研究论文

DOI：10.11949/0438-1157.20251361

气液两相撞击流反应器内涡结构特性数值模拟研究

张建伟，李浩，董鑫，冯颖

（沈阳化工大学机械与动力工程学院，辽宁 沈阳 110142）

摘要： 为探究气液两相撞击流反应器内涡结构特性，采用数值模拟对气液两相撞击流反应器的流场流动特性、涡特性和结构演化进行了研究。以清水和空气为研究对象，分析在不同液相入口流速、气液相流速比值下流场的速度分布、湍流结构、涡量及涡结构的演变规律，揭示涡结构的生成、演化及其调控机制。结合涡量方法和Q判据分析表明，气液流速对流场结构与涡量分布具有显著影响，提高气液流速比可以显著提高反应器内涡量值和Q值；涡量和Q值随液相入口流速的增加而增加，且流场内涡旋体积随着液相入口流速的增加而先增大后减小；通过对涡量强度、Q值及涡结构稳定性的研究表明，在本研究考察的参数范围内，气液流速比值为0.75、液相入口流速为1.25 m/s时涡性能最好，同时提升涡量强度与流动效率，为实现高效气液反应器设计提供理论依据。

关键词： 撞击流；气液两相流；计算流体力学；涡量；Q判据

中图分类号： TQ 027.1　　**文献标志码：** A

文章编号： 0438-1157（2026）07-3826-14

Numerical simulation of vortex characteristics in gas-liquid two-phase impinging jet reactor

ZHANG Jianwei, LI Hao, DONG Xin, FENG Ying

(*College of Mechanical and Power Engineering, Shenyang University of Chemical Technology, Shenyang* 110142, *Liaoning, China*)

Abstract: To investigate the vortical structure characteristics within a gas-liquid two-phase impinging stream reactor, the flow field characteristics, vortex characteristics and structural evolution of the gas-liquid two-phase impinging stream reactor were studied by numerical simulation. Using water and air as research objects, the velocity distribution, turbulence structure, vortex quantity, and evolution of the vortex structure were analyzed under different liquid inlet velocities and gas-liquid velocity ratios. The generation, evolution, and control mechanism of vortex structures were revealed. Analysis based on the vorticity method and Q-criterion revealed that gas-liquid velocity significantly influences both the flow field structure and vorticity distribution. Increasing the gas-liquid velocity ratio markedly enhances the vorticity magnitude and Q-values within the reactor. Both vorticity and Q-values rise with increasing liquid-phase inlet velocity, while the vortex volume in the flow field initially increases and then decreases. Studies on vorticity intensity, Q-value, and vortex structure stability indicate that within the parameter range investigated in this study, a gas-liquid velocity ratio of 0.75 and a liquid inlet velocity of 1.25 m/s result in

收稿日期： 2025-12-03　　**修回日期：** 2026-01-15

通信作者： 董鑫(1990—)，女，博士，副教授，dongxin1106@syuct.edu.cn

第一作者： 张建伟(1964—)，男，博士，教授，zhangjianwei64@163.com

基金项目： 国家自然科学基金项目(21476141)；辽宁省“兴辽英才计划”高水平创新创业团队项目(XLYC1808025)；中央引导地方科技发展资金第一批计划项目(2023JH6/100100037)；沈阳化工大学优秀青年支持计划项目(2022YQ005)

引用本文： 张建伟, 李浩, 董鑫, 冯颖. 气液两相撞击流反应器内涡结构特性数值模拟研究[J]. 化工学报, 2026, 77(7): 3826-3839

Citation: ZHANG Jianwei, LI Hao, DONG Xin, FENG Ying. Numerical simulation of vortex characteristics in gas-liquid two-phase impinging jet reactor[J]. CIESC Journal, 2026, 77(7): 3826-3839

the best vortex performance, enhancing both vorticity intensity and flow efficiency, providing a theoretical basis for the design of high-efficiency gas-liquid reactors.

Keywords: impinging stream reactor; gas-liquid flow; CFD; vorticity; Q-criterion

引 言

撞击流技术通过两股高速流体的对撞形成高强度湍流区域,可显著强化相间传质与混合效率[1],在化工反应、纳米材料合成及环境工程等领域具有重要应用价值[2-7]。近年来,研究者通过优化入口Reynolds数、喷嘴结构及操作参数等手段调控撞击区涡旋尺度与能量分布,揭示了湍动能、雷诺应力与混合效率的关联性[8]。涡结构作为能量传递与耗散的主要载体,直接影响相间传质、混合效率及反应速率。然而,当前针对气液两相撞击流反应器内涡结构的研究多缺乏对涡生成及演化的系统性分析。因此,研究撞击流反应器内部涡结构的演化规律,对于指导高效气液反应器的设计与运行优化具有重要的理论意义与工程价值。

气液反应过程是重要的化工单元过程,气液两相反应器在工业中被广泛应用在烟气脱硫[9]、污水处理[10]、二氧化碳吸收[11-14]等过程。气液两相撞击流体系中,气相扰动通过气泡动力学行为、相间作用力显著改变流场能量传递路径与涡结构演化规律。Zhao等[15]的研究表明,两相流型依据气液速度比与相对惯性力分为泡状流、破碎流及二者间的过渡流型三类典型状态。Shi等[16]通过实验与数值模拟(采用VOF模型和k-ε湍流模型)相结合的方法,研究了气液两相射流的脉动特性、冲击压力及靶距、气体浓度等参数对冲击效果的影响,发现气液两相射流的冲击压力显著高于纯水射流且具有脉动特性,揭示了气泡溃灭增强能量传递的机理。Risso[17]通过综述实验研究(如PIV)和数值模拟(如LES)方法,系统分析了高Reynolds数气泡群在液体中上升时诱导的扰动BIA(bubble-induced agitation)的流型特性、速度波动、概率密度函数和能谱,强调了气泡尾流不稳定性的核心作用,为气泡流反应器的设计、混合效率优化和过程强化提供了关键理论支撑,有助于预测工业规模气泡柱中的湍流调制和能量耗散行为。Yamoah等[18]分析了管道中垂直气液两相流中动态的瞬态演变,并建立了格雷斯风阻系数等相间力模型,发现流型转变主要受两相惯性力与密度差控制。目前气液两相在流型识别领域已开展许多研究,对多场及多因素下的流动机制和流动结构(涡结构)需要进一步研究。

随着计算流体力学的不断发展和完善,越来越多的研究者利用数值模拟的方法精准捕捉气泡群演化与湍流脉动的相互作用,揭示两相反应过程中涡核形成、拉伸及耗散的影响规律[19-25]。Srisamran等[26]采用数值模拟的研究方法,对撞击流反应器内部幂律流体当中气液两相的流动特性展开分析,研究发现,气相会受到剪切稀化作用的影响,流场中所形成的涡结构相对较小。Rao等[27]通过雷诺应力模型(RSM)与水平集模型对气液两相旋流流动进行数值模拟,系统揭示了旋流分层流、气泡流、弹状流和环状流4种流型的转换规律及气液相速度的影响机制。Cheng等[28]基于欧拉多流体模型与雷诺应力模型(RSM),对气-液-液三相搅拌反应器内的湍流流动与宏观混合特性进行了数值模拟,通过与实验数据对比验证了RSM在预测流场分布、相含率及混合时间方面显著优于各向同性的k-ε模型,为多相搅拌反应器的工程设计与优化提供了关键理论依据。然而,针对气液两相撞击流反应器,目前缺乏对涡结构强度和稳定性等特征的数值模拟研究。

因此,开展气液两相撞击流反应器内涡结构演化的数值模拟研究,对于揭示多相流反应器内复杂流动机制具有重要的理论价值与工程意义。本文利用大涡模拟与Mixture多相流耦合模型方法,系统研究不同气液流速比和液相入口流速下的涡量分布、Q值场特性及三维涡结构分布。通过深入分析气相扰动强度与涡结构演化的内在关联机制,揭示气液两相撞击流的涡量场机制,研究结果可为多相撞击流反应器的设计及工业过程强化提供理论支撑。

1 模型构建与验证

1.1 物理模型

气液两相撞击流反应器的物理结构和原理图如图1所示。反应器的高度为H=0.8 m,内径为D_1=0.3 m,溢流口直径为D_2=0.05 m,两个喷嘴与底部的距离为H_1=0.2 m,溢流口与喷嘴的距离为H_2=0.5 m,

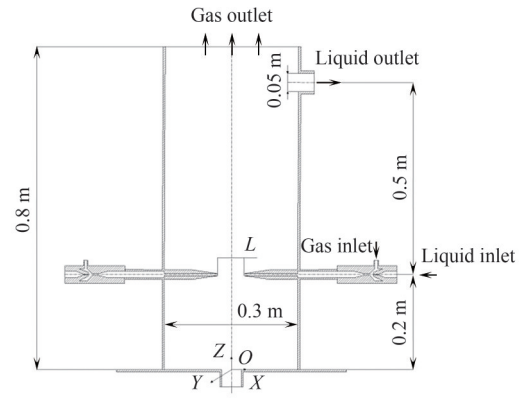

图1 气液两相撞击流反应器物理模型

Fig.1 Physical model of gas-liquid two-phase impacting reactor

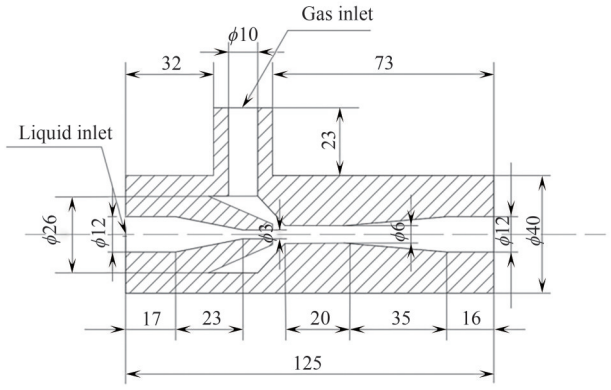

图2 文丘里管物理模型

Fig.2 Physical model of Venturi tube

两个喷嘴的间距为L=0.5 m。反应器两侧文丘里管喷嘴水平对置安装,结构如图2所示。喷嘴上方的入口平面设置为气体入口边界平面,喷嘴左侧的入口平面设置为液体入口边界平面。

