中国光学（中英文） Chinese Optics 核心期刊

流道结构对半导体泵浦流动铷蒸气激光器特性影响

潘丽 何洋 马利国 季艳慧 刘金岱 陈飞

Influence of flow channel structure on characteristics of laser diode pumped flowing-gas rubidium vapor laser

PAN Li, HE Yang, MA Li-guo, JI Yan-hui, LIU Jin-dai, CHEN Fei

引用本文:
潘丽, 何洋, 马利国, 季艳慧, 刘金岱, 陈飞. 流道结构对半导体泵浦流动铷蒸气激光器特性影响[J]. 中国光学, 2024, 17(3): 617-629. doi: 10.37188/CO.2023-0174
PAN Li, HE Yang, MA Li-guo, JI Yan-hui, LIU Jin-dai, CHEN Fei. Influence of flow channel structure on characteristics of laser diode pumped flowing-gas rubidium vapor laser[J]. *Chinese Optics*, 2024, 17(3): 617-629. doi: 10.37188/CO.2023-0174

在线阅读 View online: https://doi.org/10.37188/CO.2023-0174

文章编号 2097-1842(2024)03-0617-13

流道结构对半导体泵浦流动铷蒸气激光器特性影响

潘 丽[1,2], 何 洋[1], 马利国[3], 季艳慧[1,2], 刘金岱[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;
3. 西南技术物理研究所, 四川 成都 610041）

摘要: 为研究气体流道结构对半导体泵浦流动碱金属蒸气激光器(FDPAL)输出性能的影响, 本文结合 FDPAL 中气体传热、流体力学和激光动力学过程建立了 FDPAL 理论模型, 以侧面泵浦 Rb 蒸气 FDPAL(Rb-FDPAL)为仿真对象, 分析气体流动方向、流道横截面积和流道形状等对 Rb-FDPAL 输出性能的影响。结果表明, 采用横流方式, 通过提高流道横截面积并将气体流道与蒸气池连接部位设置为砌体结构时, 蒸气内涡流得到有效抑制, 气体流速增加, 蒸气池内热效应更小, Rb-FDPAL 的激光输出功率和斜率效率更高, 仿真结果与实验相符。

关 键 词: 高功率激光器; 气体激光器; 碱金属蒸气激光器; 气体流动
中图分类号: TP248 **文献标志码:** A **doi:** 10.37188/CO.2023-0174

Influence of flow channel structure on characteristics of laser diode pumped flowing-gas rubidium vapor laser

PAN Li[1,2], HE Yang[1], MA Li-guo[3], JI Yan-hui[1,2], LIU Jin-dai[1,2], CHEN Fei[1*]
（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*;
3. *Southwest Institute of Technical Physics*, *Chengdu* 610041, *China*）
* *Corresponding author*, *E-mail*: *feichenny*@126.*com*

Abstract: In order to study the influence of the gas flow channel structure on the output performance of the flowing-gas diode pumped alkali vapor laser (FDPAL), we established the FDPAL theoretical model based on the gas heat transfer, fluid mechanics, and laser dynamics process in FDPAL using side pumping Rb vapor FDPAL (Rb-FDPAL) as the simulation object. The impacts of the gas flow direction, the cross-sectional

收稿日期: 2023-10-08; **修订日期:** 2023-10-30
基金项目: 国家自然科学基金项目(No. 62005274, No. 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(No. SKLLIM2012); 中国科学院青年创新促进会会员(No. 2022216)
National Natural Science Foundation of China (No. 62005274, No. 61975203); Fund Project of the State Key Laboratory of Laser and Material Interaction (No. SKLLIM2012); Youth Innovation Promotion Association of CAS (No. 2022216)

area and the shape of the runner on the Rb-FDPAL's output performance were analyzed. The results show that with the horizontal flow method and by increasing the cross-sectional area of the flow channel and setting a masonry structure as the connection between the gas flow channel and the steam pool, we effectively suppress the vortex in the vapor, increase the gas flow rate, and decrease the thermal effect of the steam pool. Rb-FDPAL's laser output power and slope efficiency are higher, and the simulation results are consistent with the experiment.

Key words: high power laser; gas laser; DPAL; gas flow

1 引 言

半导体泵浦碱金属蒸气激光器（Diode Pumped Alkali vapor Laser, DPAL）是一种以碱金属原子蒸气作为增益介质的新型激光器[1-3]，其具有高量子效率、高光束质量、吸收截面大和结构紧凑等优点，并且气体介质折射率受扰动较小，与固体激光器[4-6]相比，其气体介质的流动性使 DPAL 的热管理更高效便捷，能够获得高功率和光束质量良好的激光输出，在工业制造和军事领域具有重要应用价值[7-9]。在高功率泵浦情况下，当蒸气池中工作气体处于封闭静止状态时会产生大量废热，由于工作气体靠自然对流散热，散热慢导致蒸气池内部热量积累[10-11]，从而造成严重的热效应，这限制了 DPAL 的激光输出性能。为缓解高功率泵浦下的热效应，可使工作气体以一定速度通过蒸气池，以增强其与外界的热量交换，减少池内热效应，从而提高激光输出功率，由此产生循环流动型 DPAL（FDPAL）[8, 12]。

从 2004 年美国利弗莫尔劳伦斯实验室首次提出 FDPAL 的设计构想以来[1]，各国研究人员不断探索研究 FDPAL。在实验方面，俄罗斯联邦核子中心、美国空军研究院和以色列古里安大学等机构分别研究了密闭循环流动系统、双流动循环系统、放大器结构等对输出性能的影响，其输出功率已达到千瓦量级[8, 13-14]。在理论方面，以色列古里安大学、浙江大学和西南技术物理研究所等机构研究了泵浦方式、气体流动方式、气体流动速度和缓冲气体成分等因素对激光输出性能的影响，发现在侧面泵浦，气体横向流动和气体流速更大的条件下能获得高功率激光输出[15-19]。

然而，目前关于模拟气体流道结构对 FDPAL 温度场分布和激光输出特性的理论研究较少，大多数文献中将温度认为是均匀分布或径向分布[16, 18]，忽略了气体流动时，随着流速的增加，流体会从层流变为湍流状态。在层流状态时，气体流速分布均匀，流线清晰；而在湍流状态时，气体流动速度分布不均匀，流线复杂，会产生涡流和混沌现象。这种涡流和混沌现象会影响蒸气池中的散热过程，使其温度分布不规则，导致计算的粒子数浓度分布不准确，最终影响激光输出功率。

在此背景下，本研究基于速率方程和动量守恒方程建立了铷蒸气 FDPAL（Rb-FDPAL）的三维解析理论模型。采用有限元向后差分法解决了 Rb-FDPAL 中的流场计算问题。蒸气池中工作气体的恒压热容、导热系数和粘滞系数等气体参数均为池内温度的函数。本文研究了高功率连续激光抽运下 Rb-FDPAL 的气体流动方向、流道横截面积、气体流动速度和流道形状等因素对工作气体温度场分布和激光输出性能的影响，获得了抑制涡流和混沌现象的气体流道设计方案，有效抑制了工作气体热效应，提高了 Rb-FDPAL 斜率效率，理论仿真结果与实验相符。该模型及仿真结果将有助于高功率 Rb-FDPAL 的实验方案设计。

2 理论模型

Rb-FDPAL 激光动力学过程如图 1 所示：Rb 原子吸收一个 780 nm 泵浦光子后由基态 $5^2S_{1/2}$ 跃迁至泵浦上能级 $5^2P_{3/2}$，这个泵浦过程为 D2 线；到达 $5^2P_{3/2}$ 的粒子再经过自旋-轨道弛豫跃迁至激光上能级 $5^2P_{1/2}$；根据玻尔兹曼定律，粒子更趋向存在于稳定的最低能级，在激光上能级的粒子会回到基态 $5^2S_{1/2}$，并辐射出一个 795 nm 的激光光子，这个过程为 D1 线。在此过程中还存在自发辐射、与烃类分子碰撞而产生的分子碰撞淬

