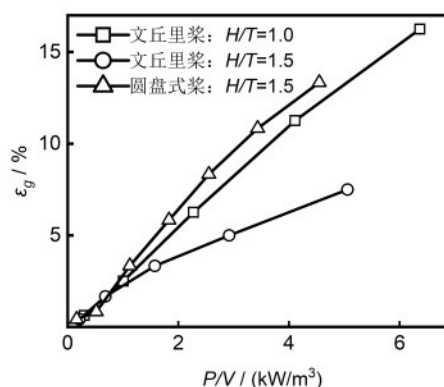


图4 三种工况下单位体积功耗和气含率关系曲线

Fig. 4 Relationship between specific power consumption and gas holdup under three operating conditions

效率由气液接触比表面积直接决定,而比表面积是气含率与气泡平均粒径的函数:相同气含率下,气泡粒径越小,比表面积越大,传质性能越优。因此,对气泡尺寸分布的定量分析是评价搅拌桨分散性能的核心维度之一^[30-31]。

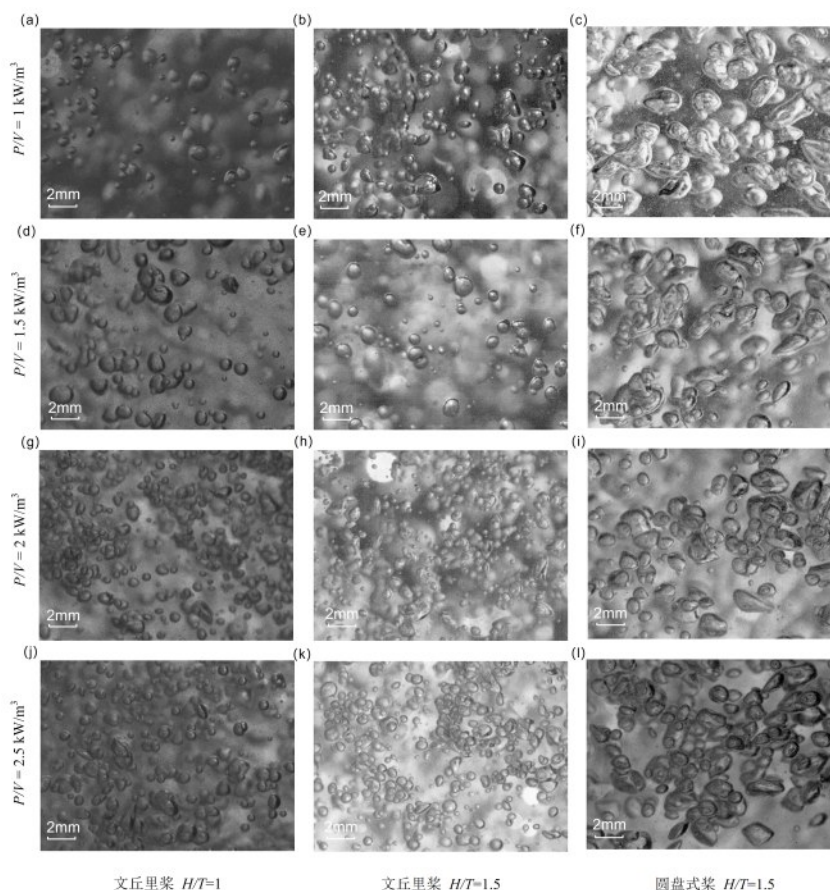


图5 文丘里桨($H/T=1.0$),文丘里桨($H/T=1.5$),圆盘式搅拌桨($H/T=1.5$)在不同功耗下的气泡分散图

Fig. 5 Bubble dispersion images for the Venturi impeller ($H/T=1.0$), Venturi impeller ($H/T=1.5$), and disc impeller ($H/T=1.5$) at different power consumptions

为保证釜内气液充分分散,所有实验工况的搅拌转速均须高于临界吸气转速,此时的桨叶单位体积功耗约为 0.7 kW/m^3 ,因此本研究设置了四种单位体积功耗: $P/V=1、1.5、2、2.5 \text{ kW/m}^3$,用于对比分析不同搅拌强度下气泡分散特性。图5展示了文丘里浆($H/T=1.0, 1.5$),圆盘式搅拌桨($H/T=1.5$)三个工况下,气泡形态随 P/V 的变化规律。