1.2 数学模型

1.2.1 Mixture模型 模型采用Mixture模型。相比于其他多相流模型,Mixture可以用来模拟N相流体或离子,同时能处理气泡和液体,简化了多相流模型的复杂性[29]。其连续性方程如式(1)所示:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\mathrm{m}})+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}})=0 \tag{1}$$

动量方程如式(2)所示:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}})+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}})=-\nabla P+\nabla\cdot\left[\mu_{\mathrm{m}}\cdot(\nabla\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}}+\nabla\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}}^{\mathrm{T}})\right]+\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{g}+\boldsymbol{F}+\nabla\cdot\left(\sum_{k=1}^{n}\alpha_k\rho_k\boldsymbol{v}_{\mathrm{dr},k}\boldsymbol{v}_{\mathrm{dr},k}\right) \tag{2}$$

气相体积分数方程如式(3)所示:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{P}}\rho_{\mathrm{P}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{P}}\rho_{\mathrm{P}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}})=-\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{P}}\rho_{\mathrm{P}}\boldsymbol{v}_{\mathrm{dr,P}}) \tag{3}$$

式(2)中等号右侧各项分别代表压力梯度、应力、重力、体积力和相间的动量交换。ρ_{m}为混合密度,定义为:

$$\rho_{\mathrm{m}}=\sum_{k=1}^{n}\alpha_k\rho_k \tag{4}$$

式中,n代表相的个数;k代表某相;α_k代表k相的体积分数。

μ_{m}为混合黏性系数,定义为:

$$\mu_{\mathrm{m}}=\sum_{k=1}^{n}\alpha_k\mu_k \tag{5}$$

$\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}}$代表质量平均速度,定义为:

$$\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}}=\frac{\sum_{k=1}^{n}\alpha_k\rho_k\boldsymbol{v}_k}{\rho_{\mathrm{m}}} \tag{6}$$

$\boldsymbol{v}_{\mathrm{dr},k}$代表次相$k$的漂移速度,定义为:

$$\boldsymbol{v}_{\mathrm{dr},k}=\boldsymbol{v}_k-\boldsymbol{v}_{\mathrm{m}} \tag{7}$$

$$\boldsymbol{v}_k=\tilde{\boldsymbol{v}}_k-\boldsymbol{v}_k' \tag{8}$$

式中,$\boldsymbol{v}_k$是k相的瞬时速度;$\tilde{\boldsymbol{v}}_k$,$\boldsymbol{v}_k'$分别代表时均速度和脉冲速度。

对流体的连续性方程进行滤波处理后得到大涡模拟(LES)的控制方程,大涡模拟能够较好地捕捉湍流中的涡结构变化和能量传递过程。针对Q值、涡结构等涡相关特性,应选择LES模型[30]。其连续性方程如式(9)所示:

$$\frac{\partial\rho}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\bar{u}_i)=0 \tag{9}$$

动量方程如式(10)所示:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\bar{u}_i)+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\bar{u}_i\bar{u}_j)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu\frac{\partial\bar{u}_i}{\partial x_j}\right)-\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_i}-\frac{\partial\tau_{ij}}{\partial x_j} \tag{10}$$

其中分子黏度引起的应力张量为:

$$\sigma_{ij}\equiv\left[\mu\left(\frac{\partial\boldsymbol{v}_{ij}}{\partial x_j}+\frac{\partial\boldsymbol{v}_j}{\partial x_i}\right)\right]-\frac{2}{3}\mu\frac{\partial\boldsymbol{v}_i}{\partial x_j}\partial_{ij} \tag{11}$$

τ_{ij}为亚网格张力,定义为:

$$\tau_{ij}\equiv\rho\bar{u}_i\bar{u}_j-\rho\bar{u}_i\bar{u}_j \tag{12}$$

1.2.2 涡量公式 气体在液体中运动形成剧烈的湍动区,使得流体在流场中发生剪切扭转等有旋运动。涡量[31]是衡量液体旋转程度的物理量,计算公式如下:

$$\boldsymbol{\omega}=\nabla v \tag{13}$$

式中,$\boldsymbol{\omega}$为涡量;∇为哈密顿算子;v为流体速度。涡量定量描述了流体微团的旋转强度和方向,涡量数值的大小表示流场内部流体有旋运动程度的高低,涡量越大旋转程度越高,流场内部湍动程度越大。涡量公式是经典流体动力学的基础,适用于任何牛顿或非牛顿流体。

1.2.3 Q准则公式 在气液两相流运动当中流场内存在不同大小的涡旋,为了准确地判断流场内的

涡，Hunt等[32]提出Q判据用来确定流场内涡的位置，识别涡核。Jiang等[33]认为Q准则能够有效地捕捉到主要的涡旋结构，对于弱涡也具有一定的捕捉能力。其公式如下：

$$Q=\frac{1}{2}\left(\|\boldsymbol{\Omega}\|^2-\|\boldsymbol{S}\|^2\right)=-\frac{1}{2}\frac{\partial\mu_i}{\mathrm{d}x_j}\frac{\partial\mu_j}{\partial x_i} \tag{14}$$

式中，‖ ‖为张量的二范数；$\boldsymbol{\Omega}$是反对称涡张量；$\boldsymbol{S}$是对称应变率张量。当区域内流体的反对称涡张量大于对称应变率张量时（即Q>0），该区域内涡存在。反之，该区域内没有涡存在。Q准则的物理本质是衡量流体中旋转能与应变能的相对大小，Q值的大小是流场内涡能量大小的标志，Q值越大，该区域内能量越大，越有利于流场的混合。Q准则适用于三维湍流场，尤其是气液两相流等高Reynolds数复杂流动。

1.3 边界条件及求解方法

采用Simple算法求解压力-速度耦合，动量采用bounded central differencing格式，阻力选用Schiller-Naumann模型。设置喷嘴气相入口边界条件为velocity-gas inlet，液相入口边界条件为velocity-liquid inlet，气相出口边界条件为pressure-gas outlet，液相出口边界条件为pressure-liquid outlet。设定容器壁面内无滑移，体积分数采用一阶迎风格式，瞬时公式采用有界二阶隐式计算。计算域初始化后，给定时间步Δt=0.005 s，迭代步数50次每步。流体介质为常温常压的水，黏度为2.98×10^{-3} Pa·s，密度为0.998×10^3 kg/m^3。定义气液流速比r=气相流速/液相流速，此次模拟条件：常温常压，组1固定液相入口流速为1 m/s，改变气液流速比r=0~1进行模拟；组2固定气相流速0.5 m/s，改变液相流速0.75~1.5 m/s进行模拟。

1.4 网格检验与实验验证

1.4.1 网格无关性检验 采用非结构化网格对模型进行网格划分，对撞击区进行网格加密以提高计算精度。为确保计算结果对网格数量无依赖性，进行网格无关性验证，按照上述方法分别绘制了694636、883616、1060739、1257557四组网格，采用相同的计算方法在液相进口速度为1 m/s、气相进口速度为0.5 m/s时对比不同网格数量下反应器内Y=0 m，Z=0.2 m处的液相轴向速度。如图3所示，不同的网格数量对求解结果没有显著影响，当网格数量为1060739时可准确得出撞击区轴向速度的分布规律，考虑计算时间成本，在保证计算精度的条件下，选用网格数为1060739的网格进行计算。

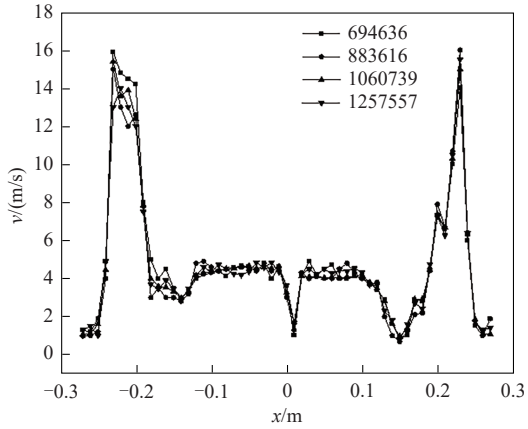

图3 不同网格数的轴向速度分布

Fig.3 Axial velocity distributions under different grid numbers

1.4.2 实验验证 实验中采用粒子图像测速技术（TR-PIV）对撞击流反应器内的流场进行测量，如图4所示。通过调节气体转子流量计（型号LZB4，量程0~0.6 m^3/h）控制射流发生器进气流量，通过调节离心泵的电磁流量计输送液相，气液预混后以气泡射流

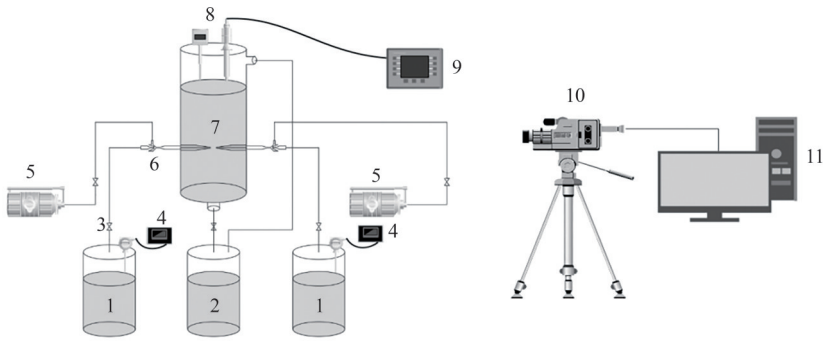

图4 气液两相撞击流反应器实验系统

1—进料桶；2—出料桶；3—阀门；4—流量计；5—空气泵；6—喷嘴；7—气液两相撞击射流反应器；8—气体流量计；9—电磁流量计；10—CCD摄像机；11—计算机

Fig.4 Experimental system of gas-liquid two-phase impinging stream reactor

形式喷出，气相为分散相，液相为连续相。采用高速摄像机（FlowsenseEo 2M）、计算机、图像采集软件、LED光源板等构成图像采集系统。摄像机选用Nikon AF 50 mm，1∶1.8D镜头，镜头与测量平面之间的水平距离为0.254 m。图像采集窗口大小为1440×1920像素，采集频率为10 Hz，连续采集300幅图像。本研究采用双帧采集模式图像之间的帧间可独立设置（有效曝光时间为微秒至毫秒级，而非500 ms），单次双帧采集周期对应500 ms。该模式能够有效捕捉气泡的流动结构，并用于计算气泡上升速度情况。图像后处理采用互相关算法进行速度场计算。

