

引用格式:禹言芳,孔令敏,刘振江,等. 循环射流混合槽内油-水两相流复杂动力学特性分析[J]. 北京化工大学学报(自然科学版), 2022, 49(1): 26-34.

YU YanFang, KONG LingMin, LIU ZhenJiang, et al. Analysis of the complex dynamic characteristics of oil-water two-phase flow in a circulating jet tank[J]. Journal of Beijing University of Chemical Technology (Natural Science), 2022, 49(1): 26-34.

循环射流混合槽内油-水两相流复杂动力学特性分析

禹言芳 孔令敏 刘振江 陈雅鑫 孟辉波* 吴剑华
(沈阳化工大学 辽宁省高效化工混合技术重点实验室, 沈阳 110142)

摘要:采用流体力学计算软件 ANSYS FLUENT V16.1 中的 Eulerian-Eulerian 多相流模型和剪切应力输运 (SST) $k-\omega$ 湍流模型,对循环射流混合槽内油-水两相流的动力学特性进行研究,分析不同雷诺数 Re 和不同相含率对多孔射流中心线速度自相似性、涡量和剪切速率的影响。研究发现:在不同 Re 及分散相相含率条件下,射流方向上连续相水的流动状态满足自相似性; $Re = 6346, 9519$ 和 12692 时无量纲高度 $z/H = 0.9$ 处的涡量与 $Re = 3173$ 时相比分别增大 118.3% 、 253.7% 和 373.4% ;轴向、径向和周向位置处涡量等值线图揭示高涡量区域主要集中在射流孔附近,射流中心线两侧存在反方向涡,射流中心线附近涡的相对强度与中心主体混合区域相比高 2 个数量级;与涡量及 Q 准则相比,第三代涡判别法 Liutex 对流场中大尺度涡结构的识别基本相同,对主体混合区域细小涡结构的识别相对更加准确;剪切速率随周向位置的增大呈现先增后减的趋势,在 $\theta = 12^\circ$ 处随着 Re 从 3173 增加到 12692 ,平均剪切速率增大 $86.2\% \sim 257.7\%$ 。

关键词:循环射流混合槽;油-水两相;射流速度;涡量;Liutex;剪切速率

中图分类号: TQ051.7 **DOI:** 10.13543/j.bhxbzr.2022.01.004

引言

化学工业是国民经济的支柱产业,在由原来的高污染、高能耗、高排放的发展方式向节能减排降耗和可持续发展转型的升级过程中面临巨大压力^[1]。化工过程强化在降低能耗、提高生产效率、减少污染等方面发挥着重要作用,因此成为人们关注的热点^[2]。

射流混合器作为一种化工过程强化操作单元,因其结构简单、零部件不易损坏等优点而得到广泛应用^[3-4]。针对射流混合器的研究最初由 Fossett 等^[5]提出,他们分析了单孔倾斜侧面射流的圆柱形罐内四

乙基铅与汽油的两相流动特性,总结了四种典型射流混合器内的混合时间关联式。Zughbi 等^[6]利用实验和数值模拟方法对射流搅拌槽内不同位置分布的射流进行研究,发现非对称射流比对称射流的混合效果更好。到目前为止,与射流混合相关的研究已经涉及到多相流混合领域,包括气固混合、液液混合、气液混合等。蓝敏乐等^[7]对管内管型混合澄清槽内的液-液两相流进行数值计算,发现降低分散相含量和进料油水比能够提高混合性能。黎义斌等^[8]利用数值模拟的方法研究了直叶片与推进叶片对搅拌釜内流动结构及气液两相混合性能的影响,发现直叶片可以提高釜内涡耗散速度,缩短涡从产生到消失的周期。

化工设备混合效率多与内部流场的涡结构、涡强度及涡分布状态有关。Meftah 等^[9]研究了密集圆形射流孔垂直浸没射流时的混合过程,测量得到的流场证实了射流截面内上升和下降阶段反向旋转涡对的形成。Helmholtz^[10]提出了涡丝的概念,将涡量 Ω 定义为涡的强度,对流动中的涡进行描述,被称为第一代涡。随着研究的不断发展,先后有学者提

收稿日期: 2021-06-30

基金项目: 辽宁特聘教授计划(辽教函[2018]35号);国家自然科学基金面上项目(21476142);辽宁省教育厅项目(LQ2019003/LJKZ0429);辽宁省“百千万人才工程”项目(201892151);辽宁省自然科学基金(2019-ZD-0082);沈阳市“中青年科技创新人才支持计划”(RC200032)

第一作者: 女,1979年生,博士,硕士生导师

*通信联系人

E-mail: syuct_hj@163.com

出以 Q 判据^[11]、 λ 方法^[12]、 Δ 判据^[13] 和 λ_{ci} 判据^[14] 为代表的第二代涡判别方法, 此类变量基本都是由速度梯度矩阵的特征值唯一确定, 对流动状态中涡结构的识别能力更强。但是该类方法本身没有清晰的物理意义, 对涡强度的判别模糊, 其阈值判断法也容易过滤掉细小的涡结构。刘超群课题组^[15-17] 针对第二代涡判别方法存在的缺陷提出了第三代涡系列判别方法即 Liutex 判别法, 对流体动力学的发展产生了一定程度的影响。

本课题组前期设计了利用多级离心泵驱动流体来实现流体的流动与混合的新型循环射流混合槽 (CJT)^[18], 对循环射流混合槽的射流孔和降液管形状等几何参数进行研究, 发现射流孔形状为三角形时以及降液管为对称矩形时的流动特性较好^[19-20]; 通过实验与数值模拟的方法对槽内各个位置处的压力波动进行分析, 并描述了流场内部的流动特性, 发现循环射流混合槽脉动序列具有相关性和非周期性, 且瞬态流动具有复杂的动力学特性及湍流特性^[21-23]。

