

# 一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器的温度场仿真与实验

龚梦帆,肖光宗,于旭东,张 斌

(国防科学技术大学 光电科学与工程学院,湖南 长沙 410073)

**摘 要:** 为了研究一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器腔内温度场分布对其输出频差稳定性的影响,利用 ANSYS 有限元软件建立了该激光器的热力学模型。详细介绍了材料热参数的处理、激光器增益区热载荷的施加和换热系数的计算方法,通过仿真得到了该激光器腔体在稳态和瞬态情况下的温度场分布。采用红外热像仪设备拍摄得到腔体表面的实际温度值,与仿真结果对比,表明二者的温度值差异小于 1%,建立的仿真模型准确可靠。激光器启动后,热量逐步从增益区向非增益区传导。当激光器温度分布稳定时,腔体存在明显的温度梯度分布,其中表面区域温度梯度最大;表面温度最高点位于阴极附近,最低点位于远离增益区的子腔体下表面。两子腔表面温度差值为  $0.05\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,引起的频差漂移为  $0.067\text{ MHz}$ 。研究表明:激光器两子腔随时间变化产生的温度差值仍是制约激光器输出频差稳定性的主要因素,为下一步提高频差稳定性和优化激光器几何结构设计提供了指导。

**关键词:** 氦氖激光器; 温度场仿真; ANSYS 有限元; 一体化 Y 型腔

**中图分类号:** TN248.2 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA201645.0505002

## Temperature field simulation and experimental of orthogonal polarized He-Ne laser with integrated Y-shaped cavity

Gong Mengfan, Xiao Guangzong, Yu Xudong, Zhang Bin

(College of Optoelectronic Science and Engineering, National University of Defense Technology, Changsha 410073, China)

**Abstract:** Thermal effects could dramatically destroy the performances of the orthogonal-polarized He-Ne laser featured with an integrated Y-shaped cavity. To explore detailed impacts on the output frequency difference stability, one thermal model was established via the ANSYS software. Material disposals and heat source loading were presented, including the calculations of heat flux density and transfer coefficients. Thermal features were shown and discussed both in steady-state and transient-state. Later practical experiments were employed with a thermal infrared imager. The differences between simulations and experimental results were barely smaller than 1%, which had validated the accuracy and reliability of the simulations. After the laser setting to work, heat gradually transmitted from gain area to non-gain area. When the temperature distribution of the laser was in steady state, the cavity surface regions had maximum thermal gradient. The points maximum temperature were always near the cathode, while those with minimum temperature were close to the underlying surfaces of the sub-cavities. The temperature difference was about  $0.05\text{ }^{\circ}\text{C}$  between the surfaces of the sub-cavities, and the resulted frequency drift was about  $0.067\text{ MHz}$ . It reveals that the time-dependent temperature divergences between two sub-cavity

收稿日期:2015-10-10; 修订日期:2015-11-15

基金项目:国家自然科学基金(61308058)

作者简介:龚梦帆(1991-),女,硕士生,主要从事新型激光器方面的研究。Email: happygmf@126.com

导师简介:张斌(1970-),男,教授,硕士生导师,主要从事新型激光器方面的研究。Email: kd208zb@sina.com

is still the main restricting factor in the stability of the laser output frequency difference, which can provide some important guidance for improving the stability of laser frequency difference and optimizing the design of laser geometry construction.

