



缓冲气体对循环流动铯蒸汽激光器气体温度分布和输出特性的影响

万浩华 何洋 季艳慧 陈飞

Effect of buffer gas on gas temperature distribution and output characteristics of flowing-gas circulation cesium vapor laser

Wan Haohua, He Yang, Ji Yanhui, Chen Fei

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.3788/IRLA20211105>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

高功率循环流动型半导体泵浦碱金属蒸汽激光器研究进展 (特邀)

Research progress on the high power flowing-gas circulation diode-pumped alkali vapor laser (*Invited*)

红外与激光工程. 2020, 49(12): 20201080 <https://doi.org/10.3788/IRLA20201080>

高单脉冲能量被动调Q锁模Tm, Ho: LLF激光器

High single pulse energy passively Q-switched mode-locked Tm, Ho: LLF laser

红外与激光工程. 2021, 50(8): 20210349 <https://doi.org/10.3788/IRLA20210349>

光学端面泵浦碱金属铷蒸汽激光器获得693 W峰值功率输出

Optically end-pumped rubidium-vapor laser with 693 W output peak-power

红外与激光工程. 2020, 49(S1): 20200114 <https://doi.org/10.3788/IRLA20200114>

受激布里渊散射相位共轭镜在高功率纳秒激光器中的应用进展

Application progress of the stimulated Brillouin scattering phase conjugate mirror in high power nanosecond lasers

红外与激光工程. 2021, 50(5): 20211024 <https://doi.org/10.3788/IRLA20211024>

基于TDLAS测量HBr化学激光器气体温度

Measurements of gas temperature in HBr chemical lasers by TDLAS technique

红外与激光工程. 2019, 48(8): 805011 <https://doi.org/10.3788/IRLA201948.0805011>

用于红外气体检测的高稳定性DFB激光器驱动电源

High stability DFB laser driving power supply utilized in infrared gas detection

红外与激光工程. 2018, 47(5): 505004 <https://doi.org/10.3788/IRLA201847.0505004>

缓冲气体对循环流动铯蒸汽激光器气体温度分布和输出特性的影响

万浩华^{1,2}, 何洋¹, 季艳慧^{1,2}, 陈飞¹

(1. 中国科学院长春光学精密机械与物理研究所 激光与物质相互作用
国家重点实验室, 吉林 长春 130033;
2. 中国科学院大学, 北京 100049)

摘要: 为研究缓冲气体对循环流动半导体泵浦碱金属蒸汽激光器 (DPAL) 气体温度三维分布和输出性能的影响, 将光束传播方程引入循环流动 DPAL 理论模型, 仿真分析了高功率泵浦情况下缓冲气体配比和压强对端面泵浦横向流动铯蒸汽激光器 (Cs-DPAL) 输出性能的影响, 获得了蒸汽池内工作气体温度的三维分布和对应的输出功率。结果表明, 使用纯烷烃作为缓冲气体时, 相比于 CH_4 , 相同压强的 C_2H_6 对应的蒸汽池内温度更低, 激光输出功率更高; 使用烷烃气体和惰性气体的混合物作为缓冲气体时, 若烷烃的压强较低, 加入适量的 He 或 Ar 可降低蒸汽池内温度并提升激光输出功率。

关键词: 碱金属蒸汽激光器; 气体循环流动; 高功率激光器

中图分类号: TN248 文献标志码: A DOI: 10.3788/IRLA20211105

Effect of buffer gas on gas temperature distribution and output characteristics of flowing-gas circulation cesium vapor laser

Wan Haohua^{1,2}, He Yang¹, Ji Yanhui^{1,2}, Chen Fei¹

(1. State Key Laboratory of Laser Interaction with Matter, Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics,
Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, China;
2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

Abstract: To study the effect of buffer gas on the three-dimensional gas temperature distribution and output performance of flowing-gas circulation diode-pumped alkali vapor laser (DPAL), the beam propagation equation is introduced into the theoretical model of flowing-gas circulation DPAL in this paper. The effects of the composition and pressure of the buffer gas on the output performance of the end-pumped transverse flow cesium vapor laser are simulated and analyzed. The three-dimensional distribution of work temperature and output power are obtained. The results show that when using pure alkanes as buffer gas, the temperature in the vapor cell corresponding to ethane is lower than methane with same pressure, and the laser output power is higher. When the mixture of alkane gas and inert gas is used as a buffer gas, if the pressure of alkane is low, adding an appropriate amount of He or Ar can reduce the temperature in the vapor cell and increase the laser output power.

Key words: DPAL; flowing-gas circulation; high power laser

收稿日期: 2021-12-23; 修订日期: 2022-01-04

基金项目: 国家重点研发计划 (2018 YFE0203201); 国家自然科学基金 (62005274, 61975203); 激光与物质相互作用国家重点实验室自主基础研究课题 (SKLLIM2012)

作者简介: 万浩华, 男, 硕士生, 主要从事碱金属蒸汽激光器方面的研究。

导师简介: 陈飞, 男, 研究员, 博士生导师, 博士, 主要从事高功率激光器及其应用方面的研究。

0 引言

半导体泵浦碱金属蒸汽激光器 (DPAL) 由半导体激光泵浦钾 (K)、铷 (Rb) 和铯 (Cs) 等碱金属蒸汽以实现近红外激光输出^[1]。它具有量子效率高、吸收截面大、气体介质折射率扰动小、热管理便捷和可定标放大等优点,与传统固体激光器相比,DPAL 可通过碱金属蒸汽的循环流动来降低热效应,散热性能好,具有高功率、高效率、高光束质量激光输出的优势。

DPAL 作为三能级激光系统,需要加入缓冲气体来加速碱金属原子精细结构能级之间的快速弛豫,因此要求缓冲气体分子的转动能量接近碱金属原子精细结构能级之间能量差。对于 K 和 Rb 蒸汽激光器,使用惰性气体 (He、Ar 等) 和烷烃气体 (CH₄、C₂H₆ 等) 均能满足上述要求,但是考虑到高温下烷烃气体会与碱金属蒸汽发生反应,因此目前实验中大多使用惰性气体 (主要为 He) 作为缓冲气体^[2-4];对于 Cs 蒸汽激光器 (Cs-DPAL),烷烃气体的转动能量与 Cs 原子精细结构能级之间能量差较为接近,而惰性气体的转动能量则相差较多,只使用惰性气体作为缓冲气体无法实现 Cs 原子精细结构能级之间的快速弛豫,因此必须使用烷烃气体作为缓冲气体^[3],而烷烃气体和惰性气体均可以对 Cs 原子的吸收谱进行展宽,因此均可使用纯烷烃气体或者烷烃气体和惰性气体的混合物作为 Cs-DPAL 的缓冲气体。

