

doi:10.3788/gzxb20174609.0914001

传导冷却单巴高功率半导体激光器 热应力和 smile 研究

鲁瑶^{1,2}, 聂志强¹, 陈天奇^{1,2}, 张普¹, 熊玲玲¹, 吴的海^{1,2},
李小宁³, 王贞福¹, 刘兴胜^{1,3}

(1 中国科学院西安光学精密机械研究所 瞬态光学与光子技术重点实验室, 西安 710119)

(2 中国科学院大学, 北京 100049)

(3 西安炬光科技股份有限公司, 西安 710077)

摘 要:利用有限元模型分别研究了回流过程和工作过程中传导冷却高功率半导体激光器的正应力、切应力和形变,并借助理论公式分析了热应力和 smile 的产生原因和分布规律.分析表明,在回流过程中热膨胀系数不匹配造成的切应力是正应力和变形的根源,而在工作过程中,热膨胀系数不匹配和温度梯度共同影响着热应力和形变.在此基础上,将回流导致的剩余应力和形变作为初始条件施加在有限元模型上,对工作状态器件的热应力和 smile 进行模拟,以获得更精确的模拟结果.最后,通过有限元模型和实验手段研究了不同热沉温度对 smile 的影响.结果表明,工作过程会导致器件的 smile 增大,热沉温度的升高也会造成 smile 进一步增大.

关键词:激光器;高功率半导体激光器;有限元方法;热应力;温度

中图分类号:TN248.4

文献标识码:A

文章编号:1004-4213(2017)09-0914001-11

Thermal Stress and Smile of Conduction-cooled High Power Semiconductor Laser Arrays

LU Yao^{1,2}, NIE Zhi-qiang¹, CHEN Tian-qi^{1,2}, ZHANG pu¹, XIONG Ling-ling¹,
WU Di-hai^{1,2}, LI Xiao-ning³, WANG Zhen-fu¹, LIU Xing-sheng^{1,3}

(1 State Key Laboratory of Transient Optics and Photonics, Xi'an Institute of Optics and Precision Mechanics,
Chinese Academy of Sciences, Xi'an 710119, China)

(2 University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

(3 Focuslight Technologies Inc., Xi'an 710077, China)

Abstract: Finite element analysis model of the conduction-cooled package high power semiconductor lasers were established respectively to analyze normal stress, shear stress and displacement in reflowing process and operating process independently. With the help of analytical solution model, the cause and the distribution of thermal stress and smile were analyzed. The results show that shear stress is the origin of other thermo-mechanical behavior in reflowing process due to coefficient thermal expansion mismatch, while both coefficient thermal expansion mismatch and temperature gradient affect the thermal stress and displacement in operating process. In order to obtain the accurate result, the residual stress and displacement of reflowing process were considered as the initial condition in operating finite element analysis simulation, and the thermal stress and smile were simulated. The influence of heat sink temperature on smile was studied with finite element analysis and experiment. The result shows

基金项目:国家自然科学基金(Nos.61334010, 61306096, 61404172, 61504167)资助

第一作者:鲁瑶(1992-),女,硕士研究生,主要研究方向为高功率半导体激光器封装.Email:luyao@opt.cn

导师:刘兴胜(1973-),男,研究员,博士,主要研究方向为高功率半导体激光器封装.Email:liuxs@focuslight.com.cn

通讯作者:聂志强(1982-),男,副研究员,博士,主要研究方向为高功率半导体激光器封装.Email:niezq@opt.ac.cn

收稿日期:2017-03-20;录用日期:2017-05-10

<http://www.photon.ac.cn>

operating process has great impact on smile and results in worse smile, and with the rising of temperature of heat sink, smile also becomes larger.

Key words: Laser; High power semiconductor laser; Finite Element Method; Thermal stress; Temperature

OCIS Codes: 140.2010; 140.2020; 250.5960

0 引言

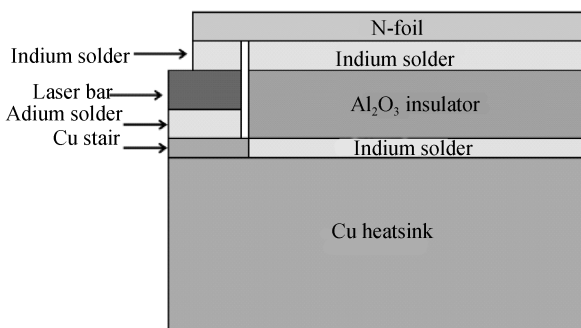
大功率半导体激光在医疗、加工、军事等领域有着广泛的应用^[1-2].由于材料之间的热膨胀系数不匹配和温度不均匀分布的影响,在回流及工作过程中,器件会产生热应力及变形.热应力对器件的性能有十分重要的影响,它会导致激光器的光学性能退化及降低器件的可靠性^[2-4].变形会严重影响到器件的光学耦合,芯片的变形程度用“smile”来评估,它指的是两个相距最大的发光点在垂直方向的距离^[2].热应力和 smile 分析有助于了解器件的失效原因,提高器件的寿命和可靠性水平,提高光学耦合质量,为提升器件性能,优化结构设计提供重要参考^[2, 4-6].

过去已经有很多研究者利用理论模型、有限元模拟(Finite Element Analysis, FEA)及实验研究了半导体激光器中的热应力和 smile.理论公式能够直观给出各参数之间的关系,定量地预测器件中的热应力和 smile.Timoshenko^[5]首次提出了关于双金属片的热应力行为的模型.之后 E. Suhir^[6-7]基于弹性力学理论求解了双金属片热应力和变形.尽管简化的解析模型可以较容易地获得系统的定性描述,但却很难获得真实物理系统的精确解.FEA 可利用数学近似法得到复杂模型的结果,是解决复杂工程问题的一个有效的途径.Martín^[4]利用 FEA 研究了大功率半导体激光器退化条件和焊料发生塑性变形初始条件.Chaparala^[8]利用 FEA 分析了硬焊料封装的大功率半导体激光器的热应力和变形.Yan^[9]利用 FEA 研究了纳米银焊料封装的大功率半导体激光器的热应力和 smile.在实验方面,Tomm^[1,3]、Staske^[10]和 Hempel^[11]利用微拉曼、显微光致发光等方法研究了大功率半导体激光器回流产生的应变.Cassidy^[12]利用偏振光谱研究了大功率半导体激光器中的切应力.王警卫等^[13]开发了一套 smile 的测试系统.乔彦斌等^[14]利用红外热成像法和有限元模拟,分析了 808 nm 半导体激光器的热力学行为,结果发现,器件的热应力随电流密度增大而增大.王淑娜等^[15]利用有限元模拟和实验相结合的方法,研究了温度和驱动电流对高功率半导体激光器 smile 效应的影响.李小宁等^[16]研究了封装结构及其引起的封装应力对 9XXnm 的 mini-bar 性能的影响.