到目前为止, 关于循环射流混合槽的研究主要集中在单相流流动特性及结构优化等方面, 对槽内的液液两相流流动特性及其瞬态涡结构的演化分析较少。本文选取水和二甲基硅油 ($C_6H_{18}OSi_2$) 作为介质, 采用 Eulerian-Eulerian 方法对 CJT 内两相流流动进行建模; 在 $Re = 3\ 173 \sim 12\ 962$ 和相含率 $\alpha_d = 1.80\% \sim 6.00\%$ 条件下对水相的射流孔速度自相似性、平均涡量分布以及剪切速率等参数进行分析, 并对 Ω 、 Q 与 Liutex 这 3 种涡结构判别方法进行比较。

1 数值模型

1.1 物理模型

循环射流混合槽内部结构较为复杂, 由含有动量源的 4 根提升管和 1 根中心降液管组成, 导流板在提升管与降液管之间将流场分为两个区域, 含有提升管的区域为射流混合区, 含有降液管的区域为中心混合区。为提高循环射流混合槽混合与搅拌的均匀性, 4 根提升管上沿轴向均匀分布 9 个射流孔, 从下到上依次为 jet1 ~ jet9, 其结构见图 1。降液管出口尺寸、射流孔直径和导流板长度等参数见表 1。

在动量源的作用下, 流体通过提升管的射流孔高速喷射进入槽体内部, 与周围低速流体相互掺混, 再经降液管到达动量源形成循环回路。流动工质为油-水两相, 其中连续相为水, 分散相为二甲基硅油, 其相关物性参数见表 2。

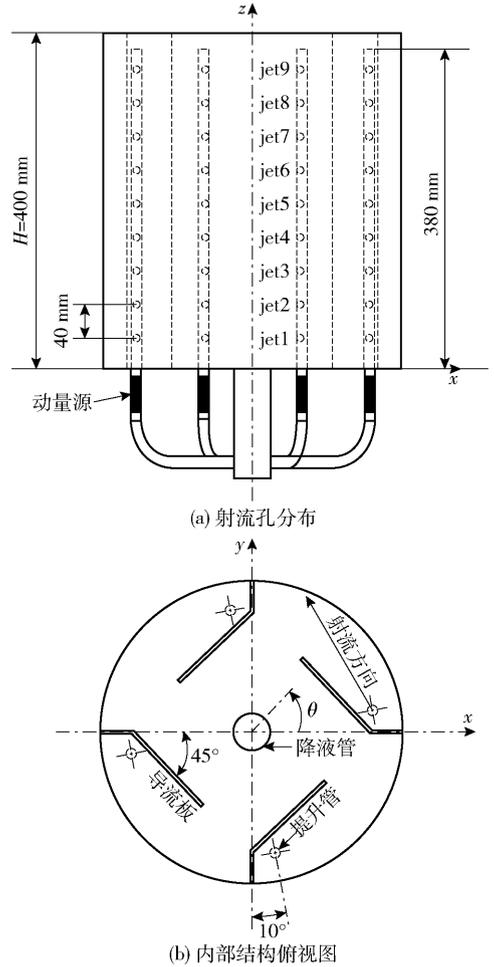


图 1 循环射流混合槽几何结构模型

Fig. 1 Geometric structure model of the circulating jet mixing tank

表 1 循环射流混合槽结构参数

Table 1 Structural parameters of the circulating jet mixing tank

结构参数	数值
降液管直径 D_1/m	0.05
提升管直径 D_2/m	0.014
降液管出口尺寸 $w \times h/(m \times m)$	0.003×0.38
筒壁高度 H_1/m	0.4
降液管高度 H_2/m	0.4
射流孔直径 d_j/m	0.003

表 2 介质物性参数

Table 2 Parameters of the medium

介质	温度/K	密度/ ($kg \cdot m^{-3}$)	黏度/ ($Pa \cdot s$)	表面张力/ ($N \cdot m^{-1}$)
水	293	998	1.003×10^{-3}	0.07275
二甲基硅油	293	1000	0.02	0.0209

1.2 数值模型

采用有限体积法软件 ANSYS FLUENT V16.1 进行三维非定常不可压缩 Navier-Stokes (N-S) 方程的求解;多相流模型选取 Eulerian-Eulerian 模型^[24]。Hosseini 等^[25]认为剪切应力输运 (SST) $k-\omega$ 湍流模型能很好地描述强剪切流体的流动状态,本课题组在前期工作中也发现该湍流模型能更好地预测 CJT 内的流动状态并准确捕捉流场信息^[19,21],因此本文选取 SST $k-\omega$ 湍流模型对油水两相的流动混合特性进行模拟。

连续性方程为

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{v}_{m_i}) = 0 \quad (1)$$

动量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \mathbf{v}_{m_i}) + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{v}_{m_i} \mathbf{v}_{m_j}) = -\nabla p + \rho_m \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (2)$$

式中, ρ_m 为第 m 相密度,其中 $m=1,2,1$ 表示连续相水,2 表示分散相二甲基硅油; \mathbf{v}_m 为第 m 相速度矢量; \mathbf{g} 为重力加速度矢量; p 为压力; \mathbf{F} 为相界面合力,包括曳力、升力、湍流分散力、虚拟质量力及壁面润滑力,由于曳力的量级通常为其余作用力的 100 倍以上^[26],故本文只考虑曳力作用。

曳力 \mathbf{F}_{drag} 的表达式为

$$\mathbf{F}_{\text{drag}} = -\frac{3}{4d_B} C_D \rho_1 \alpha_2 |\mathbf{v}_1 - \mathbf{v}_2| (\mathbf{v}_2 - \mathbf{v}_1) \quad (3)$$

式中, d_B 为液滴直径; α_2 为分散相二甲基硅油的相含率; C_D 为曳力系数,其值与连续相和分散相的相对雷诺数 Re_{11-21} 有关^[27],当 $Re_{11-21} \leq 1000$ 时 $C_D = 24(1 + 0.15Re_{11-21}^{0.687})/Re_{11-21}$,当 $Re_{11-21} > 1000$ 时 $C_D = 0.44$,初始注入分散相时 Re_{11-21} 值处于 88000 ~ 92000 之间,故 C_D 取 0.44。