互相关算法是测量气泡上升速度的标准测量方法，如图5所示，某核心在于识别连续两张图像中气泡的位置变化。在处理图像时，首先选择可接受的探测区域$g(x,y)$或$f(x,y)$。通过分析g和f，获得与探测区域对应的位移s，并根据相邻两张图片之间的时间间隔计算出气泡速度[34]。

为验证数值计算的可靠性，依据工程实践（液相入口流速1 m/s，气相入口流速0.5 m/s，对应气液流速比r=0.5）[35]，对模拟计算中的气相径向速度进行验证。该工况下的流动具有适中的湍流强度，便于获得清晰、可靠的流场测量数据。将模拟结果与实验所得的同工况数据进行比较，结果如图6所示。为了探索两个指标间的关联关系，通过Pearson相关系数[式(15)]度量两变量间的相关程度，其中相关系数r在0.8以上时，表示数据高度相关[36]。

$$r=\frac{\sum_{i-1}^{n}(x_i-\bar{x})(y_i-\bar{y})}{\sqrt{\sum_{i-1}^{n}(x_i-\bar{x})^2\sum_{i-1}^{n}(y_i-\bar{y})^2}} \tag{15}$$

经过计算，两组数据的相关系数为0.938，说明在选定的验证工况（液相入口流速为1 m/s，气相入口流速为0.5 m/s）下，模拟结果与实验数据吻合良好，初步验证了本文所建立模型在该工况下的可靠性及准确性，表明该模型能够准确捕捉该反应器内的流动特征。

2 模拟结果与分析

2.1 气液两相反应器内速度场分布

2.1.1 *气液流速比对反应器速度场的影响* 为了研究不同气液流速比下速度场的分布规律，对不同气液流速比（0、0.25、0.50、0.75、1.00）下的流场内Y=0 m处速度流线图进行提取，如图7所示。从图中可以看到，当气液流速比处于较低值时（r=0及r=0.25），流场呈现出明显的对称分布特征，流动主体沿轴向方向流动，同时在反应器壁面附近生成小范围的回流区域；当气液流速比增大至0.75时，原本集中于撞击面附近的动能逐渐扩散，这有利于气液两相间的接触作用；而当气液流速比进一步升高至1时，撞击面位置相较于r=0.75的工况发生显著偏移，撞击面从反应器几何中心区域向壁面方向偏移了约0.15 m，反应器内以贴壁流动为主，导致速度传递受阻，这是由于附壁效应引发的能量耗散与流动分离[37]。

不同气液流速比下反应器内Y=0 m，Z=0.2 m处轴向速度分布曲线如图8所示。由图可知，轴向速度曲线呈现双峰分布，撞击驻点处速度最低。在较低气液流速比（r=0及r=0.25）条件下，其峰值相对较低（<2.3 m/s），流场结构较为稳定。当气液流速比逐渐增加至0.75，轴向速度峰值达到最大值（3.3 m/s），速度峰值相较于低气液流速比（r=0及r=0.25）条件下提升显著。继续增大气速比（r=1.00），速度曲线产生明显波动，不利于流场的强化混合。

2.1.2 *液相流速对反应器速度场的影响* 为了研究不同液体流速对反应器速度场的影响，对不同液相流速（0.75、1.00、1.25、1.50 m/s）下的流场中y=0 m处速度流线图进行提取，如图9所示。从图中可以

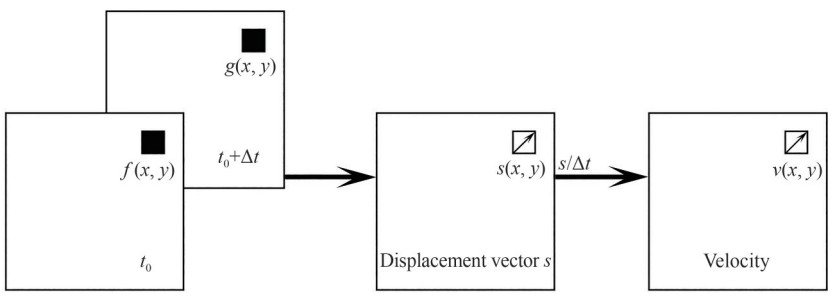

图5 互相关算法示意图

Fig.5 Schematic diagram of cross-correlation algorithm

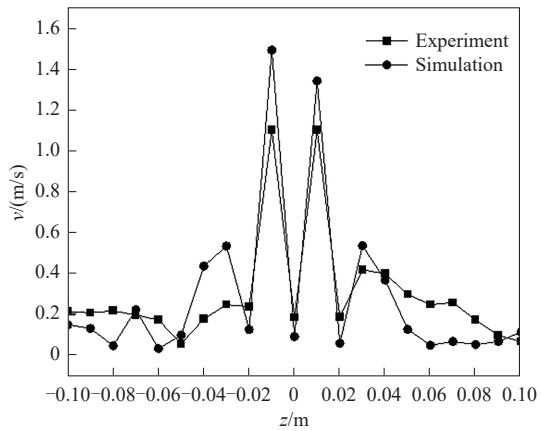

图6 径向速度曲线的模拟与实验结果对比

Fig.6 Comparison of the simulation and experimental results of the radial velocity

看到，随着液相流速的增加，流场内平均速度不断增大，流场内的旋涡也随之增多。在v_{liquid}=1.25 m/s时流场内平均速度提升明显，涡旋分布较为集中，有利于气液两相的充分接触与能量传递。随着液相入口流速的继续增大，当液相流速增大至1.50 m/s时，撞击区出现大范围小涡旋干扰，不利于流场混合。

不同液相流速下反应器内Y=0 m，Z=0.2 m处的径向速度分布曲线如图10所示。从图中可以看出，低液相流速(v_{liquid}=1.00 m/s及v_{liquid}=0.75 m/s)的流场径向速度峰值较低(约0.8 m/s)，径向速度梯度较为平缓，范围较窄；随着入口液相流速增加至1.25 m/s，径向速度梯度在撞击区附近急剧增大，速度峰值显著提升至1.50 m/s，此时速度峰值最高。当液相流速进一步增至1.50 m/s时，轴向速度峰值未有较大变化，说明提高速度后对流场的强化混合效果并不明显。

2.2 气液两相反应器内涡量场分布

2.2.1 气液流速比对反应器涡量场分布的影响

为了研究气液流速比对流场内XOZ截面(Y=0 m)与YOZ截面(X=0 m)处涡量分布变化规律的影响，对不同气液流速比(0、0.25、0.50、0.75、1.00)下的流场中涡量的分布云图进行提取，如图11、图12所示。从图中可以看到，流场内部涡量及范围值随气液流速比的增加而增大，气液流速比较低(r=0及r=0.25)时流场涡量分布对称但强度较低，涡结构以小尺度环状涡为主，涡结构单一，主要集中在撞击面及上下游10 cm范围内。随着气液流速比增大至0.75，涡量值显著提升，高涡量值区域(>20 s^{-1})占比最多，此时涡特性最好。当气液流速比r=1时，低涡量区(<10 s^{-1})占比增加，使得气液两相平衡被打破。

图13和图14分别给出了流场中轴向(Y=0 m，Z=0.2 m)和径向(X=0 m，Y=0 m)处的涡量分布曲线。如图13所示，轴向上的涡量分布呈现出明显的对称性，靠近反应器壁面区域的涡量幅值显著高于中心区域。气液流速比较低(r=0及r=0.25)时，涡量曲线主要分布在撞击面的上下游较小范围内，轴向传递距离有限；随着气液流速比增大至0.75，整个流场内的径向涡量也有所增加，这说明气液流速比的增大导致进口动能变大，流体也具有更高的湍动程

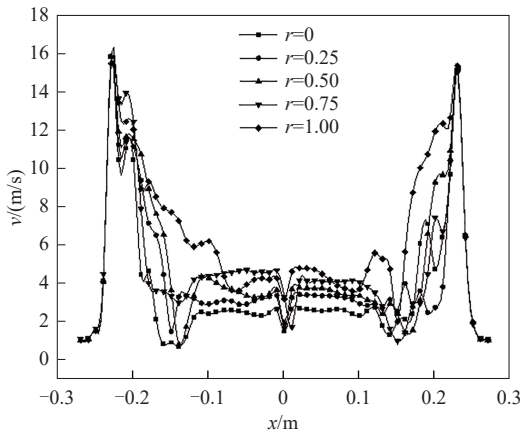

图8 不同气液流速比下的轴向速度分布

Fig.8 Axial velocity distributions under different gas-liquid velocity ratios

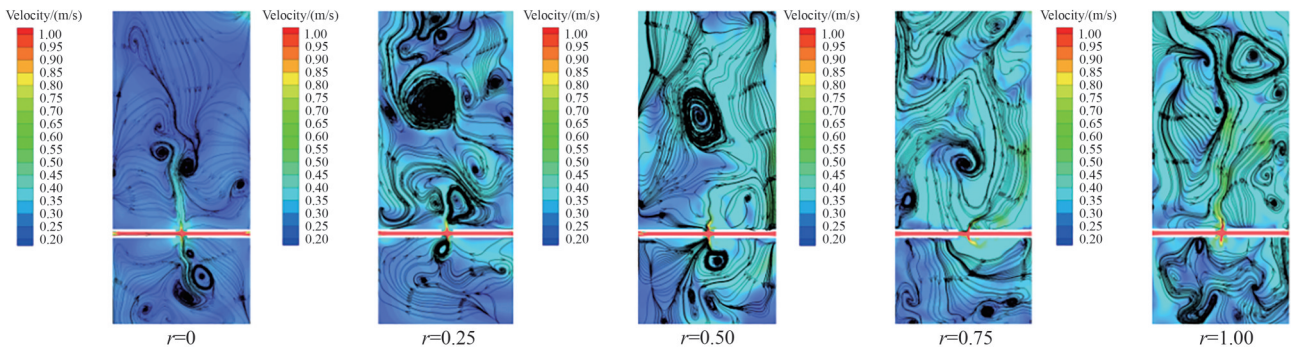

图7 不同气液流速比下流场内部XOZ截面速度流线图

Fig.7 Streamlines of XOZ section in the flow field under different gas-liquid velocity ratios