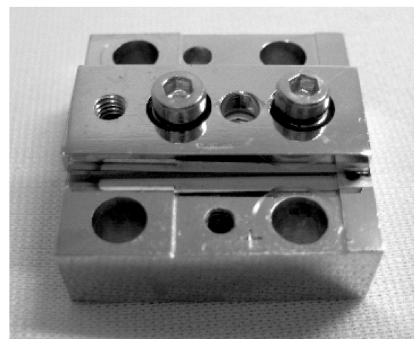
本文通过 FEA 和实验的手段研究了 CS (Conduction-cooled Semiconductor) 封装的大功率半导体激光器的热应力和 smile,并借助理论公式分析了热应力和 smile 的产生原因.将 CS 封装简化为三层叠栈模型,获得了正应力、切应力及 smile 的解析公式,借助该公式分析了热应力行为的产生原因.利用 FEA 建立了 CS 封装的有限元模型,分别研究了回流过程和工作过程中,CS 封装的正应力、切应力和 smile,为了获得工作过程中更加精确的结果,将回流产生的剩余应力和变形作为 FEA 模拟的初始条件施加在模型上并对工作过程进行更精确的求解.在此基础上,利用 FEA 结合实验的方法研究了热沉温度对 smile 的影响.

1 有限元模拟

研究的 CS 器件的结构如图 1,包括芯片、钢焊料、铜热沉、铜箔、阳极和绝缘层.图 2 为芯片的结构,为了



(a) Left view of the scheme of CS package



(b) Photo of CS package

图 1 CS 器件结构

Fig.1 Scheme of CS package

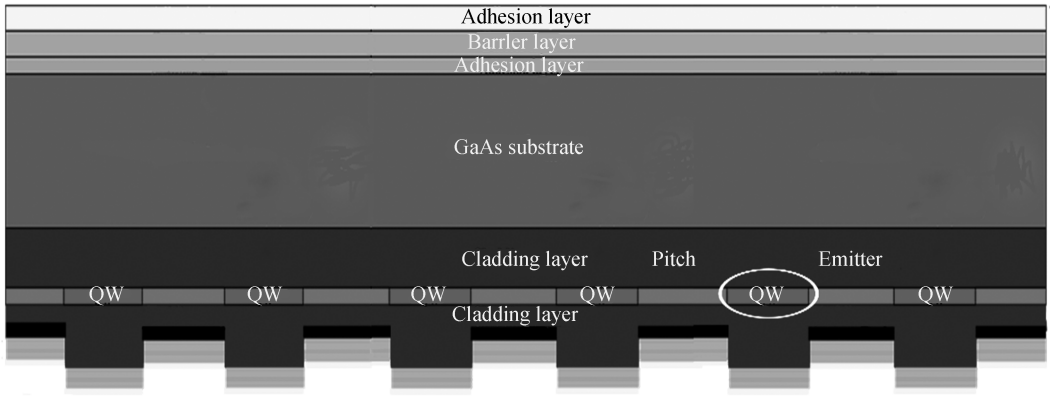


图 2 芯片结构

Fig.2 Structure of laser bar

提高散热效率,将芯片 p 极朝下焊接在铜热沉上,芯片顶部为 n 极,包括黏附层和阻挡层.顶部黏附层的主要作用是在芯片和焊片之间提供良好的润湿并且防止阻挡层被氧化.阻挡层的主要作用是阻止和减缓焊料向芯片的扩散.底部黏附层的主要作用是在芯片和铜热沉之间提供良好的连接性能.本文研究的是 808 nm 激光器,其输出功率为 60 W,光电转换效率为 50%.芯片包含 19 个发光点,每个发光点的宽为 150 μm ,填充因子为 30%.芯片长 1 cm,厚 158.8 μm ,腔长 2 000 μm .

利用 ANSYS 16.0 采用自下向上的方法建立了 CS 器件的模型,为了提高计算精度,芯片的模型按照图 2 所示的结构进行建模.用 Soild186 单元进行结构分析,该单元包含 20 个节点,有三个方向的自由度.与 Soild185 相比,Soild186 可以减少模型的网格数,提高计算效率.模型的坐标原点 O 设在器件前腔面的热沉底部的中心处,如图 3.由于器件结构是对称的,为了提高计算效率,只构建了左半部分模型,模型的中间对称面上要施加中间对称约束.相比于其他部件而言,芯片的尺寸非常小,所以为了提高计算精度,芯片及附近的网格密度最大.在图 3 中,右边的图片是芯片附近的放大俯视图.因为量子阱 (Quantum Well, QW) 是热源,为了得到比较高的计算精度,量子阱的网格密度大于量子阱之间的间隔区.

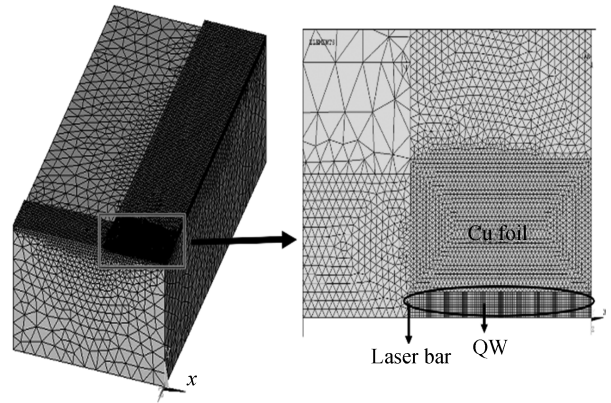


图 3 CS 器件有限元模型

Fig.3 Finite model of CS package

对于不同的模拟过程,根据实际情况和要求,要施加不同的边界条件和约束.在回流过程中,回流曲线分为预热阶段、匀速升温阶段、保温阶段和快速冷却阶段.其中快速冷却阶段对器件的热力学行为有较大影响,是温度从焊料熔点以上快速降至室温的阶段,由于熔点以上焊料为液态,热应力较小,而在熔点以下时,焊料为固态,所造成的热应力较大,所以在模拟中采用弹性模型,参考温度设为 156 $^{\circ}\text{C}$ (焊料熔点),最终温度设为 25 $^{\circ}\text{C}$ (室温).分析工作过程时,由于器件底部被固定在半导体制冷器 (Thermo Electric Cooler, TEC) 上,要在模型的底部施加一个沿 y 方向的位移约束,并且底部的温度保持 25 $^{\circ}\text{C}$.整个模型包含 649970 个节点,265589 个单元.在模拟中包含两个基本假设:1) 材料是各向同性的且材料属性与温度无关;2) 零件各层之间是完美地焊接在一起的.

2 理论公式

根据双金属片理论模型,将该传导冷却单巴半导体激光器结构进行简化.图 4 所示的是 CS 器件的简化模型,虽然实际模型中的铜热沉长度和宽度比芯片大,但是由于应力产生于层与层的接触面上,所以可将铜热沉的长和宽简化为与芯片相等^[17].简化模型结构包含三层,从下至上分别是铜热沉、铜焊料和芯片.为了适应该简化模型,将双金属片公式扩展为三层叠栈结构公式.坐标原点在铜焊料层的中点处, $t_{1,2,3}$ 分别代表铜热沉、铜焊料和芯片的厚度, L 为半个芯片的长度, b 是激光器的腔长.