2012 年,俄罗斯联邦核子中心使用 He 和 CH₄ 作为缓冲气体,首次实现了千瓦量级循环流动 Cs 蒸汽激光输出,光光转换效率高达 48%^[5]。2016 年,美国空军学院 Knize 等人使用烷烃气体和烷烃与惰性气体的混合物进行了对比实验,发现烷烃气体压强大于 200 torr (1 torr≈133.322 Pa) 且总缓冲气体压强大于 300 torr 时,使用纯 CH₄、纯 C₂H₆ 或 C₂H₆ 和 He 的混合物作为缓冲气体对循环流动 Cs-DPAL 输出影响差异不大^[6]。2017 年,日本东海大学 Yamamoto 等人分别使用 He 和 Ar 与烷烃气体混合作为缓冲气体进行循环流动 Cs-DPAL 实验,发现在泵浦功率为 13 W 的条件下,气体流速小于 0.5 m/s 时,相比于 Ar、He 作为缓冲气体,DPAL 输出功率明显更高;在气体流速大于 6 m/s 时,二者对输出的贡献无明显差异^[7]。2018 年,以色列古里安大学 Yacoby 等人使用 He 和 CH₄ 作为

缓冲气体进行了连续波循环流动 Cs-DPAL 实验,在泵浦功率为 65 W 时获得了 24 W 的最大连续激光输出,斜效率达到 48%^[8]。

目前,上述理论和实验研究均未考虑缓冲气体对高功率循环流动 Cs-DPAL 气体温度三维分布的影响,蒸汽池内的气体温度分布是影响激光器性能的关键指标,过高的气体温度和温度梯度会导致严重的热效应。因此,文中将在理论上分析缓冲气体成分和气体压强对高功率循环流动 Cs-DPAL 气体温度三维分布的影响,进而分析缓冲气体对激光输出性能的影响。考虑到激光能量分布也会对气体温度分布产生影响,文中首先在速率方程、流体力学方程与热平衡方程基础上,首次将光束传播方程引入循环流动 Cs-DPAL 理论模型,分析高功率泵浦情况下,纯烷烃气体 (CH₄ 和 C₂H₆) 和烷烃与惰性气体 (He 和 Ar) 的混合气对循环流动 Cs-DPAL 蒸汽池内气体温度三维分布和输出特性的影响,并获得了缓冲气体的最佳成分配比和压强,为高功率循环流动 Cs-DPAL 实验中缓冲气体的选取提供理论指导。

1 理论模型

图 1 为 Cs 原子的能级跃迁图,其中, D2 线表示 Cs 原子吸收泵浦光子后由基态 6²S_{1/2} 跃迁至泵浦上能级 6²P_{3/2} 的过程;Cs 原子再通过无辐射弛豫跃迁至激光上能级 6²P_{1/2},该过程即为精细结构能级间的弛豫过程;D1 线表示 Cs 原子从激光上能级 6²P_{1/2} 回到基态能级 6²S_{1/2} 并辐射出激光光子的过程。其他的动力学过程还包括碱金属原子的自发辐射和电子态淬灭过程,相较于自发辐射,电子态淬灭对激光系统的影响可忽略不计^[9]。

忽略蒸汽池内碱金属原子与烷烃气体发生反应

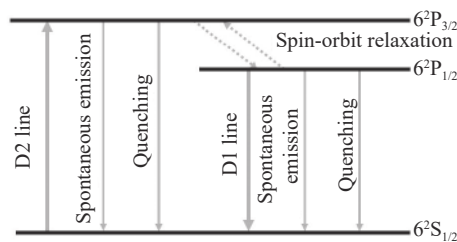


图 1 Cs 原子能级跃迁图

Fig.1 Diagram of cesium atomic energy level transition

和向高能级跃迁, DPAL 的速率方程可以用以下方程表示:

$$\begin{aligned} \frac{dn_3}{dt} &= \frac{\sigma_p \left(n_1 - \frac{1}{2} n_3 \right) I_p}{h\nu_p} - \gamma_{32} \left(n_3 - 2n_2 \exp \left(-\frac{\Delta E}{k_B T} \right) \right) - \frac{n_3}{\tau_3} \\ \frac{dn_1}{dt} &= -\frac{\sigma_p \left(n_1 - \frac{1}{2} n_3 \right) I_p}{h\nu_p} + \frac{\sigma_l (n_2 - n_1) I_l}{h\nu_l} + \frac{n_3}{\tau_3} + \frac{n_2}{\tau_2} \\ n_0(T) &= n_1(T) + n_2(T) + n_3(T) \end{aligned} \quad (1)$$

式中: n_1 、 n_2 、 n_3 分别表示蒸汽池内温度为 T 时基态能级 $6^2S_{1/2}$ 、激光上能级 $6^2P_{1/2}$ 、泵浦上能级 $6^2P_{3/2}$ 的粒子数浓度; n_0 为蒸汽池内温度为 T 时对应的总粒子数浓度, 假设腔壁处温度为 T_w , 总粒子数浓度为 n_w , 则有:

$$n_0 = n_w \frac{T_w}{T} \quad (2)$$

I_p 和 I_l 分别为泵浦和激光光强; ν_p 和 ν_l 分别为泵浦和激光频率; σ_p 和 σ_l 分别表示泵浦吸收截面和激光发射截面; γ_{32} 为精细结构 $6^2P_{3/2} \sim 6^2P_{1/2}$ 的弛豫速率; ΔE 为精细结构 $6^2P_{3/2}$ 和 $6^2P_{1/2}$ 之间能级差; k_B 为玻耳兹曼常数; T 为蒸汽池内碱金属蒸汽温度。