横向对比为同一功耗水平下的气泡局部图,文丘里搅拌桨产生的小尺寸气泡比例显著高于传统圆盘桨,且气泡群在空间分布上展现出更高的均匀性。这一现象直接证实了文丘里结构的设计优势:流体流经喉部时产生的加速-降压效应,在气相诱导初期构建了高强度湍动能场与动压梯度,实现了对气泡碎裂过程的主动干预;而圆盘桨生成的气泡粒径较大,且局部区域存在明显的大气泡聚并现象。

从纵向功率演化趋势来看,随着 P/V 的提升,三类情况下产生的气泡尺寸均减小,大气泡占比降

低,粒径分布趋于窄化与集中。这表明增加能耗投入可有效强化釜内湍流脉动,促进气泡发生二次破碎。值得强调的是,尽管前文分析指出文丘里浆在相同功耗下的气含率略低于圆盘桨,但其更强的气泡细化能力足以补偿其气相持有量的不足。气泡拥有更小直径,更高均匀度意味着文丘里浆能够以更优的气液比表面积提升传质性能,体现了该结构创新在强化传递过程中存在关键作用。

进一步观察气泡形态差异可知,文丘里浆生成的气泡更接近球形,轮廓光滑、形态规整,表面张力分布更均匀,上升运动更稳定,不易因应力集中破裂或聚并;而圆盘式桨气泡多为椭圆形,形状不规则且局部存在粘连,表面应力分布不均,在碰撞过程中更易发生聚并形成大气泡。因此,文丘里浆构建的气液分散体系具有更高的流体动力学稳定性,有利于维持长期高效传质。此外,文丘里管的结构特征与搅拌器具有良好的适配性,可在搅拌釜内有效促进气泡的生成与细化。

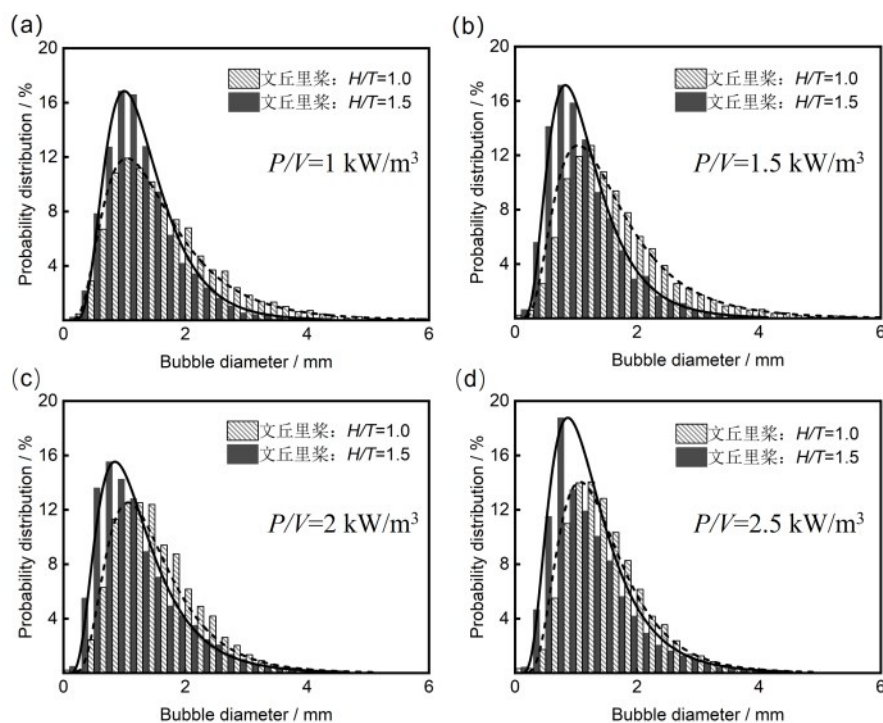


图6 $H/T=1.0$ 和 $H/T=1.5$ 两种工况下文丘里浆产生的气泡尺寸分布 (a) $P/V=1.0 \text{ kW/m}^3$; (b) $P/V=1.5 \text{ kW/m}^3$; (c) $P/V=2.0 \text{ kW/m}^3$; (d) $P/V=2.5 \text{ kW/m}^3$

