

引用格式: LI Ben, ZHOU Jingfeng, WANG Yi, et al. Finite Element Thermal Analysis of Optical Lenses in 10 kW Rectangular Spot Laser Space Combiner[J]. Acta Photonica Sinica, 2022, 51(2):0251213

李奔,周井锋,王艺,等. 10 kW 矩形光斑激光空间合束器光学透镜的有限元热分析[J]. 光子学报, 2022, 51(2):0251213

10 kW 矩形光斑激光空间合束器光学透镜的有限元热分析

李奔^{1,2}, 周井锋^{1,2}, 王艺^{1,2}, 白杨^{1,2}

(1 西北大学 光子学与光子技术研究所, 西安 710127)

(2 省部共建西部能源光子技术国家重点实验室, 西安 710127)

摘 要:为实现快速、柔性矩形光斑激光表面热处理,提出了一种基于空间非相干合束的 10 kW 矩形光斑激光合束器。同时入射该合束器的 18 束光纤传输的 972 nm 半导体激光束按照“交错式矩形”同轴排列。在构建 18 束激光总体热源数学模型基础上,对 10 kW 激光合束 1 000 s 时间内合束器中所有光学透镜的温度分布、热变形分布和热应力分布规律进行了有限元分析研究,结合实验测量验证了合束器长期工作的安全性和可靠性。连续运转 1 000 s 时,合束器输出的矩形合束激光的最大功率达到 10.64 kW,功率不稳定性 $< \pm 1.2\%$ 。研究结果可为超高功率激光空间合束系统的安全性和可靠性评估提供参考依据。

关键词:激光;空间非相干合束;光学透镜;体热源;温度场;热变形;热应力;有限元分析

中图分类号: TN248

文献标识码: A

doi: 10.3788/gzxb20225102.0251213

0 引言

空间传输矩形激光光斑的高功率近红外半导体激光器是提高激光表面热处理效率和质量的关键工具之一^[1-2]。随着激光功率的增加,体积增大和空间传输造成高功率半导体激光器难以应用于工件内部的柔性激光表面热处理。商用高功率光纤激光器或光纤传输半导体激光器虽然能够用于工件内部的表面热处理,但是单根光纤中传输超高功率激光极易出现非线性效应、模式突变、热应力损伤等危及光纤安全传输的问题^[3],且单根光纤输出圆形光斑难以控制激光表面热处理过程中的光斑重叠率问题^[2,4]。基于多光纤传输的激光非相干空间合束是降低高功率激光在单光纤中传输风险、实现高功率激光柔性传输的有效方法之一^[3,5-7],已迅速成为超高功率激光系统领域的研究热点。然而,长时间超高功率激光束照射时产生的热量积累会在光学元件内部产生严重的热效应,造成合束质量降低甚至在光学元件内部产生不可逆损坏,严重影响合束器长时间工作的安全性和可靠性^[8-11]。因此,明晰封装在合束器中光学元件的热力学性质随激光合束时间的变化规律,是有效评估合束器安全性和可靠性的一项关键性工作。

合束器的结构屏蔽通常会造成光学元件的热力学性质难以用实验方法直接检测和评估,但随着计算机技术和计算方法的快速发展,基于有限元分析建立温度场模型已经成为一种广泛应用于激光照射光学元件可靠性分析的仿真方法。目前激光照射光学元件的热力学有限元分析研究多数将激光束简化为面热源,忽略光学元件对激光束的体吸收^[12-15]。随着超过 10 kW 的激光非相干空间合束技术快速发展,合束器大量使用了具有一定厚径比的光学透镜,光学透镜材料本身对透射其中的激光束体吸收是影响光学透镜热力学性

基金项目: 陕西省教育厅服务地方专项计划(No. 19JC040), 陕西省省重点研发计划(No. 2020GY-118), 国家重点研发计划(No. 2017YFB0405102)

第一作者: 李奔(1995—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为大功率激光器及应用技术研究。Email: liben@stumail.nwu.edu.cn

导师(通讯作者): 白杨(1977—), 男, 教授, 博士, 主要研究方向为大功率激光器及应用技术。Email: by@nwu.edu.com

收稿日期: 2021-09-26; 录用日期: 2021-10-22

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

质的主要因素之一。然而,将激光束作为体热源并开展多束激光超高功率透射光学透镜热力学有限元分析的研究鲜有报道。

为解决柔性激光表面热处理中光纤传输超高功率激光的安全性问题和光斑重叠率的控制问题,文中提出一种将光纤传输的18束972 nm半导体激光束按照“交错式矩形”排列并实施空间非相干合束的10 kW矩形光斑激光合束器。结合“交错矩阵”排列参数,建立起基于18束激光同步透射大尺寸光学透镜的总体热源模型,对合束器内所有光学透镜在强激光透射下温度场、热形变和热应力随激光合束时间的变化规律进行有限元仿真分析。结合实验测量,验证合束器长时间工作的安全性和可靠性。

1 合束器的设计

激光空间非相干合束器的3D工程图如图1所示。采用H85黄铜构建合束器的刚性结构,选用工艺成熟、价格低廉的熔石英玻璃作为光学透镜的制备材料。所有光学透镜的两通光面均镀制 $972\text{ nm} \pm 3\text{ nm}$ 的增透膜,单个光学透镜的总透射率大于99.7%。按照“交错矩阵”同轴方案排列的18套独立的激光准直单元和1套共用的空间合束单元以同轴排列方式构成合束器的主体结构。每根传输光纤的纤径为 $440\text{ }\mu\text{m}$,数值孔径(Numerical Aperture, NA)为0.22。为了适应狭小空间内的柔性激光热处理,任意相邻两束平行准直激光束的间距应尽可能小,从而尽量减小合束器的径向尺寸^[16]。但受到直径为8 mm的D80光纤连接头的尺寸限制,在保证合束器结构强度的前提下,任意两套激光准直单元之间的中心距离 h 被确定为12 mm。

