



旋流喷雾式单重态氧发生器的气液分离初步研究

许晓波^{1,2}, 胡大鹏¹, 邓列征², 于洋¹, 陈文武², 金玉奇²

(1. 大连理工大学 化工学院, 辽宁 大连 116024; 2. 中国科学院 大连化学物理研究所,
化学激光重点实验室, 辽宁 大连 116023)

摘要: 为解决气液分离问题, 提出了粒径可控离心分离的设想, 即通过某种雾化技术产生粒径可控的液滴, 然后根据液滴的粒径确定气液分离所需要的离心力, 在高速旋转的叶片所产生的离心力作用下液滴一边与气流发生反应一边完成气液分离。为验证这一思想, 搭建了一台旋流喷雾式单重态氧发生器(TFA-SOG), 并通过计算流体力学模拟和实验对这台 TFA-SOG 进行了研究。研究表明, 模拟的气液分离效率与实验的相一致, 粒径可控离心分离的设想是可行的。

关键词: 化学激光; 碘化学激光; 单重态氧发生器; 气液分离; 计算流体力学

中图分类号: TN248.5

文献标志码: A doi: 10.11884/HPLPB202234.220052

Preliminary investigation of gas-liquid separation in twisted flow aerosol singlet oxygen generator

Xu Xiaobo^{1,2}, Hu Dapeng¹, Deng Liezheng², Yu Yang¹, Chen Wenwu², Jin Yuqi²

(1. School of Chemical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. Key Laboratory of Chemical Lasers, Dalian Institute of Chemical Physics, Chinese Academy of Sciences, Dalian 116023, China)

Abstract: Gas-liquid separation is the key to the success of an aerosol-type singlet oxygen generator. To solve the problem of gas-liquid separation, the idea of droplet size-controlled centrifugal separation was proposed that size-controlled droplets are produced by using an atomization technique and then during the reaction of the droplets with gas flow the gas-liquid separation is simultaneously done by a centrifugal force which is determined by the sizes of the droplets and generated by a set of high-speed rotating blades. To verify this idea, a twisted flow aerosol singlet oxygen generator (TFA-SOG) based on this idea was built and investigated through simulation and experiment. The investigation shows that the simulated gas-liquid separation efficiencies are consistent with the experimental ones and the idea is feasible; the emphasis on further development of TFA-SOGs should be put on the droplet size-controlled atomization technique.

Key words: chemical laser, chemical oxygen iodine laser, singlet oxygen generator, gas-liquid separation, computational fluid dynamics

单重态氧发生器(SOG)是碘化学激光器(COIL)^[1]的核心单元之一。作为激光能量的供应源和泵浦源, SOG通过氯气(Cl₂)与碱性过氧化氢(BHP)化学反应产生气相单重态氧 O₂(¹Δ_g)的方式来泵浦 COIL。因此, SOG 技术的发展对于 COIL 性能的提高具有重要意义。自 1978 年 COIL 诞生至今的 40 多年里, 为适应 COIL 的发展人们已经研发了各种类型的 SOG。由于 Cl₂+BHP 反应是一个典型的气液反应, 因此 SOG 的性能将由气液界面的反应比表面积来决定。SOG 按其反应比表面积来区分, 大致可分为传统型 SOG(例如最早的鼓泡式 SOG^[2]、随后的转板式 SOG^[3]及其改进型的转网式 SOG^[4]、目前广泛应用的射流式 SOG^[5]、射流式 SOG 的改进型均匀液滴式 SOG^[6-7]等)和最近十多年发展起来的喷雾型 SOG^[8-13]。在传统型 SOG 中, Cl₂ 与大块的 BHP 液体相接触, 比表面积不大因

* 收稿日期: 2022-02-19; 修订日期: 2022-04-28

基金项目: 国家自然科学基金项目(21473194, 21573231); 中国科学院创新基金项目(CXJJ-16S024, CXJJ-17S055); 中国科学院化学激光重点实验室创新基金课题(2019, 2021)

联系方式: 许晓波, xxb@dicp.ac.cn。

通信作者: 胡大鹏, hudp@dlut.edu.cn;

邓列征, dlz@dicp.ac.cn。

而反应效率也不高。而在喷雾型 SOG 中, 由于 BHP 液体被碎化为液滴, 比表面积获得十几倍甚至几十倍提高, 相比于传统型 SOG 有了质的飞跃, 例如 Adamenkov 等人提出的旋流喷雾式 SOG(TFA-SOG)^[8-10] 和 Spalek 等人提出的离心喷雾式 SOG^[11-13] 等。