Fig. 6 Bubble size distributions for the Venturi impeller under two conditions ($H/T=1.0$ and $H/T=1.5$) at (a) $P/V=1.0 \text{ kW/m}^3$, (b) $P/V=1.5 \text{ kW/m}^3$, (c) $P/V=2.0 \text{ kW/m}^3$, (d) $P/V=2.5 \text{ kW/m}^3$

图6展示了文丘里浆在两种操作工况($H/T=1.0$ 与 $H/T=1.5$)下,气泡粒径分布随 P/V 的演化规律。在低功耗水平($P/V \leq 1.5 \text{ kW/m}^3$)下,两种工况的气泡

平均尺寸差异较小,但 $H/T=1.5$ 时小尺寸气泡占比更高、分布更为集中,实验中捕捉到的粒径分布区间更窄。随着单位体积功耗提升至 2.5 kW/m^3 , $H/T=$

1.5 时气泡众数粒径由 1.00 mm 逐步减小至 0.83 mm, 粒径分布持续向小尺寸方向偏移; 而 $H/T=1.0$ 工况下气泡粒径随功耗增加的变化不明显, 分布特征基本保持稳定。

这一现象可由气泡破碎-聚并的动态平衡机制解释: 釜底间隙与浸没深度的增大, 实质上是延长了气泡在湍流场中的运动路径与停留时间。在 $H/T=1.5$ 工况下, 气泡自桨叶区生成后需经历更长的上升过程, 得以更充分地暴露于湍流剪切场中, 破碎概率显著提升; 同时, 延长停留时间也有助于抑制

气泡在桨底附近发生早期聚并, 从而使粒径分布持续向小尺寸方向演化。而在 $H/T=1.0$ 工况下, 液位高度较低导致气泡生成后快速逸出桨叶区, 在湍流场中的停留时间较短, 破碎效应难以充分体现; 且桨底区域气泡密度较高, 易发生早期聚并, 使得粒径分布对功耗增加的响应趋于钝化。因此, $H/T=1.5$ 工况通过优化流场结构, 实现了更小的气泡粒径和更集中的粒径分布, 有利于提升气液传质界面面积。

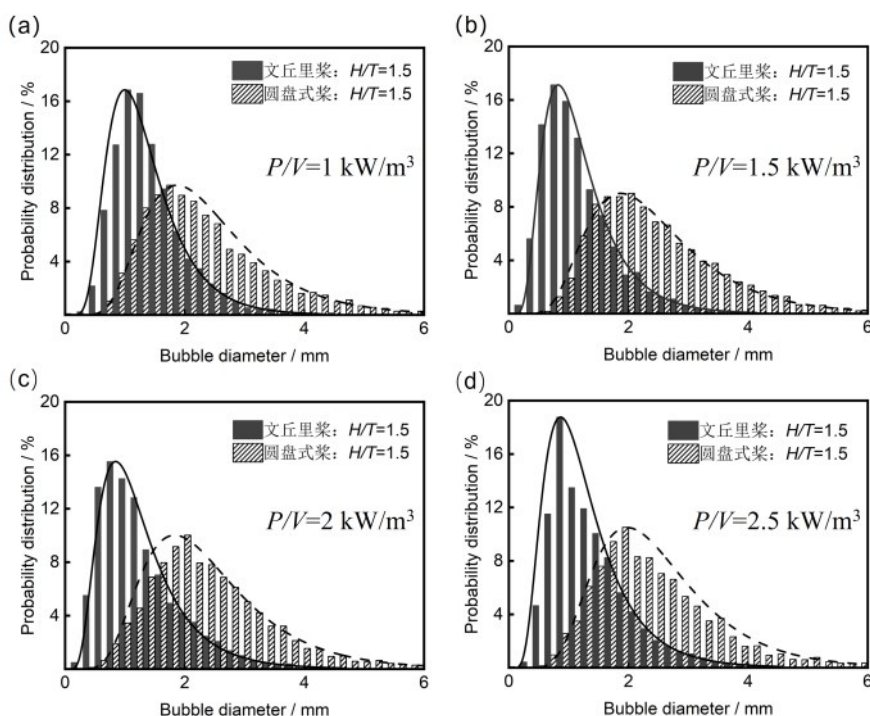


图7 $H/T=1.5$ 时文丘里桨和圆盘式桨在不同 P/V 下的气泡分布 (a) $P/V=1.0 \text{ kW/m}^3$; (b) $P/V=1.5 \text{ kW/m}^3$; (c) $P/V=2.0 \text{ kW/m}^3$; (d) $P/V=2.5 \text{ kW/m}^3$