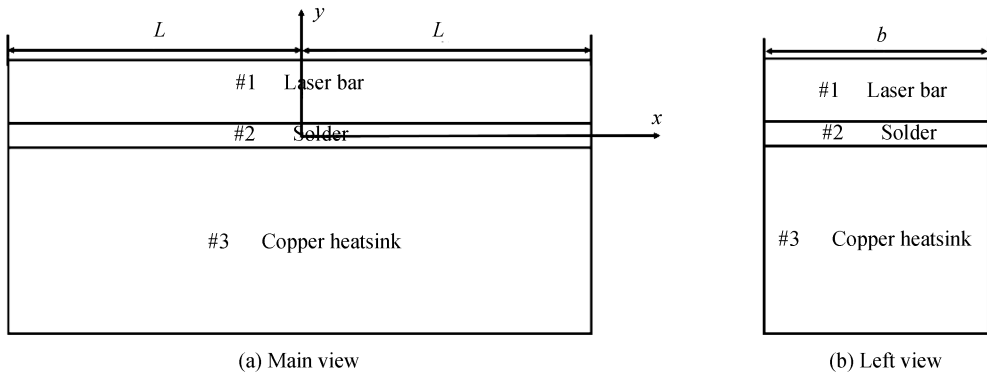


图4 CS器件的简化模型

Fig.4 Simplified model of CS package

根据 Timoshenko 的双金属片理论和三层叠栈模型理论^[6,17-19],在器件均匀升温或者均匀降温时,界面1和界面2处的位移满足

$$\begin{cases} u_{\text{low}}^1(x) = \alpha_2 \Delta T x - \frac{1 - \nu_2^2}{E_2 t_2 b} \int_0^x Q(\xi) d\xi + \kappa_2 q_2(x) - \frac{t_2}{2} \int_0^x \frac{d\xi}{\rho(\xi)} \\ u_{\text{up}}^1(x) = \alpha_1 \Delta T x - \frac{1 - \nu_1^2}{E_1 t_1 b} \int_0^x Q(\xi) d\xi - \kappa_1 q_2(x) + \frac{t_1}{2} \int_0^x \frac{d\xi}{\rho(\xi)} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} u_{\text{low}}^2(x) = \alpha_3 \Delta T x - \frac{1 - \nu_3^2}{E_3 t_3 b} \int_0^x Q(\xi) d\xi - \kappa_3 q_3(x) - \frac{t_3}{2} \int_0^x \frac{d\xi}{\rho(\xi)} \\ u_{\text{up}}^2(x) = \alpha_2 \Delta T x - \frac{1 - \nu_2^2}{E_2 t_2 b} \int_0^x Q(\xi) d\xi + \kappa_2 q_3(x) + \frac{t_2}{2} \int_0^x \frac{d\xi}{\rho(\xi)} \end{cases} \quad (2)$$

式中, $u_{\text{up}}^j(x)$ 是界面处上一层的位移, $u_{\text{low}}^j(x)$ 是界面处下一层的位移, 上角标 j 代表层编号; α_i 是不同材料的热膨胀系数, ΔT 是初状态和末状态的温度差, ν_i , E_i , κ_i 分别是泊松比、弹性模量和顺从系数^[6], $\rho(x)$ 代表曲率半径, $Q(x)$ 是沿 x 轴的力

$$Q(x) = \int_{-L}^x q(\xi) d\xi \quad (3)$$

式中 $q(x)$ 代表界面上单位长度的切应力, ξ 是沿 x 轴的长度的积分变量. 式(3)说明, 引起 x 方向的力的根本原因是界面上的切应力.

式(1)和(2)指明了变形产生影响的因素. $\alpha_i \Delta T x$ 项表示由于热膨胀系数不匹配导致的沿 x 方向的位移, 第二项表示 $Q(x)$ 对 x 方向的位移的作用, 第三项表示 $q(x)$ 对 x 方向位移的作用, 最后一项表示弯曲对 x 方向的位移的作用. 在三层模型中, 根据弯矩平衡, 各层元件满足

$$M_1(x) + M_2(x) + M_3(x) - \frac{t}{2} Q(x) = 0 \quad (4)$$

式中, $M_i(x)$ 是各层的弯矩^[6], $t = t_1 + t_2 + t_3$ 为总厚度. 根据式(1)、(2)和(4)可以看出, x 方向的力影响了器件的变形和弯曲. 为了便于求解, 将一些参数做合理修正和简化: 假设每一层的弯曲都是球形弯曲, 钢焊料相对于芯片和铜热沉来说十分柔软, 钢焊料的厚度比芯片和铜热沉的厚度小很多.

界面处 x 方向的位移满足关系 $u_{\text{up}}^i(x) = u_{\text{down}}^i(x)$. 联立(1)、(2)、(4)可得

$$q(x) - k^2 \int_x^0 Q(\xi) d\xi = b \frac{\Delta \alpha \Delta T}{\kappa} x \quad (5)$$

式中, $\Delta \alpha$ 是铜热沉和芯片的热膨胀系数差, $k = \lambda / \kappa$ 是 x 方向的顺从系数. 因为器件沿着中间对称面收缩或者膨胀, 所以对称面两边的切应力大小相等方向相反, 在中间对称面处可以得到边界条件 $q(0) = 0$. 此外, 当温度降低时, 器件沿中心对称面收缩, 器件边缘截面上不受力, 有边界条件 $Q(L) = 0$. 基于这两个边界条件, 由式(5)可得

$$q(x) = \frac{b \Delta \alpha \Delta T}{k \kappa \cosh kL} \sinh kx \quad (6)$$

联立式(3)和(6),可以得到 x 方向的力 $Q(x)$ 的表达式为

$$Q(x) = -\frac{b \Delta \alpha \Delta t}{\lambda} \left(1 - \frac{\cosh kx}{\cosh kL} \right) \quad (7)$$

其中第二项反应了 x 方向外力和正应力的分布情况,以及器件沿 x 方向的挠度^[6].通过 x 方向的外力 $Q(x)$ 、弯矩 $M_i(x)$,可以得到芯片沿 x 方向的正应力 $\sigma(x)$ 为

$$\sigma(x) = \frac{\Delta \alpha \Delta T}{\lambda t_1} \left(1 + 3 \frac{tD_1}{t_1 D} \right) \left(1 - \frac{\cosh kx}{\cosh kL} \right) \quad (8)$$

从式(6)可以获得切应力 $\tau(x)$ 表达式为

$$\tau(x) = \frac{q(x)}{b} = \frac{k \Delta \alpha \Delta T}{\lambda \cosh kL} \sinh kx \quad (9)$$

由于曲率是挠度 $w(x)$ 的二阶导 $w'' = \rho^{-1}(x)$,积分后可以得到挠度的表达式为

$$w(x) = \frac{t \Delta \alpha \Delta T}{2 \lambda D} \left[\frac{1}{2} x^2 - \frac{\cosh kx - 1}{k^2 \cosh kL} \right] \quad (10)$$

式中, D 是抗弯刚度, G 是剪切模量^[6].