虽然喷雾型 SOG 具有高反应比表面积的优点, 但气液分离问题却成为其获得广泛应用的障碍。这是因为液滴很容易被气流夹带到光腔中污染镜片和破坏增益介质的均匀性, 从而导致出光失败。为此, 喷雾型 SOG 通常引入高速旋转所产生的离心力场来帮助完成气液分离。然而受机械转动的限制, 离心力场不可能无限提高到所有粒径的液滴都能被分离的程度。为解决气液分离问题, 本文提出了粒径可控离心分离的设想, 即通过某种雾化技术产生粒径可控的液滴, 然后根据粒径的尺寸确定气液分离所需要的离心力, 在高速旋转的叶片所产生的离心力作用下液滴一边与气流发生反应一边完成气液分离。

1 实验装置

1.1 旋流喷雾式单重态氧发生器

为验证上述设想, 在参考 Adamenkov 等人提出的旋流喷雾式单重态氧发生器(TFA-SOG)^[8-10] 的基础上搭建了一台如图 1 所示的 TFA-SOG。反应腔室是一个内部装有一根空心转轴 (shaft) 的有机玻璃圆筒。圆筒长 600 mm, 内直径 240 mm。空心转轴的外直径为 80 mm。在转轴的外壁上焊接有 8 个直叶片 (blade), 以圆形阵列方式安装有 8 列共 64 个雾化喷嘴。这 64 个雾化喷嘴定义了一个 200 mm 长度的反应区域。空心转轴及焊接在其上面的叶片高速旋转产生巨大的离心力场, 可达到的最高转速为 3000 rpm。BHP 储存在罐中并被离心泵输运到 BHP 入口。在 0.28 MPa 压力 (表压) 下, BHP 在其入口处被挤压到空心转轴中并通过雾化喷嘴喷射进入到反应区, 在此所形成的液滴与来自于气体入口和气体分布器的 Cl_2 气反应产生 $\text{O}_2(^1\Delta_g)$ 。接着, 反应后的液滴与所产生的 $\text{O}_2(^1\Delta_g)$ 气流在高速旋转的叶片所产生的离心力下完成相互分离。分离的液滴被收集后在 TFA-SOG 下部的 BHP 出口处被排出, 而 $\text{O}_2(^1\Delta_g)$ 气流则从 TFA-SOG 上部的气体出口处被抽走。空心转轴与一台电动马达相连接。电动马达和离心泵都是由变频器来控制。转轴与腔体间是普通的机械密封, 密封面的润滑用一台润滑泵来完成。