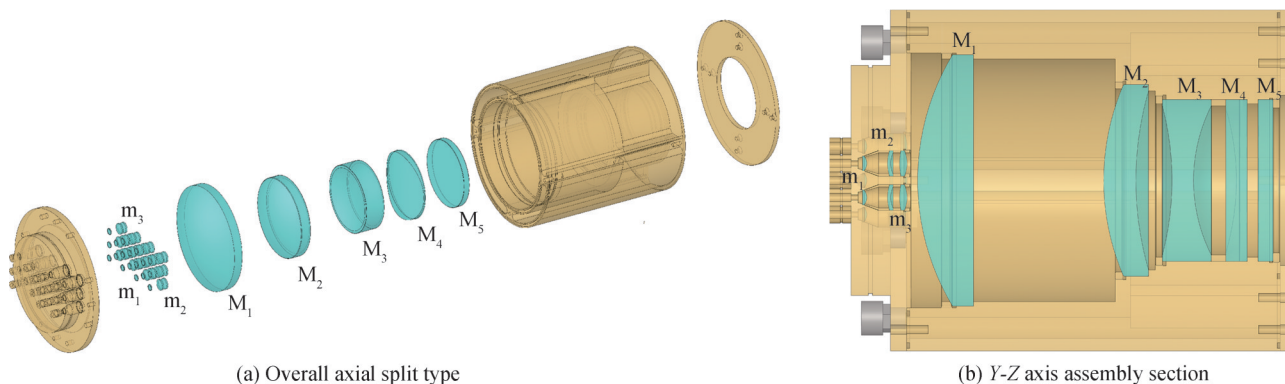


图1 合束器的3D工程设计图
Fig.1 Engineering 3D design drawing of combiner

假定光束沿Z轴传播。每套激光准直单元由 m_1 、 m_2 和 m_3 三个球面透镜组成。三个球面透镜的结构参数如表1所示。光纤端面、 m_1 、 m_2 和 m_3 彼此间距分别为5.4 mm、9.6 mm和4.1 mm。每套激光准直单元可将单根传输光纤输出且连续功率为600 W左右的发散激光束整形为发散角为14.6 mrad、直径为7 mm的圆形光斑准直激光束。然后由空间合束单元将18束彼此平行的准直激光束通过合束聚焦的方式实现激光空间非相干合束,在一定合束长度内获得具有单一矩形光斑形态的10 kW合束激光。根据本课题的具体应用要求,将合束激光的焦斑设定为长30 mm(X轴)×宽10 mm(Y轴)的矩形,合束焦距 f 为50 cm。因此,采用基于光线追踪法的Code-V设计软件进行模拟,通过优化构成空间合束单元的光学元件类型、数量、直径、通光面曲率半径、相邻间距,以确保获得设定尺寸的矩形合束焦斑。经过优化设计,空间合束单元由 M_1 、 M_2 、 M_3 三个球面透镜、1个柱面透镜 M_4 和1个平面窗口镜 M_5 组成,结构参数如表1所示。从 m_3 至 M_5 相邻光学透镜的彼此间距分别为6.4 mm、60.5 mm、16.8 mm、15.0 mm和5.0 mm。由18套激光准直单元和空间合束单元整体形成直径为130 mm的圆柱形空间被厚度为10 mm的 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 环形去离子水冷却水包围,可以为所有光学透镜提供一个稳定的 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 温度环境并确保合束器内产生的热量能够被迅速移除。合束器的外径设计为150 mm,长度为160 mm。

表1 合束器光学透镜的结构参数(单位:mm)
Table 1 Parameters of lenses in space incoherent beam combiner (unit:mm)

Lens	Surface	Radius	Center thickness	Diameter	Radio of center thickness to diameter
m ₁	In: sphere	-72.10	2.00	7.0	0.286
	Out: sphere	+5.30			
m ₂	In: sphere	+20.00	1.50	12.0	0.125
	Out: sphere	-11.8			
m ₃	In: sphere	+30.00	3.60	12.0	0.300
	Out: sphere	+15.40			
M ₁	In: sphere	+115.35	26.00	130.00	0.200
	Out: plane	∞			
M ₂	In: sphere	+114.02	14.00	110.00	0.127
	Out: sphere	+153.11			
M ₃	In: sphere	-138.23	10.00	100.00	0.100
	Out: sphere	+78.40			
M ₄	In: cylinder	$x: \infty; y: +119.48$	11.00	90.00	0.122
	Out: plane	∞			
M ₅	In: plane	∞	3.00	90.00	0.033
	Out: plane	∞			

2 光学透镜的热分析建模

每套激光准直单元中的光学透镜仅受到1束功率600 W的激光照射,而共用的空间合束单元中每一个光学透镜均会同时受到18束总功率超过10 kW的激光照射。因此,利用有限元方法模拟分析空间合束单元中所有光学透镜的温度场、热变形和热应力随激光照射时间的变化是评估合束器是否能够长时间安全、可靠工作的首要任务。由于合束器中所有光学透镜均镀制了972 nm的增透膜,单个光学透镜的实际反射率<0.4%。反射及散射光在合束器中累加的激光功率损耗小于200 W。考虑到合束器结构件实施了20℃环形水冷却和采用的H85黄铜具有强度较高、塑性好、力学性能高等特点,忽略镜面反射及散射光产生的热源对合束器结构的影响。当透射由熔融石英玻璃制成的光学透镜时,光学透镜内部单束激光的体热源 q 为^[17]

$$q = \alpha(1 - R) \frac{2\tau P_0}{\pi\omega^2} \exp\left(-2\frac{x^2 + y^2}{\omega^2}\right) \exp(-\alpha z) \quad (1)$$

式中, α 、 R 分别为熔融石英玻璃在972 nm波长处的热吸收系数和Fresne反射系数, ω 、 $P_0 = 600$ W、 $\tau = 99.85\%$ 分别为激光束入射光学透镜的初始半径、初始功率和入射透射率。

众所周知,熔融石英玻璃的光吸收系数对建立体热源有着重要的影响。基于Fresnel公式和Lambert定律^[18-19],获得厚度为 d 的未镀膜平板熔融石英玻璃样品的光吸收系数为

$$R^* = \left(\frac{R_g - 1}{R_g + 1}\right)^2 \quad (2)$$

$$\zeta = (1 - R)^2 e^{-\alpha d} \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{1}{d} \ln \frac{(1 - R)^2}{\zeta} \quad (4)$$

式中, R^* 、 ζ 分别为未镀膜的平板熔融石英玻璃样品的光吸收系数、整体透过率, $d = 5$ mm、 $R_g = 1.4507$ 分别为玻璃的厚度和972 nm波长点处的折射率。

利用Lambda-950紫外—近红外分光光度计在972 nm波长点随机测量了10处上述玻璃样品的整体透过率,通过求解其算数平均值,得到所使用的熔融石英玻璃光吸收系数 α 为0.105/m。考虑到所有光学透镜表面均镀制有972 nm增透膜,故设定所有光学透镜表面的Fresne反射系数 R 为0.4%。

由18束激光同时透射空间合束单元的第 j 个光学透镜时产生的总体热源 Q 可由式(1)根据18束激光束的交错式矩形排列结构修正得到,即

$$Q_j = \sum_{i=1}^{18} q_{ij} = \alpha \frac{2(1-R)\tau P_j}{\pi \omega_j^2} \exp(-\alpha z) \sum_{i=1}^{18} \exp\left(-2\left(\frac{x_{ij}^2}{\omega_j^2} + \frac{y_{ij}^2}{\omega_j^2}\right)\right) \quad (5)$$

$$P_j = P_0 \tau^{2(j-1)} \quad (6)$$

式中, q_{ij} 、 P_j 分别表示第 i 束激光在第 j 个光学透镜内产生的体热源和入射功率; 以 18 束激光束照射区域中心为坐标原点, 则 x_{ij} 、 y_{ij} 为空间合束单元中第 j 个光学透镜入射面上第 i 束激光光斑的中心坐标, $i = 1, 2, 3 \dots 18, j = 1, 2, 3 \dots 5$; ω_j 为在第 j 个光学透镜入射面上单束激光的光斑半径。