3 回流和工作过程中的热应力和 smile 分析

由于量子阱层的热应力会影响芯片的晶格结构,导致波长漂移,量子阱的变形会影响光束耦合,利用有限元模拟对量子阱层的热应力和 smile 进行研究,包括在回流过程和工作过程中量子阱层的正应力、切应力和位移.

3.1 回流过程

回流即为通过重新熔化预先制备的膏状焊料,实现表面组装元器件与基底之间机械与电气连接的焊接.图 5(a)为切应力和正应力的模拟结果.因为铜的热膨胀系数大于芯片,所以在回流过程中,铜的收缩程度大于芯片,芯片受到的切应力为负值(切应力为负代表其力的作用线指向中心对称面).从图中可看出,切应力在芯片中间部分趋于 0,边缘处切应力逐渐增加.式(9)指出了切应力这样分布的原因:切应力的值与 $\sinh kx$ 成正比,即与沿 x 轴的位移成比例.界面处,沿 x 轴方向的位移越大,产生的切应力也就越大.在回流过程中芯片在边缘的收缩最大,向中间收缩逐渐减小,所以边缘切应力大于中间部分的切应力.另外,图中显示芯片受到的正应力为压应力,且在中间大,靠近边缘处逐渐减小.其原因可从式(3)中看出.沿 x 方向的正应力是 xz 平面上切应力从边缘到坐标 x 处的积分.坐标 x 距离中心越近,积分区间就越长.由于积分路径上切应力的方向是相同的(中间部分的波动较小,对积分的影响不大),所以积分区间越长,积分得到的数值就越大.图 5(b)为量子阱层 smile 的模拟结果.可以看出芯片的 smile 是上凸的,其值为 $0.2228 \mu\text{m}$.根据式(8)和式(10),smile 的弯曲形状和大小与芯片受到的正应力分布有关.

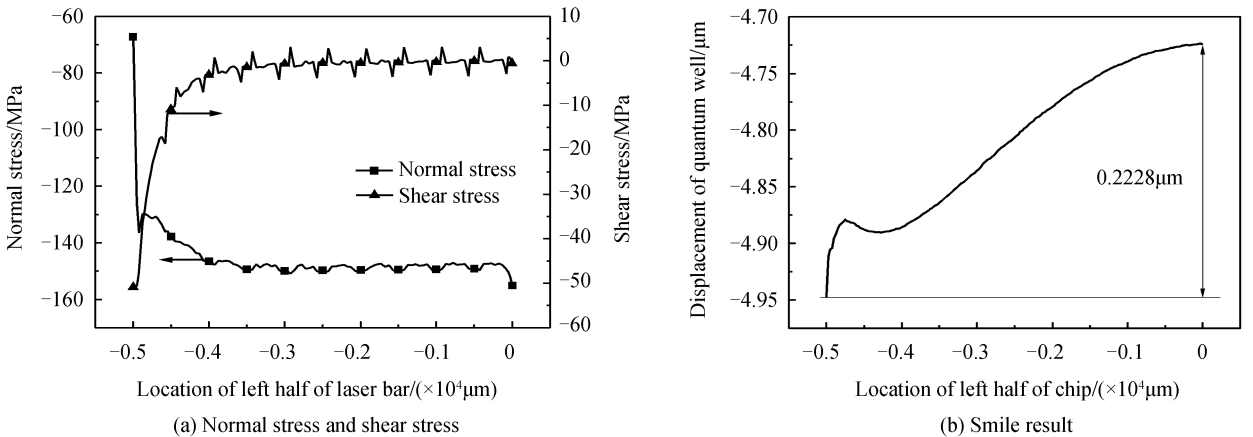


图 5 FEA 模拟的回流产生的正应力、切应力及 smile

Fig.5 Normal stress, shear stress and smile in reflowing process calculated by FEA

3.2 工作过程

工作过程和回流过程最大的区别在于,工作过程中器件各部分的温度是不同的.图 6(a)是通过 FEA 计算出的工作状态下量子阱层温度分布曲线,由于热串扰的影响,量子阱层温度分布呈现出中间温度高,边缘温度低的多峰特性^[20-23].图 6(b)是器件工作时的温度分布云图.器件沿 x 方向中心温度高,边缘温度低,沿 y 方向顶部温度高,底部温度低.因此工作过程中影响激光器热应力和 smile 的因素有两个,即热膨胀系数不匹配和器件内温度分布不均匀.