灭过程以及电子淬灭过程, 而电子淬灭系数与自发辐射系数相比可忽略不计[20]。

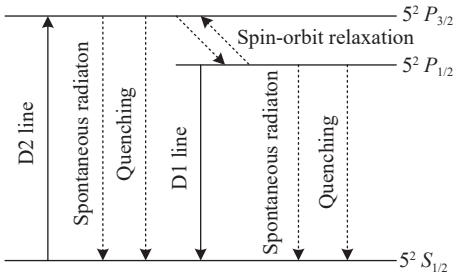


图 1　Rb-FDPAL 激光动力学过程

Fig. 1　Laser dynamic process of Rb-FDPAL

忽略蒸汽池内碱金属原子与烷烃气体发生反应、分子碰撞猝灭过程和高能级跃迁的影响, Rb-FDPAL 的速率方程可以用以下方程表示:

$$\begin{aligned}\frac{\mathrm{d}n_3}{\mathrm{d}t}&=\frac{I_\mathrm{P}\sigma_\mathrm{P}}{h\nu_\mathrm{P}}\left(n_1-\frac{1}{2}n_3\right)+2n_2\exp\left(-\frac{\Delta E}{k_\mathrm{B}T}\right)\gamma_{32}-\\&\quad\gamma_{32}n_3-A_{31}n_3\\\frac{\mathrm{d}n_1}{\mathrm{d}t}&=-\frac{I_\mathrm{P}\sigma_\mathrm{P}}{h\nu_\mathrm{P}}\left(n_1-\frac{1}{2}n_3\right)+\frac{I_\mathrm{l}\sigma_\mathrm{l}}{h\nu_\mathrm{l}}(n_2-n_1)+\\&\quad A_{31}n_3+A_{21}n_2\\n_0&=n_1+n_2+n_3\quad,\end{aligned}\tag{1}$$

其中n_1、n_2、n_3分别为基态能级 $5^2S_{1/2}$、激光上能级 $5^2P_{1/2}$ 和泵浦上能级 $5^2P_{3/2}$ 的粒子数浓度, n_0为蒸气池内温度为 T 时对应的总粒子数浓度。假设进气口初始温度为 T_in, 总粒子数浓度为n_w, 则n_0可以表示为:

$$n_0=n_\mathrm{w}\frac{T_\mathrm{in}}{T}\quad,\tag{2}$$

式中, I_P 和 I_l 为泵浦和激光光强, σ_p和σ_l分别为泵浦吸收截面和激光发射截面, ν_p和ν_l为泵浦光和激光的频率; ΔE为精细结构 $5^2P_{3/2}$ 和 $5^2P_{1/2}$ 之间的能级差, k_B 为玻尔兹曼常数, γ_{32}为精细结构 $5^2P_{3/2}$ 至 $5^2P_{1/2}$ 的弛豫速率。假设缓冲气体粒子数浓度用n_buffer表示, Rb 原子与缓冲气体粒子的原子质量为 m_Rb、m_Buffer, 其平均相对热速率用v_r表示, 精细结构间的弛豫截面用$\sigma_{5^2P_{3/2}\to5^2P_{1/2}}$表示, 则弛豫速率可以表示为[21]:

$$\begin{aligned}v_\mathrm{r}&=\left[3kT\left(\frac{1}{m_\mathrm{Rb}}+\frac{1}{m_\mathrm{Buffer}}\right)\right]^{1/2}\\\gamma_{32}&=n_\mathrm{buffer}\sigma_{5^2P_{3/2}\to5^2P_{1/2}}v_\mathrm{r}\quad.\end{aligned}\tag{3}$$

在计算流体力学部分, 首先判断流经蒸气池的工作气体的流体状态, 计算流体的雷诺数如式 (4) 所示。其中: 当$Re<2\,300$时, 蒸气池内的流体为层流状态; $Re\geqslant2\,300$时, 其为湍流状态, 计算得知当流速$u\geqslant10$ m/s时为湍流, 反之为层流。得到蒸气池内的流体状态后, 采用 Length-Velocities (L-Vel)湍流模型计算 Rb-FDPAL 蒸气池中的流体流动情况。蒸气池中的热源、传热方程和动量守恒方程如式 (5)、(6) 和 (7) 所示:

$$Re=\frac{\rho(T)uD}{\mu(T)}\quad,\tag{4}$$

$$\mathrm{Q}=\iiint_{V_\mathrm{l}}\left\{\gamma_{32}\left[n_3-2n_2\exp\left(-\frac{\Delta E}{k_\mathrm{B}T}\right)\right]\Delta E+h\nu(Q_{21}+Q_{31})+R_\mathrm{rec}E_i\right\}\mathrm{d}x\mathrm{d}y\mathrm{d}z\quad,\tag{5}$$

$$\rho(T)C_\mathrm{P}(T)\cdot u\cdot\nabla T+\nabla\cdot(-k(T)\nabla T)=\mathrm{Q}\quad,\tag{6}$$

$$\rho(T)\frac{\partial u}{\partial t}+\rho(T)(u\cdot\nabla u)=-\nabla P+\mu(T)\Delta u\quad,\tag{7}$$

式中, D 为流道的直径, T 为蒸气池内的温度分布, $\mu(T)$为蒸气池内部混合气体的粘滞系数, P 为缓冲气体的压强, u 为工作气体的流速, Q_{21}、Q_{31} 为激光上能级和泵浦上能级非辐射跃迁至基态所产生的废热, Δu 为 u 的增量, V_l为激光的模体积, R_rec为离子复合速率, E_i为电离能, $\rho(T)$为混合气体的密度分布, $C_p(T)$为混合气体的恒压比热容, $k(T)$为混合气体的导热系数, 以上混合气体的参数由表 1 中缓冲气体的恒压热容等参数计算得到。

使用有限元向后差分公式法对蒸气池内的传热方程 (6) 和动量守恒方程 (7) 求解得到蒸气池内的温度分布 T。在稳态时求解速率方程 (1), 算得各能级的粒子数浓度, 得到腔内的泵浦吸收系数和激光增益系数如式 (8) 所示:

$$\begin{aligned}g_\mathrm{p}(x,y,z)&=\sigma_\mathrm{p}\left[n_1(x,y,z)-\frac{1}{2}n_3(x,y,z)\right]\\g_\mathrm{l}(x,y,z)&=\sigma_\mathrm{l}[n_2(x,y,z)-n_1(x,y,z)]\quad.\end{aligned}\tag{8}$$

表 1　缓冲气体的恒压热容、粘滞系数和导热系数[22]

Tab. 1　Partial thermophysical properties of buffer gases

缓冲气体	恒压热容 ($\mathrm{J\cdot kg^{-1}\cdot K^{-1}}$)	粘滞系数 (Pa·s)	导热系数 ($\mathrm{W\cdot m^{-1}\cdot K^{-1}}$)
氦	5 193.2	$3\times10^{-8}\times T+1\times10^{-5}$	$0.000\,3\times T+0.089\,7$
乙烷	$3.9\times T+600.3$	$3\times10^{-8}\times T+2\times10^{-5}$	$0.000\,2\times T-0.035$

再将式 (8) 带入式 (9)、式 (10) 中，得到蒸气池中泵浦光振幅和激光振幅[23]：

$$2ik_0\frac{\partial A_p(x,y,z)}{\partial z}=\frac{\partial^2 A_p(x,y,z)}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 A_p(x,y,z)}{\partial y^2}-ik_0^2\frac{1}{k_0}g_p(x,y,z)A_p(x,y,z)\quad .\tag{9}$$

$$2ik_0\frac{\partial A_l(x,y,z)}{\partial z}=\frac{\partial^2 A_l(x,y,z)}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 A_l(x,y,z)}{\partial y^2}+ik_0^2\frac{1}{k_0}g_l(x,y,z)A_l(x,y,z)\quad .\tag{10}$$

自由空间光路中传播的激光振幅可表示为：

$$2ik_0\frac{\partial A_l(x,y,z)}{\partial z}=\frac{\partial^2 A_l(x,y,z)}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 A_l(x,y,z)}{\partial y^2}\quad ,\tag{11}$$