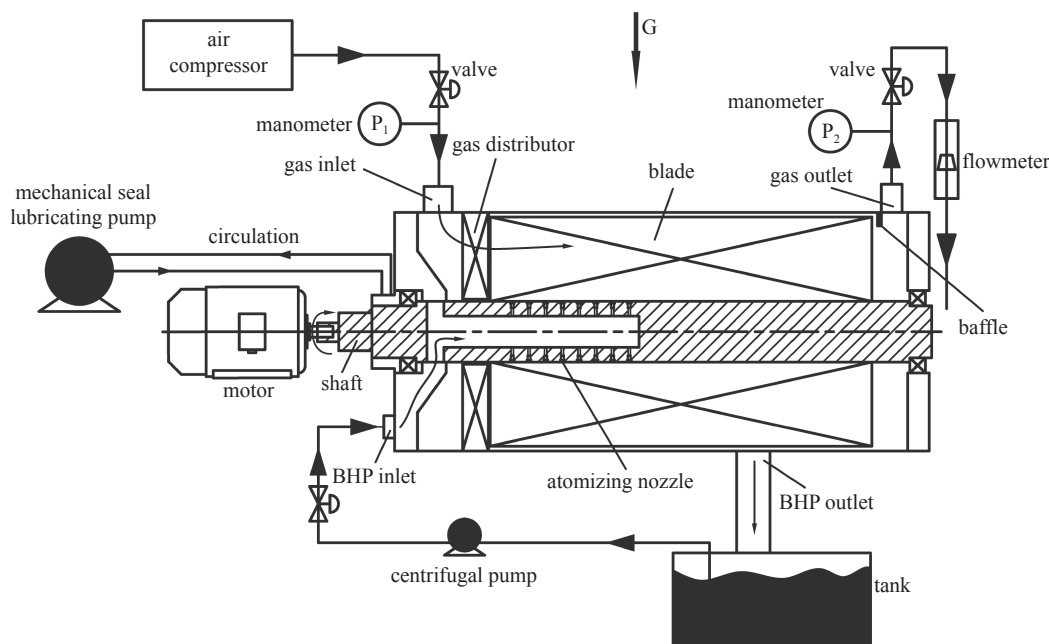


Fig. 1 Schematic diagram of the TFA-SOG

图 1 TFA-SOG 示意图

1.2 粒径可控的液滴的产生

粒径可控的液滴由雾化喷嘴产生。粒径及粒径分布用一台激光相位多普勒分析仪 (PDPA, TSI Inc., FSA3500 3D) 来测量。粒径用 Sauter 平均直径 (SMD 或 D_{32}) 来表示。粒径测量的实验装置示意图如图 2 所示。作为初步的原理性验证研究, 在此暂时用水代替 BHP 作为工作液体, 安装在 TFA-SOG (图 1) 上的其中一个雾化喷嘴被选择用来在大气环境下产生锥形喷雾。锥形喷雾中的粒径及粒径分布由 PDPA 测出。

如图 3(a) 所示, 粒径 SMD (D_{32}) 强烈依赖于雾化喷嘴的驱动压力 (以表压表示)。驱动压力越高, SMD 就越

小。当驱动压力从 0.08 MPa 增加至 0.28 MPa 时, SMD 相应地从 160 μm 降低至 80 μm 。这可解释为: 大块液体破碎成液滴时表面积是增加的, 这就必然需要提供足够的液体静压能来克服液体表面能的增加; 驱动压力越高, 液体静压能越大, 越有利于碎化成更小的液滴。驱动压力是控制液滴粒径的关键因素。另外, 喷嘴的形状、口径和结构应该也会影响液滴的粒径, 原因在于, 仅从能量转化的角度来看, 液体碎化为液滴的过程就是液体静压能转化为液体表面能的过程, 喷嘴的形状、口径和结构不可能不会对能量转换效率产生影响, 这需要在今后进行详细研究。但作为初步的原理性验证, 在此只使用驱动压力作为液滴粒径的调控手段。

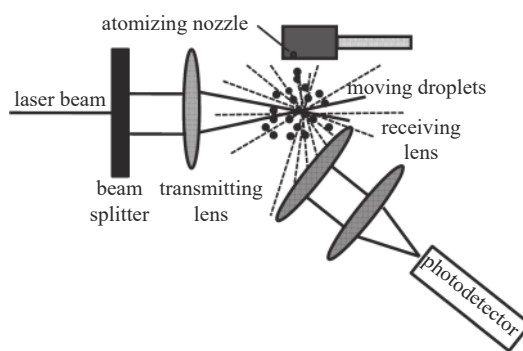


Fig. 2 Schematic diagram of the droplet size measurement in PDPA
图 2 PDPA 中的粒径测量装置示意图

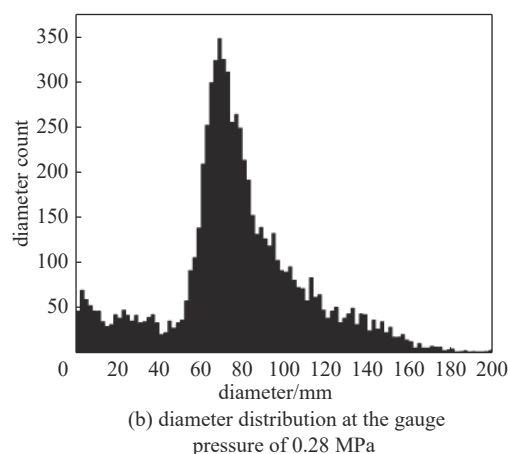
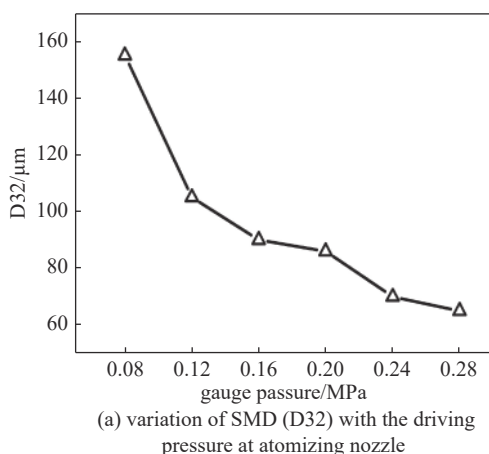


Fig. 3 Results of experiments for the generation of size-controlled droplets
图 3 粒径可控的液滴的产生实验结果