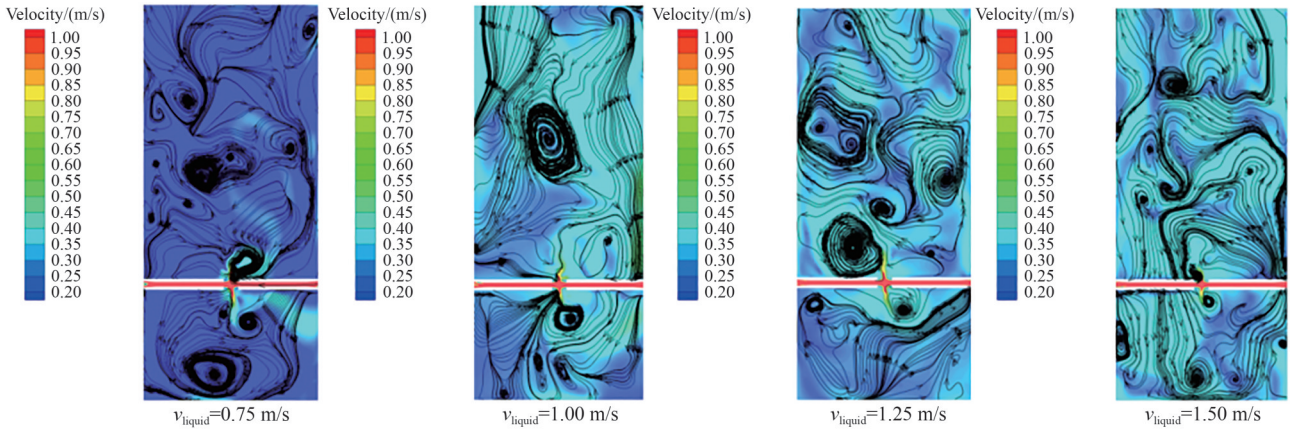

图9 不同液相入口流速下流场内部*XOZ*截面速度流线图

Fig.9 Streamline of *XOZ* section in the flow field under different inlet liquid velocities

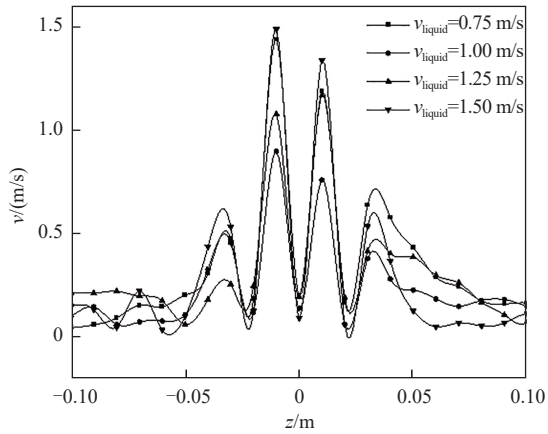

图10 不同液相流速下的径向速度分布

Fig.10 Radial velocity distributions under different inlet liquid velocities

度，有利于流体的快速混合；*r*=1.00时，轴向涡量分布出现多个离散峰，涡量变化剧烈，说明该位置发生较大的能量转移。

如图14所示，气液流速比较低（*r*=0及*r*=0.25）时，径向上的涡量峰值较低，且向撞击面下方偏移；*r*=0.75时，径向涡量曲线的峰值在撞击面上下方延伸，形成持续的高涡量区域；当*r*=1时，撞击面径向两边区域（0.01 m<*z*<0.03 m）涡量值降低，涡量径向分布受限于撞击面附近。

2.2.2 液相流速对反应器涡量场分布的影响 为了分析不同液体流速和反应器内*XOZ*截面（*Y*=0 m）的涡量分布关系，对不同液相流速（0.75、1.00、1.25、1.50 m/s）下的流场中涡量场分布云图进行提取，如图15所示。由图可知，低液相流速工况（v_{liquid}=0.75 m/s及v_{liquid}=1.00 m/s）中的涡量分布相对分散，平均涡量值较小。随着液相速度的增加，当v_{liquid}=1.25 m/s时，流场内撞击面基本与反应器的几何中心重合，流体有更充分的空间进行能量转换，涡量分布的均匀性得到提升。而在高液相入口流速工况（v_{liquid}=1.50 m/s）下撞击区平均涡量值下降，撞击面偏移。

对不同液相流速下*Y*=0 m，*Z*=0.2 m处的涡量工况进行分析，得到涡量分布曲线如图16所示。由图可知，涡量峰值随液相流速的增加呈现先升后降的趋势。当v_{liquid}=1.25 m/s时，撞击面涡量峰值达到最大值（ω>650 s^{-1}），较0.75 m/s工况提升约71%；继续增大流速至1.50 m/s时，涡量峰值降至480 s^{-1}，且在

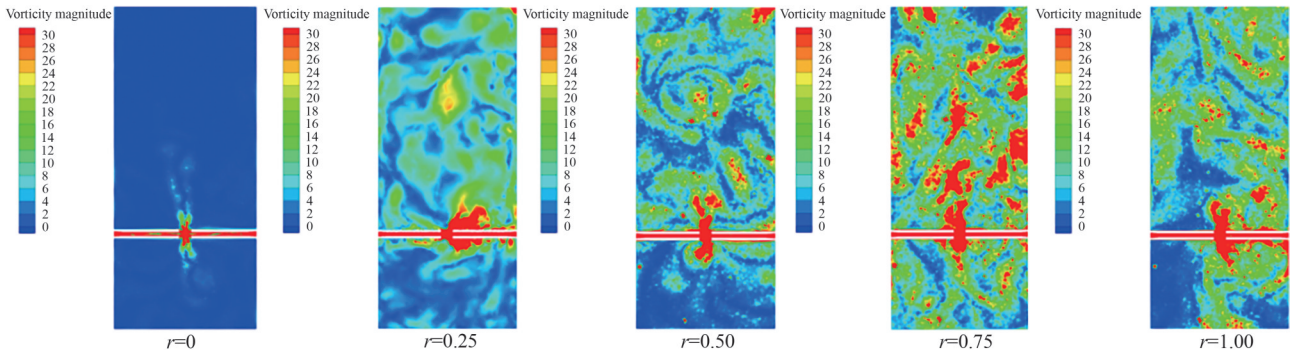

图11 不同气液流速比下流场内部*XOZ*截面涡量云图

Fig.11 Vorticity cloud diagrams of *XOZ* section in flow field under different gas-liquid velocity ratios

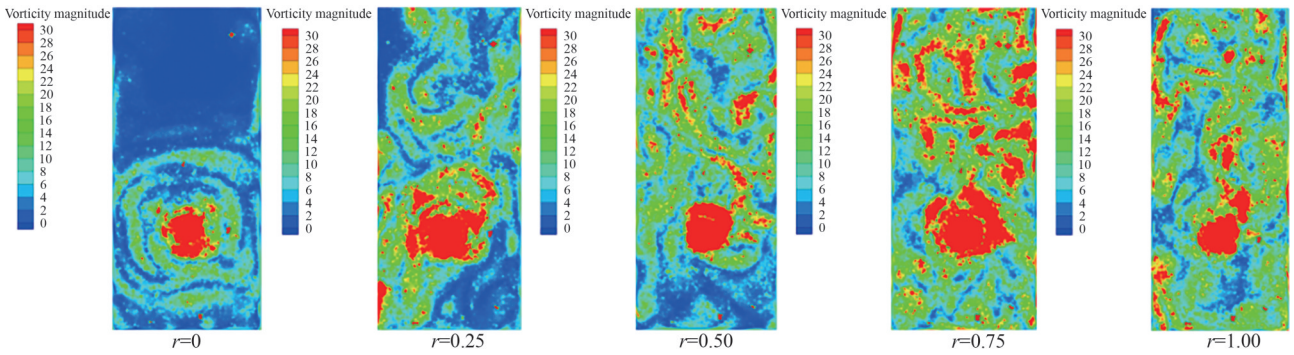

图12 不同气液流速比下流场内部*YOZ*截面涡量云图

Fig.12 Vorticity cloud diagrams of *YOZ* section in flow field under different gas-liquid velocity ratios

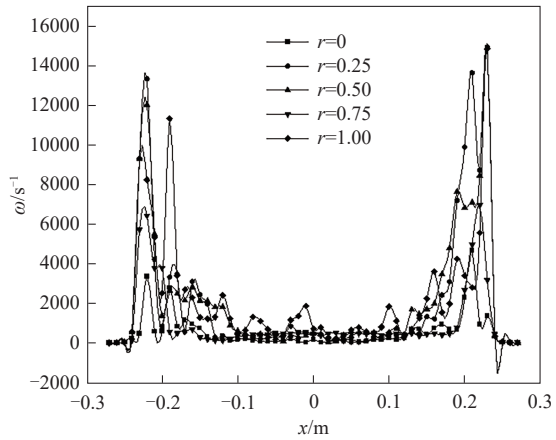

图13 不同气液流速比下的轴向涡量分布

Fig.13 Axial vorticity distributions under different gas-liquid velocity ratios

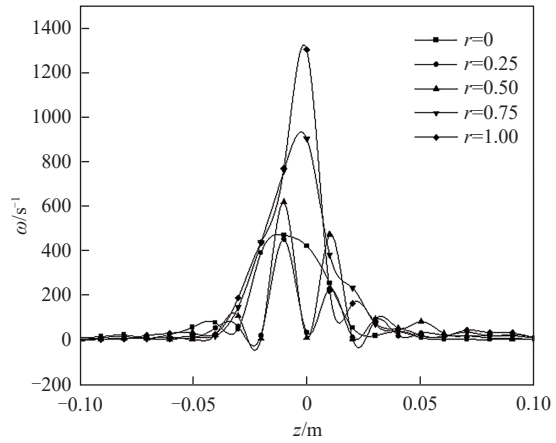

图14 不同气液流速比下的径向涡量分布

Fig.14 Radial vorticity distributions under different gas-liquid velocity ratios

反应器高处曲线波动频率增加，表明高流速下涡结构稳定性显著下降。

2.3 气液两相反应器内*Q*值分布

2.3.1 *气液流速比对反应器内Q值的影响* 为了探究气液流速比与流场内*Q*值分布变化的关系，对不同气液流速比（0、0.25、0.50、0.75、1.00）下的流场内*YOZ*截面（*X*=0 m）处*Q*值的分布云图进行提取，如图17所示。从图中可以看到，在低气液流速比（*r*=0及*r*=0.25）下反应器中的*Q*值分布云图呈现稳定状态，面积较小且分布集中在撞击区附近。随着气液流速比的增加，流场内部涡的数量及*Q*值的范围随气液流速比的增加而增大，反应器中*Q*值的分布云图逐渐呈现气泡状，体积小且分布广泛，促进了涡旋结构的稳定。继续升高气液流速比（*r*>0.75），涡的数量和涡的范围没有发生明显变化。