**Key words:** He-Ne laser; temperature field simulation; ANSYS finite element; integrated Y-shaped cavity

## 0 引言

一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器是将 Y 型腔正交偏振氦氖激光器<sup>[1-3]</sup>结构一体化之后的新型激光器,具有损耗低、稳定性好、体积小、重量轻等优点。区别于传统的 6328 nm 双频气体激光器,它的独特之处在于,激光器的腔体属于复合腔结构<sup>[4]</sup>,可以同时分别从两子腔输出正交偏振的不同频率的光,得到稳定的输出频差,可应用于传感测量领域。然而,一体化 Y 型腔正交偏振双频激光器两子腔输出的频率差会存在一个漂移,这主要是由于两子腔段的温度差引起的<sup>[5]</sup>。引起一体化 Y 型腔正交偏振双频激光器温度变化的热源有两个方面,一是激光器增益介质放电产生的热量,这是自身热源;二是环境温度变化,后者是可控的,而自身热源是无法消除的。激光器在放电过程中,增益区工作介质温度的升高使得腔内温度逐渐上升,同时在两子腔内产生不同的温度场分布,两子腔随放电时间增加产生的温度差正是导致激光器输出拍频不稳定的主要因素。因此,研究激光器自身温度场分布对提高激光器频率稳定性和几何结构优化设计具有重要意义。

研究激光器热特性对其性能的影响也是长期以来学者们探讨的重点方向之一,参考文献[6]对激光二极管端面泵浦晶体的温度场分布进行了分析,参考文献[7]针对多芯片半导体激光器展开了稳态热分析,参考文献[8]利用有限元分析方法对抖动激光陀螺谐振腔的主要结构参数与热特性的关系进行了研究。然而在双频气体激光器领域,考察温度对其性能影响的研究罕有报道,分析一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器温度场分布,在国内尚属首例,对新型气体激光器的热特性研究具有重要的参考意义。

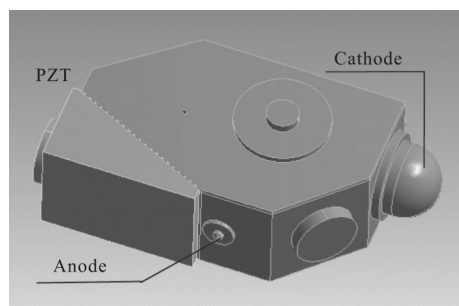
文中利用 ANSYS 有限元软件建立了一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器的温度场模型,详细介绍了材料参数的处理、激光器增益区热载荷的施加

和换热系数的计算方法,通过仿真得到了该激光器腔体在稳态和瞬态情况下的温度场分布。采用红外热像仪设备拍摄得到腔体表面的实际温度值以验证仿真结果。该项研究为激光器腔内温度点的选取、优化激光器几何结构设计和提高频差稳定性提供了理论依据。

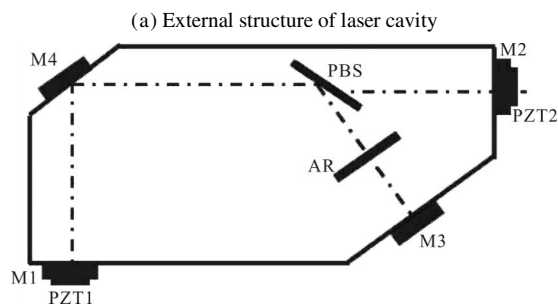
## 1 一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器结构及其有限元模型

### 1.1 结构与原理

一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器结构如图 1(a)所示,激光器增益区共用腔光程为 93 mm,两子腔光程均约为 37 mm。腔体外部构造主要包括阴极、阳极以及压电陶瓷 PZT,腔体内置偏振分光片和



(a) 激光器腔体外部结构



(b) 激光器原理结构

(b) Principle structure of laser cavity

图 1 一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器结构示意图

Fig.1 Schematic representation of orthogonal polarized He-Ne laser with integrated Y-shaped cavity

增透片。激光器原理结构图如图 1(b)所示,图中 PBS 为偏振分光片,AR 为增透片。

如图 1(b)中,激光通过偏振分光片 PBS 后,分光得到偏振态互相垂直的 S 光和 P 光,根据参考文献[5]对于 Y 型腔正交偏振氦氖激光器的静态性能估计,S 光与 P 光频率变化之差  $\Delta\nu'$  与 S、P 子腔各自温度变化  $\Delta T_1$ 、 $\Delta T_2$  之间有如下关系:

$$\Delta\nu' = \nu_0 \alpha \frac{(\Delta T_1 - \Delta T_2)(L_0 L_0' + L^2 - l^2) + L_0(\Delta T_1 + \Delta T_2 - 2\Delta T_0)}{(L_0 + L_0')^2 - l^2} \quad (1)$$