图 3(b)展示了在 0.28 MPa 压力下液滴计数按粒径的分布。可以看出, 液滴计数大部分集中在约 75 μm 粒径附近。根据该分布, 可以计算得出大于 50 μm 的液滴贡献了超过 99.5% 的液体体积, 小于 50 μm 的液滴所贡献的液体体积不超过 0.5% (注意: 某粒径液滴贡献的液体体积等于该粒径液滴计数与该粒径液滴体积之乘积)。因此, 该雾化喷嘴大致上产生了粒径可控的液滴。

2 计算流体力学模拟

在对 TFA-SOG 进行实验研究之前先对 TFA-SOG 进行计算流体力学(CFD)模拟, 以从理论上探究 TFA-SOG 如何工作。

2.1 建模和网格划分

如图 4 所示, 根据图 1 中 TFA-SOG 的真实尺寸用 PTC Creo Parametric 软件(CREO3.0)建立了该 TFA-SOG 的 3-D 流场模型。为降低计算量, 该流场模型被简化成仅由 3 部分构成, 即气体入口部分、气体出口部分和这两者之间的中间部分。

TFA-SOG 中的流场可以划分为两类: 一类是旋转流场, 当转轴和叶片旋转时其中的流体随之作螺旋流动; 另一类是非旋转流场, 即叶片边缘与内壁之间的缝隙部分、气体入口部分和气体出口部分, 流体在其中并不作螺旋流动而只是正常流动。这两类流场间的界面被设置成 Interface 状态以确保流体在这两类流场间的连通性。对于旋转流场, 采用的是六面体网格划分; 而对于非旋转流场, 采用的是四面体网格划分。网格数量的无关性经过验证后最终得到含 1×10^6 个格点的优化的网格划分, 如图 5 所示, 该网格划分将被用于 CFD 模拟。

2.2 数学模型

采用计算流体力学(CFD)方法, 将 FLUENT 软件中的 RNG k- ϵ 两方程模型、MRF 多重参考系模型和 DPM 离散相模型组合使用, 对 TFA-SOG 内气相流场的分布和液滴的运动特性进行数值模拟。气相流场的分布用质量守恒方程、动量守恒方程以及能量守恒方程的流动控制方程组求解^[14], 然后在此基础上分析求解液滴的运动特性。

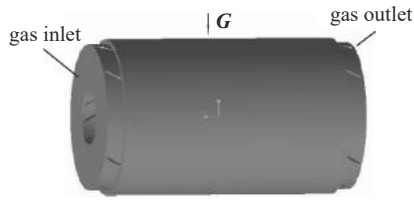


Fig. 4 Three dimensional fluid field model of the TFA-SOG

图 4 TFA-SOG 的 3-D 流场模型

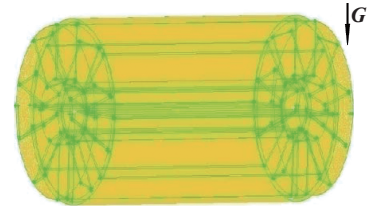


Fig. 5 Meshing of the fluid field in the TFA-SOG

图 5 TFA-SOG 的流场网格划分

对于一个光滑半径为 x 的球状粒子, 将其置放于静止无边界流体中, 假设颗粒的密度为 ρ_p , 并大于流体介质的密度 ρ_f , 那么粒子会在其中形成沉降过程, 其沉降阻力 F_D 以及匀速沉降速度 u_t 为

$$F_D = \xi A \frac{\rho_f u^2}{2} \quad (1)$$

$$u_t = \sqrt{\frac{4gx(\rho_p - \rho_f)}{3\rho_f \xi}} \quad (2)$$

式中: ξ 为阻力系数, 无因次; A 为球形粒子在运动方向上的投射面积; u 为沉降速度; g 为重力加速度。在旋转离心力场中, 离心加速度为 $r\omega^2$ (r 为转轴距离, ω 为角速度), 且通常 $r\omega^2 \gg g$ 。用 $r\omega^2$ 代替 g 代入公式(2), 经过一系列简化后可得出粒子的离心沉降速度为

$$u_t = \frac{x(\rho_p - \rho_f)}{18\mu} r\omega^2 \quad (Re < 1) \quad (3)$$

式中: Re 为雷诺数, μ 为流体的动力粘度。

2.3 边界条件

连续相的边界条件设置如下: 入口采用速度入口 (Velocity-inlet); 出口采用自由出口并且气体流量权重设置为 1。为处理涉及叶片旋转的过程, 采用了多重参考系 (MRF) 模型。MRF 模型的边界条件如图 6 所示, 由叶片最外边缘圈定的区域设定为转动部分, 而叶片最边缘与内壁之间的缝隙设定为静态部分, 这两部分的界面被设置为 Interface 状态。叶片壁面设置为旋转壁面, 跟随流体域转动。壁面设置为光滑壁面, 标准壁面函数。