湍动能 k 方程和湍流耗散率 ω 方程分别为

$$\frac{\partial (\rho_m k)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m v_m k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu_m + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + S_k - Y_k \quad (4)$$

$$\frac{\partial (\rho_m \omega)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m v_m \omega)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu_m + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega + S_\omega - Y_\omega + D_\omega \quad (5)$$

式中, μ_m 为第 m 相流体黏度; σ_k 为湍动能普朗特数; σ_ω 为湍流耗散率普朗特数; μ_t 为湍流黏度; G_k 为湍动能的产生项; G_ω 为湍流耗散率的产生项; S_k 为湍动能的源项; S_ω 为湍流耗散率的源项; Y_k 为湍

动能的耗散率; Y_ω 为湍流引起的 ω 的耗散; D_ω 为交叉扩散项。

1.3 边界条件

循环射流混合槽壁面采用无滑移边界条件,在提升管下部加入 4 个动量源来实现循环射流。采用求解压力耦合方程的半隐方法进行数值计算,动量、湍动能和耗散率方程均采用二阶迎风格式,梯度插值方案采用基于单元体的最小二乘法插值。以水为工质,在动量源体积流量 Q_v 为 1 ~ 4 m³/h ($Re = 3173 \sim 12692$) 的条件下进行稳态计算, Re 的计算公式为^[19]

$$Re = \frac{\rho_1 v_1 d_j}{\mu_1} \quad (6)$$

式中, d_j 为特征直径即射流喷嘴的直径; v_1 为特征速度,其计算公式为

$$v_1 = \frac{4Q_v}{\pi d_j^2 N_0} \quad (7)$$

式中, N_0 为射流喷嘴的数量。

当内部流场达到稳定循环后,利用 FLUENT 中的 patch 功能在循环射流混合槽顶部添加不同体积的二甲基硅油(相含率 α_1 分别为 1.80%、2.86% 和 6.00%),再进行油-水两相非稳态流场计算。收敛极限均低于 10^{-4} ,时间步长为 0.005 s,在 $Re = 3173, 6346, 9519, 12692$ 的条件下,库朗数 (Courant) 分别为 0.168、0.342、0.506、0.682,满足库朗数小于 1 的要求^[28]。

1.4 网格策略

利用 ICEM 软件通过两种方案对循环射流混合槽进行网格划分:方案一采用六面体结构化网格对整体进行划分;方案二对中心混合区采用多面体非结构化网格进行划分,射流混合区域仍然使用六面体结构化网格划分。基于方案二的轴截面混合网格示意图如图 2 所示。

1.5 模型有效性与网格无关性验证

以本课题组前期的压力波动实验结果^[21]为依据,通过 SST $k-\omega$ 湍流模型对两种网格进行数值计算,并将计算结果与实验值对比。图 3 为模型有效性验证对比结果,其中横坐标 z/H 表示无量纲高度。可以发现两种网格方案利用 SST $k-\omega$ 湍流模型计算得到的数值结果与实验结果的误差范围均小于 10%。其中,方案一的误差范围为 4.95% ~ 9.42%,方案二的误差范围为 2.01% ~ 7.48%,故选择方案二的网格划分方法进行数值模拟计算。

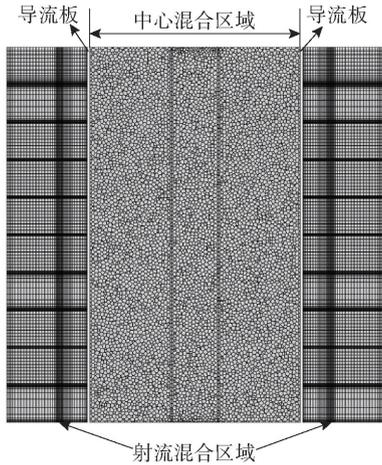


图 2 循环射流混合槽内部截面网格

Fig. 2 Internal cross-section grid of the circulating jet mixing tank

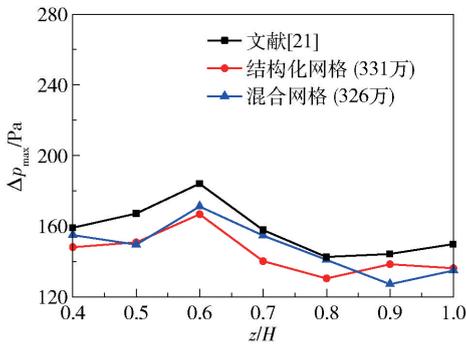


图 3 数值模型有效性验证

Fig. 3 Validation of the numerical model

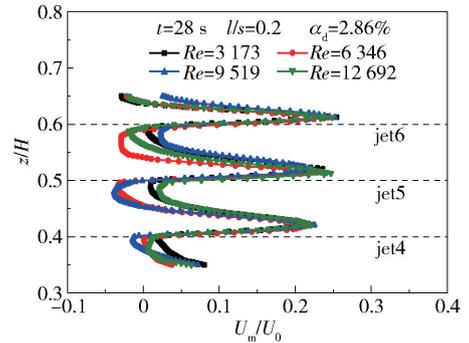
在 $Re = 6346$ 的条件下,选择网格数量分别为 160 万、247 万、326 万、401 万和 460 万的 5 种网格模型进行计算。前期研究工作表明,在数量为 160 万、247 万、326 万、401 万的网格模型中, $z/H = 0.7$ 处连续相在射流中心线上的速度与 460 万网格模型的预测结果相比,偏差分别为 27%、26%、4.2% 及 4.8%,网格数量为 326 万时的偏差值最小 (4.2%)^[23]。综合考虑计算精度与计算效率两个因素,最终选取非结构网格数量为 44.6 万、结构化网格数量为 281.4 万即总数量为 326 万的混合网格模型对循环射流混合槽内油-水两相进行数值计算。