第 j 个光学透镜入射面上的 18 个激光光斑沿 X 轴的排列数量为 4, 3, 4, 3, 4。18 个光斑中心的坐标如图 2 所示。沿 X 轴和 Y 轴两个相邻光斑中心的间距分别为 a_j 和 b_j , 即

$$a_j = \frac{L_j - 2\omega_j}{3} = \sqrt{3} h_j \quad (7)$$

$$b_j = \frac{W_j - 2\omega_j}{2} = h_j \quad (8)$$

式中, L_j 、 W_j 、 h_j 分别为 18 束激光在第 j 个光学透镜入射面总照射面积的长、宽及任意相邻光斑中心间距。

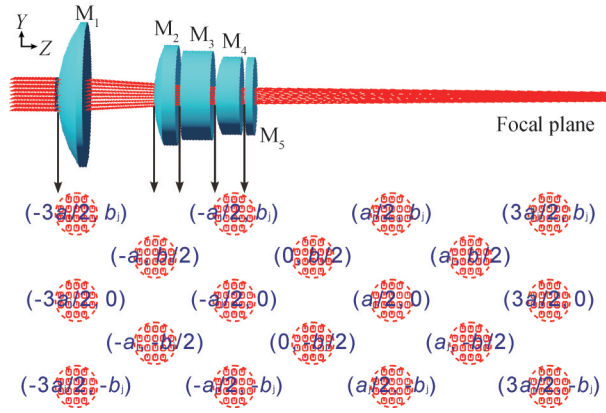


图 2 M_1 透镜入射面处 18 束激光的光斑中心坐标

Fig.2 Spot center coordinates of 18 laser beams on the incident surface of the M_1 lens

如表 2 所示, 根据 18 束准直激光束的发散角、直径及合束器的结构参数, 利用式(5)、(6)和 Code-V 设计软件可计算出 18 束激光分别在 M_1 至 M_5 光学透镜入射面上相应的分布参数。考虑到光学透镜的厚度最大值仅为 26 mm 且对应直径为 130 mm, 为了简化分析过程, 忽略同一光学透镜入射面和出射面上 18 束激光照射面积的变化。

表 2 激光束透射空间合束单元中光学透镜的传输参数(单位: mm)

Table 2 Transmission parameters of the laser beams through the optical lenses in space combining(unit: mm)

M_j	$L_j \times W_j$	ω_j	a_j	b_j	h_j
M_1	70.35×32.05	X: 4.05 Y: 4.05	20.78	11.98	11.98
M_2	42.95×19.05	X: 2.05 Y: 2.05	12.95	7.48	7.48
M_3	37.79×15.95	X: 1.15 Y: 1.15	11.83	6.83	6.83
M_4	31.09×13.01	X: 0.85 Y: 0.85	9.80	5.66	5.66
M_5	30.21×12.52	X: 0.85 Y: 0.73	9.58	5.53	5.53

所有光学透镜均置于在相应套筒内并由压圈隔离固定, 以避免光学透镜横向位移对激光合束造成不利影响。同时为了便于安装, 光学透镜的侧面与铜套内壁之间存在大约 10 μm 微小间隙, 可视为光学透镜的所

有表面与周围空气接触并存在空气热对流。因此,热对流边界条件包括所有光学透镜内部 18 束激光能量体吸收产生的热量,光学透镜所有表面上对流、热辐射产生的热量损失以及光学透镜边缘固定约束。当激光透射光学透镜时,镜体内部及表面的热传导方程为^[20]

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (K \nabla T) + Q \quad (9)$$

$$T(x, y, z, 0)_{t=0} = T_0 \quad (10)$$

$$-K \frac{\partial T}{\partial u} = \delta(T - T_{ext}) + \sigma \epsilon (T^4 - T_{amb}^4) \quad (11)$$

式中, T 为温度场, t 为激光照射时间; T_0 为初始温度; ρ 、 C_p 、 K 、 δ 、 σ 和 ϵ 分别为熔石英玻璃的密度、热容、导热系数、传热系数、玻尔兹曼常数和热辐射系数; u 是光学透镜表面的外法向矢量大小; T_{ext} 和 T_{amb} 分别是空气温度和环境温度, 考虑到合束器实施水冷和环境温度控制, $T_{ext} = T_{amb} = T_0 = 293.15 \text{ K}$ 。

将空间合束单元中所有光学透镜几何模型 CAD 文件和 18 束激光空间非相干合束体热源分布数据导入至有限元分析软件中, 并对光学透镜的几何模型进行网格划分。将热流作为热载荷, 利用上述热对流边界条件、熔石英玻璃的热物理性能以及传热方程, 通过有限元热分析方法可求得瞬态温度场。熔融石英玻璃的具体热物理参数如表 3 所示。

表 3 熔融石英玻璃的热物理性质
Table 3 Thermo-physical properties of fused silica glass

Parameter	Value
Density/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	2 201
Heat capacity/($\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$)	$35.936 + 3.366 8T - 0.0041T^2 + 2.580 3 (10^{-6})T^3 - 8.086 7 (10^{-10})T^4 + 9.904 8 (10^{-14})T^5$
Heat conductivity/($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	$0.978 6 + 1.12(10^{-3})T$
Heat transfer coefficient/($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)	10
Heat radiation coefficient	0.8
Heat expansion/ K^{-1}	5×10^{-7}
Poisson ratio	0.16
Young's modulus/GPa	$6.90(10^{10}) + 1.1(10^7)T + 11 447 T^2 - 25.91T^3 + 0.015 45T^4 - 3.022 2(10^{-6})T^5$
Shear modulus/GPa	31.3

3 光学透镜的热力学分析

3.1 温度场分布

在单束激光功率 600 W、18 束激光同步参与合束 1 000 s 时间节点处, 空间合束单元中 $M_1 \sim M_5$ 透镜的入射面、出射面及中心剖面上的温度分布如图 3 所示。不难看出, 透镜表面温度分布趋于矩形。每个光学透镜

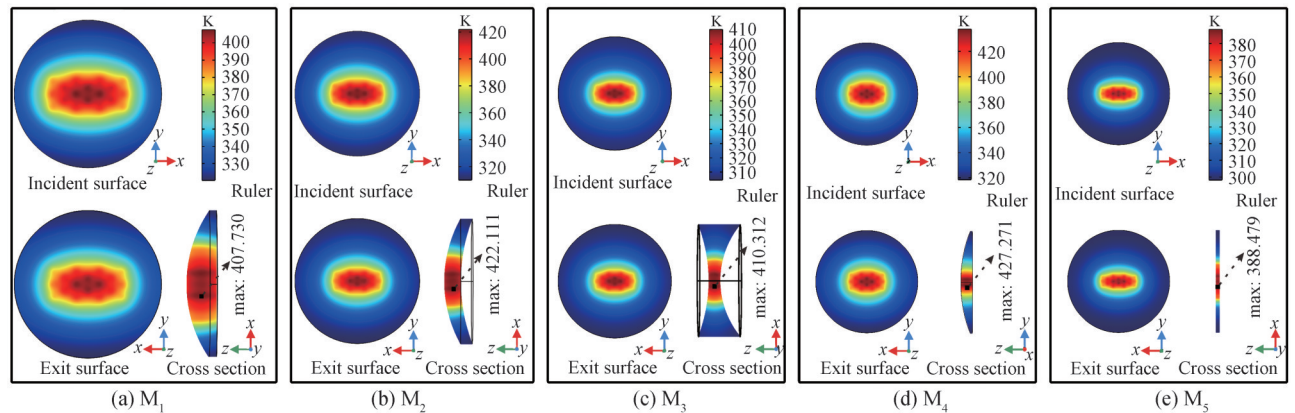


图 3 10 kW 激光合束 1 000 s 时间节点处 M_1 至 M_5 透镜入射面、出射面及中心剖面的温度分布模拟
Fig.3 Simulated temperature distribution on incident surface, exit surface and central section of the lens M_1 to M_5 at the 10 kW laser beam combining time of 1 000 s

