

紧凑型双路 TEA CO₂ 激光器谐振腔热稳定性及补偿

朱子任^{1,2}, 白进周^{1,2}, 付景静¹, 苏新军³, 叶静涵^{1,2}, 刘羽^{1,2}, 杨银辉¹,
黄文武¹, 李辉¹, 郑义军^{1,2}, 谭荣清^{1,2*}

(1. 中国科学院空天信息创新研究院, 北京 100094;

2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 粒子输运与富集技术全国重点实验室, 天津 300180)

摘要: 通过实验和仿真的方法, 研究了多点分布的内部热源加热作用对紧凑型双路 TEA CO₂ 激光器谐振腔热稳定性的影响。采用直流风扇热交换抑制了高压电源的局部加热效应, 通过调整热交换的效率, 可在 13~22 °C 环境温度范围内, 使前后谐振腔镜受到的局部加热形变作用和环境温度引起的热胀冷缩作用基本抵消。为实现更宽温度范围的谐振腔稳定性, 在有效热交换措施的基础上, 根据模拟预测的形变规律, 提出了谐振腔变形的角度补偿方法。使用传感器获得环境温度与设定初始环境温度的偏差, 通过调整伺服电机步数实现对方位角的补偿, 补偿值约 0.28 step/°C, 通过 PZT 促动器调整悬臂调谐结构末端位移, 实现对俯仰角的补偿, 补偿值约 0.79 μm/°C。

关键词: TEA CO₂ 激光器; 局部加热效应; 腔体形变; 角度补偿

中图分类号: TN248.2 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA20230020

0 引言

横向激励大气压 (Transversely Excited Atmospheric, TEA) CO₂ 激光器工作在 9~11 μm 的长波红外波段, 许多有害气体及污染物的气溶胶在该波段范围有强烈的吸收, 如 NH₃、SF₆ 等, 因此 TEA CO₂ 激光器被广泛用于环境探测激光雷达光源^[1-4]。由于大气湍流的存在, 一般需要在数十毫秒内的“大气冻结”时间内, 通过发射对应探测物质的吸收峰-吸收谷谱线对, 实现高灵敏度差分探测。而单台脉冲 CO₂ 激光器常采用的光栅选线结构难以在上述很短的时间内进行切换, 因此采用双路交替发射谱线对的方式成为更优的选择。国内外均开展了相关的双光路 TEA CO₂ 激光器的研究。1979 年, N.Menyuk 等^[1-2] 研制了单台小型 TEA CO₂ 激光器, 可输出谱线 50 条, 重复频率 500 Hz, 最大脉冲能量大于 20 mJ, 并在 1982 年将两台该型激光器成功用于差分吸收激光雷达并在 2.7 km 实现对联氨和偏二甲肼等的探测。2007 年, 曲彦臣等^[5] 研制了一台车载、采用扫描振镜的双通道折叠腔 CO₂ 激

光器, 可输出谱线 80 条。2010 年, Hasan Kariminezhad 等^[3] 报道了采用双路 TEA CO₂ 激光器的激光雷达实现了 SF₆ 及其同位素的探测。2015 年, 郑义军等^[6] 报道的双路快调谐 CO₂ 激光器可输出谱线大于 70 条, 并被用于差分吸收激光雷达实现了 5 km 的探测距离^[4]。2022 年, 潘其坤等报道了可用于激光雷达探测的机械调 Q 紧凑型脉冲 CO₂ 激光器, 实现了峰值功率 3.7 kW、波长范围 9.2~10.7 μm 的调谐输出^[7]。

CO₂ 激光器气体放电工作时, 热效应会不可避免地引起元器件温度的升高, 进而可能影响激光器的光斑分布、指向性、输出光功率等。进入 21 世纪后, 向大功率方向发展的 CO₂ 激光器被广泛应用于激光雷达和激光加工等领域, 研究者们围绕热效应的影响开展了大量的研究^[8-14], 多数采用了有限元理论以分析千瓦级光功率激光器或激光设备中窗口镜的热形变所带来的影响, 也提出了形变补偿和热交换等解决方案^[12-13]。而对激光器腔体而言, 由于其体积较大、热容较大以及采用了水冷等辅助散热方式的综合原因,

收稿日期: 2023-01-12; 修订日期: 2023-03-10

基金项目: 粒子输运与富集技术全国重点实验室开放课题项目 (QT210005)

作者简介: 朱子任, 男, 博士生, 主要从事气体激光技术及应用方面的研究。

导师(通讯作者)简介: 谭荣清, 男, 研究员, 博士, 主要从事气体激光技术及应用方面的研究。

其热形变一般不予考虑。近年来,由于激光雷达等领域的需求推动,TEA CO₂ 激光器继续拓展了以小体积、低功率、高光束质量为目标的发展方向,因此热效应转而体现在紧凑空间的局部加热引起的腔体形变问题,并成为该方向工程难点之一。

目前已报道的有关紧凑型 TEA CO₂ 激光器谐振腔稳定性的研究较少^[15],对其内部的热力形变过程也鲜有较为详细的讨论。文中搭建了一套可用于激光雷达探测的紧凑型双路 TEA CO₂ 激光装置,开展了对谐振腔的热稳定分析,提出了相应的热形变解决方法。