2 结果与讨论

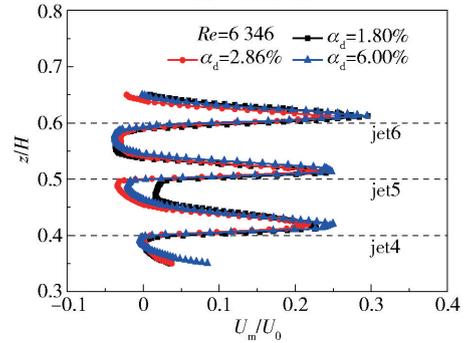
2.1 射流速度自相似性

对循环射流槽内流体的流动特性进行分析,考虑到 9 个射流孔的对称性,选取 jet4、jet5 和 jet6 进行研究。图 4 为射流方向无量纲速度的自相似性分布,其中 l 为射流中心线上某点到射流孔的长度, s

为射流孔沿射流中心线到槽体壁面的长度, U_m 为水连续相在射流中心线方向上的合速度, U_0 为射流出口位置水连续相的初始速度, U_m/U_0 为无量纲速度, H 为循环射流混合槽高度。



(a) 不同雷诺数



(b) 不同相含率

图 4 射流方向无量纲速度的自相似性分布

Fig. 4 Self-similarity distribution of the dimensionless velocity in the jet direction

图 4(a) 为当 $t = 28$ s、 $l/s = 0.2$ 和 $\alpha_d = 2.86\%$ 时,不同雷诺数条件下的射流自相似性。可以看出 jet4、jet5 和 jet6 的无量纲射流中心线速度具有较好的自相似性,受升力及多股射流间的卷吸作用,射流中心线均向上偏移,在 $z/H = 0.45 \sim 0.5$ 及 $z/H = 0.55 \sim 0.6$ 位置处出现回流,形成强制涡。在前期的研究工作中已比较过不同 Re 与不同相含率条件下两股射流间强制涡的湍动能,发现相含率对湍动能分布的影响较小,而雷诺数对湍动能的影响较大^[23];随雷诺数增加涡的湍动能会急剧增大, $Re = 6346, 9519, 12692$ 时强制涡的湍动能比 $Re = 3173$ 时增加了 10.6 倍、16.4 倍和 32.8 倍。

图 4(b) 为不同相含率条件下无量纲射流中心线速度的自相似性,其变化趋势与不同雷诺数条件下无量纲射流中心线速度的变化趋势相似,相比之下不同相含率条件下的自相似性更好。

2.2 涡结构判别方法比较

涡量 ($\boldsymbol{\Omega} = \nabla \times \mathbf{v}, \text{s}^{-1}$) 是用来描述流体在流场中

旋转程度的量度。图 5 为射流方向的涡量等值面图。从图 5(a) 可以发现相对于 $\Omega = 200, 500 \text{ s}^{-1}$ 和 $5000 \text{ s}^{-1}, \Omega = 50 \text{ s}^{-1}$ 的等值面均匀分布于混合区和射流区中;由图 5(b)、(c)、(d) 可以看出,随着涡量的增大,在射流孔附近出现涡管,与 $\Omega = 200 \text{ s}^{-1}$ 时相比, $\Omega = 500 \text{ s}^{-1}$ 时的涡管体积明显减小, $\Omega = 5000 \text{ s}^{-1}$ 时,涡管仅出现在射流孔及降液管的矩形槽处。

用平均涡量 $\langle \Omega \rangle$ 对循环射流混合槽内流场轴向位置、径向位置和周向位置的涡量变化进行分析。平均涡量计算公式如式(8)所示^[21]。

$$\langle \Omega \rangle = \frac{1}{i \cdot j} \sum_i \sum_j \Omega_{i,j} \quad (8)$$

平均涡量 $\langle \Omega \rangle$ 的正负可以表示涡量的主体方向: $\langle \Omega \rangle$ 为正,主体涡为正向涡; $\langle \Omega \rangle$ 为负,主体涡为反向涡。 i, j 分别为 x, y 方向上的离散点个数;

$\Omega_{i,j}$ 为 x, y 方向上的涡量。

图 6 为 $\langle \Omega \rangle$ 在轴向、径向、周向 3 个方向上的空间分布特性。图 6(a) 为不同轴向位置截面的平均涡量,整体上 $\langle \Omega \rangle$ 大部分为正值,说明流场区域内流体正向涡占主导地位。在 $z/H = 0.1$ 即 jet1 附近,受槽体底部浮升力及周围射流卷吸的影响反向涡占主导地位, $\langle \Omega \rangle$ 出现负值。随着 Re 的增加, $\langle \Omega \rangle$ 值不断增大。 $z/H = 0.9$ 处, $Re = 6346, 9519$ 和 12692 时的 $\langle \Omega \rangle$ 比 $Re = 3173$ 时的分别增大了 118.3%、253.7% 和 373.4%。图 6(b) 为不同径向位置截面的平均涡量。由于受高速射流的影响,射流两边出现反向对涡(CVP),故 $r/R = 0.82$ 附近 $\langle \Omega \rangle$ 出现峰值,且峰值方向相反。在 $r/R = 0.81$ 处,与 $Re = 3173$ 时的 $\langle \Omega \rangle$ 相比, $Re = 6346, 9519$ 和 12692 时的 $\langle \Omega \rangle$ 分别增大 101.7%、204.6% 和 306.4%。