内部激光透射区域的温度明显高于非透射区域,最高温度均处于其镜体内部中心位置处。这恰恰说明镜体内部激光体热源产生的热积累造成透镜内部温度升高。从 M_1 至 M_5 ,18束激光逐渐会聚,激光照射面积逐渐减小,而激光功率密度逐渐增大。同时,厚度更大的透镜会吸收更多的激光能量并导致其升温速率更快,故而 M_2 透镜和 M_4 透镜的最高温度分别高于 M_3 透镜和 M_5 透镜的最高温度。较高的激光功率密度和较大的厚度导致 M_4 透镜的最高温度427.27 K是5个光学透镜中最高的。图4展示出5个光学透镜的最高温度随合束时间的变化规律。在800 s时间节点之后,每个光学透镜的最高温度变化趋近于零,说明各光学透镜的吸热和传热之间趋于动态平衡。427.27 K (154.12 °C)的最高温度明显低于熔石英玻璃1 900 K的软化点温度^[21],说明在10 kW激光的长期照射下,空间合束单元中的光学透镜不存在因温度过高而被熔化的风险。

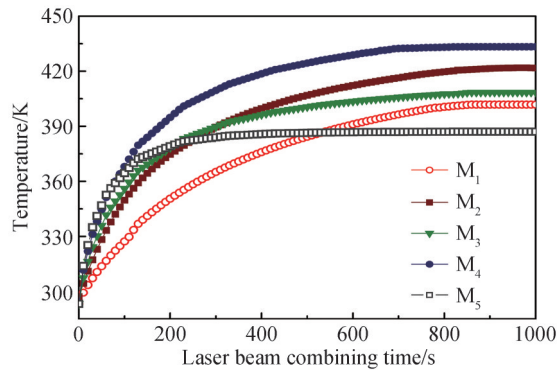


图4 10 kW 激光合束1 000 s内 M_1 至 M_5 透镜中最高温度随时间的变化规律

Fig.4 Maximum temperature change law in the lens M_1 to M_5 varying within 1 000 s of the 10 kW combined laser irradiation

3.2 热变形和热应力

将激光束体吸收产生的温度梯度作为热负荷应用于有限元分析软件的结构力学模块,可以计算出上述相同激光合束条件下 M_1 ~ M_5 透镜的热变形分布和热应力分布。在1 000 s时间节点处, M_1 ~ M_5 透镜的热变形分布以及最大热变形量随合束时间的变化规律如图5、图6所示。计算结果表明,每个光学透镜的热变形对称分布与其温度对称分布相似,热变形发生在激光透射区域,而没有热变形的区域位于每个光学透镜的边缘。将表1中的光学透镜中心厚度与其直径之比 Ω 值与图5所示的最大热应力进行比较,不难发现, M_1 ~ M_5 透镜中最大热变形量的大小关系与其对应的 Ω 值大小关系一致,即 Ω 值越大,最大热变形量越大。显然, M_1 透镜0.2的 Ω 值和4.53 μm 的最大热变形量均是五个光学透镜中最大的。同时,由于每个光学透镜结构参数造成其像方主平面均位于其出射面的左侧或重叠,热变形量将向左(逆着光路)传递,故最大热变形量最终均分布在入射面的中心位置处。受到热动态平衡的影响,在800 s时间节点之后,各个光学透镜的最大热变形量变化趋近于零。发生热变形的实际面形与初始设计面形之间的面形误差是衡量光学透镜合

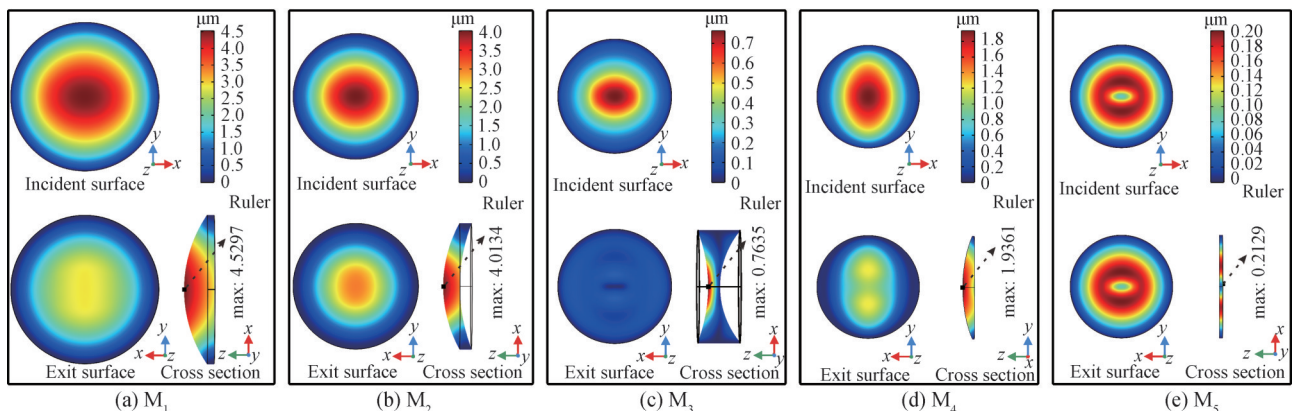
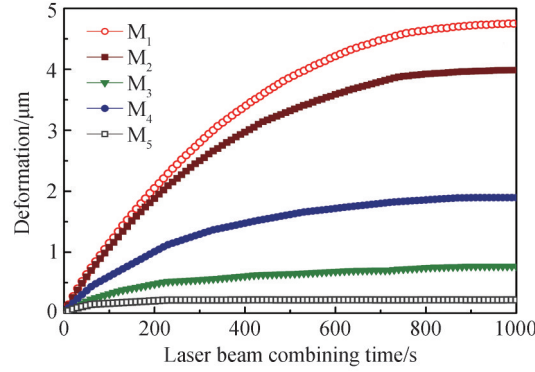


图5 10 kW 激光合束1 000 s时间节点处 M_1 至 M_5 透镜入射面、出射面及中心剖面的热变形量分布模拟

Fig.5 Simulated thermal deformation distribution on incident surface, exit surface and central section of the lens M_1 to M_5 at the 10 kW laser beam combining time of 1 000 s

图6 10 kW 激光合束1 000 s内M₁至M₅透镜中最大热变形量随时间的变化规律Fig.6 Maximum thermal deformation law in the lens M₁ to M₅ varying within 1 000 s of the 10 kW combined laser irradiation