为模拟液滴在连续相的运动, 使用了离散相模型 (DPM)。连续相的密度设置为初始压力 (101 325 Pa) 时的密度, 离散相 (液滴) 的密度设置为 1000 kg/m^3 (水)。液滴被看作是粒径为 $10 \mu\text{m}$ 、 $20 \mu\text{m}$ 、 $30 \mu\text{m}$ 、 $40 \mu\text{m}$ 、 $50 \mu\text{m}$ 的圆球。如图 7 所示, 64 个雾化喷嘴被简化成一个圆柱面结构的液滴喷射源, 液滴垂直于该圆柱面以 10 m/s 的速度均匀地喷射到连续相中。液滴的体积流量为 1.2 L/s 。除圆筒内壁设置为捕获外, 其它所有的固体壁面和叶片表面都设置为反射, 反弹系数设置为 0.9 以表征液滴与内壁碰撞时的动量损失, 气体出口设置为逃逸。因为是初步的原理性验证, 为简化起见, 模拟方案忽略了液滴的破碎、融合、形态变化等情况, 仅仅讨论球形刚性液滴的捕捉状态。

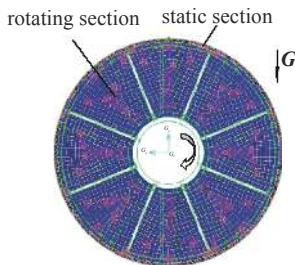


Fig. 6 Schematic diagram of the boundary conditions of MRF model

图 6 MRF 模型的边界条件示意图

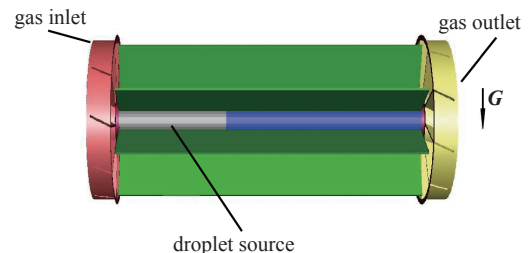


Fig. 7 Schematic diagram of the source of the droplets

图 7 液滴喷射源示意图

2.4 CFD 模拟结果及讨论

转速 3000 rpm 时 TFA-SOG 的切向速度分布如图 8 所示。显然, 切向速度在中心区域非常小 (近似于 0), 而在内壁附近达到约 40 m/s 的最大值 (黄色和绿色区域), 产生一个非常高的、约 $1360g$ ($g=9.8 \text{ m/s}^2$) 的离心加速度。在如此巨大的离心力场下, 地球的重力可以忽略不计, 内壁可以被看作是一个能强烈吸引液滴的虚拟的地面。

液滴一旦在雾化喷嘴产生,就会朝内壁和出口移动。如果一个液滴在到达出口之前就已经降落到内壁那么就是一次成功的气液分离。因此,通过观察液滴的轨迹就可以判断气液分离是否成功。如图9所示,通过使用DPM模型,可计算出液滴的轨迹分布。显然,液滴的粒径越大,它的轨迹就越短。对于10 μm液滴,尚有不少的轨迹延伸到气体出口位置,意味着气液分离是不彻底的;但当粒径增大到50 μm时,则几乎看不到有轨迹延伸到气体出口位置,意味着可以实现一个彻底的气液分离。

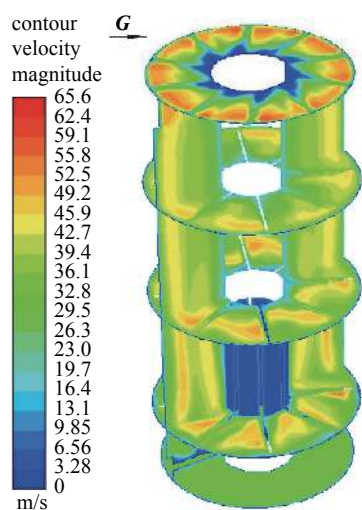


Fig. 8 Tangential velocity distribution, in which the view is 90° anticlockwise rotated relative to the model in Fig. 4