式中:  $\nu_0$  为激光器中心频率;  $\alpha$  为腔体材料的膨胀系数;  $L_0$  为共用腔长度;  $L_1$  和  $L_2$  分别为 S 子腔和 P 子腔的长度,并假设两子腔的长度差为  $2l$ ,则  $L_1$  和  $L_2$  分别写为  $L_1 = L_0' + l$  和  $L_2 = L_0' - l$ 。当  $l \leq L_0$  时,忽略  $l^2$  项,公式(1)可写为:

$$\Delta\nu' = \nu_0 \alpha \frac{L_0'}{L_0 + L_0'} (\Delta T_1 + \Delta T_2) + \nu_0 \alpha \frac{L_0}{(L_0 + L_0')^2} \cdot (\Delta T_1 + \Delta T_2 - 2\Delta T_0) \quad (2)$$

实际装配过程中可以保证  $2l \leq 10^{-4} \text{ m}$ ,上式第二项可远小于第一项。将激光器各参量值代入公式(2)可得:

$$\Delta\nu' \approx 1.34 \times 10^6 (\Delta T_1 - \Delta T_2) \quad (3)$$

因此,影响激光器输出频差漂移的主要因素在于两子腔随时间变化存在温度差。

### 1.2 一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器的有限元模型

作为涵盖多物理场分析功能的有限元分析软件,ANSYS<sup>[9]</sup>被广泛应用于工业、能源和电子等行业的科学研究和产品开发。近些年,科研学者也纷纷借助 ANSYS 分析工具对诸如激光陀螺、半导体激光器和固体激光器等各类激光器件及激光技术进行热力学分析<sup>[10-12]</sup>。

通常热传递的方式包括热传导、热对流和热辐射<sup>[9]</sup>。根据能量守恒原理,稳态和瞬态的热平衡方程<sup>[13]</sup>分别为:

$$C \cdot dT/dt + K \cdot T = Q \quad (4)$$

$$K \cdot T = Q \quad (5)$$

式中:  $K$  为传导矩阵,包含导热系数、对流系数及辐射率和形状系数;  $C$  为比热矩阵;  $T$  为节点温度向量;  $dT/dt$  为温度对时间的导数;  $Q$  为节点热流率向量。

相比于其他低损耗双频激光器,一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器外形规则、结构简单,因此可利

用 ANSYS 对腔体结构进行同尺寸比例建模,并利用其自动优化技术进行网格划分。在 ANSYS 中对激光器建立的有限元模型如图 2 所示。

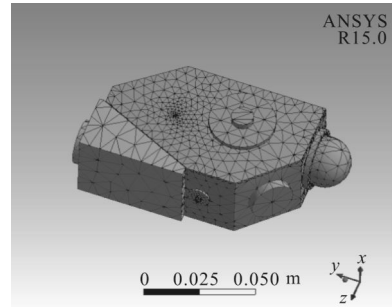


图 2 一体化 Y 型腔正交偏振氦氖激光器有限元模型

Fig.2 Finite model of orthogonal polarized He-Ne laser with integrated Y-shaped cavity

## 2 热载荷的施加和分析

在热分析过程中,当确定了激光器的几何模型后,需要进一步设置材料参数和施加热载荷,其主要内容是激光器各部分材料参数处理及给定热载荷的初始和边界条件。其中初始条件可设置为实际的环境温度,边界条件的获取则需要计算腔内热流密度和对流换热系数。

### 2.1 材料热参数设置

激光器腔内氦氖混合气体中氦气占大多数,故气体采用氦气的热参数,腔体采用微晶玻璃材料加工而成,阴极和阳极材料分别为高纯铝和无氧铜,腔内偏振分光片和增透片均选用光学石英材料制作而成。系统的材料热参数如表 1 所示。

表 1 材料热参数

Tab.1 Heat parameters of materials

Material	Density /kg · m <sup>-3</sup>	Specific heat capacity/J · kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup>	Heat conductivity /W · m <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup>
Ceramic-glass	2 530	800	1.46
Optical quartz	2 650	947	1.46
High purity aluminum	2 800	875	121
Oxygen-free copper	8 930	385	363