束成像质量的重要指标。目前,对光学透镜面形误差拟合的常用方法为Zernike多项式拟合法。直角坐标系下的 m 项Zernike多项式为^[22]

$$\Delta Z_i(x, y) = \sum_{j=1}^m \eta_j Z_j(x_i, y_i) \quad (12)$$

式中, η_j 为Zernike多项式的第 j 个系数;若将光学透镜的镜面划分为 n 个有限元节点,则 $\Delta Z_i(x, y)$ 为光学透镜发生热变形后第 i 个有限元节点在 Z 轴方向上的热变形量, $Z_j(x_j, y_j)$ 为 $\Delta Z_i(x, y)$ 在有限元节点 (x, y) 处的第 j 个基底函数。

令 $\varphi_{ij} = Z_j(x_i, y_i)$,式(9)变换为

$$\begin{cases} \phi_{11}\eta_1 + \phi_{12}\eta_2 + \cdots + \phi_{1m}\eta_m = Z_1 \\ \phi_{21}\eta_1 + \phi_{22}\eta_2 + \cdots + \phi_{2m}\eta_m = Z_2 \\ \dots\dots\dots \\ \phi_{n1}\eta_1 + \phi_{n2}\eta_2 + \cdots + \phi_{nm}\eta_m = Z_n \end{cases} \quad (13)$$

式中, $i = 1, 2, \dots, m; j = 1, 2, \dots, n$,且 $m > n$ 。

采用正交分解法对式(10)进行计算^[23],可以得到Zernike多项式中的 m 个系数。将Comsol软件获得的沿光轴的热变形有限元离散节点数据转换为Zernike多项式系数,并将前15项系数直接耦合回Code V软件,从而模拟出光学透镜通光面的曲率半径因热变形而产生的变化量。在此基础上,将面形误差换算成光圈数 G ,用以评估光学透镜的热变形是否对激光束合成质量产生影响,光圈数 G 为^[24]

$$G = \left(\frac{D_i}{2R_a} \right)^2 \times \frac{\Delta R_a}{\lambda} \quad (14)$$

式中, D_i 和 R_a 分别为激光照射前光学透镜的直径和通光面曲率半径; ΔR_a 为激光照射后光学透镜通光面曲率半径的变化量, λ 为激光波长。

计算发现,最大光圈数为0.11,来自M₁透镜的入射面,远小于传统光学透镜加工公差限定的1~2个光圈数,从而验证了在10 kW激光的长期照射下,空间合束单元中的光学透镜不存在因热变形量过大而影响合束成像质量的情况。

在1 000 s时间节点处M₁~M₅每个光学透镜的等效热应力(von Mises stress)分布以及最大等效热应力随合束时间的变化规律如图7、图8所示。计算结果表明,每个光学透镜的等效热应力分布与其热变形分布相似。具有凸入射表面的M₁、M₂和M₄透镜中被18束激光加热部分的热容体积 V_1 远大于实施传热(即未被加热)部分的热容体积 V_2 。在短时间内,光学透镜中吸热与传热的热平衡界面会迅速移动到透镜边缘,并与边缘约束界面重合,因此最大等效热应力分布在M₁、M₂和M₄透镜的入射面边缘。具有凹面入射面的M₃透镜和具有平面入射面的M₅透镜中,热容体积 V_1 小于或等于热容体积 V_2 ,透镜中的热平衡界面从激光透射区域中心向边缘移动的速率大幅下降,造成等效热应力和边缘约束应力分别对称分布在M₃和M₅透镜入射面中心和边缘,且两种应力的分布不重叠。此外,M₁~M₅透镜中最大热应力的大小关系同样与其对应的 Ω 值大小相关, Ω 值越大,最大等效热应力越大。在 Ω 值彼此接近且接收到的激光功率相等或相差较小的情况

下,激光功率密度越大,最大等效热应力越大。与其它光学透镜相比, M_1 透镜的 Ω 值最大,为0.2,其镜体边缘出现12.68 MPa的最大等效热应力。 M_4 和 M_2 透镜的 Ω 值相似,但是 M_4 透镜内部的激光束功率密度更大,故其等效最大热应力排名第二和第三。受热平衡的影响,800 s后各光学透镜的等效热应力变化率接近于0。12.68 MPa的最大等效热应力明显小于熔融石英玻璃50 MPa的屈服强度^[25],说明在10 kW激光的长期照射下,空间合束单元中的光学透镜不存在因热应力过高而产生热应力损伤的风险。

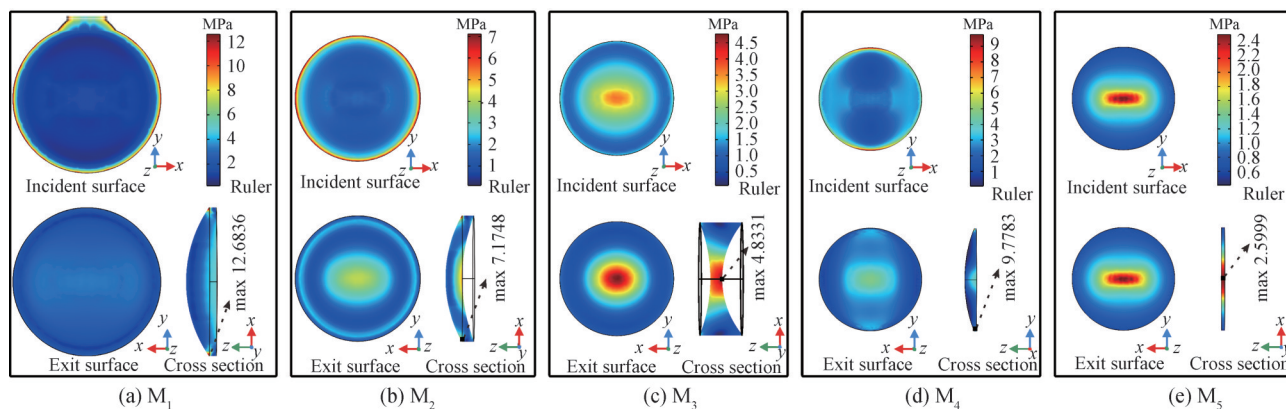


图7 10 kW激光合束1 000 s时间节点处 M_1 至 M_5 透镜入射面、出射面及中心剖面的热应力分布模拟
Fig.7 Simulated thermal stress distribution on incident surface, exit surface and central section of the lens M_1 to M_5 at the 10 kW laser beam combining time of 1 000 s

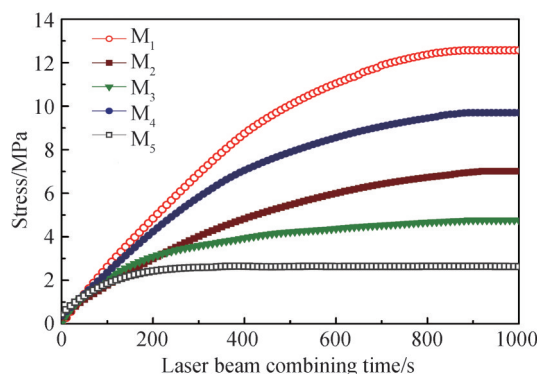


图8 10 kW激光合束1 000 s内 M_1 至 M_5 透镜中最大热应力随时间的变化规律
Fig.8 Maximum thermal stress law in the lens M_1 to M_5 varying within 1 000 s of the 10 kW combined laser irradiation