图8 切向速度分布,其中的视图相对于图4逆时针旋转了90°

显然, TFA-SOG的气液分离效率可表示为

$$\eta_d = \frac{N_{\text{trap}}}{N_{\text{total}}} \quad (4)$$

其中, N_{trap} 是被内壁面捕获的液滴数量, N_{total} 是雾化喷嘴产生的液滴总数量。

不同转速(1000 rpm, 2000 rpm, 3000 rpm)下的分离效率如图10所示。可以看出,分离效率随转速和粒径的增加而增加。在气流速度为20 m/s、50 μm粒径和3000 rpm的条件下,分离效率已经达到100%。粒径可控的离心分离的设想从理论上获得了验证。

除了粒径和转速(离心力场)外,分离效率显然还与气流速度有关。这是因为,在压力不变的条件下,气流速度的提高将会增大气流的流量从而使液滴更容易被气流所夹带。把所有的粒径分布都考虑进来以后,模拟的分离效率与气流速度关系如图11所示。可以看出,当气流速度低于15 m/s时,模拟的分离效率都能达到100%,而当气流速度增至20 m/s时,则略微下降到99.8%。虽然是下降,但如此小的降幅(0.2%)也从理论上表明TFA-SOG在气液分离上具有良好的稳定性。

3 实验结果和讨论

下面通过分离效率的测量实验对上述CFD模拟的结果进行验证。该测量实验装置如图1所示。作为一个初步的原理性验证探索研究,在此用水代替了BHP, TFA-SOG在大气压环境下运行,空气压缩机产生的空气气流代替了Cl₂气流。气流流量由管道上的阀门来调节并用下游的流量计来测量。TFA-SOG中的压力保持在1.01×10⁵ Pa附近并且由压力计P₁和P₂进行测量。根据圆筒内的气流横截面积, $\pi(240^2-80^2)/4=40212 \text{ mm}^2$,可估算出在常温常压(1.01×10⁵ Pa, 25 °C)下1 m/s的气流速度对应于高达1.644 mol/s的气流流量;而20 m/s的气流速度相当于32.88 mol/s的气流流量。

需要指出的是,实际产生单重态氧时TFA-SOG都是在远低于1.01×10⁵ Pa的低压条件下工作的。TFA-SOG如果在1.01×10⁵ Pa下能实现彻底的气液分离和稳定工作,那么在低压下由于气流流量及液滴夹带效应大为降低,气液分离和稳定工作应更容易实现。

显然,根据公式(4),分离效率可表示为

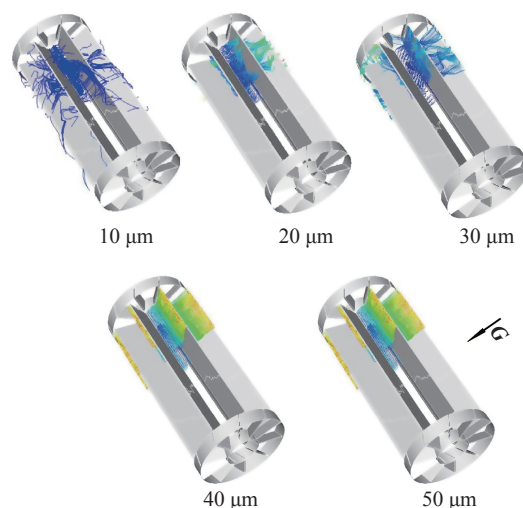


Fig. 9 Droplet trajectory distributions for some sizes of droplet

图9 不同粒径的液滴的轨迹分布

$$\eta_d = 1 - \frac{F_{en}}{F_L} = 1 - \frac{F_{en}\Delta t}{F_L\Delta t} = 1 - \frac{V_{en}(\Delta t)}{F_L\Delta t} \quad (5)$$

式中: F_L 是进入到空心转轴的液体体积流量并由离心泵设定, F_{en} 是被气流夹带到气体出口的体积流量, Δt 是雾化喷嘴的喷射时间, $V_{en}(\Delta t)$ 是在 Δt 这段时间内在气体出口处收集到的液体体积。通过测量 $V_{en}(\Delta t)$ 和 Δt , 就可以测量出气液分离效率。