Fig. 7 Bubble size distributions for Venturi and disc impellers at different specific power consumptions ($H/T=1.5$) at (a) $P/V=1.0 \text{ kW/m}^3$, (b) $P/V=1.5 \text{ kW/m}^3$, (c) $P/V=2.0 \text{ kW/m}^3$, (d) $P/V=2.5 \text{ kW/m}^3$

图7展示了不同 P/V 下文丘里桨与圆盘式桨的气泡粒径分布特征。在相同 P/V 条件下, 文丘里桨的粒径分布曲线呈现典型的单峰分布特征, 且相较于传统圆盘桨, 其峰值更高、分布宽度更窄。因此, 文丘里桨产生的气泡群具有极佳的尺寸均匀性, 反映出釜内湍动能分布的高度各向同性。具体而言, 文丘里桨的BSD曲线众数粒径在 0.84 mm 左右, 远低于圆盘式桨的 1.83 mm。这直接证实文丘里桨在小气泡生成与尺寸窄化方面具有明显优势, 理论上可提供更大的气液比表面积, 具备强化气液传质的巨大潜力。

从能量耗散与破碎机理来看, 两种桨型的气泡细化能力排序与其功率准数呈现正相关性。文丘里桨具备更高的 N_p , 意味着其在单位体积内能够诱导更强烈的局部湍动能场。实验证明, 通过喉部结构构建的高强度动压梯度, 文丘里桨可在气泡生成初期有效抑制大尺寸气泡的形成与早期聚并现象, 从而在动力学层面显著优化气液分散情况。这种以局部能量耗散换取相界面面积提升的策略, 成功实现了气泡尺寸的深度细化, 为后续强化气液传质奠定了流体力学基础。

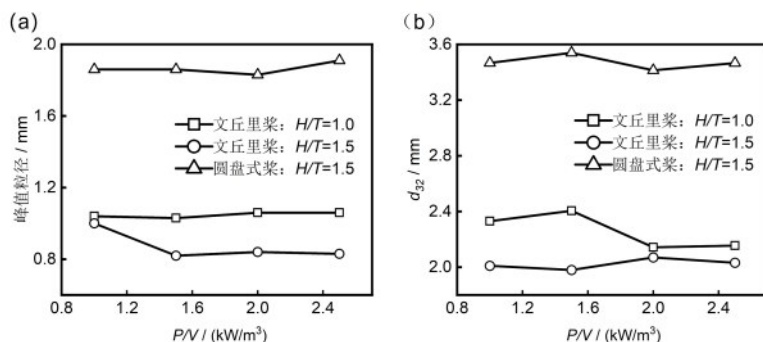


图8 相同单位体积功耗下,三种工况的(a)峰值粒径;(b)索特直径

Fig. 8 Comparison of (a) peak bubble diameter, (b) Sauter mean diameter for the three operating conditions at the same specific power consumption

图8展现了三种工况下气泡峰值粒径、索特平均直径(d_{32})随 P/V 的演化规律,直观反映了较于传统自吸浆,文丘里浆型在气液分散性能方面的调控能力。

由峰值粒径和 d_{32} 结果对比可知,文丘里浆型产生的气泡尺寸远低于传统圆盘桨。图8a中,气泡峰值粒径基本不随功耗而变化,这主要是由于在测定的 P/V 范围内均保持稳定状态。除了在 $H/T=1.5$ 工况时,此时的文丘里浆的转速最低,釜内气泡分布尚未达到稳定状态,因此在 $P/V=1.0 \text{ kW/m}^3$ 时峰值粒径略高。

图8b表明,文丘里($H/T=1.0$)以及圆盘式桨($H/T=1.5$)两种工况下 d_{32} 呈现先升后降的趋势,可能是由于在低功率段时,气泡受界面张力影响容易产生聚并效应,而在高功率段下,湍流剪切力增大,此时破碎作用逐渐占主导地位。而文丘里浆($H/T=1.5$)的工况在低功耗时,气泡分布尚未到达稳定状态,峰值粒径随着功率变化先下降再趋于一个稳定状态,峰值粒径下降的同时, d_{32} 同步减小。而进入高功率区后,其气泡达到粒径平衡态, d_{32} 亦表现出先增大后减小的演变特征。

