文章编号:1674-2869(2024)06-0681-06

底流口直径对管柱式气液分离器流动与分离特性影响研究

林 纬[1,2],邱心缘[1,2],汪 威[*1,2],向 晋[1,2],姚 晨[1,2],郑小涛[1,2],徐建民[1,2],喻九阳[1,2]
1. 武汉工程大学机电工程学院,湖北 武汉 430205;
2. 化工装备强化与本质安全湖北省重点实验室,湖北 武汉 430205

摘 要:为提高管柱式气液分离器(GLCC)的分离效率,在经典气液分离器基础结构上改变GLCC的结构参数以及工况,并采用Fluent软件,基于欧拉多相流模型和Multi-Fluid VOF模型,通过自定义函数对分离器内流场进行数值模拟,监控底流口液相质量流率,分析在不同入口气液相流量和底流口直径下GLCC分离效率的变化规律。研究结果表明:减小底流口直径有利于提升GLCC的分离效率,其中底流口直径为18 mm时分离效率较高,且都在80%以上;底流口液相质量流率的振荡具有周期性变化且不同底流口直径的气液两相流型的周期性流动行为与底流口液相质量流率变化密切相关,因此可以通过监测底流口液相质量流率实现对GLCC中气液两相流态的动态捕捉,进而提高GLCC分离效率。

关键词:管柱式气液分离器;Multi-fluid VOF模型;底流口直径;气液两相流;流型
中图分类号:TE32 **文献标识码**:A **DOI**:10.19843/j.cnki.CN42-1779/TQ.202401025

Influence of the bottom outlet diameter of gas-liquid cylindrical cyclone on its separation performance

LIN Wei[1,2], *QIU Xinyuan*[1,2], *WANG Wei*[*1,2], *XIANG Jin*[1,2], *YAO Chen*[1,2], *ZHENG Xiaotao*[1,2], *XU Jianmin*[1,2], *YU Jiuyang*[1,2]
1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Wuhan Institute of Technology, Wuhan 430205, China;
2. Hubei Provincial Key Laboratory of Chemical Equipment Intensification and Intrinsic Safety, Wuhan 430205, China

Abstract: In order to enhance the separation performance of gas-liquid cylindrical cyclone (GLCC), structural parameters and operating conditions of the classic gas-liquid separator were modified. Using the software Fluent, based on the Eulerian multiphase flow model and Multi-Fluid VOF model, numerical simulations of the flow field within the separator were conducted through custom functions. The liquid phase mass flow rate at the bottom outlet was monitored to analyze the variation of GLCC separation efficiency under different inlet gas-liquid phase flow rates and bottom outlet diameters. Research findings indicate that reducing the bottom outlet diameter is beneficial for improving the separation efficiency of GLCC. When the bottom outlet diameter is 18 mm, the separation efficiency is higher, consistently exceeding 80%. The oscillation of the liquid phase mass flow rate at the bottom outlet exhibits periodic changes, and the periodic flow behavior of the gas-liquid two-phase flow with different bottom outlet diameters is closely related to the variation of the liquid phase mass flow rate at the bottom outlet. Therefore, by monitoring the liquid phase mass flow rate at the bottom outlet, dynamic capturing of the gas-liquid two-phase flow regime in GLCC can be achieved, thereby enhancing the separation efficiency of GLCC.

Keywords: gas-liquid cylindrical cyclone; Multi-fluid VOF model; diameter of the bottom outlet; gas-liquid flow; flow pattern

收稿日期:2024-01-29
基金项目:武汉工程大学校级基金(K2021020);2020年湖北省重点研发项目(2020BAB30)
作者简介:林 纬,博士,副教授。Email: linwei@wit.edu.cn
***通信作者**:汪 威,博士,副教授。Email: wangwwit@163.com
引文格式:林纬,邱心缘,汪威,等. 底流口直径对管柱式气液分离器流动与分离特性影响研究[J]. 武汉工程大学学报,2024,46(6):681-686.