1 装置结构与热形变机理

1.1 装置结构

双路脉冲 CO₂ 激光器包含两路平行且独立的谐振腔,如图 1 所示,分别是左侧 1#激光器和右侧 2#激光器。装置总尺寸约为 480 mm×370 mm×220 mm,左侧的激光头标记为 1#通道,右侧的标记为 2#通道。每套激光系统由密封的腔体(包括工作气体、主放电单元)、谐振腔以及正下方的高压模块构成。其中密封腔体的容积约 2 L,增益尺寸约 9 mm×9 mm×400 mm。主放电单元包含一套放电电极和电晕预电离装置,工作电压默认 21 kV。每路谐振腔采用平凹腔设计,包含一块设置于装置前端的耦合率 90% 的输出镜,以及一块以 Littrow 方式工作 $d = 1/120$ mm 的平面闪耀光栅,其中光栅由高精度伺服电机驱动旋转以选择工作波长,伺服电机悬挂安装于装置另一端。控制单元进行了整合并放置于装置的中间底部区域。激光器的主要输出参数见表 1。

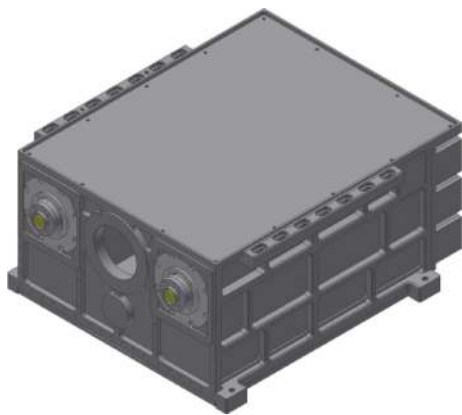


图 1 双光路 TEA CO₂ 激光器外形图

Fig.1 Outline of dual-path TEA CO₂ laser

表 1 双通道激光的主要输出参数

Tab.1 Main parameters of dual path

Parameter	Numerical value
Pulse energy for strong line/mJ	>50
Pulse energy for weak line/mJ	>10
Pulse width (full width at half maximum)/ns	60-150
Repetition rate/Hz	1
Minimum aperture (near grating)/mm	8
Beam divergence/mrad	<4
Transverse mode	TEM ₀₀ & TEM ₀₁
Number of output lines	70

1.2 热形变机理

1) 温度场分布

对于微元体 $dx dy dz$, 根据能量守恒定律,输入的能量加上自身产生的热量应等于输出的能量。其导热微分方程可表示为:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q_{self}}{k dx dy dz} = \frac{1}{\alpha} \times \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中: k 为材料热导率; q_{self} 为微元体自身产热速率; $\alpha = \frac{k}{\rho c}$ 为热扩散系数; ρ 为热流密度分布; c 为比热容。

通过将导热方程与三类边界条件相结合,分别是第一类边界条件—给定边界上任何时刻 t 的温度分布、第二类边界条件—热流密度分布 ρ 、第三类边界条件—周围流体的表面换热系数及流体温度 T_f , 可得温度场的泛函表达式为^[16]:

$$J = \int_V \left\{ \frac{1}{2} \left[k_x \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + k_y \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + k_z \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] - \left(q - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right) T \right\} dV + \int_{S_2} q T dS_2 + \int_{S_3} \alpha \left(\frac{1}{2} T^2 - T T_f \right) dS_3 \quad (2)$$

式中: k_x, k_y, k_z 为材料的热导率; $q = -kA \frac{\partial T}{\partial x}$ 为热传导速率; A 为散热面积; $\rho c \frac{\partial T}{\partial t}$ 为单位体积热能的变化率。再通过设定温度插值函数:

$$T = [N] \{T\}^e = N_1 T_1 + N_2 T_2 + \dots + N_p T_p \quad (3)$$

上式中 $N_i (i = 1, 2, \dots, p)$ 为形函数且满足 $\sum N_i = 1$, $T_i (i = 1, 2, \dots, p)$ 为节点温度。温度场泛函表示为 $J = J(T_1, T_2, \dots, T_n)$, 求解:

$$\frac{\partial J}{\partial \{T\}^e} = [K_1]^e \{T\}^e + [K_2]^e \{T\}^e + [K_3]^e \{\dot{T}\}^e - \{P\}^e = 0 \quad (4)$$

则温度场的有限元方程为:

$$([K_1] + [K_2])\{T\} + [K_3]\{\dot{T}\} = \{P\} \quad (5)$$

式中: $\dot{T} = \frac{\partial T}{\partial t}$; $[K_1]$ 和 $[K_2]$ 分别为传导和对流的贡献; $[K_3]$ 为热容的贡献; $\{P\}$ 为热载荷。

2) 热形变分布

在求解温度场的分布后, 每个节点会受到温度的影响产生节点力, 从而形成节点力的分布。根据虚功原理, 节点力在节点虚位移上做的虚功等于应力在虚应变上做的虚功^[16-17]:

$$\{\delta^*\}^{eT} \{R\}^e = \iiint \{\delta^*\}^{eT} [B]^T ([D][B]\{\delta\}^e - [D]\{\varepsilon_0\}) dV \quad (6)$$

式中: $\{\delta^*\}^{eT}$ 为虚应变; $\{R\}^e$ 为节点力。

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots & \frac{\partial N_p}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \dots & \frac{\partial N_p}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial z} & \frac{\partial N_2}{\partial z} & \dots & \frac{\partial N_p}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$[D] = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\{\varepsilon_0\} = \alpha \Delta T \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (9)$$

则有

$$\{R\}^e = -\alpha [B]^T [D] \frac{\Delta}{3} (T_i + T_j + T_m) \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (10)$$