图18给出了5种不同气液流速比条件下流场中*Y*=0 m，*Z*=0.2 m处*Q*值分布曲线。由图可知，随着气液流速比的增加，反应器中的*Q*值呈现出先增加再减小的变化趋势，主要原因在于随着气液流速比的增加，射流动能增大，涡旋间相互作用加剧撞击面处产生向下运动的反向涡旋，涡结构发生变形导致*Q*值由升转降。流场在*r*=0.75时，*Q*值曲线的峰值最大，表明涡核区域旋转主导性最强，证实涡旋能量聚集程度最高[38]。

2.3.2 *液相流速对反应器内Q值的影响* 为了分析不同液体流速和反应器内*Q*值分布的关系，对不同液相流速（0.75、1.00、1.25、1.50 m/s）下的流场中*YOZ*截面（*X*=0 m）和*XOZ*截面（*Y*=0 m）处的*Q*值分布云图进行提取，如图19、图20所示。由图可见，在低液相入口流速（v_{liquid}=0.75 m/s及v_{liquid}=1.00 m/s）下，反应器中的*Q*值分布受撞击区影响较小，涡核体积小且分散。而在v_{liquid}=1.25 m/s时，反应器中*Q*值的分布云图在中心点扩散，呈现环状结构，此时在撞击区域存在的涡尺度与强度都较为理想，在喷嘴壁面上尚未发现涡附着的现象，因此该工况条件最佳。随着液相入口流速继续增加（v_{liquid}>1.25 m/s），*YOZ*截面环状结构涡的范围有所减小，*XOZ*截面下

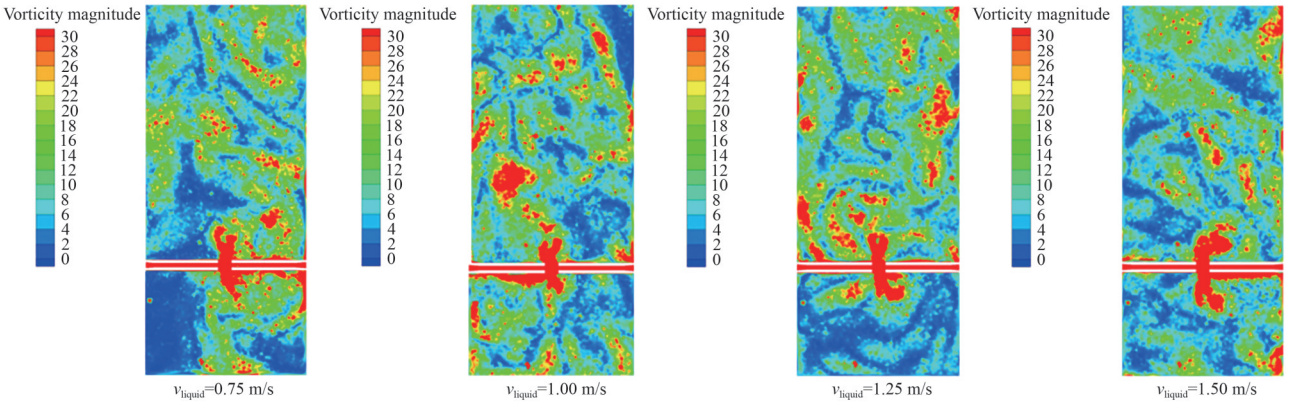

图15 不同液相流速下*XOZ*截面涡量云图

Fig.15 Vorticity cloud diagrams of *XOZ* section in flow field under different inlet liquid velocities

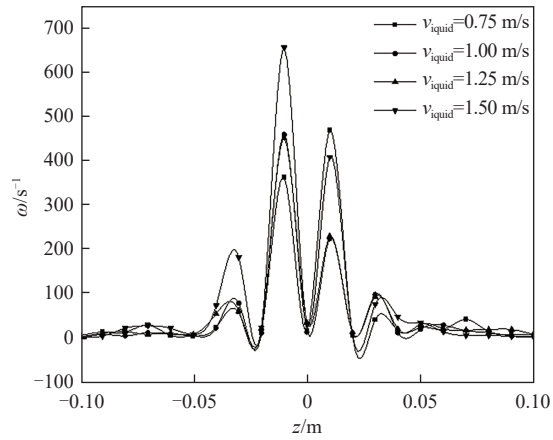

图16 不同液相流速下的径向涡量分布

Fig.16 Radial vorticity distributions under different inlet liquid velocities

的整体涡数量和范围有所下降。

图21给出了不同液体流速条件下Y=0 m，Z=0.2 m处的Q值曲线图。由图可知，随着液相流速的逐渐增加，反应器中的Q值呈现出先增加再减小之后再增大的变化趋势，在v_{liquid}=1.25 m/s时Q值峰值最高，这说明涡核强度高且分布集中，更有利于流场的湍动，有利于物料混合。

2.4 气液两相反应器内三维涡结构时空演化

2.4.1 气液流速比对流场内涡结构的影响 为了明确流场中涡核区的存在与范围，讨论了不同气液流速比（0、0.25、0.50、0.75、1.00）下流场内部涡结构的演变过程。利用Ω涡识别方法分析反应器内涡结构，在相同Ω值条件下对流场内不同时刻下涡的形态进行监测，得到流场内部涡结构演化过程，如图22~图25所示。

低气液流速比（r=0及r=0.25）条件下反应器中涡的初始结构如图22、图23所示，涡结构演化缓慢，随撞击时间的延长，流场中涡结构体积不断增大，但整体的分布形式未有较大变化。其主要原因在于气相流速低，导致其注入的动能在两相流总动能中占比较小，气体主要以较大尺寸、分布稀疏的离散气泡形式存在。这些气泡的上升路径相对稳定，强度弱，对流场的扰动范围有限，大多数涡旋仍保持在撞击面上。

当继续提升气液流速比（r=0.75）时，涡结构演化呈现出显著加快的动态特性，如图24所示。在t=

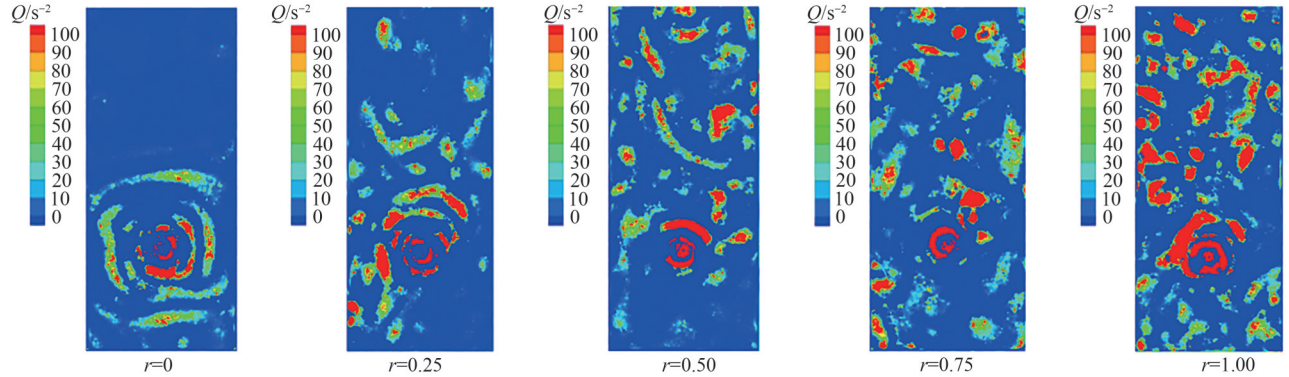

图17 不同气液流速比下*YOZ*截面的Q值分布云图

Fig.17 Cloud diagram of Q-value distribution of *YOZ* section under different gas-liquid flow rate ratios

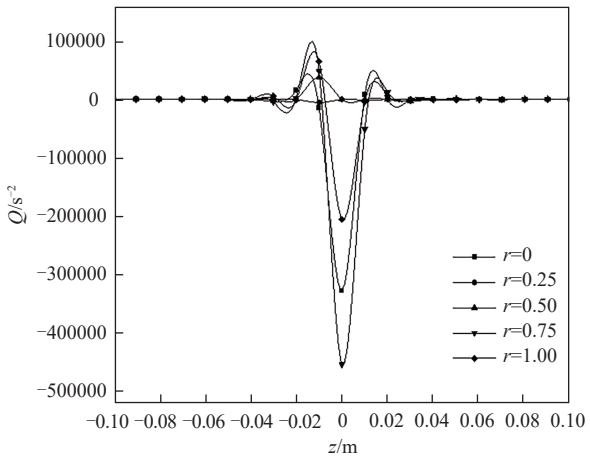

图18 不同气液流速比中径向Q值分布

Fig.18 Q-value distribution under different gas-liquid flow rate ratios

5 s时，撞击区附近开始形成多个独立的小尺度涡核，大量气泡的加速运动使得涡核之间相互作用，在气相扰动的驱动下逐渐向四周扩散；随着时间的推移，t=10 s时小涡核之间发生聚并，形成较大尺度的涡结构，此时涡结构的空间分布范围明显扩大，且沿轴向和径向均有延伸，说明流体的动能更充分地转化为涡旋能。当t=15 s时，涡结构聚并，体积达到最大值；持续撞击至t=20 s后，涡结构内部产生破溃，大尺度涡结构发生破碎，流场整体的涡结构连贯性显著降低。