### 2.2 腔内热流密度的计算

激光器正常工作时,增益区内气体随阴阳两极放电产生的热量远大于压电陶瓷机械能转化的热能,因此激光器的热源主要来自于前者。一般采用高

压电源给激光器供电, 阴阳极电压差约为 1 200 V, 增益区两端的放电电流为 1.8 mA, 产生的总功率为 2.16 W。由于激光器光束的输出镜片均采用高反镜, 出射的光功率为 mW 量级, 远小于腔内产生的热功率, 因此将增益区内等效热功率近似取为 2.16 W, 并将此部分热量均匀施加在阴极、阳极和放电毛细管三部分的内表面上。根据激光器尺寸参数得到三部分面积之和为  $1.47 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ , 因此施加的等效热流密度为  $Q \approx 1.47 \times 10^3 \text{ W/m}^2$ 。

2.3 对流换热系数的计算

激光器与外界环境的热交换方式包括:(1) 腔体内部阴阳极之间增益区的强制对流换热。由于在阴阳极电压差的驱动下, 使得带电离子和氦氖气体具有较高的流速, 在毛细管内壁产生强迫对流换热;(2) 腔体内部非增益区的封闭空间自然对流换热<sup>[14]</sup>, 这是由于非增益区没有电压差的驱动;(3)腔体外部(包括侧面和上下表面)与外界环境的无限空间自然对流换热。

由于激光器的换热面较多, 仅以激光器腔体外部与外界环境无限空间对流换热为例, 计算其侧表面与外界环境的对流换热系数。根据传热学<sup>[14]</sup>理论, 对于无限空间自然对流, 其准则方程为:

$$Nu=f(Gr,Pr) \tag{6}$$

式中: $Nu$  为努谢尔特数; $Pr$  为普朗特数; $Gr=\frac{g\beta\Delta t l^3}{\nu^2}$  称为葛拉晓夫数; $g$  为重力加速度; $\beta$  为流体的体积膨胀系数, 且对于理想气体  $\beta=\frac{1}{T}$ ;  $\Delta t$  为壁面与流体的温差; $l$  为特性尺度; $\nu$  为流体粘度。激光器腔内的气体属于  $Pr>0.6$  的流体, 其努谢尔特数的计算式如下:

$$Nu=C(Gr \cdot Pr)^n \tag{7}$$

式中: $C, n$  为实验确定的常数, 对流换热系数为  $h=\frac{Nu \cdot \lambda}{l}$ ;  $\lambda$  为流体的导热系数。

激光器腔体侧表面的形状是竖直规则长方形, 特性尺寸为  $l=0.035 \text{ m}$ 。实际实验时的环境温度为  $21 \text{ }^\circ\text{C}$ , 设定腔体侧表面温度为  $26 \text{ }^\circ\text{C}$ 。根据空气的物性参数<sup>[14]</sup>可得  $Gr=3.1 \times 10^4$ , 因此该流体适用于层流模型, 并可确定  $C=0.59, n=1/4$ , 则  $Nu=7.17$ , 换热系数  $h=5.3$ 。采用同样方法可以得到几个典型特征面上的参数和换热系数:(a)腔体上表面;(b)腔体下表面;

(c)腔体侧表面;(d)腔内有限空间。计算结果如表 2 所示。

表 2 典型特征面上的参数和换热系数

Tab.2 Heat parameters and heat transfer coefficients of typical surfaces

	$t$	$l$	$Gr$	$C$	$m(n)$	$Nu$	$h$
a	26	0.042	$5.28 \times 10^4$	0.27	1/4	3.75	2.313
b	24	0.042	$5.28 \times 10^4$	0.54	1/4	7.5	4.625
c	27	0.035	$3.1 \times 10^4$	0.59	1/4	7.17	5.3
d	30	0.039	$4.23 \times 10^4$	0.197	1/4(1/9)	1.77	1.175