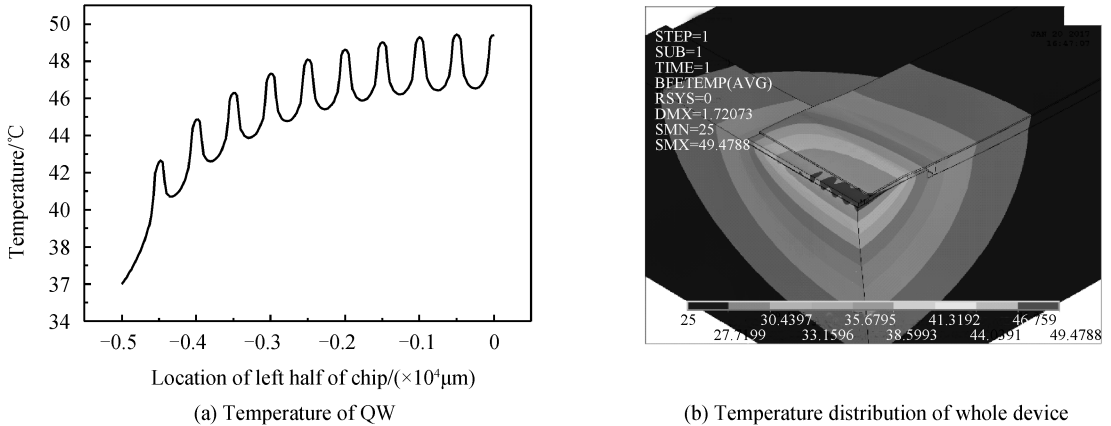


图 6 器件稳态工作时的温度分布

Fig.6 Temperature distribution in operating process

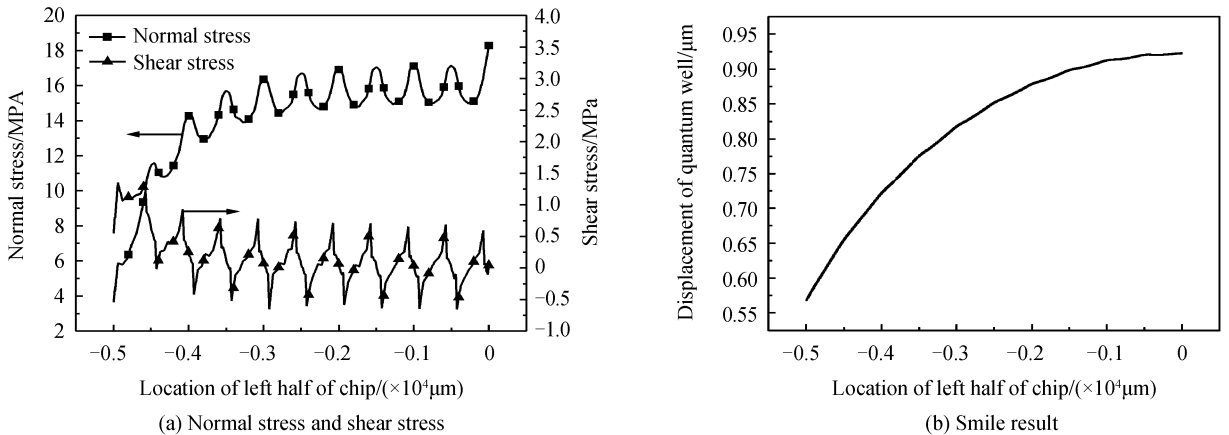


图 7 FEA 计算的工作中正应力、切应力及 smile 结果

Fig.7 Normal stress, shear stress and smile in operating process calculated by FEA

图 7(a)所示为工作时切应力和正应力的模拟结果.工作过程是升温过程,器件受到的切应力和正应力的符号与回流(图 5)的相反.但与回流过程相同的是,工作过程中的切应力从中间到边缘逐渐增大,而正应力从中间到边缘逐渐减小,其原因与在 3.1 节中回流情况的分析相同.量子阱层切应力呈现正负震荡变化,如图 7(a).这是因为一方面在芯片量子阱层下,波导层和绝缘层是交替排列的,发光点下面是波导,间隙下面是绝缘层,如图 2.波导层的热膨胀系数大于绝缘层的热膨胀系数.另一方面,芯片的温度呈震荡分布,发光区温度高,非发光区温度低,如图 6(a).以上两个原因造成发光区向两边挤压非发光区,导致切应力呈现正负震荡变化.图中正应力结果曲线呈现震荡的现象是由量子阱层温度周期性变化产生的.

图 7(b)所示为工作时 smile 的模拟结果,弯曲方向与回流的 smile 方向相同.工作时热沉温度分布不均匀是造成工作过程中 smile 上凸的原因.如图 6(b),从热沉顶部到底部沿 y 轴方向的温度逐渐降低,热沉顶部的温度和热沉底部的温度差设为 $\Delta T_1 > 0$.因此铜热沉靠近芯片的部分在 x 轴方向的膨胀大于靠近底面的热沉部分,此外,沿 x 轴方向上,中间的温度高于边缘的温度,如图 6(b).热沉中间与边缘在 x 轴方向的温度差定义为 $\Delta T_2 > 0$.这个温度差导致热沉中间部分在 x 和 y 方向上的膨胀都大于边缘.在 x 和 y 两个方向的温差作用下,热沉的上表面是上凸的.由于铜的弹性模量 E_{Cu} 和惯性矩 $I_{Cu} (I_i = bt_i^3/12)$ 大于芯片的弹性模量

E_{bar} 和惯性矩 I_{bar} ,铜热沉的抗弯刚度 $E_{\text{Cu}} I_{\text{Cu}}$ 大于芯片的抗弯刚度,芯片将跟随铜热沉一起变形,所以芯片的 smile 形状是上凸的.这说明工作时 smile 主要由热沉的变形造成,因此选用热变形小的热沉材料有利于减小器件的 smile.

4 热沉温度对 smile 的影响

为了使有限元模拟结果更具有指导性且更准确地反映工作过程的 smile,在计算工作过程的热应力和 smile 时,应该将回流产生的剩余应力以及变形考虑进去.将回流产生的剩余应力及变形作为初始条件,对模型施加相应的工作温度载荷和边界条件来获得最终工作过程中器件的热应力和 smile 结果.在此基础上,分析不同工作温度对器件 smile 的影响,并通过实验来验证 FEA 的分析结果.

4.1 基于回流结果的工作状态热应力和 smile 分析

图 8 所示的是考虑了初始条件后得到的工作过程中量子阱层最终的正应力和切应力的模拟结果.与图 5 (a)对比,最终的正应力分布与单独回流过程中的正应力分布形状相似.然而由于工作过程中的正应力是拉应力,回流过程中的正应力是压应力,所以得到的最终正应力比回流产生的正应力小一些,最终的切应力与单独回流产生的切应力几乎相同.由于工作过程始末状态温度差小于回流过程温度差,总切应力主要由回流过程产生的切应力组成,工作过程产生的切应力影响不大.

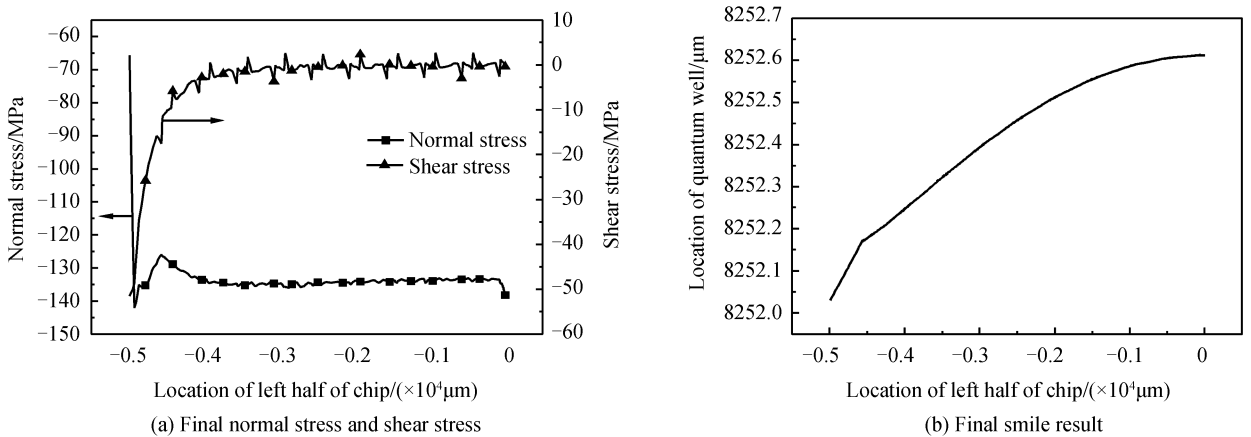


图 8 基于回流结果的器件工作状态最终正应力、切应力和 smile

Fig.8 Final normal stress, shear stress and smile added reflowing and operating process

图 8(b)所示是考虑初始条件后的最终 smile 模拟结果.与回流过程产生的 smile 相比,经过工作过程后,器件量子阱层的高度升高了,smile 也增大了.回流过程产生的 smile 和最终的 smile 值分别为 $0.2229 \mu\text{m}$ (图 5(b))和 $0.5810 \mu\text{m}$ (图 8(b)),最终的 smile 值几乎是回流产生的 smile 的三倍.最终 smile 增大原因是工作过程产生的 smile 与回流过程产生的 smile 弯曲方向一致,如图 7(b).经历了工作过程后,器件的 smile 进一步增大.器件工作时的温度不均匀分布对 smile 有很大的影响,工作过程导致了器件 smile 的极大恶化.