在稳态情况下, 公式 (1) 微分项均为零, 给定一个泵浦和激光光强即可求得各能级粒子数浓度。求得粒子数浓度之后, 可通过公式 (3) 求得腔内泵浦吸收系数和激光增益系数:

$$\begin{aligned} g_p(x, y, z) &= \sigma_p \left[n_1(x, y, z) - \frac{1}{2} n_3(x, y, z) \right] \\ g_l(x, y, z) &= \sigma_l [n_2(x, y, z) - n_1(x, y, z)] \end{aligned} \quad (3)$$

通过光束传播方程来求解蒸汽池中被吸收的泵浦光振幅 A_p [10]:

$$\begin{aligned} 2ik_0 \frac{\partial A_p(x, y, z)}{\partial z} &= \frac{\partial^2 A_p(x, y, z)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_p(x, y, z)}{\partial y^2} - \\ &ik_0^2 \frac{1}{k_0} g_p(x, y, z) A_p(x, y, z) \end{aligned} \quad (4)$$

蒸汽池中传播的激光振幅 A_l 可表示为:

$$\begin{aligned} 2ik_0 \frac{\partial A_l(x, y, z)}{\partial z} &= \frac{\partial^2 A_l(x, y, z)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_l(x, y, z)}{\partial y^2} + \\ &ik_0^2 \frac{1}{k_0} g_l(x, y, z) A_l(x, y, z) \end{aligned} \quad (5)$$

自由空间光路中传播的激光振幅可表示为:

$$2ik_0 \frac{\partial A_l(x, y, z)}{\partial z} = \frac{\partial^2 A_l(x, y, z)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_l(x, y, z)}{\partial y^2} \quad (6)$$

式中: k_0 为真空中光的波数; x 和 y 为振荡激光横截面

坐标; z 为激光振荡方向坐标, 通过求解泵浦和激光振幅, 即可得到输出激光光强。

DPAL 稳定工作时产生的废热可表示为 [11-12]:

$$\begin{aligned} P_{waste} &= \iiint_{V_l} \{ \gamma_{32} [n_3 - 2n_2 \exp(-\Delta E/k_B T)] \Delta E + \\ &h\nu(Q_{21} + Q_{31}) + R_{rec} E_i \} dx dy dz \end{aligned} \quad (7)$$

式中: V_l 为激光的模体积; R_{rec} 为离子复合速率; E_i 为电离能。公式 (7) 右侧第 1 项对应 $6^2P_{3/2}$ 能级弛豫至 $6^2P_{1/2}$ 能级所产生的废热, 第 2 项对应 $6^2P_{1/2}$ 能级和 $6^2P_{3/2}$ 能级无辐射跃迁至基态所产生的废热, 第 3 项对应离子复合过程所产生的废热。由于 $6^2D_{5/2,3/2}$ 能级和 $8^2S_{1/2}$ 能级至基态的无辐射跃迁所产生的废热极小, 因此计算中忽略该部分对废热的影响。

工作气体流动时的散热量可表示为 [12]:

$$R_{heat} = \frac{2\omega_l L u N_w}{Na} \int_{T_w}^T C_p(T') dT' + 2\pi\omega_l k(T) N_u (T - T_w) \quad (8)$$

式中: N_w 为管壁附近碱金属蒸汽与缓冲气体的总粒子数密度; N_u 为努塞尔数; $C_p(T)$ 和 $k(T)$ 分别为总缓冲气体的摩尔热容和热导率。

当激光器系统达到热平衡状态时, 蒸汽池内的产热量等于散热量:

$$P_{waste} = R_{heat} \quad (9)$$

将公式 (7) 和 (8) 代入上式, 即可求得稳态下碱金属蒸汽池内的温度分布。

假设碱金属蒸汽池中的初始激光光强为 0, 碱金属蒸汽池内气体初始温度分布均匀, 泵浦光初始振幅 A_p 和蒸汽池内气体初始温度已知。对于本循环流动 Cs-DPAL 理论模型, 具体数值计算过程如下:

- (1) 通过求解速率方程得到碱金属原子粒子数浓度的三维分布, 再求解泵浦和激光增益系数, 通过光束传播方程得到泵浦光与激光的三维分布。
- (2) 通过流体力学与热平衡求得温度的三维分布。
- (3) 将求得的这三者的值代替给定的初值, 不断重复上述计算过程。
- (4) 计算至三者均趋于稳定, 得到泵浦光振幅、激光振幅和腔内气体温度的三维分布。

2 结果分析

由于横向流动时气体的散热效果较好, 输出功率

较高^[13], 因此对横向流动 Cs-DPAL 进行仿真分析。

图 2 为端面泵浦横向流动 Cs-DPAL 示意图, 泵浦源为波长 852 nm 的光纤耦合 LD, 光纤数值孔径为 0.22, 纤芯半径为 200 μm。泵浦光从光纤输出后通过聚焦镜 M1 进行准直, 再通过 M2 聚焦进入 Cs 蒸汽池端面, M1 和 M2 均镀 852 nm 波段高透膜。Cs 蒸汽池内含有金属 Cs 和缓冲气体, 循环时 Cs 蒸汽与缓冲气体混合在蒸汽池内垂直于光轴方向流动, 蒸汽池长度为 2 cm, 蒸汽池两端窗口镜半径均为 1 cm, 均对 852 nm 和 895 nm 波段高透。温控炉控制 Cs 蒸汽池

侧壁的工作温度为 373 K。M3 为平面二色镜, 对 852 nm 波段高透, 895 nm 波段高反, M4 为平面输出镜, 对 895 nm 波段反射率 50%。具体仿真参数如表 1 所示。

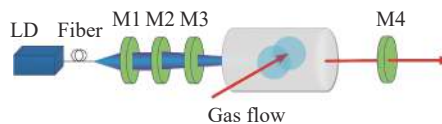


图 2 半导体端面泵浦横向流动 Cs-DPAL 示意图

Fig.2 Schematic of diode end-pumped transverse flow Cs-DPAL

表 1 循环流动 Cs-DPAL 仿真参数

Tab.1 Parameters of gas flowing diode pumped cesium laser

Parameters	Value	Parameters	Value
Central wavelength of pump light/nm	852.3	Waist radius of pump light/mm	1
Pump light linewidth/GHz	70	Pump light transmittance of M1 and M2	100%
Pump light transmittance of M3	99%	Laser reflectivity of M4	50%
Distance between waist of pump light and central of vapor cell/mm	0	Sidewall temperature of vapor cell/°C	100
Distance between vapor cell and M3/mm	50	Distance between vapor cell and M4/mm	50
Gain length of vapor cell/mm	20	Velocity of flowing gas/m·s ⁻¹	20