3 温度场仿真与实验分析

3.1 稳态热分析

利用 ANSYS 有限元对激光器进行稳态热分析, 研究对象的自由度为温度。得到激光器稳定工作时的稳态温度场分布直观图, 如图 3 所示, 同时在腔体表面设置几个监测点, 得到温度仿真结果如表 3 所示。

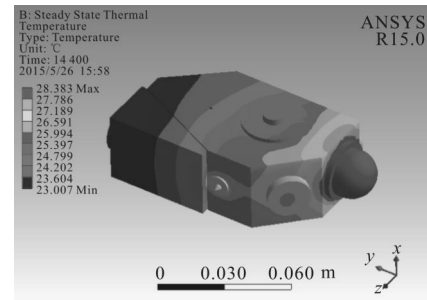


图 3 激光器腔体稳态温度场分布

Fig.3 Steady-state temperature field of the laser cavity

表 3 激光器稳态温度场仿真中各监测点的温度统计

Tab.3 Temperature field simulation statistic of testing points in the laser

Testing points	Cavity surface	Cathode	Anode	S sub-cavity	P sub-cavity
Temperature/ $^\circ\text{C}$	28.383	27.068	25.528	23.547	23.503

结合图 3 与表 3 数据分析得到:(1) 激光器腔体表面温度最高点始终出现在阴极附近, 这是由于腔内增益区氦氖气体的换热为强制对流换热, 气体在电流的作用下运动速度加快, 动能转换为系统的热能, 且阴极内表面换热面积最大;(2)激光器腔体表面温度最低点位于远离增益区的 P 子腔段下表面, 这是因为激光器主要的热能来源于增益区, 随着热

传导,远离热量生成区域的温度最低;(3)激光器腔体存在明显的温度梯度分布,腔体上表面区域的温度梯度最大,主要原因在于腔内增益区强制对流换热和非增益对流换热以及腔体外表面对流换热均不相同。

### 3.2 瞬态热分析

利用 ANSYS 对激光器进行瞬态热分析,初始温度设置为当前室内温度 21 °C,仿真时间总长为 4 h,步长为 4 min,图 4 为选取激光器正常工作 2 h 的瞬态温度场分布,图 5 为几个温度监测点随着工作时间的变化曲线。

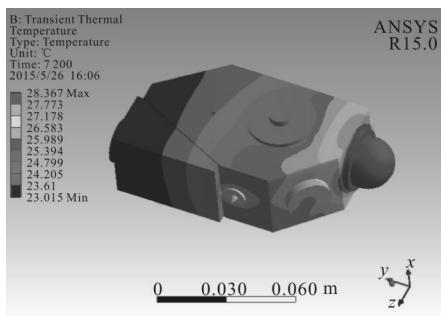


图 4 激光器腔体瞬态温度场分布

Fig.4 Transient-state temperature field of the laser cavity

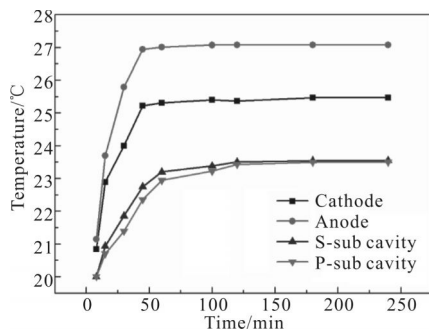


图 5 腔体温度随时间变化曲线

Fig.5 Cavity temperature versus time

结合图 4 和图 5 数据分析可得到:(1)激光器在工作 1 h 内温度急剧升高,之后逐渐变缓,最后缓慢趋于稳定值 27 °C 左右;(2)激光器冷启动约 2 h 左右腔体的温度分布基本和稳态温度场分布相一致,即达到稳定状态;(3)在激光器温度逐渐上升的过程中,增益区的温度最先达到最高,随着工作时间增加的热量逐步从增益区向非增益区传导;(4)S 子腔和 P 子腔表面温度变化趋势一致,但随时间变化存在温度差,差值在 0.05 °C 左右。