管柱式气液分离器(gas-liquid cylindrical cyclone,GLCC)是一种油气开采过程中的气液分离设备[1-2],由竖直筒体、倾斜入口管、气相出口管(溢流管)和液相出口管(底流管)等组成。其工作原理是:气液混合相在离心力和重力作用下,液相被甩到边壁,形成向下的液相旋流,从下部的液相出口排出;气相向上旋转,形成气相旋流,从上部的气相出口排出,由此实现气液两相的分离。现阶段应用的柱状气液分离器结构存在溢流管口气相携液(liquid carry-over,LCO)、底流管口液相携气(gas carry-under,GCU)现象,这两种现象严重影响分离器的分离效果。

GLCC的分离性能与结构参数[3]和操作参数密切相关。针对该问题,前人进行了理论分析[4-5]、实验观测[7-9]和数值模拟方面的研究[10-12]。路远[9]研究了入口喷嘴结构对气液两相流型及分离效率的影响规律,建立了分离效率计算模型。冯进等[13]数值模拟了不同入口高度对分离效果的影响,当提高入口位置时,气体出口附近的最高体积分数可达到90%,进而增大了GLCC的分离效率。范大为[14]数值模拟了不同底流口位置、筒体直径以及溢流管伸入长度对分离性能的影响。但针对向上分支的新型高效双入口GLCC,底流口直径对筒内气液两相流型的影响规律尚不明确。

本文通过数值模拟,研究不同入口气液两相流量和底流口直径下双入口GLCC的气液两相流型,揭示GLCC内气液相流动与分离特征,分析底流口直径参数和入口气液两相流量参数对双入口GLCC气液流型的影响规律,为确定双入口GLCC最佳工况区间提供参考。

1 GLCC几何结构

图1为GLCC气液两相几何模型图。采用向上分支的双入口结构GLCC,主筒体高度h=2 417 mm,内径D=74 mm。其中,液相空间长度L_l=1 107 mm,气相空间长度L_g=1 310 mm。入口倾斜管与装置气液相出口管道的内径d=54 mm,入口管倾角取27°[6,8]。根据实验研究[6,11],平衡液位的高度约900 mm。

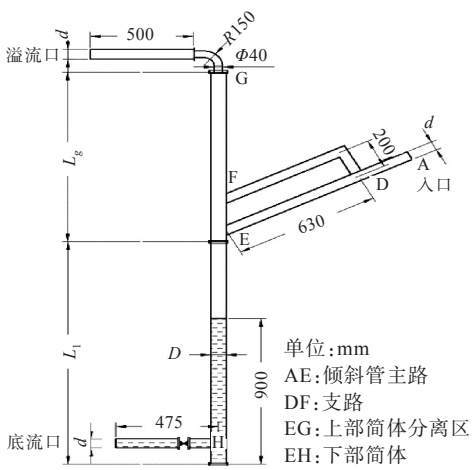

图1 GLCC气液两相几何模型

Fig. 1 GLCC gas-liquid two phase geometry model

表1是模拟所涉及的入口气液流量范围和介质的物性参数。模拟计算时,影响旋流分离的主要因素是介质密度差。由于气相和油相密度差与气相和水相密度差基本一致,因此选取水作为液相介质对气液分离性能影响较小。故模拟计算时,选用常温空气-水作为工作介质。

表1 模拟所涉及的气液量范围和介质的物性参数

Tab. 1 Range of gas-liquid flow rate and medium parameters

类别	名称	温度/℃	密度/(kg/m³)	黏度/(Pa·s)	表面张力/(mN/m)	气相体积流量/(m³·h⁻¹)	液相体积流量/(m³/h)
液相	水	25±2	998.6	1.0×10^{-3}	71.82	130~195	1.8
气相	空气	28±5	1.2	1.8×10^{-5}	–		

2 模型与计算方法

2.1 入口边界选择

GLCC的倾斜入口管具有很强的预分离作用,而入口管内气液两相分布对主筒体内气液分离过程具有直接影响。由于倾斜管截面上部液膜较薄,大部分液相分布在截面下部,因此可以忽略倾斜管上部薄液膜对GLCC分离性能的影响。此外,路远[9]提出实验中观测到GLCC入口倾斜管段主要流型为分层流。故本文假设倾斜管段气液两相的流型为分层流,图2表示分层流的入口气液分布断面图,其中,h_l为倾斜管入口气相分部高度,v_m为倾斜管入口气相速度,v_l为入口液相速度,h_{lm}为倾斜管入口液膜高度。