其中 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。

假设碱金属蒸气池内的初始激光光强 I_l 为 0，泵浦光初始振幅为 A_p，本模型的具体数值计算过程如下：首先，根据输入的工作气体流速 u 判断进入蒸气池内后的流体状态为层流或者湍流，确定流体状态后，联合传热方程 (6) 和动量守恒方程 (7)，计算得到蒸气池内的温度分布 T；第二步，根据蒸气池内的温度分布和初始泵浦光强求解速率方程 (1)，得到碱金属原子粒子数空间分布；第三步，将第二步的结果带入式 (8) 中，算得蒸气池内的泵浦光吸收系数、激光增益系数；第四步，通过由式 (9)、(10)、(11) 组成的光束传播方程计算得到泵浦光和激光的三维分布；第五步，将求得的泵浦光、激光光强分布的值代替初值，不断重复上述计算过程；最后，至两者均趋于稳定，得到最终的泵浦光、激光在蒸气池内的空间分布。

Rb-FDPAL 几何仿真结构如图 2 所示，泵浦光沿 y 方向传播经柱形镜 M1 聚焦到蒸气池中，单程通过增益区，经凹面反射镜 M2 聚焦反射再次从−y 方向进入增益区，完成双程泵浦。激光沿 z 方向在反射镜 M3 与耦合输出镜 M4 组成的谐振腔中振荡放大输出。蒸气池内部由 Rb 蒸气和 He、C_2H_6 缓冲气体的混合物组成，输入的参数有进气口初始温度 T_{in}、入口气体流速 u、泵浦功率 P_P、Rb 粒子数密度 N_{Rb} 和泵浦光束腰大小等。假设蒸气池壁温度与蒸气池内的工作温度相等，具体仿真参数如表 2 所示。

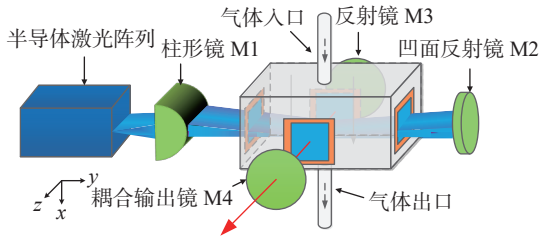


图 2 半导体侧面泵浦 Rb-FDPAL 示意图

Fig. 2 Schematic diagram of LD side-pumped Rb-FDPAL

表 2 循环流动 Rb-FDPAL 仿真参数

Tab. 2 Parameters of gas flowing diode pumped rubidium laser

参数	值	参数	值
泵浦光中心波长(nm)	780	蒸气池增益长度(cm)	5
泵浦光光斑大小(cm×cm)	5×0.2	反射镜M3反射率	99%
泵浦光线宽(GHz)	30	耦合输出镜M4反射率	50%
缓冲气体压强(atm)	1	流动气体初始温度(K)	393.15

3 结果分析

3.1 气体流动方向

气体流动方向会对蒸气池内的流体状态和温度分布有影响，进而影响蒸气池内的粒子数浓度分布，这是提高 Rb-FDPAL 输出性能的关键。本文设计了 4 种气体流动方向下的流道位置如图 3 所示，其中，i、ii 的进气口和出气口在蒸气池的同侧，iii、iv 的进气口和出气口在蒸气池的对侧。

图 4 为蒸气池增益区长度为 5 cm，气体流速为 2 m/s、6 m/s、10 m/s、14 m/s、18 m/s、22 m/s 时，4 种流动方向下激光输出功率随泵浦功率增加时的变化情况。可见，在泵浦功率一定时，4 种流动方向下，激光功率随气体流速的增大而明显上升，说明 Rb-FDPAL 的气体流速越大，其激光的斜线效率越高。随着泵浦功率上升，i、iii 和 iv 这 3 种流动方向下的激光功率呈现近似线性变化，而 ii 流动方向在不同流速下的激光输出功率和斜率效率最低。在泵浦功率为 10000 W，气体流速为 22 m/s 时，4 种流动方向下的输出功率分别为 7219.70 W、6129.52 W、7293.63 W、7519.88 W。可以看出，iv 结构下，Rb-FDPAL 激光输出功率最大，这与 Waichman[24] 报道的工作气体横向流动下能获得高功率输出的结果一致。

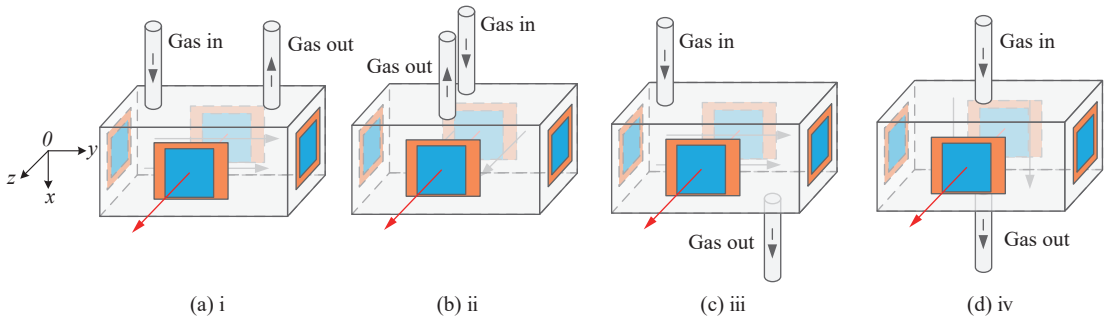


图 3　Rb-FDPAL 工作气体的 4 种流动方向

Fig. 3　Four flow directions of circulating gases in Rb-FDPAL

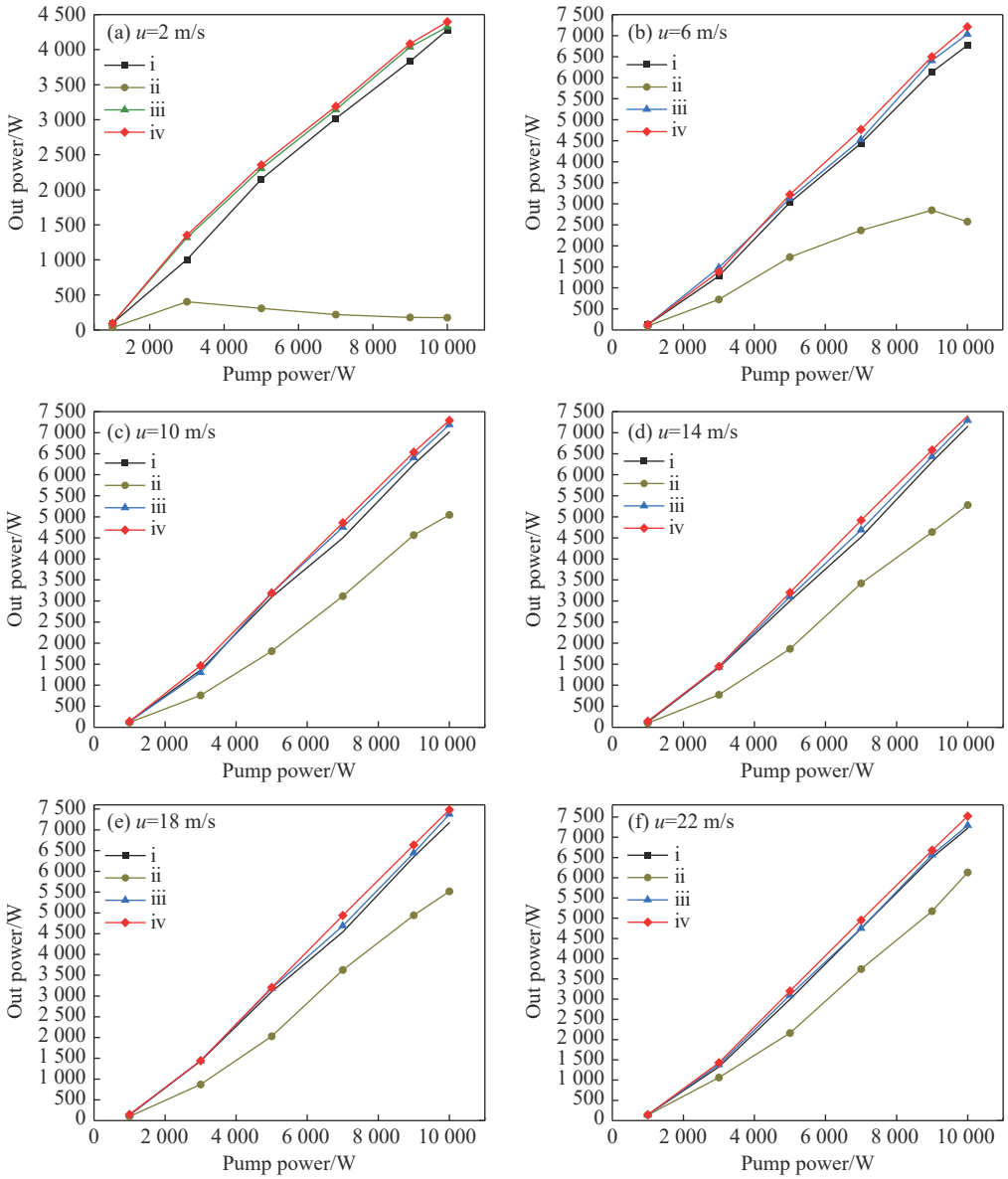
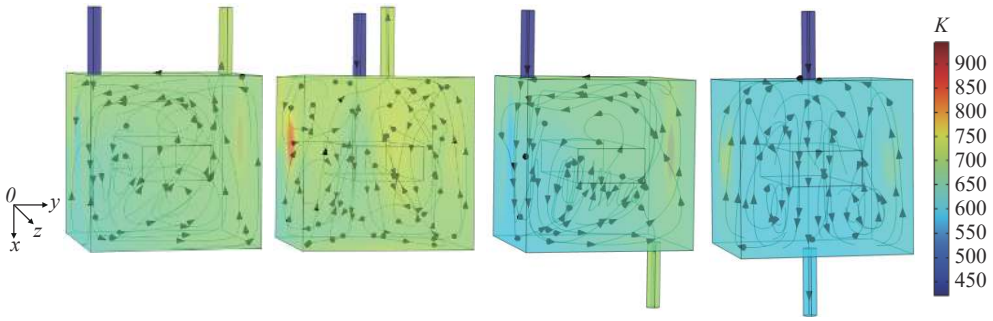