在综合分析合束单元安全性能基础上,对单束600 W激光透射激光准直单元中的所有透镜进行热力学模拟分析,如表4所示。结果表明,激光准直单元中所有光学透镜的最大温差 ΔT_{\max} 、最大热变形 Ψ_{\max} 、最大热应力 Φ_{\max} 、光圈数 G 均小于空间合束单元中光学透镜的相应数据。

表4 合束器中光学透镜的热力学性质

Table 4 Thermo-mechanical properties of optical lenses in combiner

Lens	$\Delta T_{\max}/K$	$\Psi_{\max}/\mu m$	Φ_{\max}/MPa	G
m_1	3.46	0.17	11.28	0.01
m_2	6.26	0.13	3.50	0.01
m_3	6.98	0.11	7.88	0.01
M_1	82.96	4.53	12.68	0.11
M_2	98.89	3.66	7.17	0.05
M_3	98.82	0.73	4.71	0.03
M_4	111.91	1.82	8.25	0.06
M_5	87.96	0.29	3.29	0.01

4 实验测量

合束器实物如图9所示。18套激光准直单元和1套共用的空间合束单元实现了一体化机械加工。由于所有光学透镜均封装在铜套中,除 M_5 透镜外,均无法直接测量其温度。为了验证建立的有限元热分析模型的可靠性,在38 A单台最大电流驱动下,18台972 nm 半导体激光器同步工作1 000 s,测定矩形合束激光功率达到10.64 kW,功率不稳定性 $< \pm 1.2\%$ 。同时使用FLIR-T5590型红外热像仪对 M_5 透镜出射面的中心温度实施测量。由于合束器实施了 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 水冷却,其内部空间形成了一个 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 稳定温度的空气环境,可以最大程度地减少因光学透镜之间的热辐射传递而在 M_5 透镜上形成热辐射累加。采用一定夹角测量 M_5 透镜出射面中心温度,也可以避免直接测量到 M_5 透镜的后端透镜而对测量结果产生误差。利用建立的有限元热分析模型模拟 M_5 出射面中心温度随激光合束时间的变化规律,如图10和图11所示。 M_5 透镜出射面处中心温度的测量曲线和模拟曲线在1 000 s的激光合束时间范围内始终保持良好的重叠特性,中心温度从400 s之后逐渐稳定,表明有限元热分析模型具有良好的准确性。

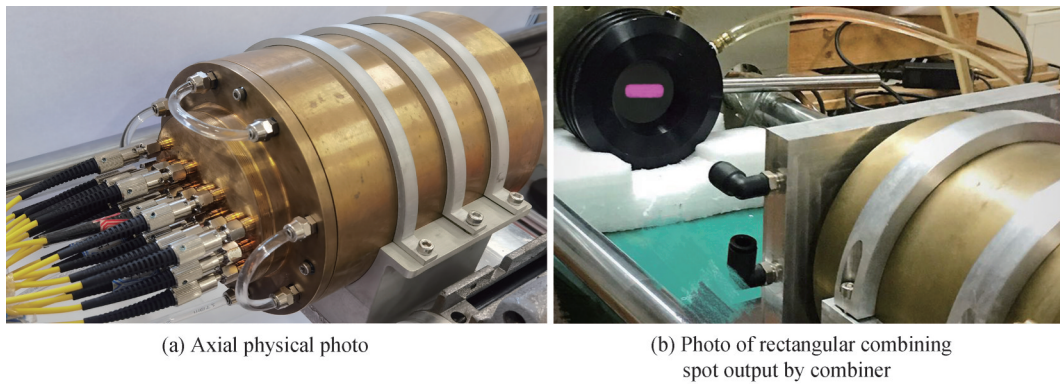
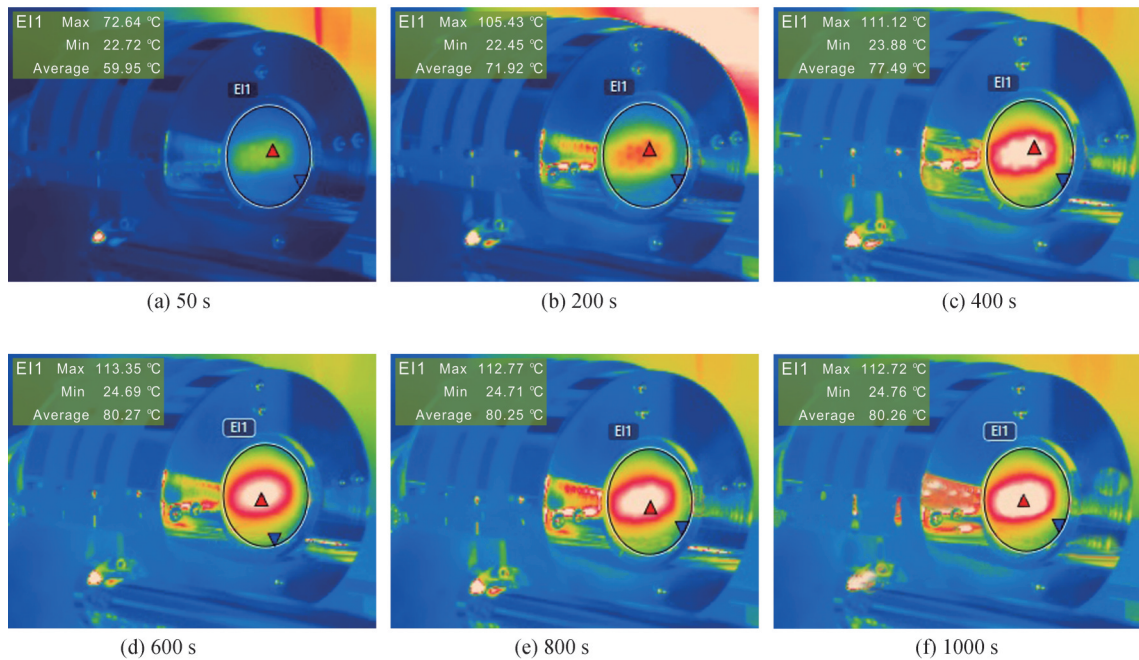


图9 合束器的实物照片

Fig.9 Physical photo of the combiner

图10 10 kW 激光合束1 000 s内 M_5 透镜出射面中心温度的热像仪测试照片Fig.10 Center temperature test photos on the exit surface of the lens M_5 during 10 kW laser beam combining period of 1 000 s using a thermal imager

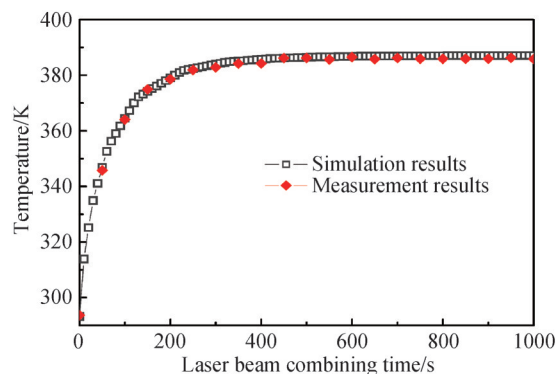


图 11 10 kW 激光合束 1 000 s 内 M_5 透镜出射面中心温度的测量和模拟曲线

Fig.11 Measurement curve and simulation curve of the center temperature on the exit surface of lens M_5 during the 10 kW laser beam combining period of 1 000 s