式中: Δ 为三角形微元的面积; T_i, T_j, T_m 为温度节点。

3) 紧凑型双路激光器特点

双路激光器装置结构内包含着水平方向对称的多个分散热源。主要热源的基本功率参数见表 2。

热源能够使其附近环境气体温度上升, 作用方式

分为两类, 其一是放电直接产生废热, 其二是器件发热。对于后者, 文中主要考虑元器件主要以对流换热的形式传递热量, 而忽略其与腔体的直接热传导。这是因为器件和腔体采用了点接触连接的方式, 加上连接路径上有较多的低导热系数材料, 如尼龙、环氧纤维板等, 因此路径上热传导的效率较低。

表 2 热源参数 (单位: W)

Tab.2 Parameters of heat sources (Unit: W)

Parameter	Numerical value
Gas discharging (each path)	3.5
Servo motor (each path)	7.5
High voltage power supply (each path)	30
Control unit (common)	5

气体温度上升后, 通过对流换热均匀地加热附近的舱室内壁, 舱室内壁再以热传导的形式将热量逐渐传递至整个设备腔体外壳, 并最终与环境以对流换热的形式达到热平衡。

因此文中在上述热传递形式的基础上开展对紧凑型 TEA CO₂ 激光器腔体温度场分布和形变量分布的分析和计算, 研究角度不同于在大功率激光器中对窗口镜开展热形变分析。为简化计算模型, 输入条件是添加对若干个热源附近内壁的热传导 (仿真软件中记为 Heat Flow), 用来描述各热源对所在舱室内壁的均匀加热作用, 也针对不同散热条件下的效果差异, 调整了不同表面的对流换热系数 (Convection) 设置及环境温度 (Ambient Temperature) 等。

2 局部热形变的实验测量与仿真分析

2.1 谐振腔镜形变量的测量

首先在 4~30 °C 环境温度范围用指示光测试了硒化锌耦合输出镜、光栅 (包括搭载光栅的伺服电机) 的指向稳定性, 实验表明其形变量是微小可忽略的。在此基础上, 文中研究了因腔体热形变引起的输出镜安装基准面以及伺服电机安装基面的角度变化。

所有热源包括高压电源被密封在独立的舱室内, 引一束指示光与光轴呈小角度入射, 依次在输出镜和光栅表面发生反射, 标定在方位向 (下标 A) 和俯仰向 (下标 P) 的耦合输出镜反射光点位移 dc_A, dc_P , 光栅反射光点的位移 dg_A, dg_P , 以接收屏上各反射光点的初

始位置为原点建立直角坐标系。反射光点到耦合输出镜和光栅的距离 $l_c \approx 5$ m 和 $l_g \approx 5.4$ m, 根据公式 (11) 换算成指向性变化。

$$\begin{cases} \Delta\theta_{cA} = \frac{dc_A}{2l_c} \\ \Delta\theta_{cP} = \frac{dc_P}{2l_c} \\ \Delta\theta_{gA} = \frac{dg_A}{2l_g} \\ \Delta\theta_{gP} = \frac{dg_P}{2l_g} \end{cases} \quad (11)$$

在环境温度为 26 °C 的稳定室温条件下, 激光器开机并以 1 Hz 出光运行 1 h。测得两反射光点偏移量分别为:

$$(dc_A, dc_P) = (-1.80, 0.82) \text{ mm} \quad (12)$$

$$(dg_A, dg_P) = (-1.24, 0.5) \text{ mm} \quad (13)$$

计算得到:

$$\begin{cases} \Delta\theta_{cA} = -0.180 \text{ mrad} \\ \Delta\theta_{cP} = 0.082 \text{ mrad} \\ \Delta\theta_{gA} = -0.114 \text{ mrad} \\ \Delta\theta_{gP} = 0.048 \text{ mrad} \end{cases} \quad (14)$$

谐振腔的变形在方位向表现为谱线的最大脉冲能量对应的伺服电机位置发生了变化。在俯仰向的变化则表现为主光斑沿该方向产生衍射条纹, 使得该方向的发散角变大, 光斑能量分布均匀性变差, 如图 2 所示。

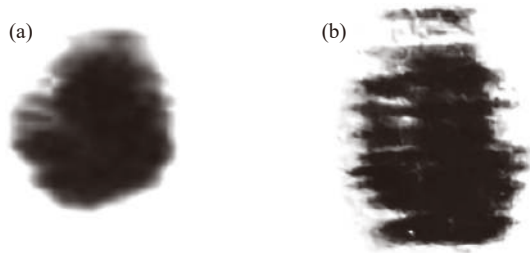


图 2 谐振腔俯仰角失谐引起的光斑形状变化。(a) 初始状态; (b) 失谐状态

Fig.2 Spot shape variation caused by angle of pitch detuning in resonant cavity. (a) Original status; (b) Detuning status

2.2 热形变仿真

使用 Ansys Workbench 热静态分析模块, 导入装置模型, 分析了表 2 作为输入参数时装置的温度分布

和形变量分布。其中一路激光器截面上的热源设置见图 3。其他的输入参数有: 外壳表面的换热系数 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$, 腔体合金铝导热系数 $155 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$, 环境温度 $-20 \sim 40 \text{ C}$ 。