模拟通过相含率分布、速度分布的自定义函数编译,实现非均相速度入口边界的设置。表2表示GLCC入口液相体积流量为180 m³·h⁻¹时的入口边界参数。

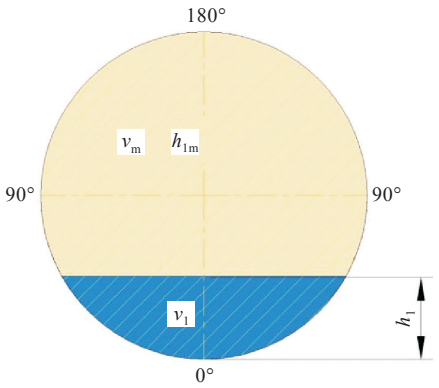

图2　分层流入口气液分布模型

Fig. 2　Gas-liquid profile of inlet for stratified flow

表2　所涉及工况下的入口边界参数设置

Tab. 2　Parameters of the inlet boundaries under simulating-involved conditions

入口工况	气相体积流量 / (m^3/h)	h_l / mm	v_m / (m/s)	v_l / (m/s)	h_{lm} / m
1	130	7.37	17.18	2.66	0
2	145	6.82	19.16	2.66	0.001 2
3	160	6.26	21.13	2.65	0.002 4
4	175	5.27	22.97	2.78	0.003 6
5	180	4.94	23.58	2.82	0.004 0
6	185	4.61	24.20	2.86	0.004 4
7	190	4.28	24.81	2.90	0.004 8
8	195	3.95	25.42	2.94	0.005 2

2.2　液相出口边界选择

液位是影响气液分离性能的重要参数。Yang等[11]发现当液位低于GLCC入口且高于底流口时，几乎所有的液相都通过底流口流出。同时，液位作为防止气体向下流动的屏障，使大部分气体都在GLCC入口上方运动，最终实现气液混合物的良好分离。当液位高于GLCC入口，在高速气流对液相的剪切作用下，筒内形成较大的液滴。液滴将随着高速的气体流动向上移动，最终导致大量的液体从气相出口流出。为避免气液分离时出现此类问题，GLCC正常运行时，应将液位保持在入口以下底流口以上的区域。

数值模拟中，为保持气相出口的压力不变，设置合理管内压差，使GLCC中的液位维持在合适的区域内，实现良好分离性能，故需要调节底流口的管径。本文设置了3种工况下的底流口直径d_i，分别为：d_1=18 mm，d_2=23 mm，d_3=28 mm。根据仿真结果可计算得到不同尺寸下流通面积A_i及流通面积比S，$S=A_i/A$，其中A为54 mm底流口直径的流通面积，具体数值见表3。

表3　底流口直径与流通面积的转换

Tab. 3　Conversion of liquid outlet diameter and flow area

底流口工况	d_i / mm	A_i / mm^2	S / %
1	18	254	12
2	23	415	20
3	28	615	28

计算时需适当加长GLCC的溢流管和底流管，从而假设其为充分发展的压力出口边界。壁面边界条件设置为无滑移条件，用标准壁面函数进行处理。

2.3　网格划分

使用ICEM软件对双入口结构GLCC进行六面体结构化网格划分。为保证近壁区流场的精度，需加密边壁网格。图3是GLCC局部网格划分细节图。

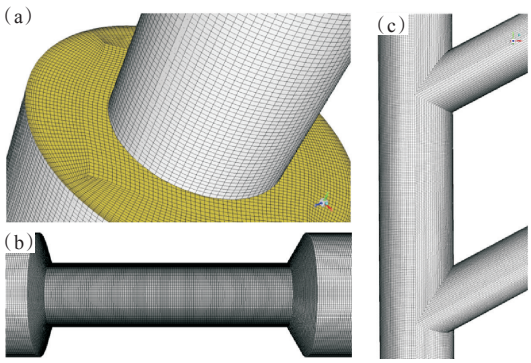

图3　GLCC气相出口(a)，衔接处(b)及直径为28 mm的底流口(c)处的网格示意图

Fig. 3　The computation grids of gas outlet (a), junction (b), liquid outlet with 28 mm diameter (c)

进行网格独立性验证时，采用稳态计算，比较不同网格数目在同一条件下入口和溢流口间的压降，条件为：底流口工况2、入口气相体积流量190 $m^3 \cdot h^{-1}$、入口液相体积流量1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$。将模拟压降值同实验压降值进行对比，如表4所示。其中，同一条件下的实验压降值为4.367 kPa[15]。可见，当网格数小于1.90×10^6个时，随着网格数量的增加，模拟压降的数值逐渐减小。为保证计算精度并节省计算资源，最终确定双入口GLCC的网格数量为1.90×10^6个。