图 4　不同气体流速时, 4 种流动方向下激光输出功率随泵浦功率的变化情况

Fig. 4　The change of laser output power with pump power under four flow directions at different gas flow rates

为了探索 i、ii、iii、iv 4 种流动方向下输出功率的差异, 分析了 4 种流动方式下的温度、流场分布, 如图 5(彩图见期刊电子版) 所示。当泵浦功率为 10000 W, 工作气体在进气口的初始温度、

初始流速分别为 393.15 K、10 m/s 时，带箭头黑线为流线。可以看出：ii 的最高温度为 944.26 K，其温度梯度最大为 553.56 K；iv 的最高温度为 747.21 K，温度梯度最小为 354.82 K。从温度分布来看，ii 的热效应最严重，所以其输出功率最低。从图 5 可明显看出，有涡流分布区域的温度最高。

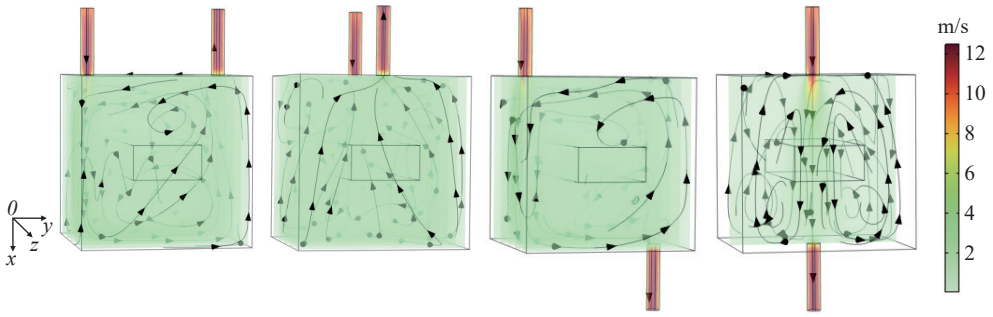


(a) i (b) ii (c) iii (d) iv

图 5 当泵浦功率为 10000 W、进气口初始速度为 10 m/s 时，4 种气体流动方向下的三维温度和流动分布

Fig. 5 Three-dimensional temperature distribution and flow distribution under four gas flow directions when pump power is 10000 W and the initial air inlet velocity is 10 m/s

为进一步探索涡流区域的温度高于非涡流区域的原因，分析了 4 种流动方向下的三维流场分布，如图 6(彩图见期刊电子版) 所示。可见，当进气口的初始速度为 10 m/s 时，i、ii、iii 下的涡流分布区域明显比 iv 流动方向下的涡流区域大，并且已影响到蒸气池中的激光区域；从速度分布来看，ii 流动方向下涡流区域的速度小，iv 流动方向下的激光增益区没有涡流，所以，iv 的增益区温度低，热效应小，功率高。



(a) i (b) ii (c) iii (d) iv

图 6 当泵浦功率为 10000 W、进气口初始速度为 10 m/s 时，4 种气体流动方向下的三维流场分布

Fig. 6 Three-dimensional flow field distribution under four gas flow directions when the pump power is 10000 W and the initial air inlet velocity is 10 m/s

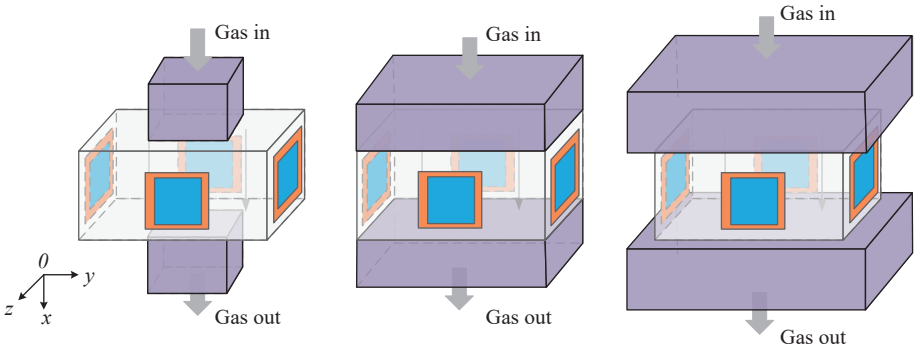
综合图 4~图 6 的输出功率、三维温度分布、三维流场分布情况，可知，流场分布中涡流分布区域的工作气体流速小，温度梯度大，热效应较为严重，当流场分布的涡流程度较轻时，温度梯度较小，激光输出功率与泵浦功率近似呈线性变化。通过对比 i、ii、iii、iv 这 4 种气体流动方向下的输出功率变化、温度分布和流场分布，可发现 iv 流动方向的流速比其他 3 种流道下的流速大，温度梯度最小，热管理更有效，使 iv 气体流动方向下 Rb-FDPAL 的输出功率高于其他 3 种情况。

以色列古里安大学 Waichman 等人[24] 求解流体动力学方程和传输方程，采用计算流体力学模型（Computational Fluid Dynamics, CFD）处理气体平行于光轴流动（纵向流动）和垂直于光轴流动（横向流动）下的流体状态，在泵浦体积为 0.7 cm^3 条件下，气体流速为 100 m/s，泵浦功率为 80 kW 时，纵向流动下获得的最大激光功率大于 30 kW，

而横向流动的最大激光功率可达 40 kW。通过对比纵向流动和横向流动两种情况下的池内温度分布, 发现横向流动下, 激光光束区域有更强的热对流, 冷却效果更高, 因此获得了更高的输出功率。日本东海大学 Yamamoto 等人[25] 利用 CFD 以及 Fox-Li 迭代法分析了流动气体对激光输出的影响, 在泵浦功率为 13 W, 气体流速为 8 m/s 时, 气体纵向流动和横向流动的激光输出功率分别为 2.5 W、3 W, 横向流动的气体交换率是纵向流动下气体交换率的 5 倍, 最高温度远低于纵向流动。本节在流速为 2~22 m/s 时, 考虑流体状态分别为层流和湍流下的涡流和混沌情况, 对比了纵向流动和横向流动下的池内温度、流场分布和激光输出, 发现横向流动下的热效应更小, 温度梯度更小、激光输出功率更高。这与文献 [24-25] 的结论一致, 证明了本文理论模型的准确性。