4.2 不同热沉温度对 smile 的影响

研究热沉温度对 smile 的影响时,保持生热功率恒定,通过调整热沉底部的温度来控制器件整体的温度分布.回流的边界条件保持不变,改变工作中热沉底部温度,以每 5°C 为一个间隔,模拟了热沉底部温度从 20°C 到 60°C 器件相应的 smile.

由图 9 可知,随着热沉底部温度的升高,各发光点的位置也随之升高(图 9(a)),最终的 smile 值逐渐增大(图 9(b)).器件最终的 smile 值是回流造成的 smile 和工作造成的 smile 的叠加.因为回流的条件不变,所以回流引起的这部分 smile 不变.器件最终 smile 的升高原因是随着热沉底部温度升高,工作造成的 smile 逐渐升高.然而因为器件的生热功率恒定,所以无论热沉底部温度如何变化,当器件温度分布达到稳定时,纵向的温度差 ΔT_1 和横向温度差 ΔT_2 保持不变,由 ΔT_1 和 ΔT_2 引起的 smile 也保持不变.因此随着热沉底部温度升高而导致工作引起的 smile 的升高另有原因.为了便于分析,可将工作的升温过程看成两步:1) 将热沉底部温度设定为 T_1 ,使器件均匀的从 25°C 升到 T_1 ,这个过程造成了一个 smile 1;2) 将生热功率加载在发光点上,根据温度边界条件,最终器件到达一个稳定的温度分布,这个过程造成的 smile 2 是 ΔT_1 和 ΔT_2 引起的,其值保持不变.

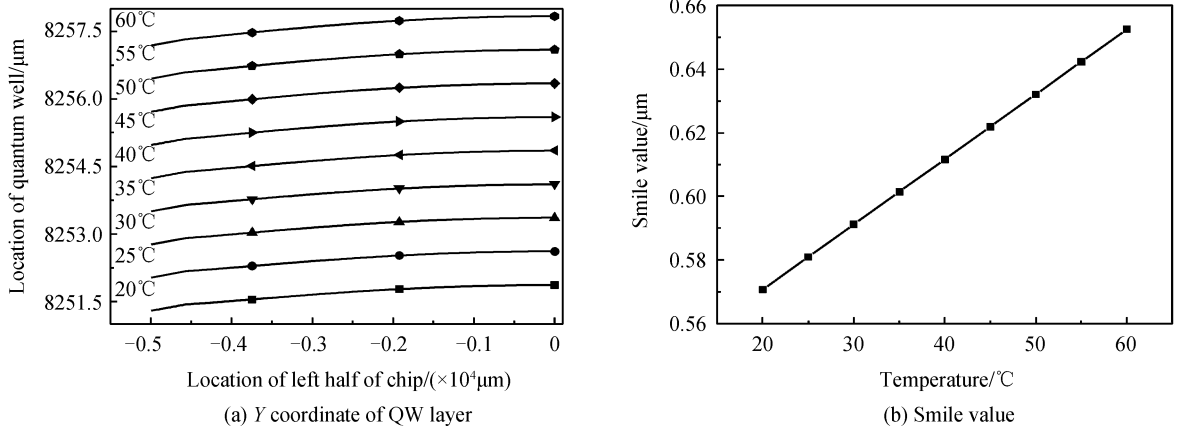


图9 不同底面温度下量子阱层的纵坐标和 smile

Fig.9 Y coordinate of QW layer and smile under different cooler bottom temperature

如图 10(a)中的实线所示,当热沉底部有沿 y 方向的位移约束时,器件从 25 $^{\circ}\text{C}$ 均匀升高到 60 $^{\circ}\text{C}$, smile 1 的弯曲形状是向上凸的, smile 1 的弯曲方向与 smile 2 和回流 smile 方向相同,而且随着底面温度的升高, smile 1 也逐渐变大,如图 10(b).因此,随着热沉温度的升高,器件最终的 smile 会越来越大.

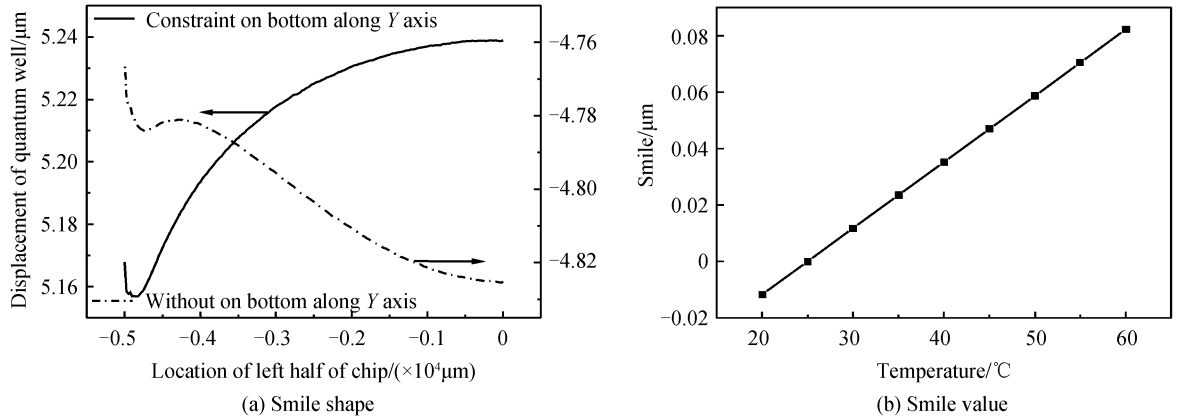


图 10 底面有位移约束及无约束时器件温度从 25 $^{\circ}\text{C}$ 均匀升高至 60 $^{\circ}\text{C}$ 后器件 smile 形状和存在底面位移约束时均匀升温对应的 smile 值

Fig.10 Smile with constraint and without constraint at cooler bottom under uniform heated from 25 $^{\circ}\text{C}$ to 60 $^{\circ}\text{C}$ and smile value with constraint at cooler bottom under different cooler bottom temperature

当热沉底部没有沿 y 方向的位移约束时,器件均匀升温, smile 1 的弯曲形状是向下凹的,如图 10 中的点画线所示.因此认为 smile 1 的上凸原因与器件工作时热沉底部约束有关.均匀升温时,铜热沉顶部受到芯