表4　不同网格数目下气相压降值对比

Tab. 4　Errors of gas pressure drop under different grid sizes

网格数量 / ×10^6个	0.70	1.10	1.90	3.70
模拟压降值 / kPa	6.03	5.28	4.56	5.27
压降误差 / %	38.14	20.85	4.47	20.62

2.4　模型选取

GLCC内部存在强烈的复杂旋流场，气体和液

体的存在形式具有不可预估性，文献[16-18]在湍流模型的选取上，倾向于采用重整化群 k-ε（renormalization group k-ε，RNG k-ε）模型对GLCC进行数值模拟，证明该模型的结果与实验吻合较好。因此在本研究中使用的湍流模型为RNG k-ε模型。

ANSYS软件提供了3种多相流模拟模型：流体体积（volume of fluid，VOF）模型、Mixture模型和欧拉双流体模型。其中，欧拉双流体模型作为求解器中最复杂的多相流模型同时融入Multi-Fluid VOF模型，能够实现双流体模型下的几何相界面重构。许如敏等[10-11]已成功使用欧拉双流体多相VOF模型描述GLCC内的多相流状态，证明该模型的结果与实验吻合较好。因此本文采用该模型对GLCC进行气液两相模拟。

3 结果与讨论

3.1 不同液相出口分离性能对比

分离效率反映GLCC对气液混合介质的分离能力，是评价GLCC分离性能的主要指标。本文重点关注液相分离效率[19]，计算公式见式(1)。

$$\eta = \frac{1}{2}\left(\frac{m_u}{m_{ig}} + \frac{m_d}{m_{il}}\right) \tag{1}$$

式中：m_d为底流口所含带的液体质量流率，kg/s；m_{il}为入口处混合物中的液相质量流率，kg/s；m_u为溢流口所含带的气相质量流率，kg/s；m_{ig}为入口处气液混合物中的气相质量流率，kg/s。

图4为液相分离效率随着底流口工况变化的规律图，其液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$。当底流口工况为1和2时，随着气相流量的增大，GLCC的分离效率先增大后减小，并且在入口气相体积流量为190 $m^3 \cdot h^{-1}$时，GLCC的分离效率达到最大值；底流口工况为3时，随着气相流量增大，分离效率无明显的规律波动，且GLCC的分离效率在入口气相体积流量为195 $m^3 \cdot h^{-1}$时达到最大。3种不同底流口工况中，d_3=28 mm时的分离器在不同入口工况下的分离性能最差，表明d_3=28 mm时的GLCC分离器不适用于高气速入口工况。底流口工况为1时，分离器在不同气相流量下分离效率都高于80%，且分离性能均优于d_2=23 mm时的分离器，因此确定18 mm为最佳底流口直径。

底流口液相的质量流率反应了GLCC筒内液位的变化。质量流率正向增大，液位下降；质量流率负向增大，液位升高。图5是d_1=18 mm时的GLCC在不同气液流量下监测的底流口质量流率变化图。

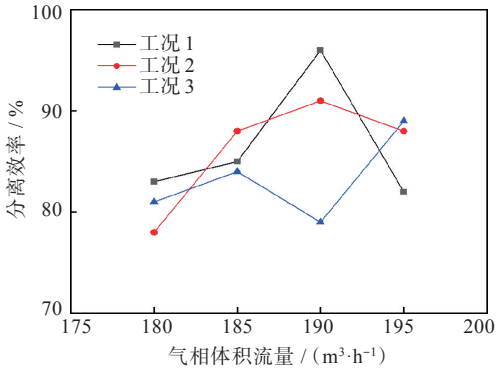

图4 不同底流口工况下双入口GLCC液相分离效率对比

Fig. 4 Liquid separation efficiency of dual-inlet GLCC with different liquid outlet conditions