5 结论

本文介绍了一种使用光学透镜的 10 kW 矩形光斑激光空间非相干合束器,并基于多光束激光体热源模型建立了光学透镜的有限元热分析模型,仿真研究了合束器中光学透镜在 10 kW 组合激光束辐照 1 000 s 下的热力学性质。结果表明,合束器中光学透镜的最高温度、最大热变形量和最大等效热应力均在 800 s 时间节点后趋于稳定。最大中心温度和最大等效热应力的模拟值分别为 427.27 K 和 12.68 MPa,明显低于用于制造光学透镜的熔融石英玻璃的软化点温度和热损伤阈值。模拟的最大热变形量仅为 4.53 μm ,对应的 0.1 最大光圈数远小于光学透镜的常规加工公差。在 1 000 s 激光合束时间内,窗口镜出射面的最高温度模拟变化规律和实验测量规律具有较好的一致性,表明所建立的有限元热分析模型具有良好的准确性。连续运行 1 000 s,矩形合束激光的最大功率测量值达到 10.64 kW。功率不稳定度小于 $\pm 1.2\%$ 的测量结果进一步验证了合束器长期工作的安全性和可靠性。该型合束器紧凑的结构利于小型化,在柔性的矩形激光光斑表面处理领域具有应用潜力。基于多光束激光体热源模型并结合实验测量的光学透镜有限元热分析方法可为超大功率激光空间合束系统的安全性和可靠性评估提供一种有效方法。

参考文献

- [1] LI Bo, WANG Zhenfu, QIU Bocang, et al. Influence of strain on the performance of independent emitters in high power quasi-continuous semiconductor laser array[J]. Acta Photonica Sinica, 2020, 49(9): 0914001.
李波,王贞福,仇伯仓,等. 高功率准连续半导体激光阵列中应变对独立发光点性能的影响[J]. 光子学报, 2020, 49(9): 0914001.
- [2] WANG Huilin, GUO Yaxiong, LAN Hongwei, et al. Effect of spot type on microstructure and properties of MoFeCrTiWAlNb refractory high-entropy alloy coating fabricated by laser cladding[J]. Surface Technology, 2019, 48(6): 130-137.
王慧琳,郭亚雄,蓝宏伟,等. 光斑类型对激光熔覆 MoFeCrTiWAlNb 高熔点高熵合金涂层组织和性能的影响[J]. 表面技术, 2019, 48(6): 130-137.
- [3] DANG Wenjia, LI Zhe, LI Yuting, et al. Recent advances in high-power continuous-wave ytterbium-doped fiber lasers[J]. Chinese Optics, 2020, 13(4): 677-694.
党文佳,李哲,李玉婷,等. 高功率连续波掺镱光纤激光器研究进展[J]. 中国光学, 2020, 13(4): 677-694.
- [4] DENG Zhonghua, LIU Qibin, XU Peng, et al. Corrosion resistance and mechanism of metallic surface processed by square-spot laser shock peening[J]. Journal of Materials Engineering, 2018, 46(8): 140-147.
邓仲华,刘其斌,徐鹏,等. 方形光斑激光冲击强化金属表面的耐腐蚀性能及机理[J]. 材料工程, 2018, 46(8): 140-147.
- [5] ZHENG Y, YANG Y F, WANG J H, et al. 10.8 kW spectral beam combination of eight all-fiber super fluorescent sources and their dispersion compensation[J]. Optics Express, 2016, 24(11): 12063-12071.
- [6] YANG G Q, LIU L S, JIANG Z H, et al. Incoherent beam combining using fast steering mirrors[J]. Journal of Modern Optics, 2017, 64(3): 251-258.
- [7] WANG Jianjun, LIU Yu, LI Min, et al. Ten-year review and prospect on mode instability research of fiber lasers[J]. High Power Laser and Particle Beams, 2020, 32(12): 121003.
王建军,刘珂,李敏,等. 光纤激光模式不稳定研究十年回顾与展望[J]. 强激光与粒子束, 2020, 32(12): 121003.
- [8] WANG H B, SONG Y L, YANG Y F, et al. Simulation and experimental study of laser-induced thermal deformation of spectral beam combination grating[J]. Optics Express, 2020, 28(22): 33334.
- [9] WALXER R M, CLEEK G W. The effect of temperature and pressure on the refractive index of some oxide glasses[J]. Journal of Research of the National Bureau of Standards Section-A. Physics and Chemistry, 1973, 77A(6): 755-763.