而在高气液流速比(r=1.00)工况下，涡结构的演化过程更为剧烈，如图25所示。初始阶段(t=5 s)即形成大量小尺度涡核，这些涡核迅速运动并相互干扰，难以形成稳定的大尺度涡结构；t=15 s后，流场整体进入高度湍流状态，涡结构的演化完全失去规律性。

2.4.2 液相流速对流场内涡结构的影响 为了更加直观地表述流场中涡结构演变规律与液体动量之间的关系，讨论不同入口液相流速(0.75、1.00、1.25、1.50 m/s)下流场内部涡结构的演变过程，如图26~图29所示。

低液相流速条件(v_{liquid}=0.75 m/s及v_{liquid}=1.00 m/s)下流场内部涡结构的演化较为缓慢，在t=5 s时，撞

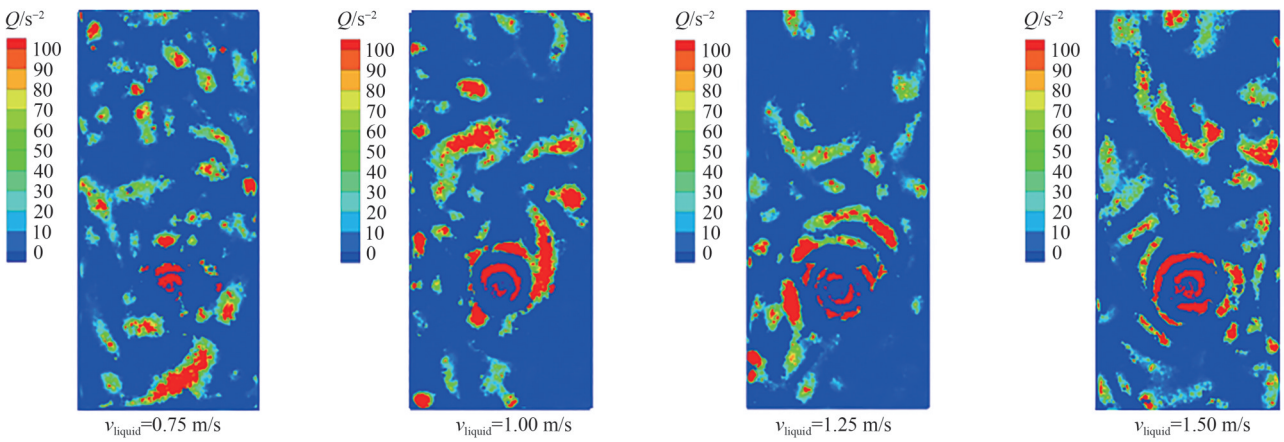

图19 不同液相流速下YOZ截面Q值分布云图

Fig.19 Cloud diagram of Q-value distribution of YOZ section under different inlet liquid velocities

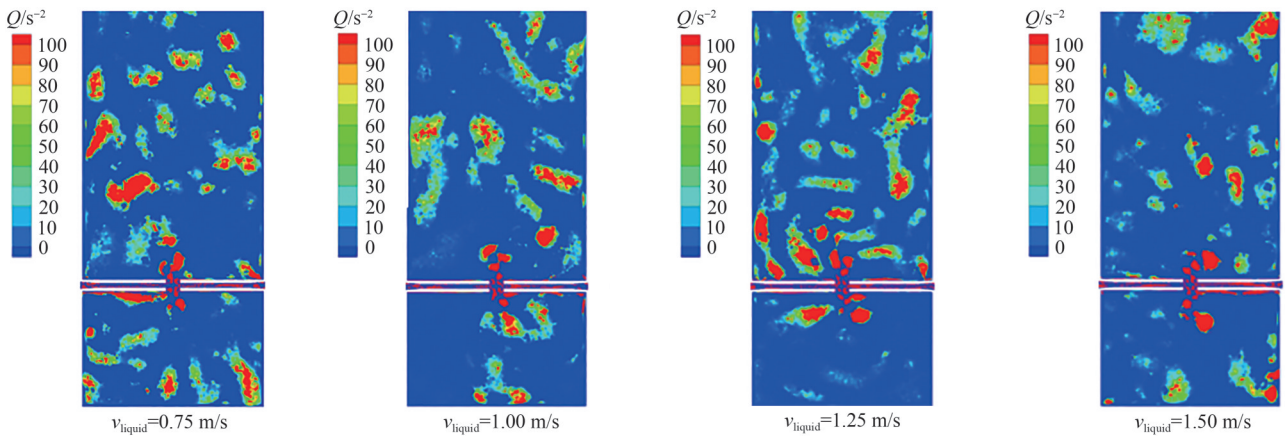

图20 不同液相流速下XOZ截面Q值分布云图

Fig.20 Cloud diagram of Q-value distribution of XOZ section under different inlet liquid velocities

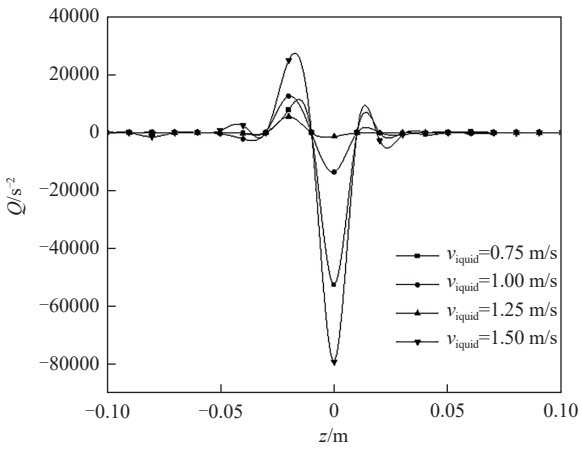

图21 不同液相流速下的径向Q值分布

Fig.21 Q value distribution under different inlet liquid velocities

击区附近仅形成少量分散的小涡核，这些涡核的强度较弱且分布范围有限，流场内的涡结构聚并效率低；随着时间的推移，撞击时间的延长使流场中的涡结构体积不断增大，小涡核开始缓慢向周围扩展，未能形成明显的聚并现象。

当液相入口流速逐渐增大(v_{liquid}=1.25 m/s)时，涡结构的演化进程有所加快，如图28所示。t=5 s时，撞击区迅速形成大量密集的小涡核；t=10 s左右，小涡核便开始碰撞与聚并，形成中等尺度的涡结构；t=15 s时，完整且稳定的环状高涡量区完全形成，分布也最为集中均匀；在随后的t=15~20 s内，环状涡结构能够保持较好的稳定性，通过涡核区分析，撞击面上的涡结构变化周期短，携带能量高。在此流速下，涡核的生成既不迟缓，也不剧烈和混沌，在涡结构演化过程中达到了生成速率、空间分布和持续时间的最佳平衡。

而当液相入口流速进一步增大至v_{liquid}=1.50 m/s

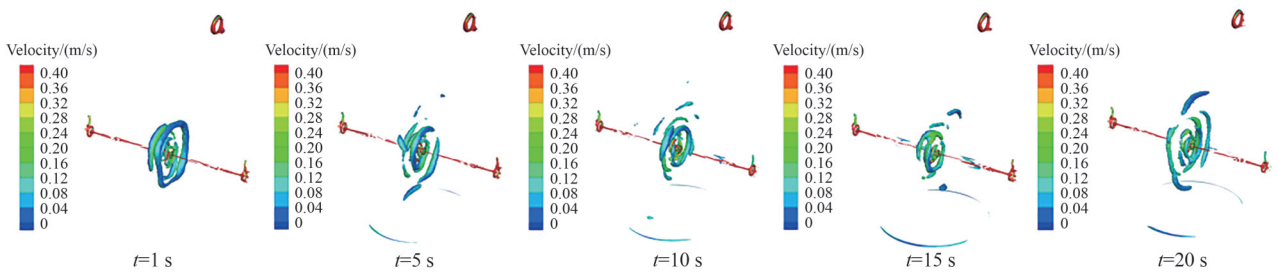

图22 气液流速比r=0时流场内涡结构演变过程

Fig.22 Vortex structure evolution in the flow field when the gas-liquid flow velocity ratio r=0

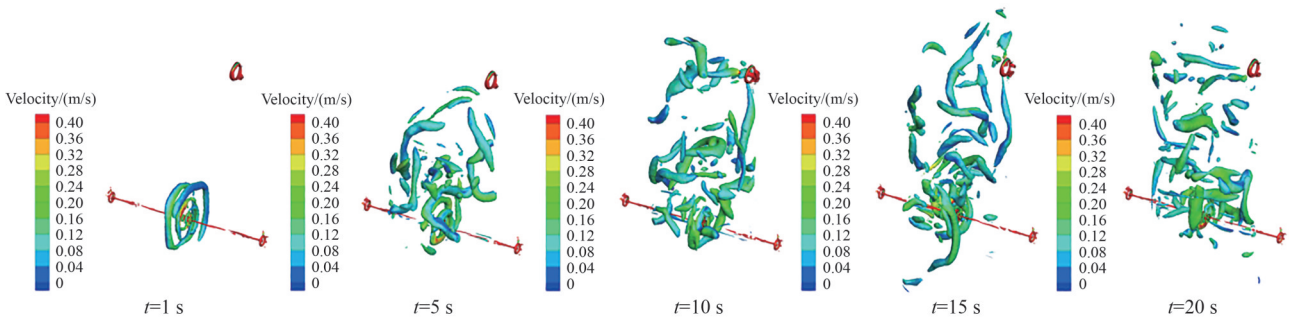

图23 气液流速比r=0.50时流场内涡结构演变过程

Fig.23 Vortex structure evolution in the flow field when the gas-liquid flow velocity ratio r=0.50