### 3.3 实验验证

为了验证仿真结果的正确性和可靠性,采用红外热像仪<sup>[15]</sup>对激光器的腔体进行拍摄,4 h 全程检测和捕获图像,拍摄得到的激光器稳定工作状态时的图像如图 6 所示。将实验拍摄图片进行数据处理,得到腔体表面实际的温度分布,将设置的各个温度监测点的仿真值与实测数据对比,稳态温度分布对比结果如表 4 所示,瞬态温度分布对比结果如图 7 所示。

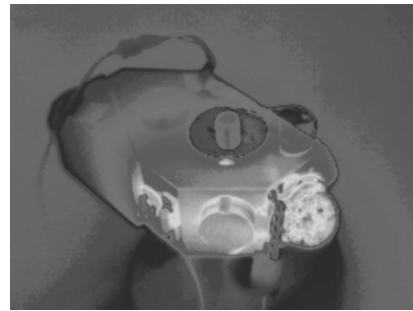


图 6 激光器稳定工作时的腔体表面温度场分布

Fig.6 Temperature field of the laser cavity surface after working function

表 4 监测点稳态分析仿真数据与实测数据对比

Tab.4 Comparison of steady-state analysis and experimental measurements

Measuring temperature points	Simulate temperature/°C	Test temperature/°C	Relative error/%
Cavity surface	28.383	28.3	0.29
Cathode surface	27.068	27.1	0.118
Anode surface	25.528	25.6	0.28
Cavity upper-surface	26.361	26.1	0.148
Cavity side-surface	26.952	27.0	0.178
S sub-cavity	23.547	23.6	0.225
P sub-cavity	23.503	23.5	0.013

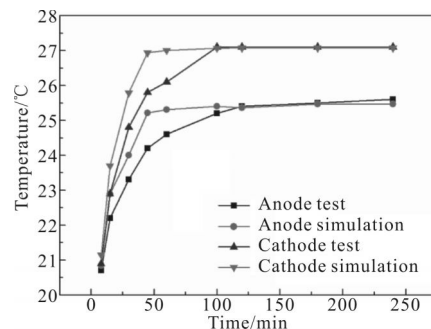


图 7 监测点瞬态分析仿真数据与实测数据对比

Fig.7 Comparison of transient analysis and experimental measurements

对比仿真和实验数据可以得出:

(1) 仿真所得的稳态温度场分布数据与实验测得的数据之间误差优于1%,瞬态分析与实际测试的温度变化规律也是一致的,说明仿真结果与实测结果较好地吻合,验证了一体化Y型腔正交偏振氦氖激光器温度场仿真模型的可靠性。

(2) 从激光器稳态热分析结果可以得到,激光器腔体表面几个监测点之间有明显的温度差,选择在激光器的阴极、阳极、外部表面等位置设置测温点,可以较好地反映腔内外的空间温度变化,从而更好地了解激光器的腔内温度特性。

(3) 从激光器瞬态热分析结果可知,激光器稳定工作时间约需2小时,同时仿真分析还可提供激光器各部分的温度变化趋势和正常工作时的温度场分布情况。

(4) 由激光器瞬态温度分布数据还可以得到,S子腔和P子腔温度随着激光器工作存在温度差,仿真得到的两子腔温度差值约为0.05℃,计算得到相应的频差漂移为0.067MHz。由于仿真和实验测试的均为两子腔腔体上表面的温度,表面面积大,对流散热快,而腔内两子腔的温度相对于较表面温度而言变化会更大,因此实际造成的频差漂移会大于0.067MHz,这一结果为后续分析和消除增益区自身温度噪声对输出频差的影响提供了指导。

## 4 结论

文中利用ANSYS建立了一体化Y型腔正交偏振氦氖激光器的有限元模型,进行了激光器的稳态和瞬态温度场仿真,详细阐述了参数的处理、热载荷的施加与计算方法以及温度场分布的具体分析。实验采用热像仪拍摄腔体表面温度,测试温度值与仿真结果得到较好的吻合,数据之间误差优于1%,验证了所建立的模型和参数处理的正确性和可靠性