实验的分离效率与模拟的分离效率的对比如图 11 所示。可以看出, 当气流速度低于 15 m/s 时, 这两者相符合得很好, 并且接近于 100%。然而, 当速度增加到 20 m/s 时, 模拟的分离效率依然维持在一个 99.8% 的高水平上, 但实验的分离效率却急剧下降到 95%。需要指出的是, 这个急剧下降并不是 TAF-SOG 的分离能力下降造成的, 而仅仅是排液受阻的原因引起的。液滴在巨大的离心力场作用下降落到虚拟地面(内壁)以后, 就会聚集在一起形成液体层, 接着在地球重力的吸引下液体层向 BHP 出口流动。地球重力远远小于离心力, 在失去离心力以后液体层就很容易被高速气流所夹带。实验过程中可以观察到: 在高速气流冲击下, 即使在气流出口前另外加一块挡板(参见图 1 的 baffle), 液体层依然缓慢朝气体出口移动并越过挡板进入到出口中。因此, 一个合理的假定就是, 如果没有排液受阻的问题, 在 20 m/s 的气流速度下 TFA-SOG 本应该能达到 99.8% 的模拟的分离效率, 而不是实验的 95%。

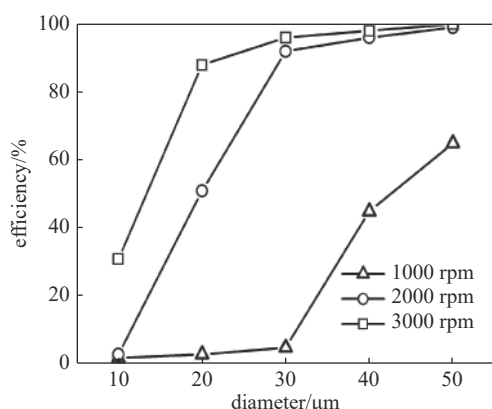


Fig. 10 Dependence of separation efficiencies on rotation speeds and droplet sizes at the gas flow velocity of 20 m/s

图 10 20 m/s 气流速度下分离效率与转速和液滴粒径的关系

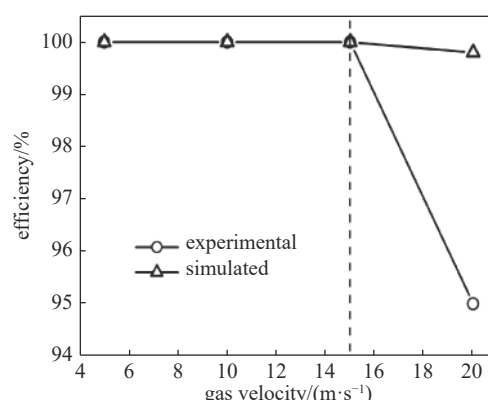


Fig. 11 Dependence of separation efficiency on gas flow velocity at the rotation speed of 3000 rpm

图 11 3000 rpm 转速下分离效率与气流速度的关系

上述 CFD 模拟和初步的实验表明, 在给定工作压力下 TFA-SOG 的分离效率取决于液滴粒径、气流速度和转速(离心力)。显然, 在给定的气流速度和转速(离心力)下当粒径小于某个数值(阈值粒径)时, 该液滴肯定会被气流所夹带而不能被离心力所分离。然而, 众所周知, 一方面, 对于 SOG 而言气流速度向下调节的空间是非常有限的, 因为 SOG 需要高气流速度来缩短气体的停留时间以减小单重态氧的猝灭损失; 另一方面, 受限于目前的机械技术, 转速也不可能无限制的提高。因此, 控制液滴的粒径就成为解决气液分离的唯一途径。

在低气流速度 (≤ 15 m/s) 条件下, 粒径可控离心分离的设想通过 CFD 模拟和实验都已经得到验证, 分离效率近乎 100%。但在高气流速度 (20 m/s) 条件下, 100% 的气液分离效率目标并未获实现, 模拟的分离效率仅达到 99.8%, 而实验的分离效率因排液受阻则大幅降至约 95%。之所以 100% 的气液分离无法实现, 是因为液滴粒径尚未能达到完全可控, 即虽然 50 μm 以上的液滴能被完全分离, 但依然存在小于 50 μm 的液滴(约占总液滴体积的 0.5%)因太小而不能在目前的 TAF-SOG 条件下实现完全分离, 从而导致占体积 0.2% 的液滴分离失败。因此, TFA-SOG 中气液分离的关键就是尽可能消除液滴在小粒径上的分布。这是因为, 在一个给定的离心力场和风速条件, 存在阈值粒径, 当液滴小于阈值粒径时, 该液滴肯定会被气流所夹带而不能被离心力所分离; 只有当液滴大于粒径阈值时, 才可以实现彻底的分离。