文中选择了两种烷烃气体 (CH₄ 和 C₂H₆) 和两种惰性气体 (He 和 Ar) 作为缓冲气体进行仿真研究。表 2 给出了在压强为 1000 torr、温度为 450 K 时上述缓冲气体的摩尔热容、热导率和粘滞系数^[14-18]。

表 2 缓冲气体的摩尔热容、热导率和粘滞系数

Tab.2 Molar heat capacity, thermal conductivity and viscosity of buffer gases

Buffer gases	Molar heat capacity/J·mol ⁻¹ ·K ⁻¹	Thermal conductivity/W·m ⁻¹ ·K ⁻¹	Viscosity/Pa·s ⁻¹
Ethane	72.027	4.464×10 ⁻²	1.353×10 ⁻⁵
Methane	43.550	5.906×10 ⁻²	1.566×10 ⁻⁵
Helium	20.785	2.066×10 ⁻¹	2.636×10 ⁻⁵
Argon	20.810	2.451×10 ⁻²	3.138×10 ⁻⁵

2.1 纯烷烃气体

首先使用纯 CH₄ 和 C₂H₆ 作为缓冲气体对 Cs-DPAL 气体温度分布和激光输出特性进行研究, 图 3 给出了 1 kW 泵浦情况下, 使用纯 CH₄ 和纯 C₂H₆ 作为缓冲气体时, 蒸汽池内温度三维分布与缓

冲气体压强之间的关系, 气体流速为 20 m/s。蒸汽池左端为泵浦光输入窗口, 右端为激光输出窗口。可见, 由于激光在蒸汽池中心振荡, 因此蒸汽池内中心处气体温度最高, 且温度从中心至池壁不断降低。同时, 蒸汽池左侧中心处气体温度最高, 这是由于泵浦光从左侧注入, Cs 蒸汽吸收的泵浦光功率最高。在 CH₄ 和 C₂H₆ 均为 400 torr 时, 蒸汽池内最高温度分别为左侧输入窗口中心处的 655.3 K 和 694.4 K。当压强升至 700 torr 和 1000 torr 时, CH₄ 对应的蒸汽池内最高温度分别为 596.4 K 和 540.5 K, C₂H₆ 对应的蒸汽池内最高温度分别为 557.8 K 和 506.1 K。对比可知, 相同压强下, C₂H₆ 对应的气体温度要低于 CH₄, 这是因为 C₂H₆ 作用于 Cs 原子的弛豫截面大于 CH₄, 导致相同情况下精细结构弛豫速率更高, 泵浦光转换效率更高, 热量沉积更少。此外, 随着缓冲气体压强的增加, 腔内温度随之下降。这是因为在压强较低时, 精细结构自旋轨道弛豫速率较小, 泵浦吸收系数和激光增益系数均较低, 大量泵浦光无法转换为激光输出而转化为热量沉积在蒸汽池内, 导致腔内温度较高; 随

着压强的增加, 泵浦光转换效率不断提升, 蒸汽池内废热量减少, 温度随之降低。

图 4 给出了使用纯 CH_4 和纯 C_2H_6 作为缓冲气体时, 在 1 kW 泵浦下, 蒸汽池内气体最高温度和输出激光功率随缓冲气体的压强变化图。可以看出, 当气体压强低于 1 500 torr 时, 气体温度越低, 对应激光的输出功率越高, 在同一压强下, 相比于 CH_4 , C_2H_6 作为缓冲气体, 激光输出功率要更高。在 C_2H_6 和 CH_4 的压

强超过 1 000 torr 之后, 精细结构能级自旋轨道弛豫逐渐趋向饱和, 气体温度降低的速度放慢, 激光输出功率的增速也减缓, 当 CH_4 和 C_2H_6 的压强为 1 700 torr 和 1 500 torr 时, 对应最高激光输出功率分别为 397.4 W 和 542.1 W; 当气体压强继续升高时, 激光输出功率不再受自旋轨道弛豫速率影响, 而缓冲气体的相关热系数 (摩尔热容、热导率、粘滞系数) 受压强的影响较小, 蒸汽池内温度趋向稳定, 激光输出功率甚至出现