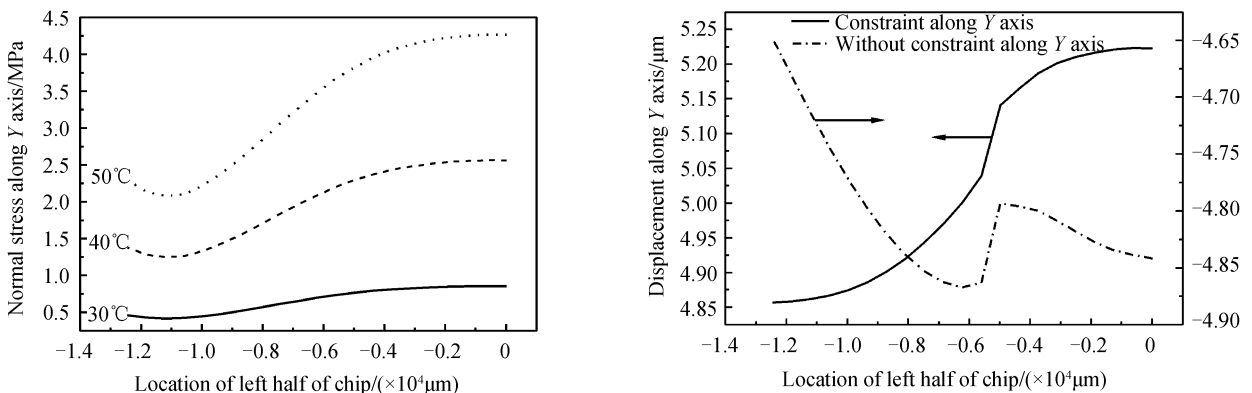


图 11 不同底面温度时热沉表面所受沿 y 方向正应力

Fig.11 Normal stress along y axis at cooler surface under different bottom temperature

图 12 有底面约束及无底面约束时铜热沉表面沿 y 方向的位移

Fig.12 Displacement along y axis of cooler surface with bottom constraint and without bottom constrain

片 x 方向指向中心的切应力 S_{yx} , 根据切应力互等定理有 $S_{yx} = S_{xy}$, 即铜热沉顶部还会受到芯片沿 y 方向指向上的切应力 S_{xy} , 从而产生指向上的正应力 S_y , 如图 11. 因为铜热沉是刚体, 当热沉底面不受约束时, 铜热沉受到 S_y 作用使边缘比中心翘地高, 表面变凹, 如图 12 点划线所示, 芯片受铜热沉影响一起变凹(图 10(a) 点划线). 而当铜热沉受到底面沿 y 方向的约束时, S_y 无法使铜热沉边缘翘起, 却可以使铜热沉表面上凸, 如图 12 实线所示, 从而导致芯片跟随铜热沉表面一起上凸(图 10(a) 实线). 图 11 中 y 方向的正应力 S_y 随温度的增大而增大, 导致 smile 1 也逐渐变大(图 10(b)), 即工作 smile 随着温度的升高而增大. 综上所述, 随着热沉底部温度升高, 由于工作导致的 smile 的方向与回流方向相同, 且随着热沉温度升高而逐渐增大, 器件最终的 smile 也会随着热沉温度升高而逐渐增大.

通过实验验证模拟结果. 激光器的热沉底部固定在 TEC 上, 以每 5°C 为间隔, 从 20°C 到 60°C , 调整 TEC 的温度. 每次测试施加的电流相同, 且在加电流前, 将器件在设置的 TEC 温度下保持几秒, 使整个器件的温度均匀. 本次实验测量了三个器件的 smile. 为了降低芯片本身的变形对器件 smile 的影响, 选择了三个变形小的芯片进行封装. 同时, 为了降低热沉表面不平整对器件 smile 的影响, 封装前仔细检查了热沉表面的平整度, 以确保所用热沉表面的是平坦的. 测试原理如图 13. 通过准直透镜和各光学系统对激光束的快轴和慢轴进行压缩. 利用半透半反镜和衰减镜减小激光强度, 避免损坏 CCD. Smile 图像通过 CCD 屏幕接收.

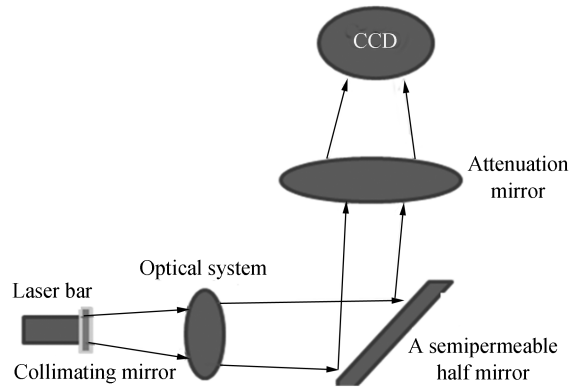
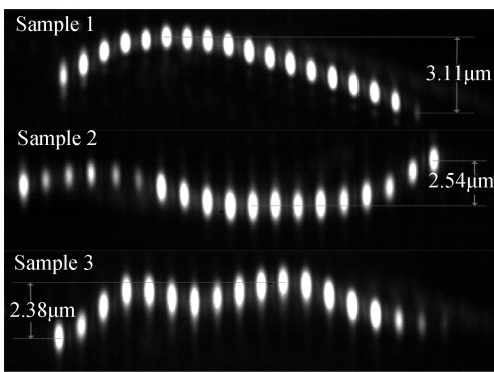
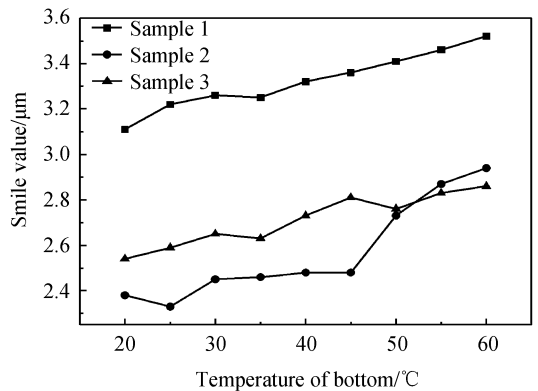


图 13 Smile 测试原理
Fig.13 Scheme of smile test

图 14(a) 所示的是底面温度为 20°C 时, 三个样品的 smile 照片. 三个样品的 smile 都是上凸的, 与 FEA 结果相同. 相比于 FEA 的结果, 实验得到的 smile 弯曲不光滑. 其原因是在模拟中假设芯片是平整的. 然而在实际中, 由于晶格失配, 在封装前芯片可能是不平整的. 此外, 有很多工艺因素会对 smile 产生影响, 例如回流过程中的降温速率、回流夹具的压力等. 图 14(b) 显示了三个样品 smile 随温度变化的情况. 20°C 时, 样品 1 的 smile 值最大, 为 $3.11\ \mu\text{m}$, 样品 2 的 smile 值最小, 为 $2.38\ \mu\text{m}$. 由图 14(b) 可知, smile 随着温度的升高而升高, 这与 FEA 预测的结果是相同的.