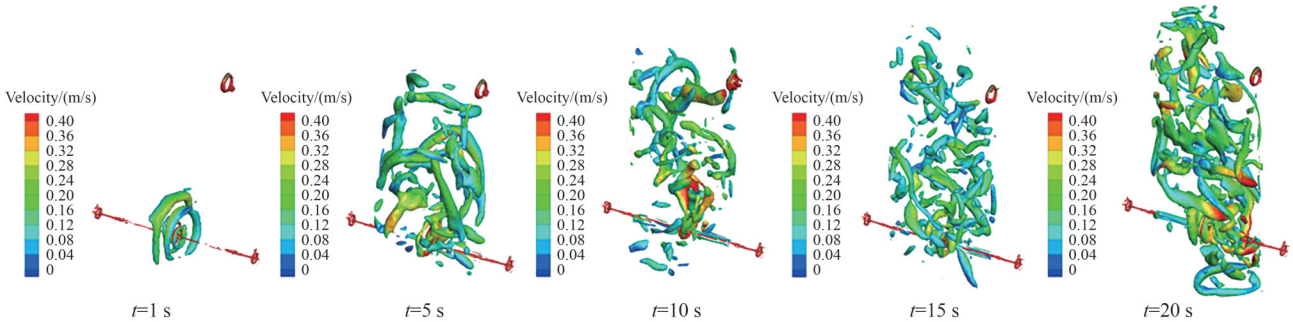

图24 气液流速比r=0.75时流场内涡结构演变过程

Fig.24 Vortex structure evolution in the flow field when the gas-liquid flow velocity ratio r=0.75

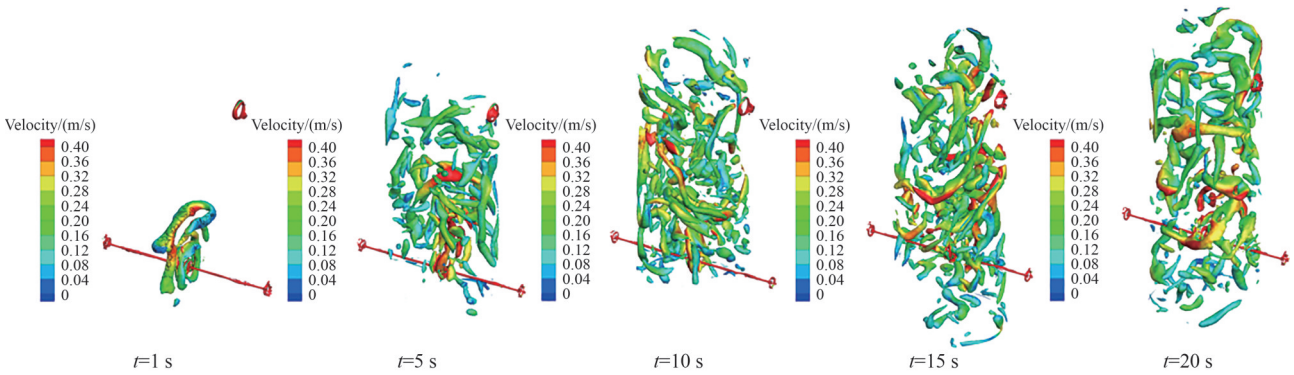

图25 气液流速比r=1.00时流场内涡结构演变过程

Fig.25 Vortex structure evolution in the flow field when the gas-liquid flow velocity ratio r=1.00

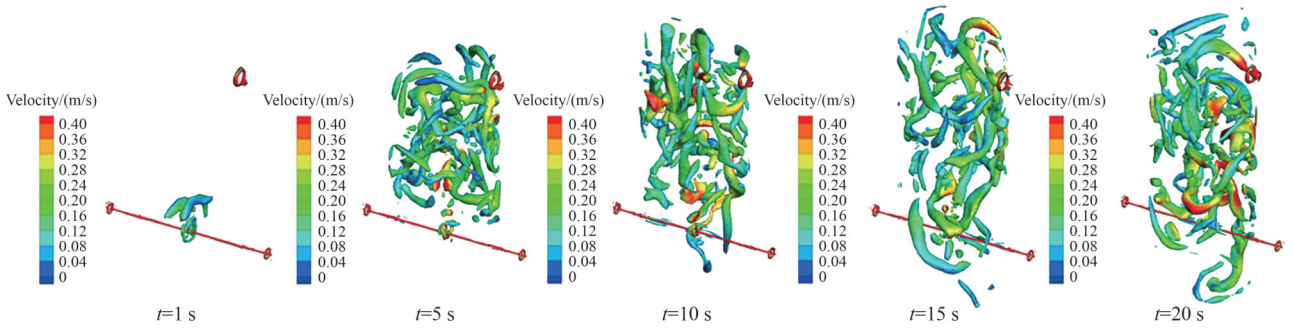

图26 液相入口流速v_{liquid}=0.75 m/s时流场内涡结构演变过程

Fig.26 Vortex structure evolution in the flow field when the inlet liquid velocity v_{liquid}=0.75 m/s

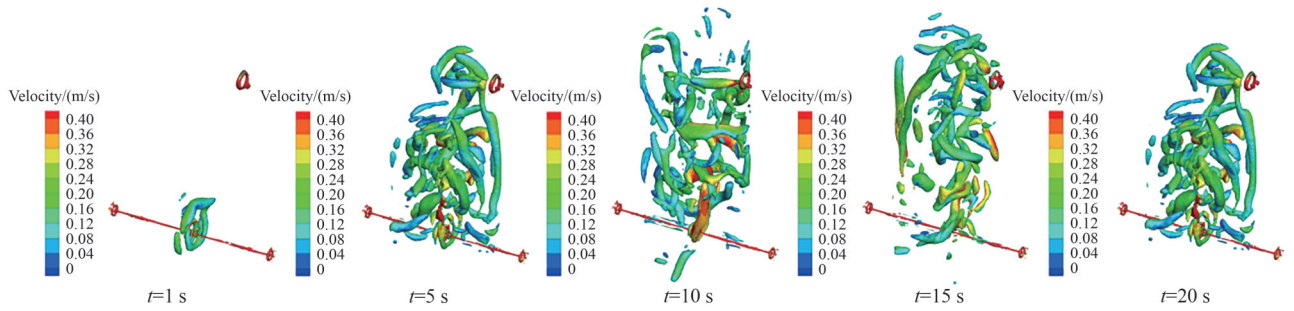

图27 液相入口流速v_{liquid}=1.00 m/s时流场内涡结构演变过程

Fig.27 Vortex structure evolution in the flow field when the inlet liquid velocity v_{liquid}=1.00 m/s

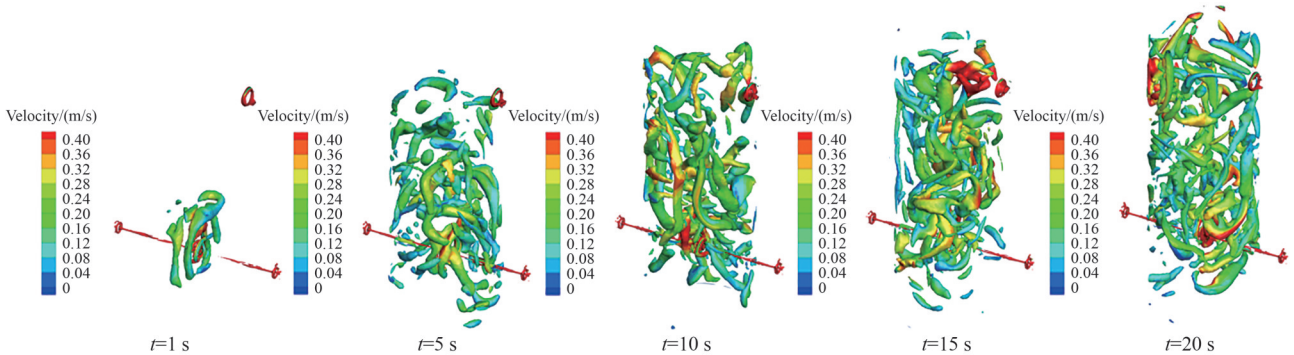

图28 液相入口流速v_{liquid}=1.25 m/s时流场内涡结构演变过程

Fig.28 Vortex structure evolution in the flow field when the inlet liquid velocity v_{liquid}=1.25 m/s

时，如图29所示，流场中瞬间生成了大量的涡核，这些涡核因相互间的剧烈碰撞而迅速合并，并且加速发生破溃，流场中的涡结构聚并破溃的程度相比于入口流速v_{liquid}=1.25 m/s时更为剧烈。

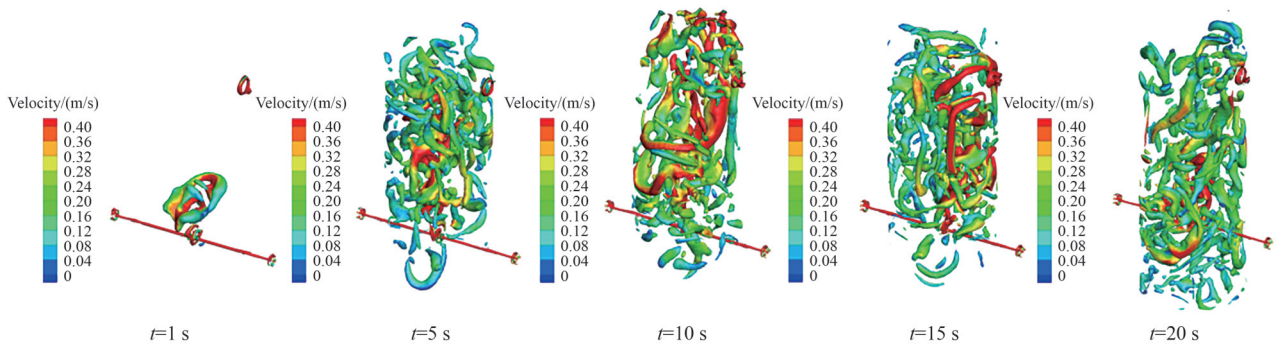

图29 液相入口流速v_{liquid}=1.50 m/s时流场内涡结构演变过程

Fig.29 Vortex structure evolution in the flow field when the inlet liquid velocity v_{liquid}=1.50 m/s