3.2　流道横截面积

虽然 iv 结构下的涡流范围和温度梯度较小, 但蒸气池的最高温度为 713.86 K, 热效应仍较严重。这是由于进气口、出气口的横截面积远小于蒸气池横截面积, 导致工作气体在蒸气池内的速度小于进气口的初始速度。因此, 本小节通过增加流道进气口和出气口的横截面积来增加气体流量, 探讨流道横截面积对 Rb-FDPAL 输出性能的影响。仿真分析 4 种流道横截面积下的流场和温度分布。图 3 中 iv 的流道横截面积为 0.6 cm^2, 如图 7(a)~7(c) 所示, v、vi、vii 的流道横截面积分别为 1 cm^2、25 cm^2、81 cm^2。



(a) v　　(b) vi　　(c) vii

图 7　LD 侧面泵浦 Rb-FDPAL 的 3 种流道横截面积

Fig. 7　Three diagrams of channel cross-sectional areas of LD side-pumped Rb-FDPAL

在增益区长度为 5 cm 时, 不同工作气体流速 u, iv、v、vi、vii 4 种流道横截面积下, 激光输出功率与泵浦功率之间的关系如图 8(a)~8(f) 所示。可以看出, 4 种结构下的输出功率随着泵浦功率的增加而上升, 且流道横截面积越大, 激光输出功率越高。在泵浦功率为 10000 W, 气体流速为 22 m/s 时, iv、v、vi、vii 结构下的输出功率分别为 7519.88 W、7597.39 W、7613.14 W、7622.69 W, 在输入泵浦功率相等时, vii 结构下的输出功率最高。当泵浦功率为 10000 W, 进气口的初始温度和初始流速分别为 393.15 K、10 m/s 时, v、vi、vii 3 种结构下三维温度如图 9(彩图见期刊电子版) 所示, v 结构下的蒸气池最高温度为 579.37 K, vi 结构和 vii 结构的蒸气池中最高温度分别为 400.45 K、396.15 K。可以明显看出, 流道面积越大, 温度梯度越小, vii 流道结构下的热效应最小。

图 10(a)~10(c) 为 v、vi、vii 结构下的三维流场分布。由图 6(d) 和图 10(a) 可以看出, 工作气体在 iv 结构下蒸气池内的速度小于其余 3 种结构下的速度, iv、v 结构下的涡流现象严重, 且分布区域在蒸气池内的增益区, 这使得工作气体的散热效果不佳, 蒸气池内热量积累, 导致温度梯度变大。图 10(b) 中流线箭头均匀朝向出气口方向, 这说明工作气体的流速均匀, 因此, 图 9 中 vi 结构下蒸气池温度梯度小于 iv、v 结构下蒸气池内的温度梯度。从图 10(c) 可看出, vii 结构下仅在出气口处出现涡流, 激光增益区并未出现涡流, 且气体流速最大, 因此散热效果最好, 温度梯度最小。

综合图 8~图 10 的输出功率、三维温度分布以及三维流场分布, 可得出以下结论: 在初始流速相同时, 随着流道横截面积的增大, 激光增益区的涡流得到抑制, 气体流速也随之增大, 温度梯度下降, 使蒸气池内的热效应减少, 最终提高了 Rb-FDPAL 的输出功率和斜率效率。

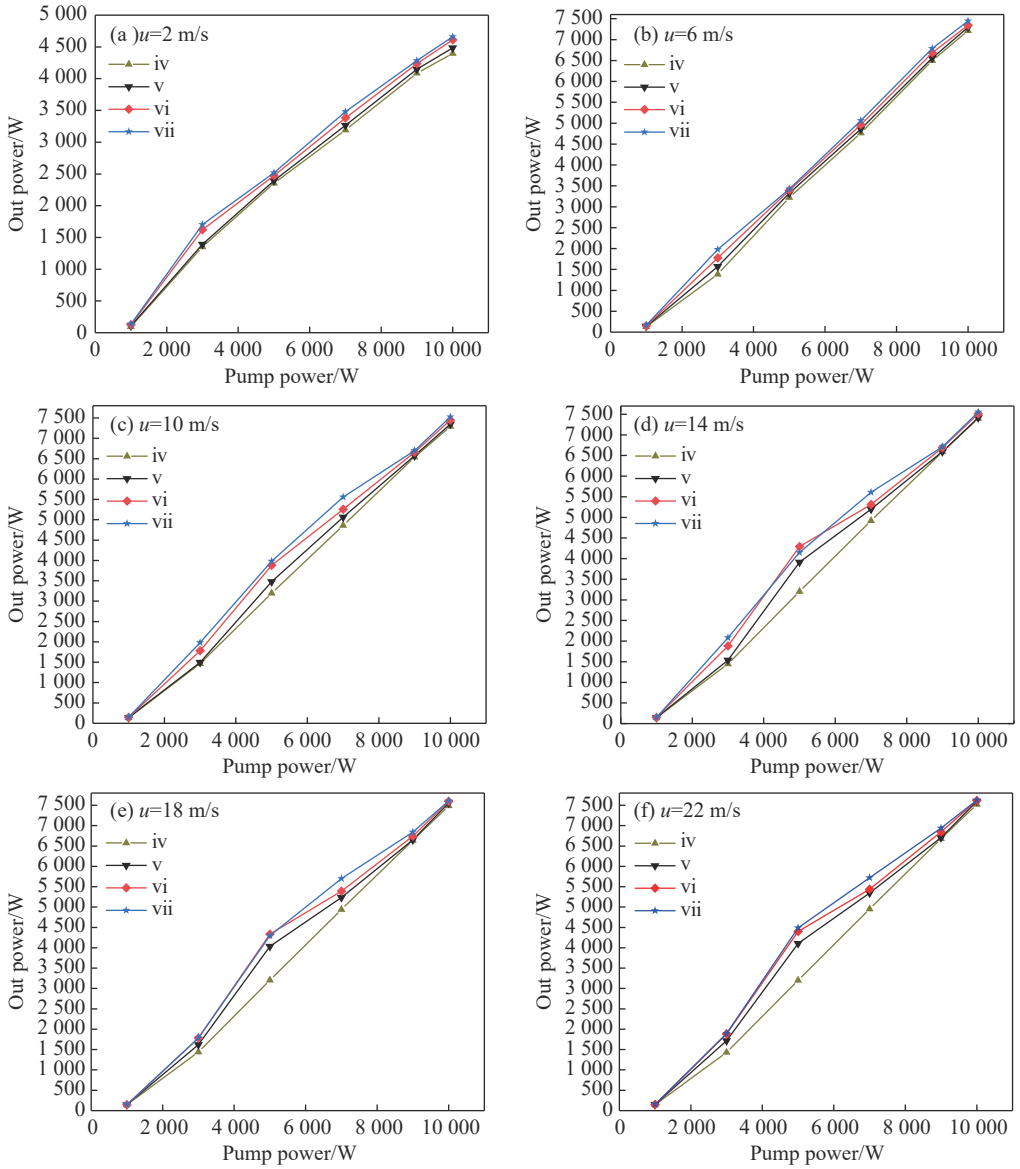
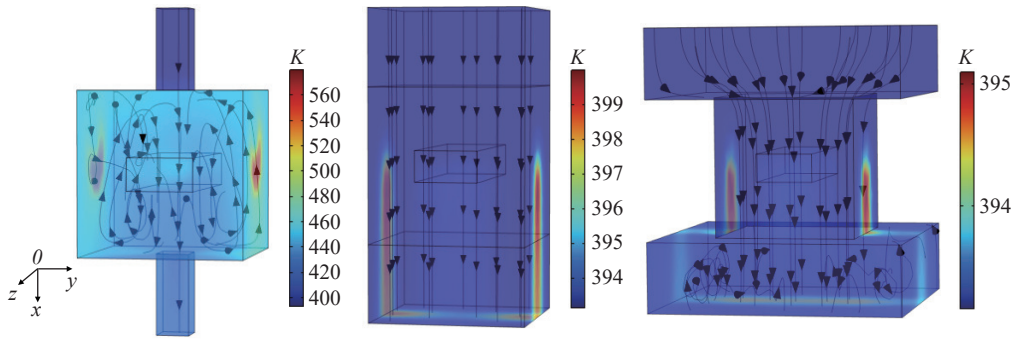