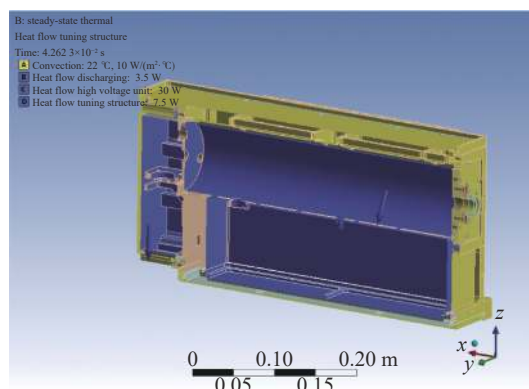


图 3 单路腔体截面上的部分内热源分布 (紫) 和外表面对流换热 (黄) 设置

Fig.3 Distribution settings of inner heat sources (purple) and exterior heat exchanging (yellow) in the section plane of single path cavity

图 4(a) 和图 4(b) 模拟了 22 °C 环境温度下内部热源引起的腔体温度分布和形变分布。计算结果显示, 温度分布和形变量在方位向的分布是基本对称的。在俯仰方向, 温度分布和形变分布从上往下逐渐递增。图 4(c) 模拟的是输出镜片安装槽面各点沿着光轴方向 (右下角 x 轴) 的偏移量, 结合偏移量的分布差异以及环形槽的内径, 可计算出输出镜的方位和俯仰角变化。图 4(d) 显示了伺服电机的悬挂安装面的形变, 沿右下角所示 z 轴方向的偏移量分布可换算为光栅的俯仰角变化, 沿右下角 x 轴方向上的偏移量分布可换算为俯仰角变化。图 4(c) 和图 4(d) 模拟得到的谐振腔镜偏离方向与实验结果一致。

图 5(a) 和图 5(b) 分别给出了无内部内热源、存在内部热源时耦合输出镜 Coupler 和光栅 Grating 在方位维度 Azimuth 和俯仰维度 Pitch 上的变化量随环境温度的变化。将 22 °C 无热源状态设为形变量参考零点。图 5(a) 表明, 无内部热源时, 前后谐振腔镜在不同维度上的偏离角数据呈线性分布且相交于参考零点。根据热形变理论, 这种线性变化是由整体环境温度变化引起的整体热胀冷缩所导致。当存在多点分布热源时, 在腔体上叠加了多个不同位置、不同方向、不同幅度的弹性应力形变。图 5(b) 对应图 4 的模

拟数据,得到的数值和公式(14)中的实验值接近。图5(b)还显示了这种弹性形变的叠加并不改变各偏离角拟合线的斜率,而是改变其与纵坐标的截距,使各拟合线之间产生多个交点,而非图5(a)中的仅一个

交点。菱形和星形数据线描绘的整体方位和俯仰角变化,由输出镜数据减去光栅数据获得,有内部封闭热源作用时,两者的交点 22 °C 移动到 -6 °C 附近,对应幅值略小于 0。

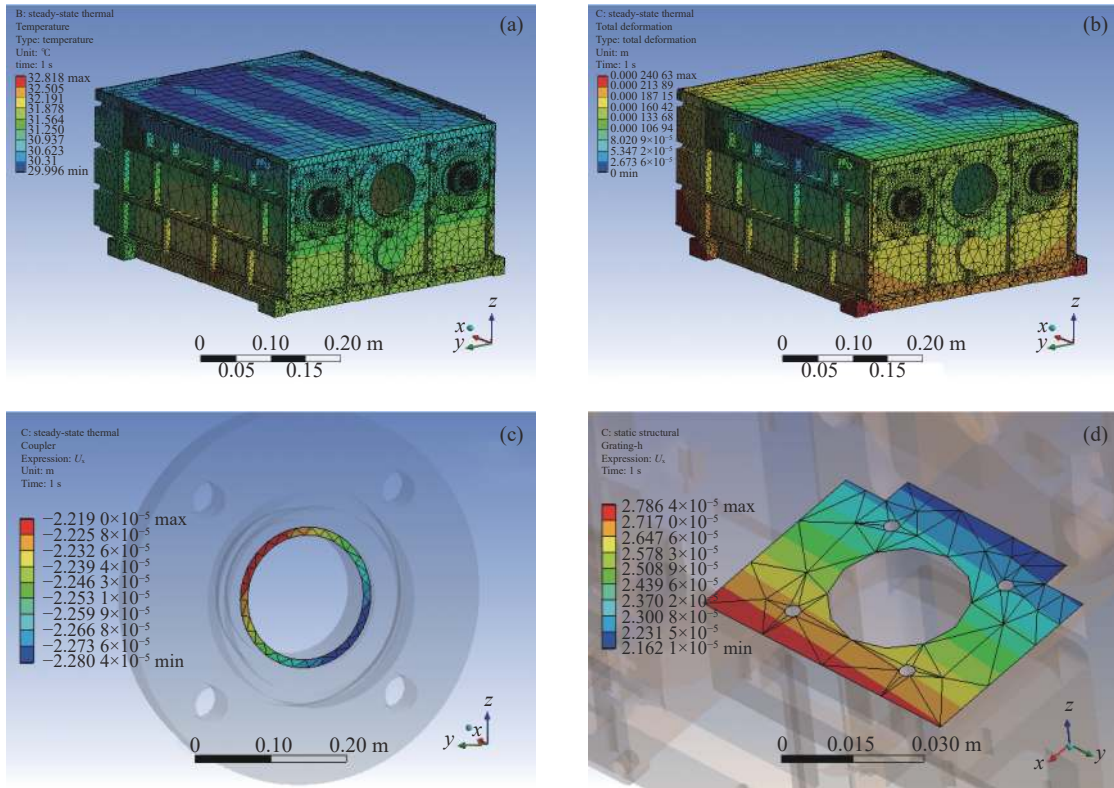


图 4 热源全密闭条件下的 (a) 温度分布; (b) 热形变分布; (c) 耦合输出镜安装基面沿光轴方向形变分布; (d) 伺服电机安装基面沿光轴方向形变分布

Fig.4 Simulation results under the circumstance of all sealed thermal sources. (a) Total temperature distribution; (b) Total deformation distribution; (c) Deformation distribution of the mounting surface of the output coupler, along the direction of optical axis; (d) Deformation distribution of the mounting surface of the servo motor, along the direction of optical axis