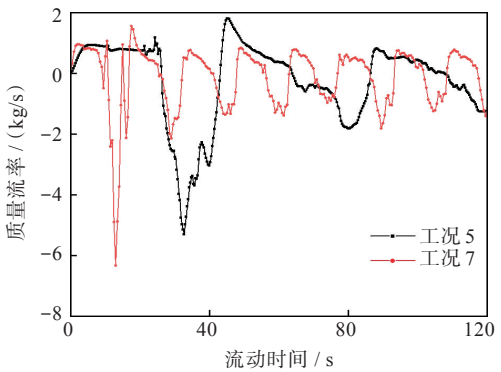

图5 不同入口工况下底流口质量流率变化图

Fig. 5 Graph that liquid mass-flow ratio of bottom outlet with different inlet conditions

对比入口工况5（入口液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$，气相体积流量为180 $m^3 \cdot h^{-1}$）和入口工况7（入口液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$，气相体积流量为190 $m^3 \cdot h^{-1}$）可知，GLCC底流口处质量流率的波动具有一定规律，表明GLCC筒内液位变化具有规律性，此特性可作为监测计算结果是否收敛的又一依据。但二者波动的形态和周期并不相同，表明相同底流口结构的GLCC，不同入口气相流量下，筒内液位变化规律具有差异性。

3.2 频谱分析

气液两相流在重力及离心力的推动下进行气液分离，筒内气液两相流的相界面和体积分数随着流动不断发生演化，形成连续的周期性流动现象。GLCC入口工况为7时，底流口液相质量流率随时间的变化如图6(a)所示，对应的频谱分析如图6(b)所示。

底流口处液相质量流率的振荡频率与GLCC筒体内部液位的振荡频率相同。当入口液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$，气相体积流量为190 $m^3 \cdot h^{-1}$时，3种底流口工况下液相流率的振荡主频率分别为

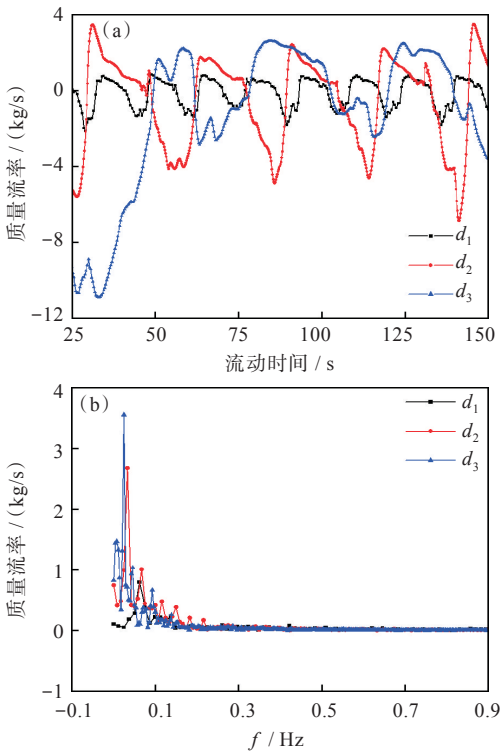

图6　不同底流口直径下GLCC底流口处液相流率随时间的变化及相应的频谱分析

Fig. 6　The fluctuation of liquid mass-flow ratio at the bottom outlet of GLCC with different bottom outlet diameters with respect to time and corresponding frequency spectrum analysis

0.062、0.033和0.025 Hz，对应的周期分别为16、30和40 s。GLCC底流口直径越大时液相质量流率变化周期越大，筒内液位变化周期也越大。

3.3　气液两相流流型的周期性变化

由图6(a-b)可知，底流口处液相流率在出口直径不同时，其波动曲线均不同。为研究曲线同气液两相流流型的关系，对周期曲线所对应的GLCC内部液相分布形状进行对比分析，如图7所示。其中，t为GLCC内气液两相流动时间，$T_{0\text{-}i}$为底流口工况为i时，气液两相混合流型周期的初始时刻，T_i为底流口工况为i时，气液两相混合流型的周期。

图7(a)中，d_1=18 mm，$t=T_{0\text{-}1}+3/4T_1$时，GLCC上部筒体流型为入口旋转环状流[9]，边壁液膜在靠近入口上方呈现稳定旋转流动，具有环状流的性质，连续气相为筒体上部空间内的主要成分。同时，筒体内产生的少量液滴由于离心力和重力作用被甩到边壁并捕集下来，气相出口并没有出现液滴挟带现象。从图7(a)所示的一整个周期可观察到，GLCC筒内液位稳定在0.9~1.4 m，即保证液位保持在入口以下和液体出口上方的合适区域内，也使得GLCC具有较高的分离效率，如图4所示。