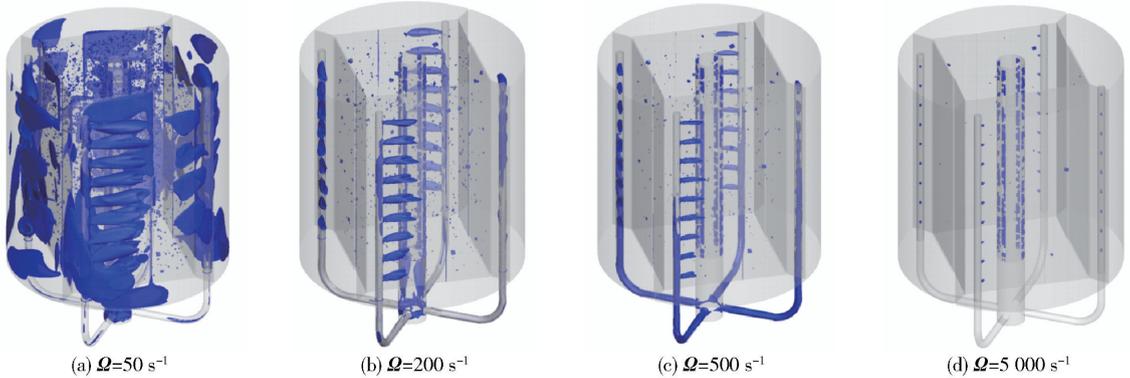


图 5 $Re = 6346$ 下 CJT 内的涡量等值面
Fig. 5 Vorticity isosurfaces in $Re = 6346$

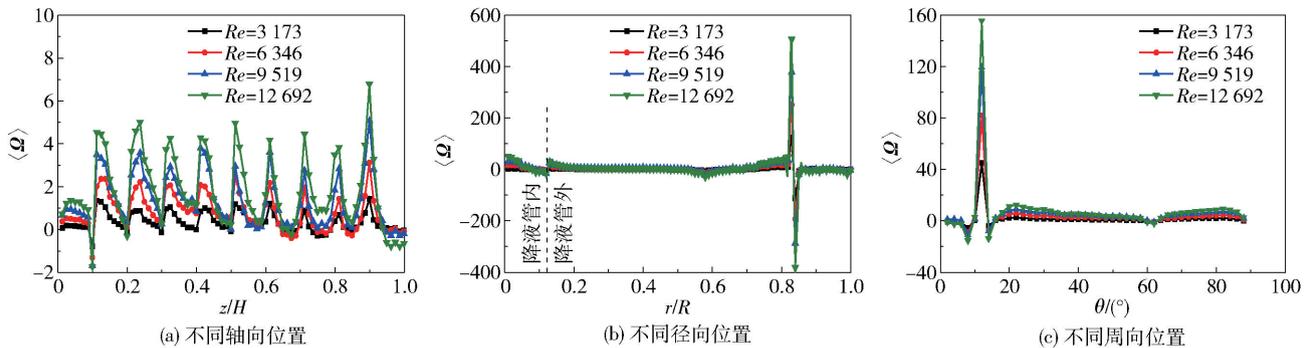


图 6 $\alpha_d = 2.86\%$ 和 $t = 28 \text{ s}$ 时不同位置处的 $\langle \Omega \rangle$ 空间分布特性

Fig. 6 The spatial distribution characteristics of $\langle \Omega \rangle$ at different locations when $\alpha_d = 2.86\%$ and $t = 28 \text{ s}$

图 6(c) 为不同周向位置截面的平均涡量。受到射流初始速度影响在 $\theta = 12^\circ$ 即射流出口位置附近 $\langle \Omega \rangle$ 出现峰值,与 $Re = 3173$ 时相比 $Re = 6346, 9519$ 和 12692 时的 $\langle \Omega \rangle$ 值分别增大 81.3%、163.7% 和 243.8%。

图 7 为不同轴向位置处涡结构的 3 种判别方式比较,即基于涡量计算的第一代涡判别法 Ω 、关注超出应变率大小涡量的第二代涡判别法— Q 判据与考虑流场中当地流体运动的刚性转动部分的第三代 Liutex 判别法。可以看出,这 3 种判别法均能清晰

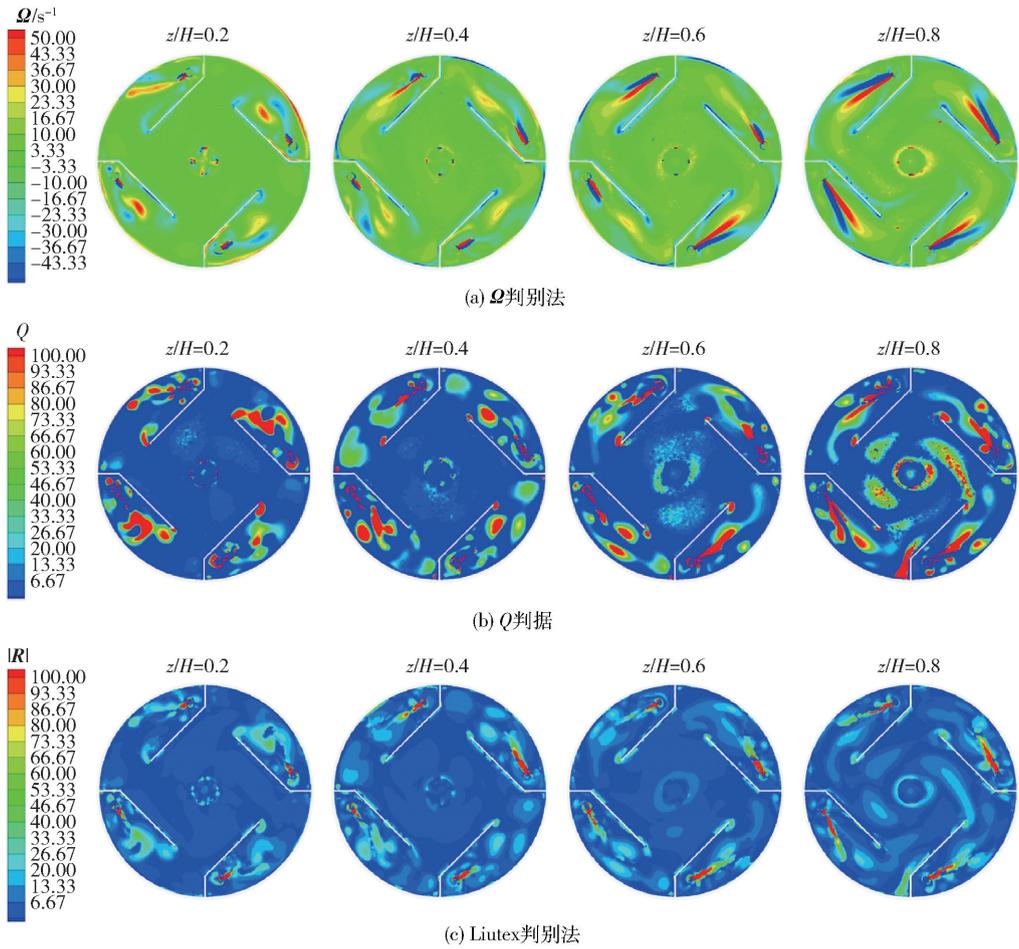


图 7 不同轴向位置处 3 种涡结构判别方法的比较

Fig. 7 Comparison of three vortex structure identification methods at different axial positions