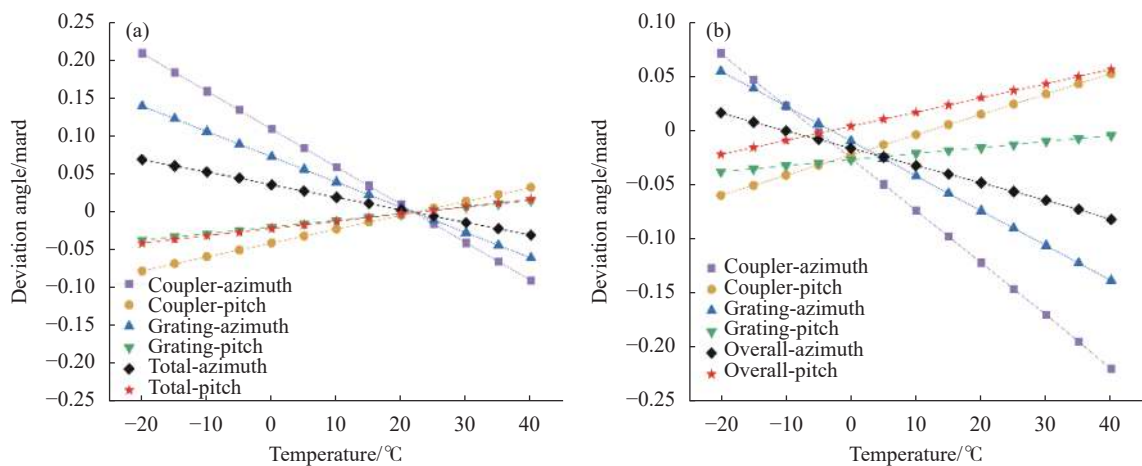


图 5 谐振腔镜角度偏离计算情况。(a) 无内部热源; (b) 有内部封闭热源

Fig.5 Calculated deviation angle of cavity mirrors. (a) Without inner heat sources; (b) With all-sealed inner sources

3 对流换热及角度补偿实验

3.1 对流换热实验

为抑制内部热源引起的形变,对热功率最高的高压电源实施主动热交换,具体方案如图 6 所示。将下方高压电源舱室的盖板一端开出风口并安装轴流风扇,另一端设置栅格状进风口。设置了箭头所示的气流通道。其中风扇扇面直径 60 mm,风扇供电 28 V,最大风量 60 cfm。软件计算图 6 中所示内部通道面积约 0.12 m²,通道截面积约 2300 mm²,通道长度约 0.53 m。

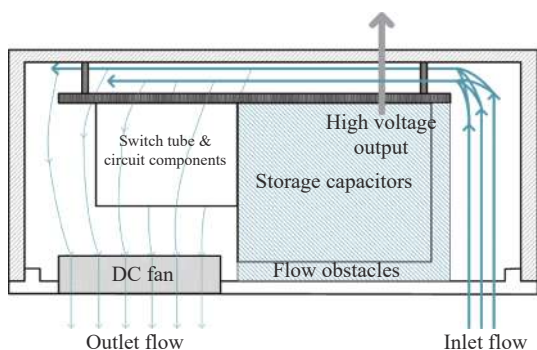


图 6 高压电源舱室内气流路径示意图

Fig.6 Schematic diagram of the flow path in the high voltage power supply chamber

由于腔内元器件众多,气体流动路径复杂,严格计算空气对流换热系数相对困难。文中仅通过尝试提高对流换热系数以分析主动对流换热对谐振腔稳定性的影响。因此空气强制对流换热系数取值参考了文献中的范围 20~100 W/(m²·°C)^[18]。仿真中对气流迎风面设置三种不同空气对流换热系数,分别是 10 W/(m²·°C)(自然流动)、40 W/(m²·°C)(中等流速)、70 W/(m²·°C)(高速流动),计算了对应的谐振腔整体方位向和俯仰向的偏离角并绘于图 7。

仿真结果表明,谐振腔整体在两个维度上的偏离角随环境温度始终呈线性变化。实施热交换后,两个维度偏离角拟合线的交点位置(图中红色星形标记)从-7 °C 变化为 13 °C,幅值略低于 0。随着对流换热系数的提高,交点位置从 13 °C 附近逐渐向 22 °C 靠拢并趋向于图 5(a)的情形,此时对流换热系数足以消除大多数内部热源对谐振腔的形变影响。在 13~22 °C 区间范围内,可以通过调整对流换热系数,