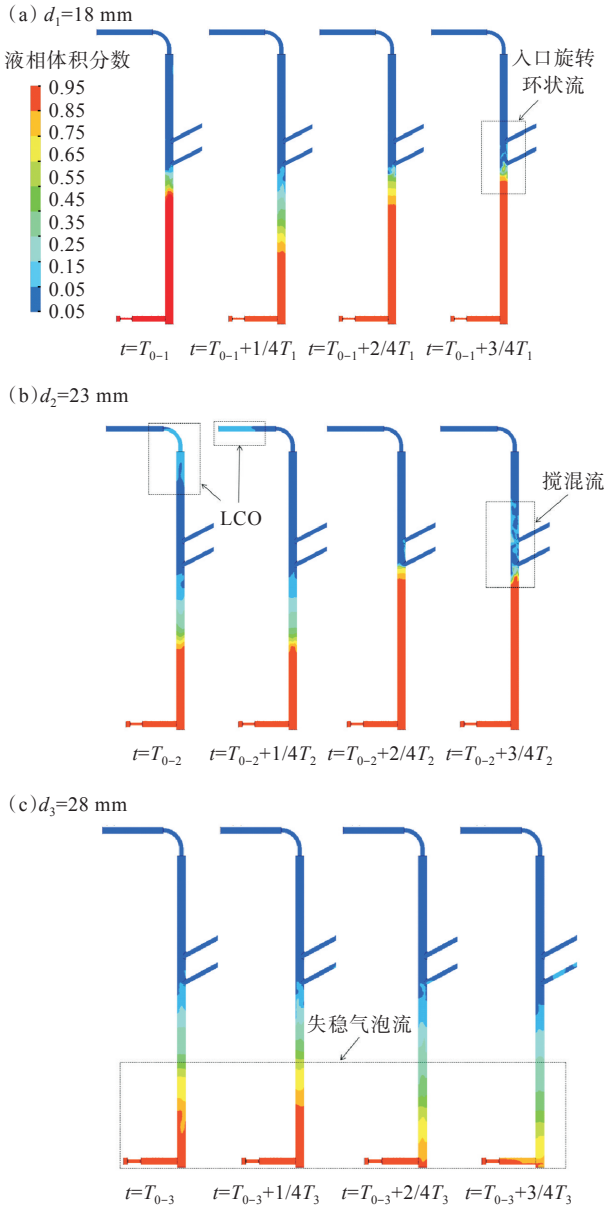

图7　液相在GLCC中的分布形状

Fig. 7　The distribution shape of liquid

图7(b)中，d_2=23 mm，$t=T_{0\text{-}2}$和$t=T_{0\text{-}2}+1/4T_2$时，筒内气相出口出现明显液相溢出现象。至$t=T_{0\text{-}2}+3/4T_2$时，筒体上部液膜高度增加。虽然靠近入口处液膜仍呈现稳定旋转环状流的流型，但距离入口较远处液膜出现搅混流[20]，由于液膜高度升高以及出现不稳定搅混流，筒体空间出现较多液滴，一部分液滴很难被边壁捕集，进而从溢流口逃逸，最终导致GLCC的分离效率下降。

当d_3=28 mm时，从图7(c)所示的整个周期内可观察到，下部筒体流型持续表现为失稳气泡流。这是由于液相对气泡向下的携带速度过大，下部筒体上侧产生大量的分散气泡，致使筒内不能形成较稳定的气核，从而提高了气泡从下部筒体下侧的液相旋流中分离出来的难度。下部筒体产生

的失稳气泡流，也是导致液相出口含气率升高，整体分离效率降低的重要原因。

4 结 论

以双入口GLCC为研究对象，采用Multi-Fluid VOF模型捕捉相界面，数值模拟了不同液相出口结构和不同入口气液流量下两相流在GLCC中流动的过程及其对流型的影响。得出以下结论：

（1）在相同的入口气液流量工况下，不同液相出口结构中，d_3=28 mm时的分离效率远低于d_1=18 mm和d_2=23 mm时的分离效率。此外，在不同入口气液流量工况下的分离效率都在80%以上。