地揭示 CJT 内射流中心线两侧的反向对涡以及导流板与降液管位置处的大尺度涡结构;在中心主体混合区域涡量存在,但部分涡结构不存在,说明 Ω 判别法认为涡量存在等同于涡存在的理论与实际有偏差; Q 判据基于第一代涡判别法进行优化,明确了射流区域及中心主体混合区域的涡结构,但由于旋转和剪切的抵消作用对细小涡结构的判别易出现误差;Liutex 在较大涡结构的判断中与 Q 判据相似,但在较小涡结构的判断中存在差别,如在主体流动区域降液管附近位置和导流板两侧, Liutex 判别法更容易识别较小的涡结构。由此表明, Liutex 涡结构判别与前两代涡结构的判别方法相比有较大改善,对于流场中涡结构的判断更加准确和细致。

2.3 剪切速率

剪切速率 ζ 常用来衡量混合器中液滴和气泡的破碎能力。剪切速率与变形速率密切相关,可以由式(9)计算得到^[11,29]

$$\zeta = |\mathbf{D} : \mathbf{D}^T|^{1/2} = \left| \sum_i \sum_j D_{ij} D_{ji} \right|^{1/2} \quad (9)$$

式中变形速率张量 \mathbf{D} 的计算公式为

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T) \quad (10)$$

图 8 为轴向、径向、周向 3 个方向上的 ζ 空间分布特性。从图 8(a) 可以看出 CJT 喷嘴位置处的剪切速率与其他位置相比较, jet1 ~ jet9 范围内平均剪切速率呈周期性波动, ζ 在射流孔位置处出现峰值,说明喷嘴位置附近流体剪切能力较强。不同截面处的 ζ 随 Re 的增大而增大,在 $z/H = 0.9$ 处 $Re = 6346, 9519$ 和 12692 时的平均剪切速率与 $Re = 3173$ 相比分别增大 107.7%、216.6% 和 317.3%,表明 Re 的增加可有效提高对分散相液滴的破碎能力,提升混合效率。图 8(b) 为不同径向位置平均剪切速率受射流孔位置的影响。可以看出与其他位置相比, $r/R = 0.845$ 处的 ζ 较大;在 $r/R = 0.11$ 即降液管壁面位置,与 $Re = 3173$ 时相比, $Re = 6346, 9519$

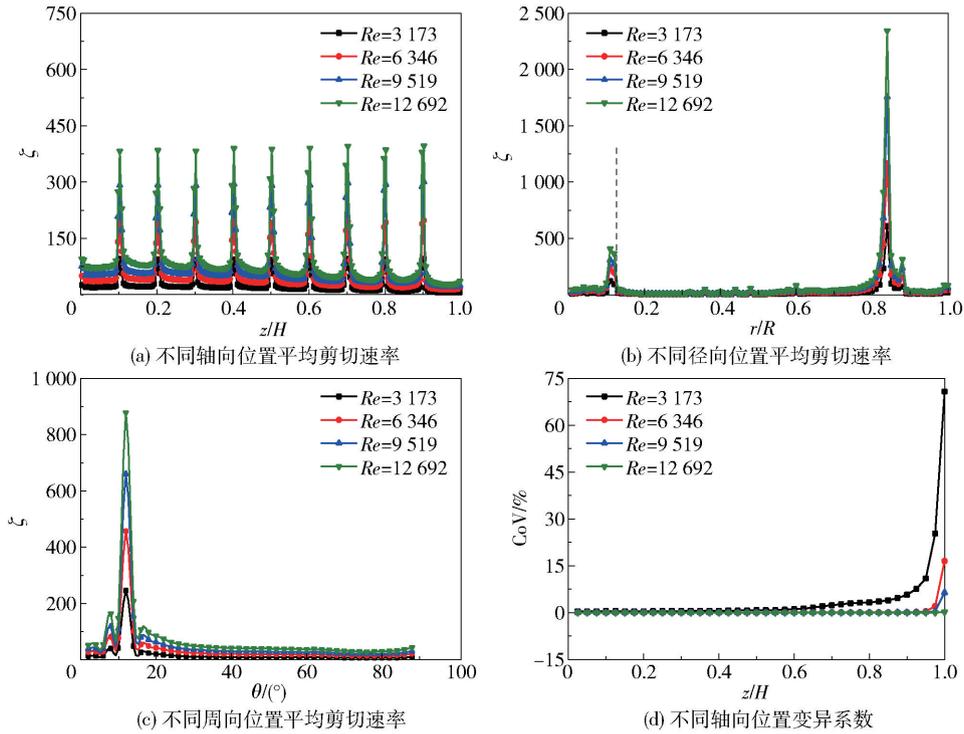


图 8 $\alpha_d = 2.86\%$ 和 $t = 28\text{ s}$ 条件下不同位置处的混合性能

Fig. 8 The mixing performance at different locations when $\alpha_d = 2.86\%$ and $t = 28\text{ s}$