2.5 气液传质系数

$k_L a$ 是评价自吸式搅拌系统气液传质性能的重要参数,对反应器传质强化及工业过程优化具有重要意义。在自吸搅拌体系中, $k_L a$ 不仅受功率输入水平影响,还与气泡尺寸分布、气液循环流动及局部湍流耗散密切相关。

图9为单位体积功耗下,三种工况的气液传质系数的对比图,在全功耗区间内,三种工况的气液传质系数 $k_L a$ 均随单位体积功耗的增大持续上升。在高液位条件下($H/T=1.5$),文丘里自吸浆的 $k_L a$ 在

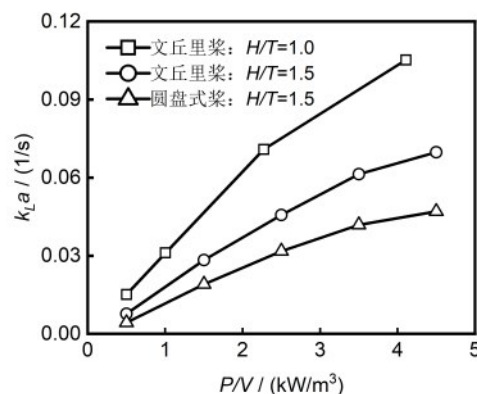


图9 相同单位体积功耗下,三种工况的气液传质系数

Fig. 9 Comparison of mass transfer coefficient for the three operating conditions at the same specific power consumption

各个单位体积功耗下均高于传统圆盘式桨。其中,当 $P/V=4.5 \text{ kW/m}^3$ 时,文丘里浆 $H/T=1.5$ 工况下, $k_L a=0.0698 \text{ 1/s}$,而圆盘式桨 $H/T=1.5$ 工况下, $k_L a=0.0470 \text{ 1/s}$,传质系数增幅约为48%,验证了文丘里结构对传质性能存在强化作用。此外,相较于高液位,文丘里浆在低液位工况($H/T=1.0$)的传质性能实现了明显提高。这是由于在相同功耗下自吸气量与釜内气含率大幅提升,从而直接影响了气液比表面积,间接增大了气液传质系数。本研究设计的文丘里自吸浆在传质性能上整体优于传统圆盘式桨,且通过优化液位高度与釜底间隙,可进一步放大其传质优势,实现传质效率与节能性能的协同提升。

3 结论

本文系统对比研究了文丘里式自吸搅拌桨在两种操作工况($H/T=1.0$ 和 $H/T=1.5$)下的流体力学性能,并与同操作条件($H/T=1.5$)的传统圆盘式自吸搅

拌桨在功耗特性、临界吸气转速、气含率及气泡分散行为等方面开展了深入对比,主要结论归纳如下:

(1)文丘里桨气泡细化能力显著。实验结果证实,新型文丘里搅拌桨在气泡破碎与尺寸调控方面表现出明显优势。在 $H/T=1.5$ 工况下,其凭借喉部结构产生的高强度湍动能场与动压梯度,可将约80%的气泡直径控制在2.00 mm以下,其中30%~40%的气泡进一步细化至1.00 mm以下,其气液分散效果远优于传统圆盘式搅拌桨。

(2)文丘里桨能够提升气液界面传质能力。在实验测定功耗范围内, $H/T=1.5$ 工况下,文丘里桨较传统圆盘桨,其传质系数增幅最大可达48%,表明文丘里结构对传质性能存在一定强化作用。且根据BSD研究发现,文丘里桨诱导的气泡群具有高度集中的粒径分布和更接近球形的规整形态,表明该结构能有效抑制了气泡聚并行为,更有利于提升气液分散体系的稳定性。

(3)文丘里桨能够实现能耗与分散性能的高效平衡。尽管文丘里结构的特殊构型导致其体积功耗略高于传统圆盘桨,但通过局部湍流耗散的强化,实现了更优异的气泡均匀度与更高的能量利用效率。其临界吸气转速随液位的增幅更低,展现了文丘里结构拥有在宽液位范围内保持稳定自吸的能力。