图 8　不同气体流速时，4 种流道横截面积下，激光输出功率与泵浦功率之间的关系

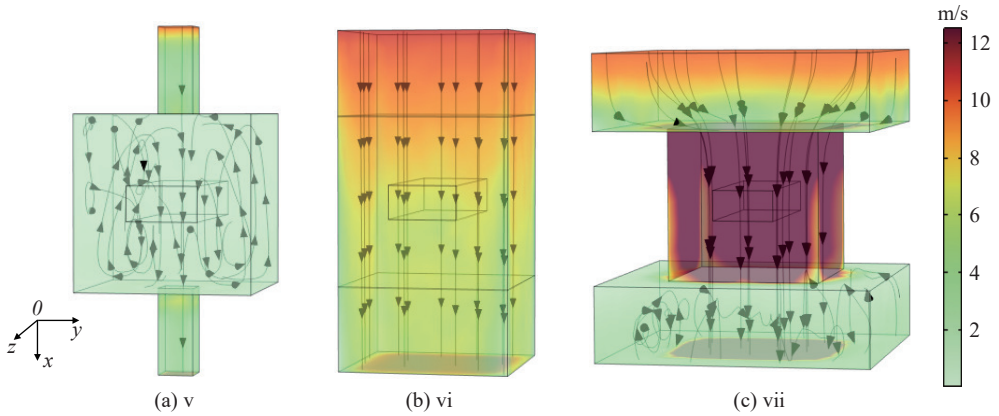
Fig. 8　The relationship between laser output power and pump power at different gas flow rates and four kinds of channel cross-sectional areas



(a) v　(b) vi　(c) vii

图 9　当泵浦功率为 10 000 W、进气口初始速度为 10 m/s 时，v、vi、vii 流道结构的三维温度分布

Fig. 9　Three-dimensional temperature distribution for three flow channel structures when the pump power is 10 000 W and the initial air inlet velocity is 10 m/s



(a) v　(b) vi　(c) vii

图 10　当泵浦功率为 10000 W、进气口初始速度为 10 m/s 时, 3 种流道结构下的三维流场分布

Fig. 10　Three-dimensional flow field distribution for three flow channel structures when the pump power is 10000 W and the initial air inlet velocity is 10 m/s

表 3 所示为不同流道横截面积的实验结果以及经本文模型计算后的仿真结果。在 Pita[13]、Yacoby[14] 的实验中, 使用的流道结构与本文 v、vi 流道结构相似。Pita 实验中, 使用 DILAS 公司的光纤耦合窄线宽 LD 作为泵浦源, 泵浦线宽为 24.8 GHz(0.06 nm), 侧面泵浦, 工作气体横向流动, 流速大于 8 m/s, 在泵浦功率为 3.1 kW 时, 获得输出激光功率为 1.5 kW, 光-光转换效率为 48%。而 Yacoby 使用可调谐超窄带 LD, 泵浦线宽为 20 GHz(0.05 nm), 工作气体同样是横向流动, 流速为 1~4 m/s, 泵浦功率为 65 W, 激光功率为 24 W, 光-光转换效率为 36%。从两个实验中的流道横截面积来看, 流道横截面积越大, 散热效果更好。在本文模型中, 输入 Pita、Yacoby 实验中的参数, 得到激光输出功率分别为 1587 W 和 27 W, 其光-光转换效率分别为 51%、41%。本小节仿真结果与现有 FDPAL 实验中流道横截面积对激光输出性能的影响结果吻合。

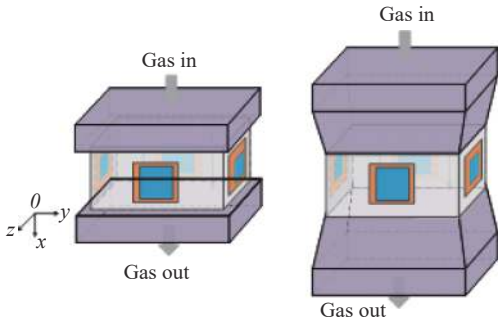
表 3　不同流道结构的实验结果对比

Tab. 3　Comparison of the experimental results for different flow channel structures

参数	文献[13]	文献[14]
气体流道结构	vi结构	v结构
泵浦功率(W)	3100	65
泵浦线宽(GHz)	24.8	20
蒸气池温度(K)	-	388
气体流速($m\cdot s^{-1}$)	>8	1~4
激光输出功率(W)	1500	24
本模型仿真的激光输出功率	1587	27
光-光转换效率	48%	36%
本模型仿真的光-光转换效率	51%	41%

3.3　出气口与蒸气池衔接结构优化

由上小节可知, 流道横截面积增大更有利于缓解蒸气池内的热效应, vii 结构的输出功率最高, 但在工作气体出口处仍然存在涡流, 而存在涡流的区域的流速慢, 会使温度升高, 易使碱金属蒸气与烃类气体发生化学反应, 进而降低池内的 Rb 原子粒子数浓度, 因此对其出气口与蒸气池连接部分进行优化。vii 结构下, 在进气口和出气口处存在直角区域, 这使得工作气体从小横截面积的蒸气池进入到大横截面积的出气口时遇到阻力, 形成涡流。本小节在流道进气口、出气口与蒸气池连接区域添加过渡区域, 优化前后的结构图如图 11 所示, viii 结构中过渡区域为砌体结构。



(a) vii　(b) viii

图 11　流道横截面积为 81 cm^2 的 vii 结构优化前后对比图。(a)优化前; (b)优化后

Fig. 11　Comparison of the vii structure with the cross-sectional area of 81 cm^2 (a) before and (b) after optimization

图 12(a)~12(f) 为 vii、viii 结构在不同流速下的激光功率随泵浦功率的变化情况。在图 12(a)~

12(f) 中，在泵浦功率为 10000 W 抽运下，当气体流速分别为 2 m/s、6 m/s、10 m/s、14 m/s、18 m/s、22 m/s 时，vii 结构下的输出功率分别为 4660.12 W、7446.39 W、7524.28 W、7551.60 W、7604.75 W、7622.69 W。而相同条件下，viii 结构下的输出功率分别为 4735.02 W、7496.65 W、7611.75 W、7684.87 W、7699.45 W、7701.01 W。可以看出，viii 结构下的输出功率比 vii 结构下的输出功率平均高 86.48 W。