和 12 692 时的 ζ 分别增大 94%、156% 和 240%， Re 的增加使得降液管壁面处流体的扰动增强，剪切速率呈倍数增加；在 $r/R = 0.83$ 处，与 $Re = 3173$ 时相比， $Re = 6346$ 、 9519 和 12692 时的 ζ 分别增大 93%、191% 和 289%。从图 8(c) 中可以看出不同周向位置处 ζ 的变化趋势，在 $\theta = 12^\circ$ 即射流孔附近位置，射流孔初始射流速度、卷吸和掺混的共同作用使得 ζ 达到峰值，与 $Re = 3173$ 相比， $Re = 6346$ 、 9519 和 12692 时的 ζ 分别增大 86.2%、169.1% 和 257.7%。 Re 越大则射流速度越大，射流对周围流体的剪切作用也变强，从而剪切速率越大。

变异系数 I_{CoV} (CoV) 可以体现流体的混合程度，其值越趋近于 0 表示混合程度越好， $I_{CoV} \leq 5\%$ 即表示流场达到混合状态^[20]，其计算公式为

$$I_{CoV} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (c_i - \bar{c})^2}{N-1}}{\bar{c}} \times 100\% \quad (11)$$

式中， c_i 为任意一点任意时间的瞬时浓度； \bar{c} 为粒子平均浓度。

图 8(d) 为 CoV 沿轴向位置的变化趋势。由图可以看出，随着 Re 的增加流场混合程度提高， $Re = 12692$ 时的 CoV 均小于 5%，表明流场内部混合基

本完成。 Re 越小，接近于槽体顶部的流体混合程度越差，这是因为初始射流速度越小，射流对槽体顶部液体的扰动能力越差，对分散相的破碎能力也越弱。

3 结论

(1) 在不同雷诺数及不同分散相相含率的条件下，射流无量纲速度具有自相似性；受两股高速射流的影响，在 $z/H = 0.45 \sim 0.5$ 及 $z/H = 0.55 \sim 0.6$ 位置处出现回流，形成强制涡。

(2) 在 CJT 喷嘴位置处出现涡管，随 $\langle \Omega \rangle$ 的增大涡管逐渐消失；受高速射流的影响在射流中心线两侧出现 4 对反向对涡；不同轴向位置处的 $\langle \Omega \rangle$ 在射流孔位置处呈周期性波动，在 $z/H = 0.9$ 处， $Re = 6346$ 、 9519 和 12692 时的 $\langle \Omega \rangle$ 与 $Re = 3173$ 相比分别增大 118.3%、253.7% 和 373.4%；与 Ω 、 Q 准则相比 Liutex 判别法对于 CJT 内细小涡结构的识别更准确。

(3) 剪切速率随 Re 的增大而增大，在 $z/H = 0.9$ 处 $Re = 6346$ 、 9519 和 12692 时的剪切速率比 $Re = 3173$ 时的分别增大 107.7%、216.6% 和 317.3%。

参考文献:

[1] 刘有智. 谈过程强化技术促进化学工业转型升级和可

- 持续发展[J]. 化工进展, 2018, 37(4): 1203 - 1211.
- LIU Y Z. Discussion on process intensification technology to promote the transformation, upgrading and sustainable development of chemical industry[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2018, 37(4): 1203 - 1211. (in Chinese)
- [2] 国家自然科学基金委员会, 中国科学院. 中国学科发展战略·化工过程强化[M]. 北京: 科学出版社, 2017.
- National Natural Science Foundation of China, Chinese Academy of Sciences. The discipline development strategy of China—Chemical process intensification technology [M]. Beijing: Science Press, 2017. (in Chinese)
- [3] LIU Y Y, YUE J, XU C, et al. Hydrodynamics and local mass transfer characterization under gas-liquid-liquid slug flow in a rectangular microchannel[J]. AIChE Journal, 2020, 66(2): e16805.
- [4] HUANG F L, WANG D F, LI Z P, et al. Mixing process of two miscible fluids in a lid-driven cavity[J]. Chemical Engineering Journal, 2019, 362: 229 - 242.
- [5] FOSSETT H, PROSSER L E. The application of free jets to the mixing of fluids in bulk[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1949, 160(1): 224 - 232.
- [6] ZUGHBI H D, AHMAD I. Mixing in liquid-jet-agitated tanks: effects of jet asymmetry[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2005, 44(4): 1052 - 1066.
- [7] 蓝敏乐, 谭博仁, 许东兵, 等. 管型混合澄清槽内的液-液两相流的数值模拟[J]. 化工学报, 2021, 72(4): 1965 - 1974.
- LAN M L, TAN B R, XU D B, et al. Numerical simulation of liquid-liquid two-phase flow in tubular mixer-settler[J]. CIESC Journal, 2021, 72(4): 1965 - 1974. (in Chinese)
- [8] 黎义斌, 梁开一, 歹晓晖, 等. 搅拌反应器气液两相流混合过程的涡旋效应数值模拟[J]. 化工进展, 2021, 40(1): 99 - 110.
- LI Y B, LIANG K Y, DAI X H, et al. Numerical simulation of eddy effect in the mixing process of gas-liquid two-phase flow in stirred reactor[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2021, 40(1): 99 - 110. (in Chinese)
- [9] MEFTAH M B, MALCANGIO D, DE SERIO F, et al. Vertical dense jet in flowing current[J]. Environmental Fluid Mechanics, 2018, 18(1): 75 - 96.
- [10] HELMHOLTZ H. Über Integrale der hydrodynamischen Gleichungen, welche den Wirbelbewegungen entsprechen[J]. Journal Fur Die Reine Und Angewandte Mathematik, 2009, 1858(55): 25 - 55.
- [11] HUNT J C R, WRAY A A, MOIN P. Eddies, streams, and convergence zones in turbulent flows[C] // Studying Turbulence Using Numerical Simulation Databases, Proceedings of the Summer Program 1988. Palo Alto, 1988: 193 - 208.
- [12] JEONG J, HUSSAIN F. On the identification of a vortex[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1995, 285: 69 - 94.
- [13] CHONG M S, PERRY A E, CANTWELI B J. A general classification of three-dimensional flow fields[J]. Physics of Fluids A: Fluid Dynamics, 1990, 2(5): 765 - 777.
- [14] ZHOU J, ADRIAN R J, BALACHANDAR S, et al. Mechanisms for generating coherent packets of hairpin vortices in channel flow[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1999, 387: 353 - 396.
- [15] 刘超群. Liutex-涡定义和第三代涡识别方法[J]. 空气动力学学报, 2020, 38(3): 413 - 431.
- LIU C Q. Liutex-third generation of vortex definition and identification methods[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2020, 38(3): 413 - 431. (in Chinese)
- [16] GAO Y S, LIU J M, YU Y F, et al. A Liutex based definition and identification of vortex core center lines[J]. Journal of Hydrodynamics, 2019, 31(3): 445 - 454.
- [17] XU W Q, WANG Y Q, GAO Y S, et al. Liutex similarity in turbulent boundary layer[J]. Journal of Hydrodynamics, 2019, 31(6): 1259 - 1262.
- [18] 吴剑华. 无搅拌混合装置: CN102228811A [P]. 2011 - 11 - 02.
- WU J H. Mixing device without stirring: CN102228811A [P]. 2011 - 11 - 02. (in Chinese)
- [19] MENG H B, WANG W, YU Y F, et al. Investigation of the effect of outlet structures on the jet flow characteristics in the circulating jet tank[J]. International Journal of Chemical Reactor Engineering, 2014, 12(1): 35 - 45.
- [20] MENG H B, WANG Y F, YU Y F, et al. Analysis of pressure fluctuations induced by multi-horizontal submerged jets in the novel jet tank[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2014, 92(5): 935 - 944.
- [21] MENG H B, WANG W, WU J H, et al. Experimental study on instantaneous pressure fluctuation time series in the novel tank agitated by multiple horizontal jets[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2012, 90(11): 1750 - 1764.
- [22] YU Y F, WU J H, MENG H B. Numerical simulation process aspects of the novel static circulating jet mixer[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2011, 89(3): 460 - 468.
- [23] 孟辉波, 刘振江, 禹言芳, 等. 循环射流混合槽内液-液两相混合特性数值模拟[J]. 化工进展, 2021, 40(11): 5931 - 5940.
- MENG H B, LIU Z J, YU Y F, et al. Computational