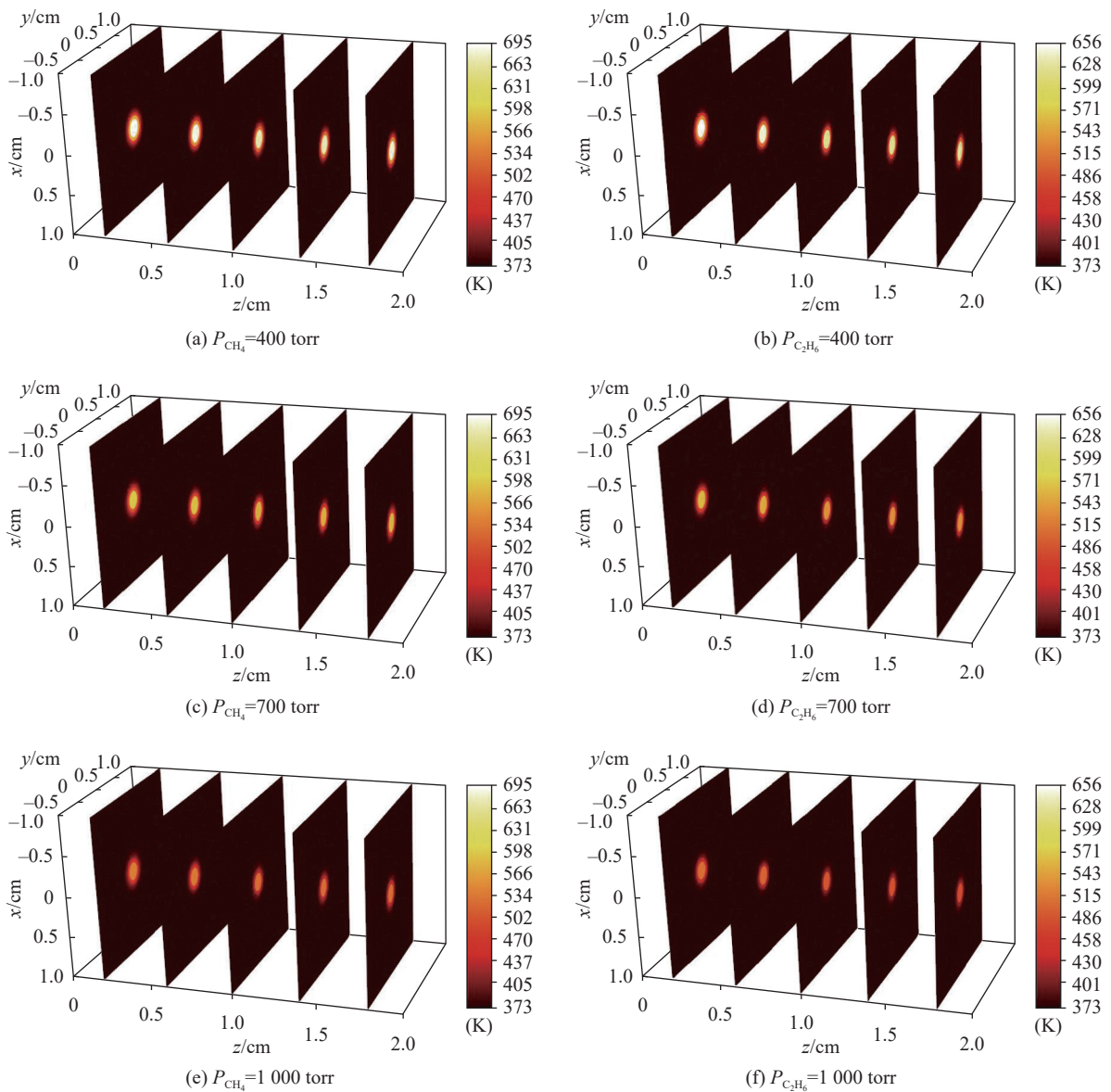


图 3 蒸汽池内温度分布与缓冲气体压强之间的关系。(a)、(c)、(e) 对应 CH_4 压强分别为 400 torr、700 torr 和 1 000 torr; (b)、(d)、(f) 对应 C_2H_6 压强分别为 400 torr、700 torr 和 1 000 torr

Fig.3 Relationship between temperature distribution and buffer gas pressure in vapor cell. (a), (c) and (e) correspond to 400 torr, 700 torr and 1 000 torr methane pressures, respectively; (b), (d) and (f) correspond to 400 torr, 700 torr and 1 000 torr ethane pressures, respectively

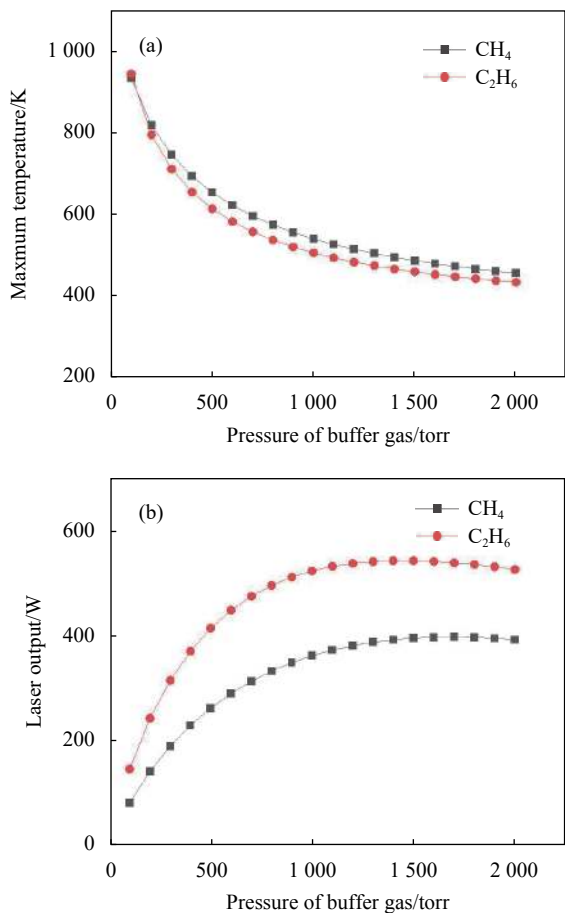


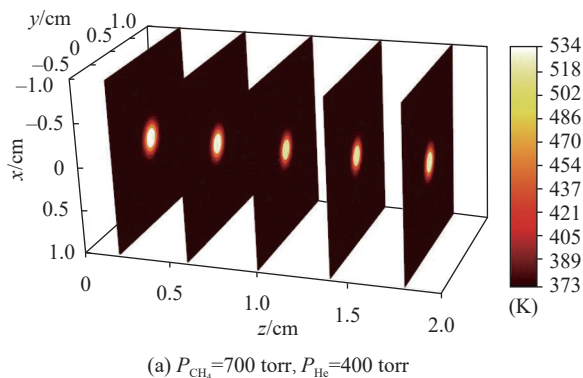
图 4 (a) 蒸汽池内最高温度随缓冲气体压强变化曲线; (b) 输出激光功率随缓冲气体压强变化曲线

Fig.4 (a) Curves of the maximum temperature in vapor cell versus buffer gas pressure; (b) Curves of output laser power versus buffer gas pressure

下降, 因此, 烷烃类气体压强不能过高。

2.2 混合气体

图 5 所示为 1 kW 泵浦下使用烷烃 (CH₄ 或 C₂H₆) 和惰性气体 (He 或 Ar) 的混合气体作为缓冲气体, 蒸汽池内温度三维分布与缓冲气体压强之间的关系, 其