另外,仿真得到的瞬态温度场分布提供了激光器从开机到稳定工作过程中的温度变化趋势和正常工作时的准确温度场分布。仿真结果表明两子腔随着时间变化存在温度差,从而引起的频差漂移为0.067MHz,这仍是制约激光器输出频差稳定性的主要因素。

由于验证时采用热像仪拍摄得到的温度仅仅局限在腔体表面,两子腔表面温差与腔内实际的温差值仍存在较大差异,因此利用ANSYS详细仿真腔内温度场分布,同时优化模型和参数设置是提高测量温度精度的关键,同样也是下一步的主要工作。文中的仿真方案及分析结果为一体化Y型腔正交偏振氦氖激光器的腔体热分析以及几何结构优化设计和提高频差稳定性提供了参考依据。

## 参考文献:

- [1] Xiao Guangzong, Long Xingwu, Zhang Bin. A novel orthogonal polarized dual-frequency laser using a Y-shaped cavity[J]. *Optics & Laser Technology*, 2011, 43(7): 1314-1317.
- [2] Xiao Guangzong, Long Xingwu, Zhang Bin, et al. A novel active optical approach for acceleration measurement based on a Y-shaped cavity dual-frequency laser[J]. *Optics & Laser Technology*, 2012, 44(2): 344-348.
- [3] Xiao Guangzong, Long Xingwu, Zhang Bin, et al. Precise force measurement method by a Y-shaped cavity dual-frequency laser [J]. *Chinese Optics Letters*, 2011, 9(10): 101201-101204. (in Chinese)
- [4] Wang Xin, Xiao Guangzong, Xie Yuanping. Compound-cavity and its application in laser technology[J]. *Laser and Infrared*, 2013, 43(3): 240-243. (in Chinese)
- [5] Xiao Guangzong. Preliminary study on laser accelerometer based on Y-shaped cavity orthogonal polarized laser [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2011. (in Chinese)
- [6] Zhi Yin, Li Long, Shi Peng, et al. Temperature field of pulse LD end pumped Nd: YAG crystal[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2015, 44(2): 491-496. (in Chinese)
- [7] Wang Wen, Gao Xin, Zhou Zepeng, et al. Steady-state thermal analysis of hundred-watt semiconductor laser with multichip-packaging[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2014, 43(5): 1438-1443. (in Chinese)
- [8] Lan Peifeng, Liu Yuanzheng, Wang Jiliang, et al. Research on thermal performance for resonator of mechanically dithered ring laser gyroscopes[J]. *Laser and Optoelectronics Progress*, 2014, 51(5): 051405. (in Chinese)
- [9] Hu Renxi, Zhang Xiuhui. ANSYS 14 Thermodynamics/Electromagnetic/Coupled Field Analysis SSP [M]. Beijing: Posts and Telecom Press, 2013. (in Chinese)

- [10] Yu Xudong, Zhang Pengfei, Tang Jianxun, et al. Finite element analysis and experiments of temperature fields of mechanically dithered ring gyroscopes[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2010, 18(4): 913–920. (in Chinese)
- [11] Hou Xiaoke, Zhang Liqing, Zhang Shengli, et al. Precise thermal simulation module for DFB laser sub-assembly with transistor outline package[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2013, 40(10): 1002006. (in Chinese).
- [12] Han Yaofeng, Zhang Ruofan, Yang Hongru, et al. Time-variable thermal effect in side-pump high power pulsed Nd: YAG laser[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2015, 27(6): 27061005. (in Chinese)
- [13] Pu G Y. ANSYS Workbench Based Tutorial and Example Explanation (Second edition)[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2013. (in Chinese)
- [14] Yang Shiming, Tao Wenquan. Heat Transfer[M]. Beijing: Higher Education Press, 2006. (in Chinese)
- [15] Li Yunhong, Sun Xiaogang, Yuan Guibin. Accurate measuring temperature with infrared thermal imager [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2007, 15(9): 1336–1341. (in Chinese)