综上所述表明,文丘里桨具备优异的气泡细化能力,可在宽液位范围内保持稳定自吸,具有良好的工程应用前景。

符号说明

a ——单位体积气液相界面面积, m^{-1}
 C ——桨叶离底高度, mm
 C_0 ——亚硫酸钠初始浓度, mol/m^3
 C_1 ——反应后亚硫酸钠浓度, mol/m^3
 C^* ——饱和溶解氧浓度, mol/m^3
 d_{32} ——索特直径, mm
 D ——桨叶直径, m
 D_i ——气泡的直径, mm
 H ——液位高度, mm
 k_L ——液相侧传质系数, m/s
 M ——转矩, $\text{N}\cdot\text{m}$
 N ——搅拌转速, r/min
 N_i ——直径为 D_i 的气泡个数
 N_p ——功率准数

P ——功率消耗, kW
 Q ——亚硫酸钠溶液注入流量, m^3/s
 r ——搅拌釜径向坐标, mm
 R ——搅拌釜半径, mm
 Re ——桨叶 Reynolds 数
 S ——桨叶浸没深度, mm
 T ——釜底直径, mm
 V ——搅拌釜内液体体积, m^3
 ε_g ——气含率, %
 ρ ——液体密度, kg/m^3
 μ ——动力黏度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$

下角标

g ——气体

参考文献

- [1] Forte G, Alberini F, Simmons M J H, et al. Measuring gas hold-up in gas - liquid/gas - solid - liquid stirred tanks with an electrical resistance tomography linear probe[J]. *AIChE Journal*, 2019, **65** (6): e16586.
- [2] Montante G, Paglianti A. Gas hold-up distribution and mixing time in gas - liquid stirred tanks[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2015, **279**: 648-658.
- [3] Dewan A, Buwa V, Durst F. Performance optimizations of grid disc impellers for mixing of single-phase flows in a stirred vessel [J]. *Chemical Engineering Research and Design*, 2006, **84**(8): 691-702.
- [4] Xu Y, Wu B, Luo P C. Investigation on the flow characteristics of a novel multi-blade combined agitator by time-resolved particle image velocimetry and large eddy simulation[J]. *AIChE Journal*, 2020, **66**(8): e16277.
- [5] Wu H. An issue on applications of a disk turbine for gas-liquid mass transfer[J]. *Chemical Engineering Science*, 1995, **50**(17): 2801-2811.
- [6] Wu Y J, You P, Luo P C. Effect of pitched short blades on the flow characteristics in a stirred tank with long-short blades impeller[J]. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 2022, **45**: 143-152.
- [7] Chinnasamy G, Kaliannan S, Eldho A, et al. Development and performance analysis of a novel agitated vessel[J]. *Korean Journal of Chemical Engineering*, 2016, **33**(4): 1181-1185.
- [8] 高勇, 郝惠娣, 张永芳. 双层桨自吸式搅拌槽气-液分散性能[J]. *化工进展*, 2010, **29**(3): 436-439.
 Gao Y, Hao H D, Zhang Y F. Gas-liquid dispersion performance of dual impellers in self-inspiring tank[J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2010, **29**(3): 436-439.
- [9] Zhang Y H, Zhang Z W, Wei C W, et al. Critical impeller speeds for a gas-inducing stirring tank loaded with solid particles[J]. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 2018, **26**(6): 1423-1429.
- [10] Sung H, Park H. Free-surface air entrainment into bubbles by a Rushton-type impeller in unbaffled stirred tank[J]. *Physics of Fluids*, 2024, **36**(6): 063335.
- [11] Schembri L, Caputo G, Ciofalo M, et al. CFD simulations of the transition between non-aerated and aerated conditions in