（2）底流口液相质量流率的波动具有周期性变化，其振荡频率与GLCC筒内液位的振荡频率相同。当入口液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$，气相体积流量为190 $m^3 \cdot h^{-1}$时，GLCC的d_i越大液体质量流率变化周期越长，即筒内液位及两相流流型的变化周期越长，其中，d_1=18 mm时的变化周期为16 s，而d_3=28 mm时的变化周期为40 s。

（3）当入口液相体积流量为1.8 $m^3 \cdot h^{-1}$，气相体积流量为190 $m^3 \cdot h^{-1}$时，不同液相出口结构中的气液两相流流动产生了具有周期性变化的两相流型。流型的周期性流动行为与底流口液相质量流率变化密切相关。d_1=18 mm时，GLCC入口流型为旋转环状流；d_2=23 mm时，GLCC上部筒体流型为搅混流；d_3=28 mm时，GLCC下部筒体流型为下筒失稳气泡流。筒内搅混流和下筒失稳气泡流的出现都将降低GLCC分离效率。

参考文献

[1] 王懿，陈建义，段梦兰，等. 水下生产系统及工程[M]. 青岛：中国石油大学出版社，2017：65-66.

[2] 陈家庆. 海洋油气开发中的水下生产系统（一）[J]. 石油机械，2007，35(5)：54-58.

[3] 寇杰. 柱状气液旋流分离器的研究现状及应用前景[J]. 石油机械，2006，34(4)：71-73.

[4] ARPANDI I A，JOSHI A R，SHOHAM O，et al. Hydrodynamics of two-phase flow in gas-liquid cylindrical cyclone separators[J]. SPE Journal，1996，1(4)：427-436.

[5] CHIRINOS W A，GOMEZ L E，WANG S B，et al. Liquid carry-over in gas-liquid cylindrical cyclone compact separators[J]. SPE Journal，2000，5(3)：259-267.

[6] GOMEZ L，MOHAN R，SHOHAM O. Swirling gas-liquid two-phase flow-experiment and modeling part I：swirling flow field[J]. Journal of Fluids Engineering，2004，126(6)：935-942.

[7] 杨蕊. 脉动条件下气液旋流分离器流场特性及分离性能研究[D]. 大庆：东北石油大学，2022.

[8] 王婉琳. 气液旋流分离器结构改进和性能模拟[J]. 科技传播，2022，14(10)：109-113.

[9] 路远. 深海GLCC分离器入口喷嘴结构改进实验研究[D]. 北京：中国石油大学（北京），2018.

[10] 许如敏，陈建义，王婉琳，等. 深海管柱式气液分离器结构优化模拟研究[J]. 中国海洋平台，2016，31(2)：55-61.

[11] YANG L L，ZHANG J，MA Y，et al. Experimental and numerical study of separation characteristics in gas-liquid cylindrical cyclone [J]. Chemical Engineering Science，2020，214：115362.

[12] YUE T，CHEN J Y，SONG J F，et al. Experimental and numerical study of upper swirling liquid film (USLF) among gas-liquid cylindrical cyclones (GLCC) [J]. Chemical Engineering Journal，2019，358：806-820.

[13] 冯进，张慢来，刘孝光，等. 气-液旋流器内部流场的CFD模拟[J]. 化工机械，2005(6)：358-361.

[14] 范大为. 气-液分离水力旋流器理论与试验研究[D]. 大庆：大庆石油学院，2009

[15] 王亚安，陈建义，叶松，等. 管柱式气-液分离器溢流压力降计算模型[J]. 石油学报（石油加工），2021，37(1)：88-99.

[16] 岳题. 管柱式气液分离器（GLCC）上部筒体气液流动行为及分离机理研究[D]. 北京：中国石油大学（北京），2019.

[17] WANG Y A，CHEN J Y，YANG Y，et al. Experimental and numerical performance study of a downward dual-inlet gas-liquid cylindrical cyclone (GLCC) [J]. Chemical Engineering Science，2021，238：116595.

[18] HAN Q，ZHANG C，XU B，et al. The effect of geometry and operation conditions on the performance of a gas-liquid cylindrical cyclone separator with new structure [J]. AIP Conference Proceedings，2013，1547(1)：350-361.

[19] 李莹. 柱状旋流分离器结构与油气分离效率研究[D]. 北京：中国石油大学（北京），2018.

[20] 许承炜. 管柱式气液分离器分离性能实验研究[D]. 北京：中国石油大学（北京），2017.

本文编辑：霍淑利