3 结 论

本文通过大涡模拟(LES)方法研究了气液两相撞击流反应器内流场中的涡特性规律,系统分析了气液流速比、液相入口流速等参数对反应器内流场中流动规律、涡量场分布、Q值及三维涡结构演变规律的影响机制。主要结论如下。

(1)分析研究流场内部流线的演变方式,发现气相扰动增强涡演化与能量传递,气液流速比对涡结构形成具有主导作用,是强化涡结构演化和湍流混合的核心驱动力。低气液流速比下涡量分布对称但强度较低(峰值<20 s^{-1}),涡结构发育迟缓且体积受限,当气液流速比增加至r=0.75时,涡量值显著提升,高涡量区域(>20 s^{-1})占比最大,Q值达到峰值,涡核强度高且分布集中。而过量气相(r=1.00时)会对流场产生干扰,不利于涡结构的形成。这表明适当的气相输入可显著提升涡量的生成与演化速率,促进大尺度涡结构的形成与稳定。

(2)研究入口液相流速和涡量分布特性规律之间的关系,发现流场中的涡旋体积与入口液相流速呈正相关,入口液相流速显著影响涡结构稳定性。涡结构演变速率随入口液相流速的增加而加快,在v_{liquid}=1.25 m/s时涡的平均强度最高,撞击面涡量峰值达到最大值(>650 s^{-1}),涡量峰值区域最宽,涡结构发展最充分,而高液相流速(v_{liquid}=1.50 m/s)会导致涡结构更快分散或破碎,难以维持稳定结构。

(3)通过分析Q值场分布特征和流场涡结构时空规律,发现气液两相撞击流反应器内的涡特性受气液两相入口流速和反应时间的协同调控,经历持续的形成、发展、聚并、破碎和耗散等动态演化过程。本研究明确了在r=0.75,v_{liquid}=1.25 m/s时,流场兼具高涡量强度、高Q值及稳定发展的涡结构,综合涡性能最优,为实现高效的气液反应器设计提供了关键的操作参数与理论依据。

符 号 说 明

Q——涡能量,s^{-2}

t——时间,s

v_{gas}——气体速度,m/s

v_{liquid}——液体速度,m/s

X,Y,Z——轴向位置,mm

x,y,z——三维坐标,mm

ρ——流体密度,kg/m^3

τ_{ij}——亚格子应力,Pa

$\boldsymbol{\Omega}$——反对称涡量,s^{-1}

ω——涡量,s^{-1}

参考文献

[1] Abiev R S, Sirotkin A A. Influence of hydrodynamic conditions on micromixing in microreactors with free impinging jets[J]. Fluids, 2020, **5**(4): 179.

[2] Yue S, Liu X Q. Study of the drying characteristics in an asymmetric impinging stream reactor[J]. Chemical Papers, 2021, **75**(8): 4355-4370.

[3] Bai J, Qiu C X, Wang Y H, et al. Separation of CO_2 from simulated flue gas by hydrate method in an impinging stream reactor[J]. Journal of Environmental Chemical Engineering, 2025, **13**(5): 118325.

[4] Chen L M, Dong B, Guo Y Q, et al. CFD modelling of the effects of local turbulence intensification on synthesis of $LiFePO_4$ particles in an impinging jet reactor[J]. Chemical Engineering and Processing-Process Intensification, 2020, **155**: 108065.

[5] Dong B, Qian H L, Xue C Y, et al. Controllable synthesis of hierarchical micro/nano structured $FePO_4$ particles under synergistic effects of ultrasound irradiation and impinging stream[J]. Advanced Powder Technology, 2020, **31**(10): 4292-4300.

[6] Sahoo K, Kumar S. Green synthesis of sub 10 nm silver nanoparticles in gram scale using free impinging jet reactor[J]. Chemical Engineering and Processing-Process Intensification, 2021, **165**: 108439.

[7] Zhang J W, Zhang J, Dong X, et al. Preparation of $Ca(OH)_2$

nanoparticles by impinging stream reaction precipitation method[J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2023, **101**(12): 7251-7262.

[8] Zhang J W, Liu M Y, Tang J, et al. Structure optimization and flow field characteristics of baffle-type impinging stream reactor[J]. Chemical Engineering and Processing-Process Intensification, 2023, **189**: 109386.

[9] Danckwerts P V. Significance of liquid-film coefficients in gas absorption[J]. Industrial & Engineering Chemistry, 1951, **43**(6): 1460-1467.

[10] Laari A, Kallas J, Palosaari S. Gas-liquid mass transfer in bubble columns with a T-junction nozzle for gas dispersion[J]. Chemical Engineering & Technology, 1997, **20**(8): 550-556.

[11] Kong W H, Zhao X T, Li P Y, et al. Phase volume fraction measurement of horizontal gas-liquid two-phase flow based on near-infrared absorption[J]. Measurement Science and Technology, 2025, **36**(4): 045202.

[12] Sun C Z, Tang K T, Zhou R F, et al. Two-phase imbibition of water-oil displacement in silica nanochannels[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2024, **172**: 104710.

[13] Boyadjiev C. Mechanism of gas absorption with two-phase absorbents[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2011, **54**(13/14): 3004-3008.

[14] Gu L N, Hou X Y, Jin L J, et al. Phase change study of a new two-phase absorbent based on DAP[J]. The Journal of Physical Chemistry B, 2024, **128**(7): 1737-1747.

[15] Zhao J, Ning Z, Lv M. Large eddy simulation of the two-phase flow pattern and bubble formation process of a flow mixing nozzle under a gas-liquid mode[J]. Fluid Dynamics Research, 2019, **51**(5): 055510.

[16] Shi F X, Zhao J, Zhou Y, et al. Experiments and simulations of surface cleaning for a gas-liquid two-phase jet[J]. Water Science and Technology, 2023, **87**(3): 748-760.

[17] Risso F. Agitation, mixing, and transfers induced by bubbles[J]. Annual Review of Fluid Mechanics, 2018, **50**: 25-48.

[18] Yamoah S, Martínez-Cuenca R, Monrós G, et al. Numerical investigation of models for drag, lift, wall lubrication and turbulent dispersion forces for the simulation of gas-liquid two-phase flow[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2015, **98**: 17-35.

[19] Guo X Y, Huang Z L, Sun J Y, et al. Evolution and interaction characteristics of liquid flow and bubbles in a jet bubbling column[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2020, **59**(48): 21217-21230.

[20] Cui B L, Li Y F, Wang P. Numerical simulations and experiments of gas-liquid two-phase flow in an inducer[J]. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2021, **43**(11): 502.

[21] Sun Y, Zhu X Q, Huang W Q, et al. Simulation and experimental investigation on gas-liquid two-phase flow separation behaviors in multitube T-junction separator[J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2022, **85**: 102166.

[22] Zanfir M, Gavriilidis A, Wille C, et al. Carbon dioxide absorption in a falling film microstructured reactor: experiments and modeling[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2005, **44**(6): 1742-1751

[23] Burlutskii E, Di Felice R. Experimental and numerical study of two-phase flow mixing in gas-liquid external-loop airlift reactor[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2019, **119**: 1-13.

[24] Zahedi R, Babaee Rad A. Numerical and experimental simulation of gas-liquid two-phase flow in 90-degree elbow[J]. Alexandria Engineering Journal, 2022, **61**(3): 2536-2550.

[25] Chen S T, Zhang Y B, Wang X L, et al. Numerical simulation and experiment of the gas-liquid two-phase flow in the pigging process based on bypass state[J]. Ocean Engineering, 2022, **252**: 111184.

[26] Srisamran C, Devahastin S. Numerical simulation of flow and mixing behavior of impinging streams of shear-thinning fluids[J]. Chemical Engineering Science, 2006, **61**(15): 4884-4892.

[27] Rao Y C, Liu Z H, Wang S L, et al. Numerical simulation on the flow pattern of a gas-liquid two-phase swirl flow[J]. ACS Omega, 2022, **7**(3): 2679-2689.

[28] Cheng D, Wang S, Yang C, et al. Numerical simulation of turbulent flow and mixing in gas-liquid-liquid stirred tanks[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2017, **56**(45): 13050-13063.

[29] Smith B L. On the modelling of bubble plumes in a liquid pool[J]. Applied Mathematical Modelling, 1998, **22**(10): 773-797.

[30] Chen W, Ren Y, Zhang L F. Large Eddy simulation on the two-phase flow in a water model of continuous casting strand with gas injection[J]. Steel Research International, 2019, **90**(4): 1800287.

[31] Dong X R, Hao C Y, Liu C Q. Correlation between vorticity, Liutex and shear in boundary layer transition[J]. Computers & Fluids, 2022, **238**: 105371.

[32] Hunt J C R, Wray A A, Moin P. Eddies, streams, and convergence zones in turbulent flows[C]//Moin P, Spalart P R. Computational Physics: Proceedings of the 1988 Summer Program. Amsterdam: North-Holland Publishing Company, 1988: 119-137.

[33] Jiang H B, Zheng S H, Zhang Y L, et al. Applications of different vortex identification methods in cavitation of a self-priming pump[J]. Scientific Reports, 2025, **15**: 7458.

[34] Shuai Y, Guo X Y, Wang H T, et al. Characterization of the bubble swarm trajectory in a jet bubbling reactor[J]. AIChE Journal, 2019, **65**(5): e16565.

[35] 张建伟, 刘玉成, 董鑫, 等. 气泡扰动强化撞击流共沉淀法合成碳酸钙粉体[J]. 化工学报, 2025, **76**(8): 4052-4060.
Zhang J W, Liu Y C, Dong X, et al. Preparation of calcium carbonate by bubble disturbance enhanced impinging stream co-precipitation method[J]. CIESC Journal, 2025, **76**(8): 4052-4060.

[36] Fu T, Tang X B, Cai Z K, et al. Correlation research of phase angle variation and coating performance by means of Pearson's correlation coefficient[J]. Progress in Organic Coatings, 2020, **139**: 105459.

[37] Triboix A, Marchal D. Stability analysis of the mechanism of jet attachment to walls[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002, **45**(13): 2769-2775.

[38] Dubief Y, Delcayre F. On coherent-vortex identification in turbulence[J]. Journal of Turbulence, 2000, **1**: N11.