4 结 论

本文在一台 TFA-SOG 上对粒径可控离心分离的设想进行了理论模拟和实验验证的初步研究, 研究结果证明粒径可控离心分离的设想是可行的, 而实现该设想的关键就是雾化喷嘴能够可控地仅产生阈值粒径之上的液滴, 或者所产生的液滴中阈值粒径之下的分布可以忽略不计。因此, 粒径可控的雾化技术将是 TFA-SOG 发展的一个重要方向。下一步, 我们将详细研究雾化喷嘴的形状、口径和结构以及驱动压力等因素对液滴粒径的影响, 改进雾化喷嘴使液滴粒径可控达到要求, 并在反应产生单重态氧的真实环境中进行气液分离测试。

参考文献：

- [1] 庄琦, 桑凤亭, 周大正. 短波长化学激光[M]. 北京: 国防工业出版社, 1997. (Zhuang Qi, Sang Fengting, Zhou Dazheng. Short wavelength chemical laser[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1997)
- [2] McDermott W E, Pchelkin N R, Benard D J, et al. An electronic transition chemical laser[J]. *Applied Physics Letters*, 1978, 32(8): 469-470.
- [3] 李富岭, 刘万发, 陈方, 等. 转板式单重态氧发生器的实验研究[J]. 强激光与粒子束, 1997, 9(2): 249-252. (Li Fuling, Liu Wanfa, Chen Fang, et al. Experimental study of rotating disk type SOG and determination of optimum working pressure[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 1997, 9(2): 249-252)
- [4] 桑凤亭, 陈方, 杨柏岭, 等. 超音速氧碘化学激光实验研究[J]. 强激光与粒子束, 1996, 8(2): 274-278. (Sang Fengting, Chen Fang, Yang Bailing, et al. Experimental investigation on supersonic coil[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 1996, 8(2): 274-278)
- [5] 刘万发, 陈方, 徐文刚, 等. 列管型射流式 $O_2(^1\Delta)$ 发生器的COIL出光研究[J]. 强激光与粒子束, 2000, 12(s0): 15-18. (Liu Wanfa, Chen Fang, Xu Wengang, et al. Experimental investigation for a COIL with pipe-array jet-type $O_2(^1\Delta)$ generator[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2000, 12(s0): 15-18)
- [6] 王景龙, 陈文武, 蔡龙, 等. 均匀液滴氧发生器液流破断的线性分析[J]. 强激光与粒子束, 2006, 18(6): 935-938. (Wang Jinglong, Chen Wenwu, Cai Long, et al. Linear capillary breakup of a liquid jet in the uniform droplet singlet oxygen generator[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2006, 18(6): 935-938)
- [7] Chen Wenwu, Jin Yuqi, Sang Fengting, et al. Research on uniform-droplet singlet-oxygen generator[J]. *Japanese Journal of Applied Physics*, 2009, 48: 116504.
- [8] Adamenkov A A, Vyskubenko B A, Gerasimenko N N, et al. High pressure COIL problem[C]//Proceedings of SPIE 2767, Fourth International Workshop on Iodine Lasers and Applications. 1996: 209-215.
- [9] Adamenkov A A, Vyskubenko B A, Gerasimenko N N, et al. Oxygen-iodine laser capacity at the elevated pressure[C]//Proceedings of SPIE 3092, XI International Symposium on Gas Flow and Chemical Lasers and High-Power Laser Conference. 1997: 581-584.
- [10] Krukovsky I M, Adamenkov A A, Vyskubenko B A, et al. Investigation of the singlet oxygen generator with the twisted flow[C]//Proceedings of SPIE 3931, Gas, Chemical, and Electrical Lasers and Intense Beam Control and Applications. 2000: 99-108.
- [11] Špalek O, Hrubý J, Jirásek V, et al. Advanced spray generator of singlet oxygen[C]//Proceedings of SPIE 6346, XVI International Symposium on Gas Flow, Chemical Lasers, and High-Power Lasers. 2007: 63460C.
- [12] Špalek O, Jirásek V, Čenský M, et al. Spray generator of singlet oxygen with a centrifugal separation of liquid[C]//Proceedings of SPIE 7131, XVII International Symposium on Gas Flow, Chemical Lasers, and High-Power Lasers. 2009: 71310H.
- [13] Špalek O, Hrubý J, Čenský M, et al. Centrifugal spray generator of singlet oxygen for a chemical oxygen-iodine laser[J]. *Applied Physics B*, 2010, 100(4): 793-802.
- [14] Patankar S V. Numerical heat transfer and fluid flow[M]. New York: McGraw-Hill, 1980.