- uncovered unbaffled stirred tanks[J]. Chemical Engineering Science, 2025, **302**: 120824.
- [12] Zhang Y Q, Pan X, Wang Y H, et al. Numerical and experimental investigation on surface air entrainment mechanisms of a novel long-short blades agitator[J]. AIChE Journal, 2018, **64**(1): 316–325.
- [13] Montante G, Laurenzi F, Paglianti A, et al. Two-phase flow and bubble size distribution in air-sparged and surface-aerated vessels stirred by a dual impeller[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2010, **49**(6): 2613–2623.
- [14] Eibl P, Witz C, Khinast J. A generalized framework for modeling the gas-phase in aerated stirred tanks using the Lattice-Boltzmann method[J]. Chemie Ingenieur Technik, 2022, **94**(9): 1336.
- [15] Murthy B N, Kasundra R B, Joshi J B. Hollow self-inducing impellers for gas – liquid – solid dispersion: Experimental and computational study[J]. Chemical Engineering Journal, 2008, **141** (1/2/3): 332–345.
- [16] Deshmukh N A, Patil S S, Joshi J B. Gas induction characteristics of hollow self-inducing impeller[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2006, **84**(2): 124–132.
- [17] 韩愈, 包雨云, 马鑫, 等. 具有双层桨结构的自吸式搅拌反应器的流体力学性能[J]. 过程工程学报, 2019, **19**(6): 1066–1074.
Han Y, Bao Y Y, Ma X, et al. Hydrodynamics performance of self-inducing stirred tank equipped with double impellers[J]. The Chinese Journal of Process Engineering, 2019, **19**(6): 1066–1074.
- [18] Li L C, Chen N, Xiang K F, et al. CFD simulation of hydrodynamics characteristics in a tank stirred by a hollow self-inducing impeller[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2018, **96**(8): 1837–1848.
- [19] 谢冰琪, 杨乐乐, 陈文霆. 双层自吸式搅拌反应器的流体力学和传质特性[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2024, **64**(9): 1658–1665.
Xie B Q, Yang L L, Chen W T. Hydrodynamics and mass transfer of self-inducing reactor with dual impeller[J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2024, **64**(9): 1658–1665.
- [20] 骆培成, 尤忠浩, 张鑫, 等. 一种自吸气斜剖式文丘里型搅拌桨: CN121819623A[P]. 2026–04–10.
- [21] Li X L, Ma X W, Zhang L, et al. Dynamic characteristics of ventilated bubble moving in micro scale venturi[J]. Chemical Engineering and Processing: Process Intensification, 2016, **100**: 79–86.
- [22] Yuan F Y, Zhang X B, Dai C L, et al. Research on the regulation of bubble size distribution in a venturi bubble generator[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2025, **218**: 764–779.
- [23] Xu X F, Hu L, Zhang X, et al. Study on flow pattern and bubble breakup mechanism of bubbly flow in Venturi tubes[J]. Chemical Engineering Science, 2026, **321**: 122904.
- [24] Saravanan K, Joshi J B. Fractional gas hold-up in gas inducing type of mechanically agitated contactors[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 1996, **74**(1): 16–30.
- [25] Laakkonen M, Honkanen M, Saarenrinne P, et al. Local bubble size distributions, gas – liquid interfacial areas and gas holdups in a stirred vessel with particle image velocimetry[J]. Chemical Engineering Journal, 2005, **109**(1/2/3): 37–47.
- [26] Zamani Abyaneh E, Ein-Mozaffari F, Lohi A. Critical review of gas – liquid mixing using gas-inducing impellers: modeling, CFD simulation, and ANN applications[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2024, **63**(35): 15325–15350.
- [27] Zheng Z Y, Sun D D, Li J, et al. Improving oxygen transfer efficiency by developing a novel energy-saving impeller[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2018, **130**: 199–207.
- [28] Liu Q Z, Zhang X B, Xiong X H, et al. CFD simulation of power characteristics and flow field distribution of different spiral stirring paddles[J]. Chemical Engineering and Processing – Process Intensification, 2024, **205**: 110033.
- [29] Dohi N, Takahashi T, Minekawa K, et al. Power consumption and solid suspension performance of large-scale impellers in gas – liquid – solid three-phase stirred tank reactors[J]. Chemical Engineering Journal, 2004, **97**(2/3): 103–114.
- [30] Alberini F, Nerini F, Mandolini N, et al. On the reliability of image analysis for bubble size distribution measurements in electrolyte solutions in stirred reactors[J]. Chemical Engineering Journal Advances, 2024, **20**: 100658.
- [31] Maluta F, Alberini F, Paglianti A, et al. Hydrodynamics, power consumption and bubble size distribution in gas-liquid stirred tanks[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2023, **194**: 582–596.