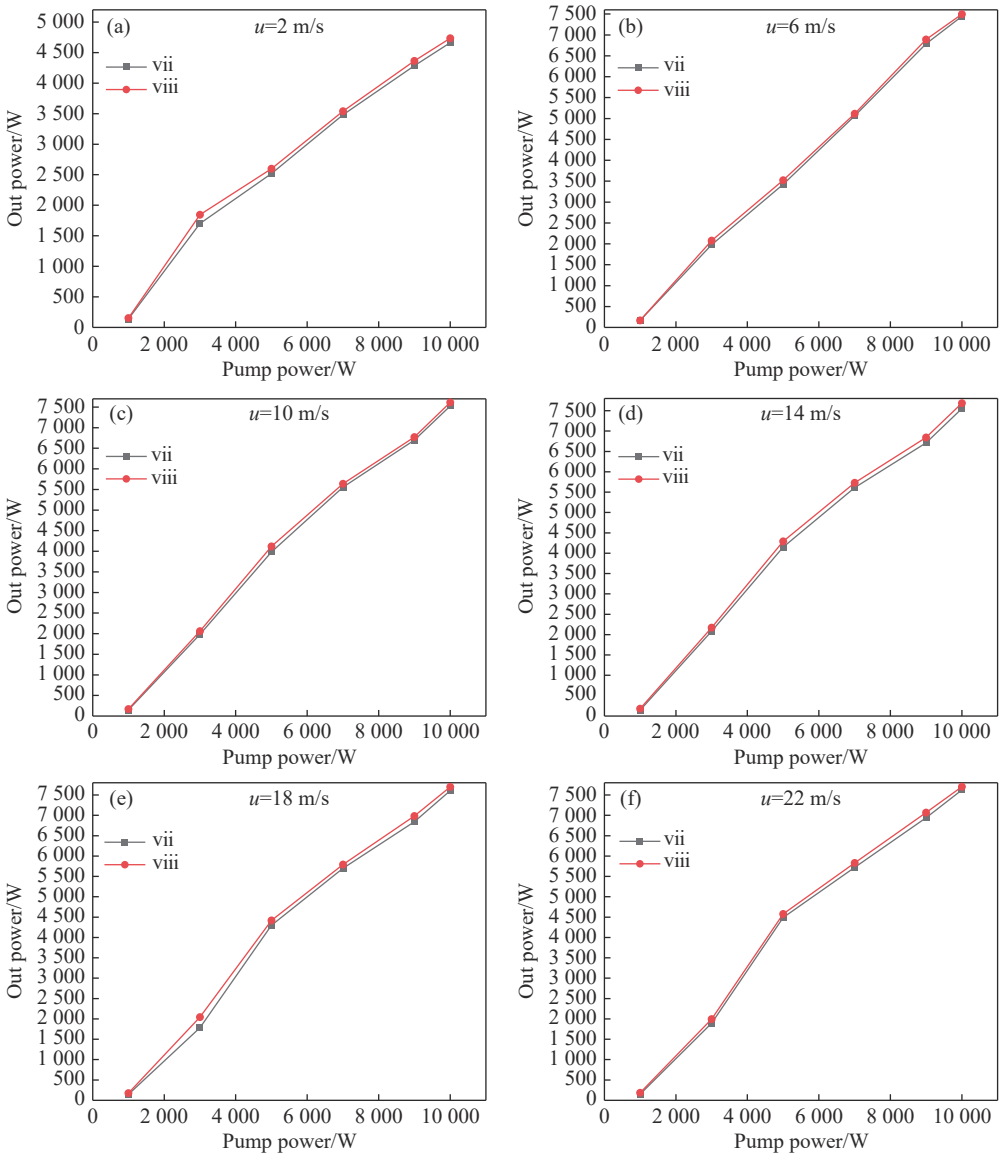


图 12 不同气体流速时，vii、viii 结构下，激光输出功率与泵浦功率之间的关系

Fig. 12 The relationship between laser output power and pump power at different gas flow rates under vii and viii structures

泵浦功率为 10000 W、进气口初始温度为 10 m/s、进气口初始温度为 393.15 K 时，vii、viii 结构下的三维温度分布如图 13 所示。可以明显看出，viii 的最高温度更低、温度梯度更小，这说明优化结构能有效缓解蒸气池中的热效应，这也可进一步由优化前后的流场分布看出。如图 14 所示为 vii、viii 结构的三维流场分布。由图 14 可以明显发现，viii 结构下激光增益区的流速更高，因此其热效应更小，输出功率更高，同时 viii 在流道出气口处没有明显涡流存在，即 vii 结构优化后减少了流道出气口处的涡流。

图 15 为流道结构为 vii 下，随着流动速度的增加，蒸气池内总粒子数浓度和各能级粒子

数浓度的变化情况。由图 15 可知, 总粒子数浓度 n_0 随流速的上升而不断增加, 说明随着流速上升, 池内的热效应减小, 参与吸收的总粒子数在增加, 参与激光过程的粒子数在上升。增益区长度为 5 cm 时, 泵浦功率为 10000 W, 气体流速为 10 m/s 下, 输出激光光斑如图 16(彩图见期刊电子版) 所示。从图 16 中可看出, 三维激光光斑呈双峰形状分布, 该光斑形状与以色列本古里安大学团队的理论结果和实验结果一致[11]。

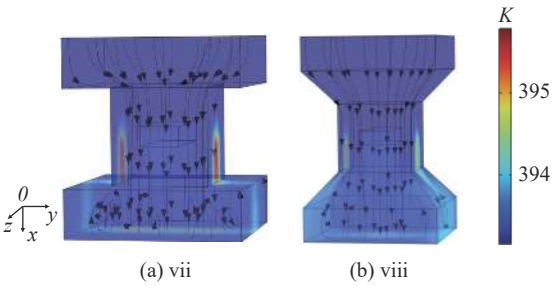


图 13　(a) vii 和 (b) viii 结构下的三维温度分布

Fig. 13　Three-dimensional temperature distributions under structures (a) vii and (b) viii

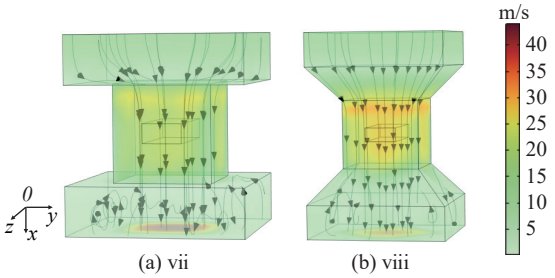


图 14　(a) vii 和 (b) viii 结构下的三维流场分布

Fig. 14　Three-dimensional flow field distributions under structures (a) vii and (b) viii

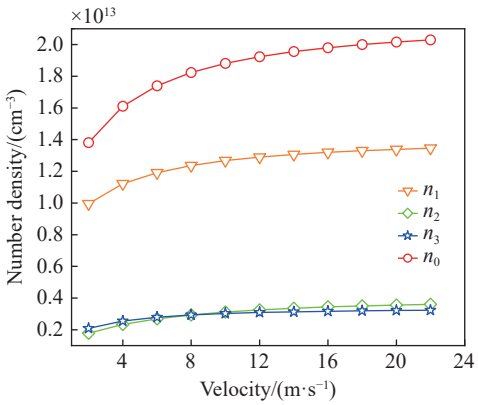


图 15　池内平均粒子数浓度随流速变化情况

Fig. 15　The average particle number concentration in the cell as a function of flow velocity

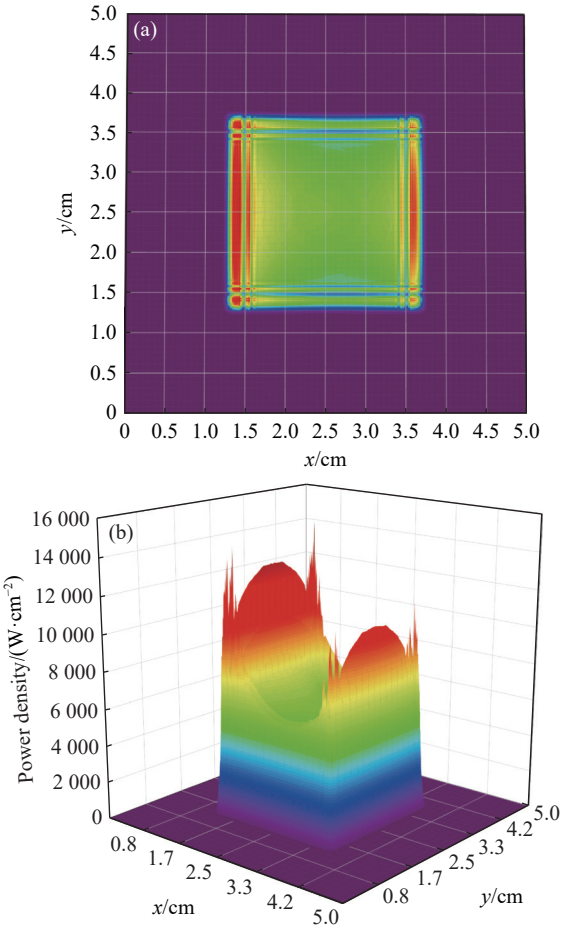


图 16　流道结构为 vii, 增益区长度为 5 cm 时激光光斑图。(a)二维图; (b)三维图

Fig. 16　The laser spot pattern for the channel structure vii with the gain zone length of 5 cm. (a) 2D; (b) 3D