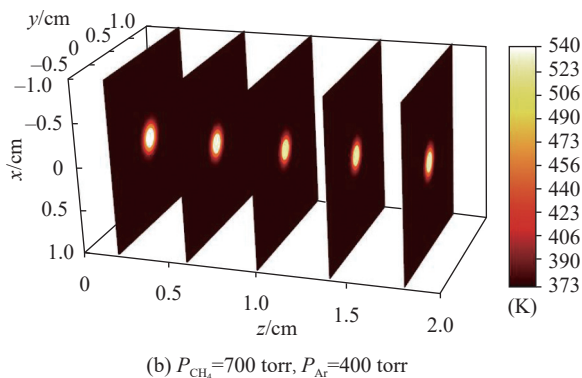


(a) $P_{CH_4}=700$ torr, $P_{He}=400$ torr

中烷烃的压强保持在 700 torr, 惰性气体的压强分别为 400 torr、700 torr。当混合气体中 C₂H₆ 的压强为 700 torr 时, 400 torr He 和 Ar 对应蒸汽池内最高温度分别为 515.7 K 和 520.7 K, 700 torr He 和 Ar 对应蒸汽池内最高温度分别为 492.1 K 和 498.7 K; 当混合气体中 CH₄ 的压强为 700 torr 时, 400 torr He 和 Ar 对应蒸汽池内最高温度分别为 533.6 K 和 539.4 K, 700 torr He 和 Ar 对应蒸汽池内最高温度分别为 501.2 K 和 508.1 K。可见, 在同一烷烃的作用下, 相同压强的 He 和 Ar 对应蒸汽池内温度非常接近, 这是因为 He 和 Ar 的碰撞展宽系数和摩尔热容等物理特性非常接近。而在惰性气体的成分和压强相同时, CH₄ 对应的蒸汽池内最高温度要高于 C₂H₆。

图 6 为 6 种缓冲气体对应蒸汽池内最高温度随气体总压强变化的曲线, 其中图 (a) 和 (b) 中烷烃气体的压强分别为 400 torr 和 700 torr。可见, 对于这 6 种缓冲气体, 蒸汽池内温度都随压强的增加不断降低, 但是降低的速度逐渐放缓, 温度逐渐趋向稳定。对于烷烃气体和 He 组成的混合气体, 当气体总压强固定为 1200 torr 时, 400 torr C₂H₆ 和 CH₄ 对应的蒸汽池内最高温度分别为 514.8 K 和 521.0 K, 700 torr C₂H₆ 和 CH₄ 对应的蒸汽池内最高温度分别为 507.2 K 和 521.6 K, 对比可知, 在总压强相同时, 混合气体中 C₂H₆ 压强越高, 蒸汽池内温度就越低, 而 CH₄ 对蒸汽池内温度的降低效果则与惰性气体相差不多。因此, 相比于其他缓冲气体, 使用纯 C₂H₆ 作为缓冲气体对蒸汽池内温度降低效果最明显。

图 7 中的曲线分别表示在烷烃 (CH₄ 和 C₂H₆) 压强为 200 torr、400 torr 和 700 torr 时, 输出激光功率随 He 或 Ar 的压强变化关系。在混合气体中, C₂H₆ 的压