来实现环境引起的整体热胀冷缩作用以及内部热源引起的加热变形作用的抵消。

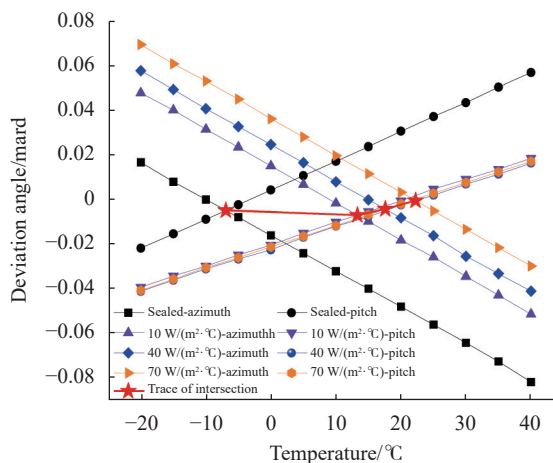


图 7 不同对流换热系数下谐振腔在方位和俯仰方向上的整体偏离角
Fig.7 Overall resonant cavity deviation angle in the azimuth and pitch direction under different transfer convection coefficients

在室温 22 °C 条件下,实验测试了加入对流换热前后,激光器输出脉冲能量随时间变化的变化曲线,见图 8。两条曲线在前 600 个脉冲阶段存在一个短暂的凹陷,这是个热传导和热平衡的过程,随后曲线逐渐保持一个较稳定的斜率开始下降。采取对流换热措施后,激光脉冲能量变化曲线的下降斜率有明显的改善,也未通过反射光点观察到前后谐振腔镜的偏移,即脉冲能量的下降与谐振腔形变因素无关。

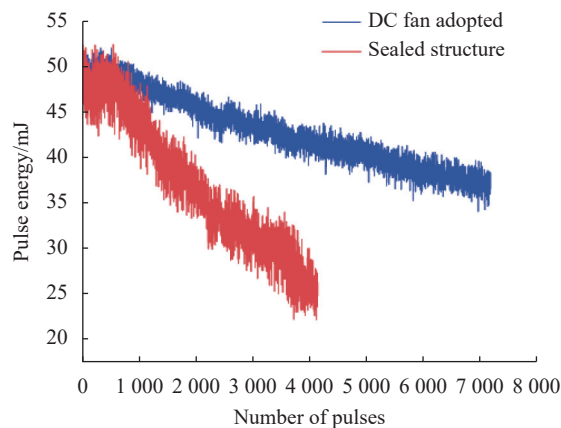


图 8 采用风扇热交换前后 1#激光器脉冲能量随时间的变化,红色 4200 个脉冲,蓝色 7200 个脉冲,工作频率 1 Hz
Fig.8 Pulse energy of 1# laser under repetition 1 Hz, total 4200 pulses of sealed structure (red), 7200 pulses with DC fan adopted (blue)

3.2 角度补偿实验

通过调节对流换热系数实现谐振腔稳定性的方法仅适用于 13~22 °C 的较小温度范围。为实现更宽温度范围的谐振腔稳定性,需有足够的对流换热系数以消除大部分内部热源的形变作用,并在此基础上对谐振腔的整体热胀冷缩形变进行两个维度方向上的角度补偿。此外总结补偿值与传感器采集到的温度数据的线性关联函数,使得控制单元能够根据实时的温度数据及时做出修正。

方位向的补偿是采用伺服电机调整光栅偏转角等于谐振腔整体的偏移角。根据图 5(a) 环境温度上升带来的方位方向偏移角变化的斜率:

$$k_A \approx -\frac{0.01}{6} \text{ mrad}/^\circ\text{C} \quad (15)$$

对于 20 位编码器的伺服电机,一圈为 $2^{20} = 1\,048\,576$ 步 (step), 增加步数是逆时针/负角度, 因此理论上环境温度每上升 1 °C 对应电机步数补偿规律 (实际取整) 为:

$$k_A \approx 0.28 \text{ step}/^\circ\text{C} \quad (16)$$

图 9 给出了实验中测得的伺服电机补偿数值, 横坐标是温度, 纵坐标是补偿步数。补偿步数计算方法为, 根据伺服电机扫描得到的最大脉冲能量所对应的电机步数, 减去原设定的 (无热影响时) 步数。实验测得的电机补偿值随温度的变化整体呈线性关系, 且拟合线斜率比公式 (16) 给出的理论值偏大, 这可能是因为文中假设热源对附近设备内壁的加热效果以及热交换效果是理想的均匀分布, 实际测量时的局部温差和热形变可能幅度更大。

俯仰向的补偿方案是对悬挂安装的伺服电机的底部加装由 PZT 压电陶瓷驱动器控制位移的底座。如图 10 所示, 当底座在沿光轴方向上的偏移量为 Δl , Δl 距离伺服电机的悬挂安装面的高度差 h , 通过角度关联可知光栅在俯仰向的偏移角为:

$$\theta = \Delta l/h \quad (17)$$

根据图 7, 该方向的补偿角随环境温度变化的斜率应满足:

$$k_p \approx 0.0098 \text{ mrad}/^\circ\text{C} \quad (18)$$

根据 $h \approx 81\text{mm}$ 换算得到每上升 1 °C 对应的 PZT 位移为:

$$\Delta l \approx 0.79 \mu\text{m}/^\circ\text{C} \quad (19)$$

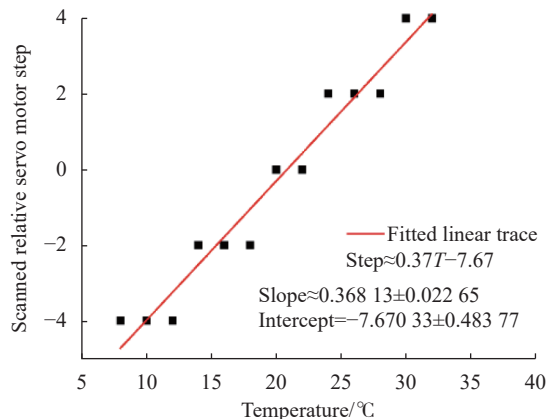


图 9 不同环境温度下扫描最大脉冲能量对应的电机步数补偿值
Fig.9 Compensation motor steps under different environmental temperatures by scanning maximum pulse energy