4　结　论

本文联合激光动力学、气体传热和流体力学过程, 建立了 Rb-FDPAL 理论模型, 并分析了工作气体的流体参数随蒸气池内温度的变化情况, 解决了蒸气池内的温度恒定不变或径向分布的问题, 使仿真模型更加贴合实验情况。运用有限元向后差分公式法求解 Rb-FDPAL 中蒸气池内的工作气体流动传热过程。仿真分析了气体流动方向、流道横截面积和流道与蒸气池的衔接结构等参数对 Rb-FDPAL 激光输出性能的影响, 得出以下结论: 在气体流动方向上, 发现进气口和出气口在激光增益区对侧且气体流动方向与激光轴垂直时, 激光增益区内的涡流较小, 气体流速更高, 热效应更小, 参与激光过程中的粒子数增加, 使 Rb-FDPAL 斜率效率更高, 这与 Waichman、Yamamoto

的理论仿真结果相同；对于流道横截面积，通过增大流道横截面积可以增加气体流量并抑制涡流的产生，从而增加气体流速并降低其蒸气池内的温度梯度，参与激光过程的粒子数浓度上升，使 Rb-FDPAL 斜率效率进一步提高，这一仿真分析结果与 Pita、Yacoby 实验横向对比后的结论一致；当流道横截面积大于蒸汽池截面积时，将进、出气口与蒸气池连接部位由直角结构改为有坡度的砌体结构，能够提高蒸气池内气体流速，降低热效应，同时抑制出气口处的涡流，提高 Rb-FDPAL 的输出功率和斜率效率。通过将本文仿真结果与现有理论模型、实验结果进行对比，可发现上述理论模型和仿真结果可以为 Rb-FDPAL 系统的流道结构和实验方案设计提供一种有效的方法。

参考文献：

[1] KRUPKE W F, BEACH R J, KANZ V K, *et al*.. New class of cw high-power diode-pumped alkali lasers (DPALs) (Plenary Paper)[J]. *Proceedings of SPIE*, 2004, 5448: 7-17.

[2] KRUPKE W F. Diode pumped alkali lasers (DPALs)—A review (rev1)[J]. *Progress in Quantum Electronics*, 2012, 36(1): 4-28.

[3] 季艳慧, 何洋, 万浩华, 等. 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)[J]. 红外与激光工程, 2020, 49(12): 20201080.
JI Y H, HE Y, WAN H H, *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).

[4] 陈毅, 孙俊杰, 于晶华, 等. 大能量碟片激光多通放大器腔体设计研究综述[J]. 中国光学 (中英文), 2023, 16(5): 996-1009.
CHEN Y, SUN J J, YU J H, *et al*.. Review of the cavity-design of high-energy thin-disk laser multi-pass amplifiers[J]. *Chinese Optics*, 2023, 16(5): 996-1009. (in Chinese).

[5] 张世达, 耿乙迦. 碲化铋倏逝场锁模器件的超快光纤激光器[J]. 中国光学, 2022, 15(3): 433-442.
ZHANG SH D, GENG Y J. Ultrafast fiber laser based on bismuth telluride evanescent field mode-locked device[J]. *Chinese Optics*, 2022, 15(3): 433-442. (in Chinese).

[6] 徐飞, 潘其坤, 陈飞, 等. 中红外 Fe^{2+}: ZnSe 激光器研究进展[J]. 中国光学, 2021, 14(3): 458-469.
XU F, PAN Q K, CHEN F, *et al*.. Development progress of Fe^{2+}: ZnSe lasers[J]. *Chinese Optics*, 2021, 14(3): 458-469. (in Chinese).

[7] ZHDANOV B V, EHRENREICH T, KNIZE R J. Highly efficient optically pumped cesium vapor laser[J]. *Optics Communications*, 2006, 260(2): 696-698.

[8] 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.

[9] GAO F, CHEN F, XIE J J, *et al*.. Review on diode-pumped alkali vapor laser[J]. *Optik*, 2013, 124(20): 4353-4358.

[10] ZHDANOV B V, ROTONDARO M D, SHAFFER M K, *et al*.. Power degradation due to thermal effects in Potassium Diode Pumped Alkali Laser[J]. *Optics Communications*, 2015, 341: 97-100.

[11] WAICHMAN K, BARMASHENKO B D, ROSENWAKS S. Laser power, cell temperature, and beam quality dependence on cell length of static Cs DPAL[J]. *Journal of the Optical Society of America B*, 2017, 34(2): 279-286.

[12] YACOBY E, WAICHMAN K, SADOT O, *et al*.. Modeling of flowing-gas diode-pumped potassium laser with different pumping geometries: scaling up and controlling beam quality[J]. *IEEE Journal of Quantum Electronics*, 2017, 53(4): 1000107.

[13] PIZA G A, STALNAKER D M, GUILD E M, *et al*.. Advancements in flowing diode pumped alkali lasers[J]. *Proceedings of SPIE*, 2016, 9729: 972902.

[14] YACOBY E, AUSLENDER I, WAICHMAN K, *et al*.. Analysis of continuous wave diode pumped cesium laser with gas circulation: experimental and theoretical studies[J]. *Optics Express*, 2018, 26(14): 17814-17819.

[15] BARMASHENKO B D, ROSENWAKS S, WAICHMAN K. Kinetic and fluid dynamic processes in diode pumped alkali lasers: semi-analytical and 2D and 3D CFD modeling[J]. *Proceedings of SPIE*, 2014, 8962: 89620C.

[16] SHEN B L, HUANG J H, XU X Q, *et al*.. Modeling of steady-state temperature distribution in diode-pumped alkali vapor lasers: analysis of the experimental results[J]. *IEEE Journal of Quantum Electronics*, 2017, 53(3): 1500207.

[17] GAVRIELIDES A, SCHLIE L A, LOPER R D, *et al*.. Unstable resonators for high power diode pumped alkali lasers[J]. *Proceedings of SPIE*, 2017, 10090: 100901M.

[18] HUANG J H, SU CH Y, XU X Q, *et al*.. Theoretical simulations on pulsed exciplex pumped Rb vapor laser[J]. *Optics & Laser Technology*, 2021, 141: 107165.

[19] YANG J, AN G F, GUO J W, *et al*.. Study on a gas flowing diode pumped cesium laser[J]. *Proceedings of SPIE*, 2021, 11890: 118900N.

[20] 徐艳, 陈飞, 谢冀江, 等. 缓冲气体对碱金属蒸汽激光器工作特性的影响[J]. 红外与激光工程, 2015, 44(2): 455-460.
XU Y, CHEN F, XIE J J, *et al*.. Influence of buffer gas on performance of alkali vapor laser[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2015, 44(2): 455-460. (in Chinese).

[21] ROTONDARO M D, PERRAM G P. Role of rotational-energy defect in collisional transfer between the 5 $^2P_{1/2,\,3/2}$ levels in rubidium[J]. *Physical Review A*, 1998, 57(5): 4045-4048.

[22] LEMMON E W. Thermophysical properties of fluid systems[J]. *NIST Chemistry WebBook*, 2010.

[23] SHU H, BASS M. Three-dimensional computer model for simulating realistic solid-state lasers[J]. *Applied Optics*, 2007, 46(23): 5687-5697.

[24] WAICHMAN K, BARMASHENKO B D, ROSENWAKS S. CFD DPAL modeling for various schemes of flow configurations[J]. *Proceedings of SPIE*, 2014, 9251: 92510U.

[25] YAMAMOTO T, YAMAMOTO F, ENDO M, *et al*.. Experimental investigation of gas flow type DPAL[J]. *Proceedings of SPIE*, 2017, 10254: 102540S.

作者简介：

陈　飞(1982—), 男, 河南南阳人, 研究员, 博士生导师, 2011 年于哈尔滨工业大学获得博士学位, 现工作于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。主要从事高功率气体激光器及其应用方面的研究。E-mail: feichenny@126.com