(b) $P_{CH_4}=700$ torr, $P_{Ar}=400$ torr

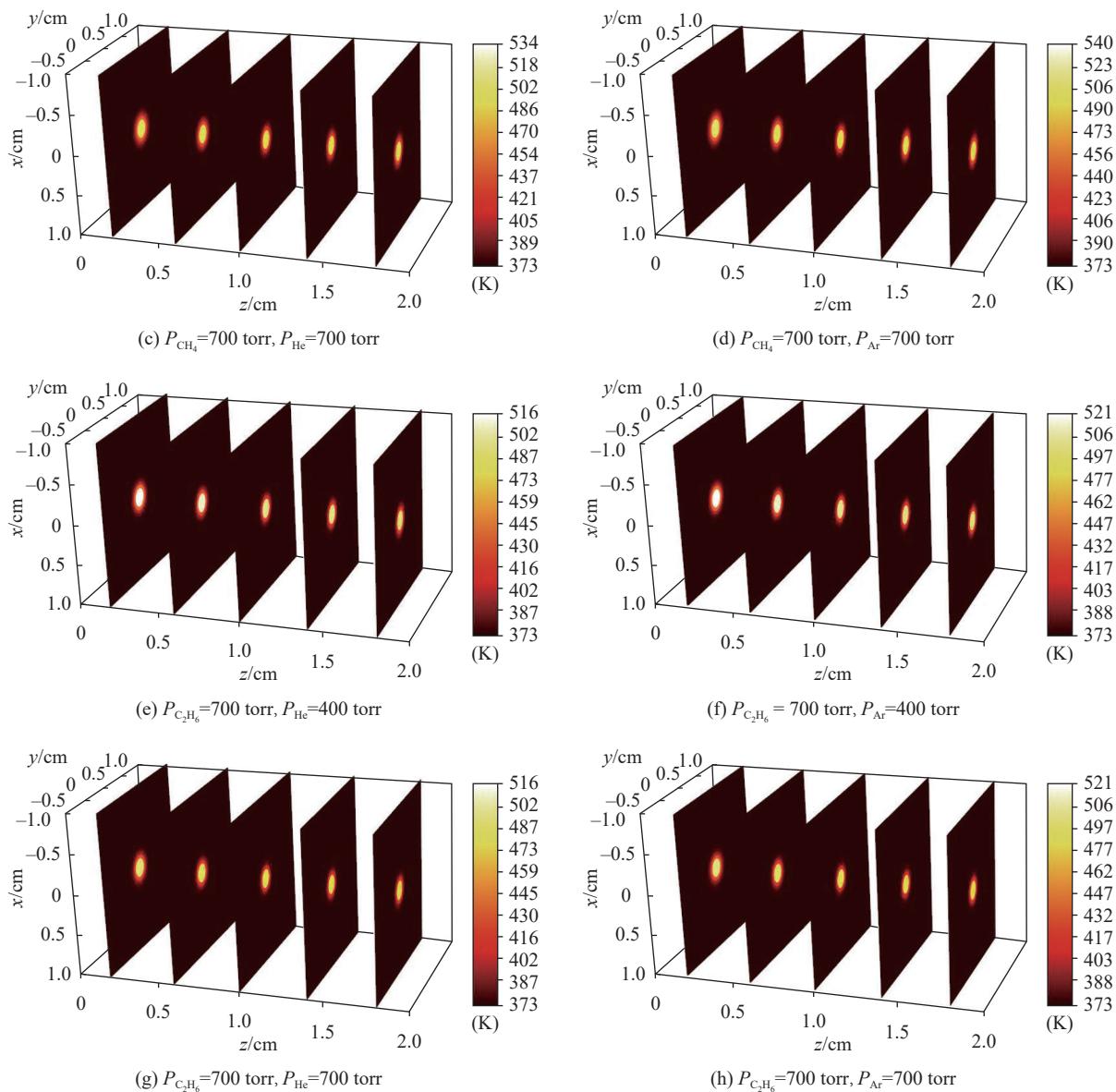


图 5 使用混合气体作为缓冲气体时, 蒸汽池内温度分布与缓冲气体压强之间的关系。(a) CH₄ 700 torr, He 400 torr; (b) CH₄ 700 torr, Ar 400 torr; (c) CH₄ 700 torr, He 700 torr; (d) CH₄ 700 torr, Ar 700 torr; (e) C₂H₆ 700 torr, He 400 torr; (f) C₂H₆ 700 torr, Ar 400 torr; (g) C₂H₆ 700 torr, He 700 torr; (h) C₂H₆ 700 torr, Ar 700 torr

Fig.5 Relationship between temperature distribution and buffer gas pressure in vapor cell using mixed gas as buffer gas. (a) 700 torr methane and 400 torr helium; (b) 700 torr methane and 400 torr argon; (c) 700 torr methane and 700 torr helium; (d) 700 torr methane and 700 torr argon; (e) 700 torr ethane and 400 torr helium; (f) 700 torr ethane and 400 torr argon; (g) 700 torr ethane and 700 torr helium; (g) 700 torr ethane and 700 torr argon

强为 700 torr 时, 500 torr 的 He 和 Ar 对应的激光输出分别为 460.3 W 和 467.6 W; CH₄ 压强为 700 torr 时, 500 torr 的 He 和 Ar 对应的激光输出分别为 313.5 W 和 318.9 W。对比 He 和 Ar 对激光输出功率的影响不难发现, 由于二者具有非常相近的物理性质, 相同情况下对应蒸汽池内温度也十分接近, 因此输出激光功

率也十分接近。在混合气体中 CH₄ 压强为 200 torr 时, 100 torr 和 500 torr He 对应激光输出功率分别为 150.3 W 和 166.3 W; 在混合气体中 C₂H₆ 压强为 200 torr 时, 100 torr 和 500 torr He 对应激光输出功率分别为 250.8 W 和 268.4 W。可见, 在烷烃压强较低时, Cs 原子精细结构弛豫速率较低, 适当增加惰性

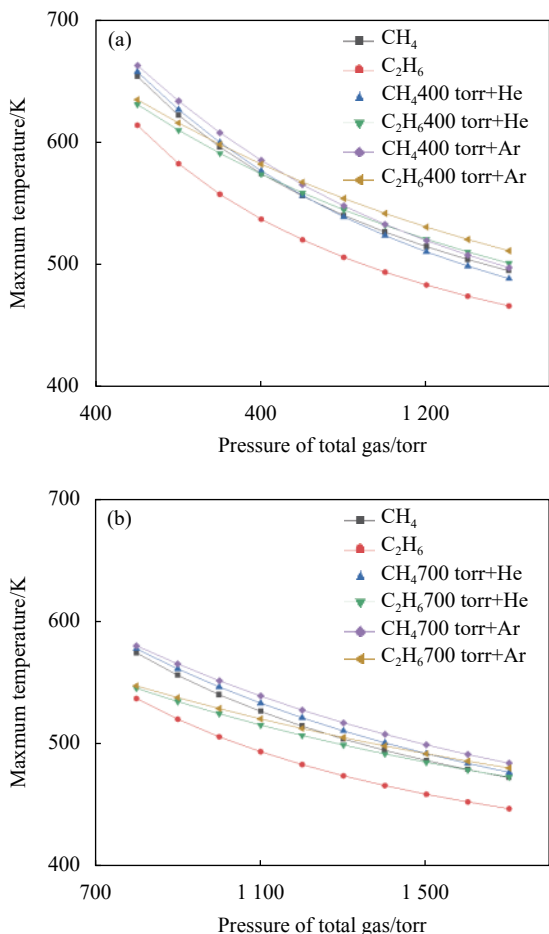


图 6 不同缓冲气体对应蒸汽池内最高温度随气体总压强变化曲线。
(a) 混合气体中烷烃压强为 400 torr; (b) 混合气体中烷烃压强为 700 torr

Fig.6 Curves of maximum temperature versus total gas pressure in vapor cell of various buffer gas. (a) 400 torr alkanes in mixed gases; (b) 700 torr alkanes in mixed gases

气体的压强能够少量提升弛豫速率,从而提升激光输出功率。在混合气体中 CH_4 压强为 700 torr 时, 100 torr 和 500 torr He 对应激光输出功率分别为 314.7 W 和 313.5 W; 在混合气体中 C_2H_6 压强为 700 torr 时, 100 torr 和 500 torr He 对应激光输出功率分别为 472.6 W 和 460.3 W。可见, 随着烷烃压强的增加, Cs 原子精细结构弛豫逐渐提升, 增加惰性气体的压强会导致 Cs 原子受激吸收和发射截面减小, 这是激光输出功率下降的主要因素。

将图 7 与图 4 对比可知, 在总压强相同时, 使用纯 C_2H_6 作为缓冲气体时蒸汽池内温度较低, 并且激光输出功率较高。因此, 如果不考虑高温下的化学反应, 相同条件下相比于其他缓冲气体, 纯 C_2H_6 是最合