- simulation of liquid-liquid two-phase mixing characteristics in the circulating jet tank[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2021, 40(11): 5931 – 5940. (in Chinese)
- [24] YAN Y H, LI X D, ITO K. Numerical investigation of indoor particulate contaminant transport using the Eulerian-Eulerian and Eulerian-Lagrangian two-phase flow models [J]. Experimental and Computational Multiphase Flow, 2020, 2(1): 31 – 40.
- [25] HOSSEINI S H, SHOJAEE S, AHMADI G, et al. Computational fluid dynamics studies of dry and wet pressure drops in structured packings [J]. Journal of Industrial and Engineering Chemistry, 2012, 18(4): 1465 – 1473.
- [26] 梁晓飞. 鼓泡塔反应器 CFD-PBM 修正曳力模型的研究与应用[D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
LIANG X F. The investigation and application of CFD-PBM corrected drag model in bubble column reactor[D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2017. (in Chinese)
- [27] 周元. 基于低雷诺数湍流模型的筛板萃取塔液液流场 CFD 模拟[D]. 福州: 福州大学, 2017.
ZHOU Y. CFD modeling of the liquid-liquid flow field in sieve plate extraction columns based a low-Reynolds-number turbulence model [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2017. (in Chinese)
- [28] 余阳, 周同明, 段梦兰, 等. 基于物理造波和主动消波的黏性数值波浪水槽开发[J]. 海洋工程, 2019, 37(3): 42 – 50.
YU Y, ZHOU T M, DUAN M L, et al. Development of a viscous numerical wave flume based on physical wave generation and active wave absorption [J]. The Ocean Engineering, 2019, 37(3): 42 – 50. (in Chinese)
- [29] MENG H B, HAN M Q, YU Y F, et al. Numerical evaluations on the characteristics of turbulent flow and heat transfer in the Lightnin static mixer [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020, 156: 119788.

Analysis of the complex dynamic characteristics of oil – water two-phase flow in a circulating jet tank

YU YanFang KONG LingMin LIU ZhenJiang CHEN YaXin MENG HuiBo* WU JianHua

(Liaoning Key Laboratory of Chemical Technology for Efficient Mixing, Shenyang University of Chemical Technology, Shenyang 110142, China)

Abstract: The Eulerian-Eulerian multiphase flow model and shear stress transport $k-\omega$ turbulence model in the CFD software ANSYS FLUENT V16.1 have been adopted to investigate the jet velocity, vorticity, and shearing rate of oil-water mixtures with different Re and phase volume fraction in a circulating jet mixing tank (CJT). Under different Re and dispersed phase holdup conditions, the flow state of the continuous phase water satisfies the criteria for self-similarity in the jet direction. Compared with the vorticity for dimensionless height $z/H = 0.9$ at $Re = 3173$, the values for $z/H = 0.9$ at $Re = 6346, 9519$ and 12692 increase by 118.3%, 253.7% and 373.4%, respectively. The decay rate of the dimensionless centerline jet velocity increases with the increasing phase fraction of the dispersed phase. From the vorticity contour maps at different axial, circumferential and radial sections, it can be found that the high vorticity area is mainly concentrated near the jet hole. Counter-rotating vortex pairs (CVP) are formed on both sides of the jet centerline. It is found that the relative intensity of a vortex near the jet centerline is two orders of magnitude higher than that in the central bulk mixing area. By comparison with the other two generations of vortex discriminating methods, the third-generation vortex discriminant method Liutex offers more advantages in terms of identifying small-scale vortices in CJT. The shearing rate increases with increasing Re . In addition, the shearing rate initially increases and then decreases with increasing of the circumferential position. The average shear rate increases from 86.2% to 257.7% as Re increases from 3173 to 12692 for $\theta = 12^\circ$.

Key words: circulating jet tank; oil-water two phase; jet velocity; vorticity; Liutex; shearing rate

(责任编辑:吴万玲)