- [10] TIAN M J Y, CHU D Y, YUAN Q, et al. Stress-induced depolarization of Nd:glass in high-power laser amplifier[J]. *Optics & Laser Technology*, 2021, 139: 106952.
- [11] PENANO J, SPRANGLE P, TING A, et al. Optical quality of high-power laser beams in lenses[J]. *Journal of the Optical Society of America B-Optical Physics*, 2009, 26(3): 503-510.
- [12] SUN Yi, GAO Yunguo, SHAO Shuai, et al. Temperature adaptability analysis of multi band laser beam combiner[J]. *Journal of Changchun University of Technology (Natural Science Edition)*, 2015, 38(3): 1-5.
孙毅, 高云国, 邵帅, 等. 多波段激光合束镜温度适应性分析[J]. *长春理工大学学报(自然科学版)*, 2015, 38(3): 1-5.
- [13] TANG Wei, LIU Lisheng, LIU Yang, et al. Optimization design and analysis of laser spatial beam combining primary mirror[J]. *Chinese Optics*, 2020, 13(3): 442-450.
汤伟, 刘立生, 刘扬, 等. 激光空间合束主镜优化设计与分析[J]. *中国光学*, 2020, 13(3): 442-450.
- [14] WANG Jiaojiao, SHI Linlin, MA Xiaohui, et al. Thermal analysis and fiber coupling simulation design of multi single tube stacked semiconductor lasers[J]. *Chinese Journal of Luminescence*, 2021, 42(1): 104-110.
王娇娇, 石琳琳, 马晓辉, 等. 多单管堆叠半导体激光器热分析及光纤耦合模拟仿真设计[J]. *发光学报*, 2021, 42(1): 104-110.
- [15] SU Pengcheng, CHEN Yu, ZHANG Jiaming, et al. Design of bionic compound eye system based on hexagonal tight splicing structure[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2021, 50(4): 215-223.
苏鹏程, 陈宇, 张家铭, 等. 基于六边形紧密拼接结构的仿生复眼系统设计[J]. *红外与激光工程*, 2021, 50(4): 215-223.
- [16] BAI Y, LEI G Z, CHEN H W, et al. Incoherent space beam combining of fiber-transmitted semiconductor lasers for oil well laser perforation[J]. *IEEE Access*, 2019, 7: 154457-154465.
- [17] SONG Gang, YU peini, LI Taotao, et al. Simulation and analysis of laser induced arc hybrid welding of magnesium alloy/steel[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2020, 47(6): 116-123.
宋刚, 于培妮, 李涛涛, 等. 镁合金/钢激光诱导电弧复合焊接模拟及分析[J]. *中国激光*, 2020, 47(6): 116-123.
- [18] TIAN Xiulao. Fresnel formulate and brewster law of optical waves in the left-handed materials[J]. *Acta Photonica Sinica*, 2006, 35(7): 1103-1106.
田秀劳. 光波在左手材料中的菲涅尔公式和布儒斯特定律[J]. *光子学报*, 2006, 35(7): 1103-1106.
- [19] LI Changqing, ZHANG Mingfu, ZUO Hongbo, et al. Influencing factors on transparency of transparent ceramics[J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2006, 29(2): 26-29.
李长青, 张明福, 左洪波, 等. 影响透明陶瓷透光性能的因素[J]. *兵器材料科学与工程*, 2006, 29(2): 26-29.
- [20] XU Guangying, WANG Jinbao, XUE Dawen, et al. Study on fractional heat conduction and thermal stress in short pulse laser heating[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2020, 52(2): 491-502.
许光映, 王晋宝, 薛大文, 等. 短脉冲激光加热分数阶导热及其热应力研究[J]. *力学学报*, 2020, 52(2): 491-502.
- [21] RAMAM R N, MATTHEWS M J, ADAMS J J, et al. Monitoring annealing via CO₂ laser heating of defect populations on fused silica surfaces using photoluminescence microscopy[J]. *Optics Express*, 2010, 18(14): 15207-15215.
- [22] SHI Yincheng, YAN Huaide, GONG Peng, et al. Topology optimization design method of optical mirror support structure based on Zernike coefficient optimization model[J]. *Acta Photonica Sinica*, 2020, 49(6): 0622001.
施胤成, 闫怀德, 宫鹏, 等. 基于Zernike系数优化模型的光学反射镜支撑结构拓扑优化设计方法[J]. *光子学报*, 2020, 49(6): 0622001.
- [23] YANG Xiaojian, HU Chenxing, ZHU Xiaocheng, et al. Eigen orthogonal decomposition method for unsteady flow in vaneless diffuser of centrifugal compressor[J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University*, 2019, 53(12): 1450-1458.
杨晓建, 胡晨星, 竺晓程, 等. 离心压气机无叶扩压器非定常流动本征正交分解法[J]. *上海交通大学学报*, 2019, 53(12): 1450-1458.
- [24] JIANG Xiaojun, Li Zhengguo, HONG Xiaoou, et al. Study on the method of obtaining the surface shape deviation of planar optical elements[J]. *Journal of University of Electronic Science and Technology of China*, 2010, 39(4): 581-584+622.
江晓军, 刘正国, 洪晓鸥, 等. 获取平面光学元件面形偏差的方法研究[J]. *电子科技大学学报*, 2010, 39(04): 581-584+622.
- [25] KLEIN C A. Characteristic strength, Weibull modulus, and failure probability of fused silica glass[J]. *Optical Engineering*, 2019, 48(11): 113401.

Finite Element Thermal Analysis of Optical Lenses in 10 kW Rectangular Spot Laser Space Combiner

LI Ben^{1,2}, ZHOU Jingfeng^{1,2}, WANG Yi^{1,2}, BAI Yang^{1,2}

(1 Institute of Photonics & Photon-Technology, Northwest University, Xi'an 710127, China)

(2 State Key Laboratory of Photon-Technology in Western China Energy, Xi'an 710127, China)

Abstract: A space-transmission high-power near-infrared semiconductor laser beam with a rectangular

laser spot is one of the key tools to improve the efficiency and quality of laser surface heat treatment. However, this kind of laser is difficult to apply to the surface heat treatment of flexible lasers inside workpieces. This is because the volume of the lasers increases greatly with increasing laser power and is affected by the space transmission of the laser beam. The spot of the ultrahigh-power laser beam from a commercial high-power fiber laser or a fiber-transmitted semiconductor laser is circular, which makes it difficult to control the spot overlap rate during the laser surface heat treatment process. It is difficult to change the ultrahigh-power circular laser spot into a rectangular spot through beam shaping technology. Laser incoherent spatial combining based on multifiber transmission is an effective method to reduce the risk of high-power laser transmission in a single fiber and realize the flexible transmission of high-power lasers. It has quickly become a research hotspot in the field of ultrahigh power laser systems. To solve the spot overlap rate control problem of ultrahigh power lasers transmitted by fibers in flexible laser surface heat treatment, a design scheme of arranging 18 semiconductor laser beams at 972 nm transmitted by fibers according to a “staggered rectangle” and implementing space incoherent beam combination was proposed in this paper. Based on this, a set of 10 kW rectangular spot laser beam combiners was developed. The optical elements in the combiner are all optical lenses made of fused silica glass. It is widely known that the accumulation of heat generated by long-term ultrahigh-power laser beam irradiation will produce serious thermal effects inside the optical lens, resulting in reduced beam quality and even irreversible damage inside the optical lens, which will seriously affect the safety and reliability of the combiner for long-term operation. However, the structural shielding of the combiner often makes the thermodynamic properties of the optical lenses difficult to directly detect and evaluate with experimental methods. With the rapid development of computer technology and calculation methods, the establishment of temperature field models based on finite element analysis has become a simulation method widely used in the reliability analysis of laser irradiation optical components. At present, most thermodynamic finite element analysis studies on laser irradiation optical elements simplify the laser beam to an area heat source while ignoring the volume absorption of the laser beam by the optical element. However, the volume absorption of the laser beam by the optical lens itself is already one of the main factors affecting its thermodynamic properties with the continuous increase in laser incoherent space combining power. There is no report on the thermodynamic finite element analysis of multiple ultrahigh power laser beams transmitted through optical lenses under the premise that the laser beam is used as a volume heat source. To solve the above problems, the finite element thermodynamic model of the optical lens was established based on the mathematical model of the whole heat source of the 18 laser beams. The thermodynamic properties of all optical lenses under the condition of being irradiated by 18 laser beams participating in the combination for 1 000 s are simulated and analyzed using this model. The research results show that the maximum temperature, maximum thermal deformation and maximum equivalent thermal stress of the optical lens in the combiner stabilized after the 800 s time node. The simulated values of the maximum core temperature and the maximum equivalent thermal stress were 427.27 K and 12.68 MPa, respectively, which were significantly lower than the softening point temperature and thermal damage threshold of fused silica glass used to manufacture optical lenses. The maximum aperture of 0.1 corresponding to the simulated maximum thermal deformation of 4.53 μm was much smaller than the conventional machining tolerance of 2.0. The highest temperature on the exit surface of the window lens was measured during the laser beam combining time of 1 000 s. Both the experimental value and the simulated value of the highest temperature showed good consistency with the laser beam combining time. This shows that the established finite element thermal analysis model has good accuracy. The maximum combined power of 10.64 kW for the combined laser with a rectangular spot was measured when it was continuously operated for 1 000 s. The power instability of less than $\pm 1.2\%$ further experimentally verified the safety and reliability of the combiner under long-term operation.

Key words: Laser; Incoherent space beam combining; Optical lenses; Volume heat source; Temperature field; Thermal deformation; Thermal stress; Finite element analysis

OCIS Codes: 140.3298; 140.2020; 140.0140; 140.6810