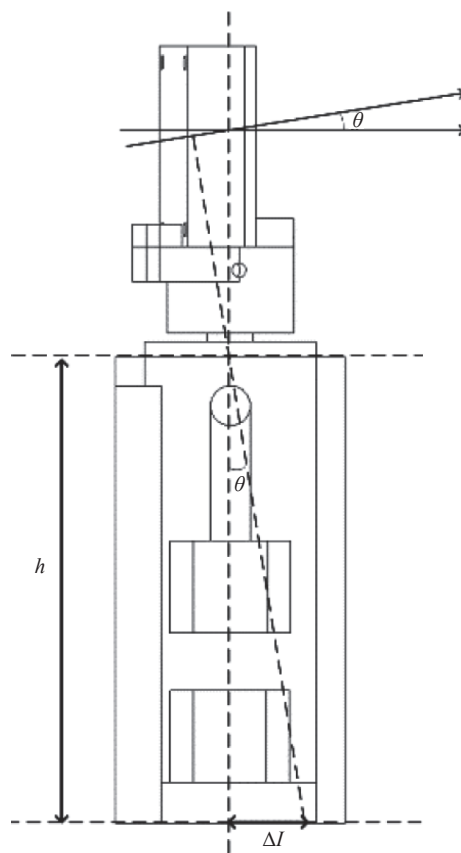


图 10 俯仰方向偏移角补偿示意图

Fig.10 Schematic diagram of the angular deviation compensation in the pitch direction

4 结 论

文中针对紧凑型双路 TEA CO₂ 激光器谐振腔的热稳定性开展了研究, 分别用实验和仿真的方法, 分

析了内部热源对谐振腔稳定性的影响,提出并验证了热交换和角度补偿的方案。主要结论包括:

1) 谐振腔镜在方位和俯仰维度上的指向性随环境温度呈线性变化,变化的斜率仅和腔体的整体热胀冷缩特性有关,与内部热源的影响无关。两个维度的指向性变化拟合线存在一个交点,当无内部热源时,交点对应设定的谐振腔初始光轴的环境温度 22℃,交点处幅值为零。当存在内部热源时,交点对应的环境温度会向低温方向移动,幅值为接近零的负值。

2) 加入热交换时,改变对流换热系数,可使内部热源的局部加热效应和腔体的整体热胀冷缩达到基本平衡,从而调节上述交点位置,使 13~22℃ 的环境温度范围内谐振腔指向性变化降到接近零的水平。

3) 为实现更宽温度范围内谐振腔的稳定性,在利用热交换消除绝大部分内部热源影响的基础上,采用角度补偿方法应对腔体整体的热胀冷缩变形。其中方位向的补偿是通过改变伺服电机步数来实现光栅工作角度的微调。俯仰角的补偿则是通过 PZT 压电陶瓷促动器调节悬臂结构端部位移实现对伺服电机俯仰角的控制。

文中的研究内容和方法为双路紧凑型 TEA CO₂ 激光器及同类小型激光器件、尤其是气体激光器谐振腔热稳定性的研究,提供了对局部加热效应的新认识,以及对相关问题的解决方法。后续的工作将通过装置的优化,以及尝试结合采用负热膨胀材料等,进一步减小谐振腔的热形变,提高谐振腔热稳定性。

参考文献:

- [1] Menyuk N, Moulton P F. Development of a high-repetition-rate mini-TEA CO₂ laser [J]. *Review of Scientific Instruments*, 1980, 51(2): 216-220.
- [2] Menyuk N, Killinger D K, Defeo W E. Laser remote sensing of hydrazine, MMH, and UDMH using a differential-absorption CO₂ lidar [J]. *Applied Optics*, 1982, 21(12): 2275-2286.
- [3] Kariminezhad H, Parvin P, Borna F, et al. SF₆ leak detection of high-voltage installations using TEA CO₂ laser-based DIAL [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2010, 48(4): 491-499.
- [4] Yang Z, Zhang Y, Chen Y, et al. Simultaneous detection of multiple gaseous pollutants using multi-wavelength differential absorption LIDAR [J]. *Optics Communications*, 2022, 518(1): 128359.
- [5] Qu Y, Ren D, Zhang L, et al. A rapidly tunable TEA CO₂ laser for differential absorption lidar[C]//Proceedings of SPIE, 2005, 5627: 537-543.
- [6] Zheng Yijun, Zhu Ziren, Tan Rongqing, et al. Rapidly tuned pulsed CO₂ laser with dual optical path [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2020, 49(1): 0105001. (in Chinese)
- [7] Pan Qikun, Miao Fangchen, Si Hongli, et al. Compact pulsed CO₂ laser with wavelength automatic tuning [J]. *Chinese Optics*, 2022, 15(5): 1007-1012. (in Chinese)
- [8] Cheng Jiayuan. Study on the stability of mirrors of high power TEA CO₂ laser [D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2009. (in Chinese)
- [9] He Jianguo, Li Ming, Mo Zeqiang, et al. Longitudinal forced convection heat transfer for high power slab laser media [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2020, 49(9): 20200556. (in Chinese)
- [10] Zhang Kuo, Chen Fei, Li Ruolan, et al. Analysis on thermal performance of output window in high power CO₂ laser [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2017, 46(2): 0205005. (in Chinese)
- [11] Wang Qinglei, Sun Shijun, Jiang Hongjia, et al. High-precision thermal deformation measurement of optical remote sensor optical-mechanical structure [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2022, 30(8): 948-959. (in Chinese)
- [12] Feng Zhiqing, Bai Lan, Zhang Zengbao, et al. Thermal deformation compensation of high energy laser mirrors [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2010, 18(8): 1781-1787. (in Chinese)
- [13] Wang Wenjin. Research on gas heat transfer enhancement in high power fast axial flow CO₂ laser [D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2015. (in Chinese)
- [14] Zhao Ziyun, Zhang Kuo, Zhou Feng, et al. Temperature control method of CO₂ laser operating in airborne wide temperature range [J]. *Chinese Optics*, 2022, 16(2): 390-398. (in Chinese)
- [15] Zeng Yuan, Tan Rongqing, Chen Jing. Research on stability of tunable TEA CO₂ laser resonator [J]. *Laser & Infrared*, 2009, 39(9): 928-930. (in Chinese)
- [16] Fan Yue. Thermal/structural/optical analysis and thermal control technique of aerial camera [D]. Chengdu: University of Chinese Academy of Sciences, 2013. (in Chinese)
- [17] Ray S, Shamanna J. On virtual displacement and virtual work in Lagrangian dynamics [J]. *European Journal of Physics*, 2006, 27(2): 311-329.
- [18] Zhang Guolian. Research on air cooling system of high power supply cabinet [D]. Xi'an: Chang'an University, 2021. (in Chinese)