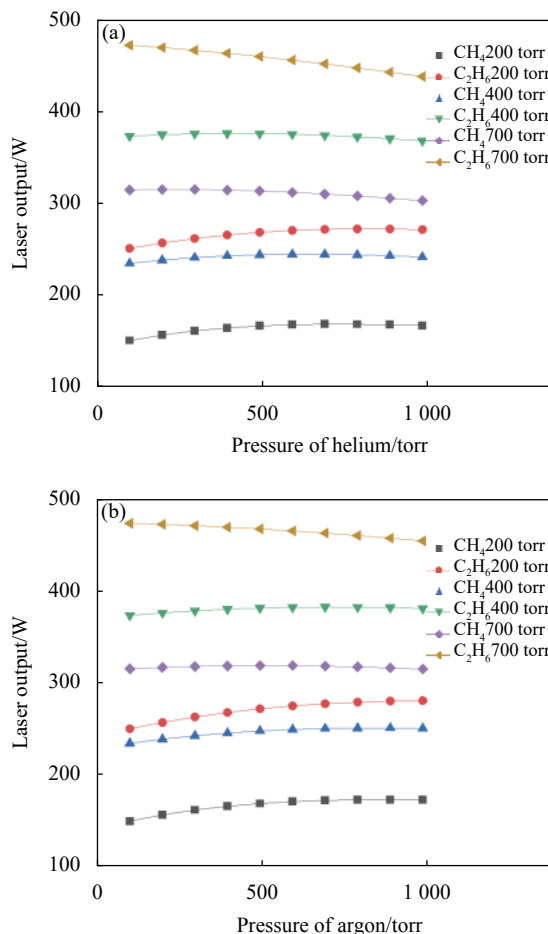


图 7 不同缓冲气体对应激光输出功率随 He (a) 和 Ar (b) 的压强变化曲线

Fig.7 Curves of laser output power versus pressure of helium (a) and argon (b) of various buffer gases

适的缓冲气体。

3 结束语

文中在速率方程、流体力学方程与热平衡方程的基础上, 首次将光束传播方程引入循环流动 Cs-DPAL 理论模型, 分析了高功率泵浦的情况下, 缓冲气体成分和压强对循环流动 Cs-DPAL 蒸汽池内气体温度三维分布和输出特性的影响。仿真结果表明, 使用纯烷烃气体作为缓冲气体, C_2H_6 对应的蒸汽池内温度要明显低于 CH_4 , 输出功率要明显高于 CH_4 , 因此, 相比于 CH_4 , C_2H_6 将是一个更好的选择。使用烷烃气体和惰性气体的混合物作为缓冲气体, 相同条件下, He 和 Ar 对应的激光输出和蒸汽池内温度均十分接近, 烷烃的压强应该保持在较低水平, 此时加入适量的

He 或 Ar 可降低蒸汽池内温度并提升激光输出功率。在总压强相同的条件下,相比于使用混合气体或纯 CH_4 作为缓冲气体,使用纯 C_2H_6 作为缓冲气体可获得最低的蒸汽池内温度分布和最高的激光输出。

参考文献:

- [1] Ji Yanhui, He Yang, Wan Haohua, et al. Research progress on the high power flowing-gas circulation diode-pumped alkali vapor laser (Invited) [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2020, 49(12): 20201080. (in Chinese)
- [2] Zhdanov B V, Rotondaro M D, Shaffer M K, et al. Potassium diode pumped alkali laser demonstration using a closed cycle flowing system [J]. *Optics Communications*, 2015, 354: 256-258.
- [3] Zhdanov B V, Rotondaro M D, Shaffer M K, et al. Low-pressure cesium and potassium diode pumped alkali lasers: pros and cons [J]. *Optical Engineering*, 2016, 55(2): 026105.
- [4] Gavrielides A, Schlie L A V, Loper R D, et al. Analytic treatment of beam quality and power efficiency in a high-power transverse flow diode pumped alkali laser [J]. *JOSA B*, 2018, 35(9): 2202-2210.
- [5] Bogachev A V, Garanin S G, Dudov A M, et al. Diode-pumped caesium vapour laser with closed-cycle laser-active medium circulation [J]. *Quantum Electronics*, 2012, 42(2): 95-98.
- [6] Knize R J, Zhdanov B V, Rotondaro M D, et al. Experimental study of the Cs diode pumped alkali laser operation with different buffer gases [J]. *Optical Engineering*, 2016, 55(3): 036109.
- [7] Yamamoto T, Yamamoto F, Endo M, et al. Experimental investigation of gas flow type DPAL[C]/XXI International Symposium on High Power Laser Systems and Applications 2016. International Society for Optics and Photonics, 2017, 10254: 102540S.
- [8] Yacoby E, Auslender I, Barmashenko B D, et al. Continuous wave diode pumped flowing-gas cesium laser[C]/XXII International Symposium on High Power Laser Systems and Applications. International Society for Optics and Photonics, 2019, 11042: 110420D.
- [9] Xu Yan, Chen Fei, Xie Jijiang, et al. Influence of buffer gas on performance of alkali vapor laser [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2015, 44(2): 455-460. (in Chinese)
- [10] Shu H, Bass M. Three-dimensional computer model for simulating realistic solid-state lasers [J]. *Applied Optics*, 2007, 46(23): 5687-5697.
- [11] Han J, Wang Y, Cai H, et al. Algorithm for evaluation of temperature distribution of a vapor cell in a diode-pumped alkali laser system (part II) [J]. *Optics Express*, 2015, 23(7): 9508-9515.
- [12] Shen B, Pan B, Jiao J, et al. Kinetic and fluid dynamic modeling, numerical approaches of flowing-gas diode-pumped alkali vapor amplifiers [J]. *Optics Express*, 2015, 23(15): 19500-19511.
- [13] Waichman K, Barmashenko B D, Rosenwaks S. CFD DPAL modeling for various schemes of flow configurations[C]/Proceedings of SPIE, 2014, 9251: 92510U.
- [14] Friend D G, Ingham H, Fly J F. Thermophysical properties of ethane [J]. *Journal of physical and Chemical Reference Data*, 1991, 20(2): 275-347.
- [15] Friend D G, Ely J F, Ingham H. Thermophysical properties of methane [J]. *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 1989, 18(2): 583-638.
- [16] Span R, Lemmon E W, Jacobsen R T, et al. A reference equation of state for the thermodynamic properties of nitrogen for temperatures from 63.151 to 1000 K and pressures to 2200 MPa [J]. *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 2000, 29(6): 1361-1433.
- [17] Arp V D, McCarty R D. Thermophysical properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with pressures to 2000 MPa[R]. Boulder, CO, USA: National Institute of Standards and Technology, 1989.
- [18] Stewart R B, Jacobsen R T. Thermodynamic properties of argon from the triple point to 1200 K with pressures to 1000 MPa [J]. *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 1989, 18(2): 639-798.