(a) Smile image



(b) Smile value

图 14 TEC 温度为 60°C 时三个样品的 smile 图像及不同 TEC 温度时三个样品的 smile 值

Fig.14 Smile image of three samples at 60°C and smile value at different TEC temperature of three samples

5 结论

本文建立了传导冷却型单巴高功率半导体激光器的理论模型和 FEA 模型. 利用 FEA 分别分析了回流过程和工作过程的热应力和 smile, 借助理论模型分析了 CS 器件的热应力和 smile 的产生原因. 分析表明, 热膨胀系数不匹配、温度梯度和热沉底面约束都会对整体器件的热应力、变形和 smile 产生影响. 回流过程

中,由于热膨胀系数不匹配,在芯片和热沉的接触面上产生了切应力,这个切应力是导致其他热应力和 smile 的根本原因.切应力在中心处最小边缘处最大.正应力是切应力沿 x 轴方向的积分,回流过程中产生的是压应力,边缘小中间大.回流造成的器件 smile 是上凸的.工作过程中,热膨胀系数不匹配和器件内的温度分布同时对器件的热应力和 smile 产生影响,工作过程产生的切应力和正应力方向与回流过程相反,大小变化趋势相同.由于器件内温度梯度的影响,工作过程中器件的 smile 也是上凸的.

为了更加精确地反应真实情况下器件的热应力和 smile,在分析工作过程中的热应力和 smile 时,将回流过程产生的残余应力及变形作为 FEA 分析的初始条件,对热应力和 smile 进行分析.结果显示,器件最终的热应力相比回流后的热应力略小,但由于器件内存在温度梯度,器件的最终 smile 比回流产生的 smile 大很多.此外,利用了 FEA 和实验研究了热沉温度对 smile 的影响,发现随着热沉底部温度升高,由工作导致的 smile 的方向与回流方向相同且随着热沉温度升高而逐渐增大,器件最终的 smile 也会随着热沉温度升高而逐渐增大.

参考文献

- [1] WANG Li-jun, NING Yong-qiang, QIN Li, *et al.* Development of high power diode laser[J]. *Chinese Journal of Luminescence*, 2015, **36**(1): 1-19.
王立军, 宁永强, 秦莉, 等. 大功率半导体激光器研究进展[J]. 发光学报, 2015, **36**(1): 1-19.
- [2] LIU Xing-sheng. Packaging process of high power semiconductor lasers[M]. New York: Springer New York, 2015.
- [3] TOMM J W, GERHARDT A, MULLER R, *et al.* Spatially resolved spectroscopic strain measurements on high-power laser diode bars[J]. *Journal of Applied Physics*, 2003, **93**(3): 1354-1362.
- [4] MARTIN-MARTIN A, AVELLA M, INIGUEZ M P, *et al.* Thermomechanical model for the plastic deformation in high power laser diodes during operation[J]. *Journal of Applied Physics*, 2009, **106**(7): 073105.
- [5] TIMOSHENKO S. Analysis of bimetal thermostats[J]. *Journal of the Optical Society of America A*, 1925, **11**: 233-255.
- [6] SUHIR E. Stresses in bimetal thermostats[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1986, **53**(3): 139-145.
- [7] KUO A Y. Thermal stresses at the edge of a bimetallic thermostat[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1989, **56**(3): 585-589.
- [8] CHAPARALA S C, HUGHES L C, KWAK J, *et al.* Thermo-mechanical analysis of a laser diode chip in an opto-electronic package[C]. New York: AMER soc mechanical engineers, 2009: 655-663.
- [9] YAN Yi, GUAN You-liang, CHEN Xu, *et al.* Effects of voids in sintered silver joint on thermal and optoelectronic performances of high power laser diode[J]. *Journal of Electronic Packaging*, 2013, **135**(4): 119-132.
- [10] STASKE R, SEBASTIAN J, WENZEL H, *et al.* Influence of mounting stress on polarisation degree of electroluminescence of laser diode bars[C]. Netherlands: Lasers and Electro-Optics Europe, 2000: CWF99.
- [11] HEMPEL M, ZIEGLER M, SCHWIRZKESCHAAF S, *et al.* Spectroscopic analysis of packaging concepts for high-power diode laser bars[J]. *Applied Physics A Materials Science & Processing*, 2012, **107**(2): 371-377.
- [12] CASSIDY D T, REHIOUI O, HALL C K, *et al.* High-power diode laser bars and shear strain[J]. *Optics Letters*, 2013, **38**(10): 1633-1635.
- [13] WANG J, YUAN Z, KANG L, *et al.* Study of the mechanism of “smile” in high power diode laser arrays and strategies in improving near-field linearity[C]. Piscataway: Electronic Components & Technology Conference, 2009: 837-42.
- [14] QIAO Yan-bin, CHEN Yan-ning, SHAO Jin, *et al.* Investigation of thermomechanical stress characteristics in high-power 808-nm AlGaAs/GaAs laser diode bars [C]. Piscataway: International Conference on Electronic Packaging Technology, 2016: 1132-1134.
- [15] WANG Shu-na, ZHANG Pu, NIE Zhi-qiang, *et al.* Numerical modeling of the influence of temperature and driving current on “smile” in high power diode laser arrays[C]. Piscataway: International Conference on Electronic Packaging Technology, 2015: 95-101.
- [16] LI Xiao-ning, WANG Jing-wei, FENG Fei-fei, *et al.* Effects of packaging on the performances of high brightness 9xx nm CW mini-bar diode lasers[C]. SPIE-the International Society for Optics and Photonics, 2015, **9346**: 93460C.
- [17] PAO Y H, EISELE E. Interfacial shear and peel stresses in multilayered thin stacks subjected to uniform thermal loading[J]. *Journal of Electronic Packaging*, 1991, **113**(2): 164-172.
- [18] SUHIR E. Interfacial stresses in bimetal thermostats[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1989, **56**(3): 595-600.
- [19] TSAI M Y, HSU C H, HAN C N, *et al.* A note on suhir's solution of thermal stresses for a die-substrate assembly[J]. *Journal of Electronic Packaging*, 2004, **126**(1): 115-119.
- [20] HOSTETLER J L, JIANG C L, NEGOITA V, *et al.* Thermal and strain characteristics of high-power 940 nm laser arrays mounted with AuSn and In solders[C]. Bellingham: SPIE, P.O. Box 10, 2007: 6456

- [21] AMUZUVI C K, BULL S, TOMM J W, *et al.* The impact of temperature and strain-induced band gap variations on current competition and emitter power in laser bars[J]. *Applied Physics Letters*, 2011, **98**(24): 241108.
- [22] ZHANG Zhi-yong, Zhang Pu, NIE Zhi-qiang, *et al.* Study of thermal behavior of high-power diode laser array[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2013, **25**(8): 1904-1910.
张志勇, 张普, 聂志强, 等. 大功率半导体激光器阵列热串扰行为[J]. *强激光与粒子束*, 2013, **25**(8): 1904-1910.
- [23] JIA Guan-nan, YAO Shun, GAO Xiang-yu, *et al.* Transient thermal characteristics of heat capacity high power diode lasers[J]. *Chinese Journal of Luminescence*, 2016, **37**(4): 422-427.
贾冠男, 尧舜, 高祥宇, 等. 热容型大功率半导体激光器瞬态热特性[J]. *发光学报*, 2016, **37**(4): 422-427.