Thermal stability and compensation of compact dual-path TEA CO₂ laser resonant cavities

Zhu Ziren^{1,2}, Bai Jinzhou^{1,2}, Fu Jingjing¹, Su Xinjun³, Ye Jinghan^{1,2}, Liu Yu^{1,2}, Yang Yinhui¹,
Huang Wenwu¹, Li Hui¹, Zheng Yijun^{1,2}, Tan Rongqing^{1,2*}

(1. Aerospace Information Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100094, China;

2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;

3. Science and Technology on Particle Transport and Separation Laboratory, Tianjin 300180, China)

Abstract:

Objective Transversely Excited Atmospheric (TEA) CO₂ laser can achieve tunable output at 9-11 μm which covers several atmospheric windows. It has improved a lot towards higher peak power and repetition frequency in the applications such as laser radar and laser manufacturing since the beginning of the 21st century. Heat effect as a product of gas discharging may bring unwelcomed effects on laser components and parts. Previous researches mainly focused on thermal deformation of laser windows under the situation of multi-kilowatt output. With the finite element theory, specific deformation data features were studied and corresponding compensation methods were proposed as well. However, thermal deformation of laser resonant cavities was commonly neglected as the huge bulk of cavities had large thermal capacity and good heat dissipation. With the recent development of lidar applications, opposite demand of TEA CO₂ lasers for small size and high reliability was put forward. Consequently, thermal deformation of resonant cavity instead of laser window is more likely to take place due to local heat effect. By far rare research works were carried out on this topic. For this purpose, thermal stability and compensation of compact dual-path TEA CO₂ laser resonant cavities were studied.

Methods A compact dual-path TEA CO₂ laser was developed. Deformation of resonant cavity in the action of local heat effect was measured with an indication beam (Fig.2, Eq.(14)). It was also simulated in both azimuth and pitch directions with Ansys Workbench (Fig.4-5). Hypothesis of the deformation counteract by balancing the local heat effect with thermal expansion was calculated (Fig.7) and experimentally realized by an axial flow DC fan assisted heat extraction structure (Fig.6, Fig.8). Moreover, angular compensation measures were taken after restraining the local heat effect. The azimuth angular compensation was achieved by adjusting servo motor steps under different ambient temperatures. The pitch angular compensation was realized by changing the bottom displacement of the cantilever tuning structure with a PZT actuator.

Results and Discussions The angular deviation of resonant cavity mirrors changed linearly regardless the presence of local heat effect. While local heat effect caused unequal angular deviation between resonant cavity mirrors. By adjusting heat exchanging efficiency, local heat and overall heat expansion reached a balanced counteraction in cavity deformation, thus the deviation of resonant cavities mirrors was limited to a low level within 13-22 °C. Output pulse energies decreased more gently in the condition of enhanced heat exchange. Angular compensation slopes were confirmed to realize the stability of resonant cavities within a wider temperature range, they were 0.28 step/°C for servo motor in the azimuth direction and 0.79 μm/°C for PZT actuator in the pitch direction respectively.

Conclusions Thermal stability and compensation of compact dual-path TEA CO₂ laser resonant cavities was studied. The heat effect of distributed inner heat sources was studied both in experimental and simulated method. Active heat exchange plan by adopting an axial flow DC fan was adopted to constrain the local heat effect. Hypothesis of the deformation counteract between local heat effect and thermal expansion was proposed and demonstrated. Moreover, the adaptability in wider temperature range was realized by precise angular compensation. Investigation results provided comprehensive view about thermal deformation in compact volume and angular compensation idea would be a reference for similar laser devices.

Key words: TEA CO₂ laser; local heat effect; cavity deformation; angular compensation

Funding projects: Science and Technology on Particle Transport and Separation Laboratory (QT210005)