

直接液冷薄片激光器波前畸变优化研究

魏前明¹, 阮旭^{2,3}, 易家玉^{2,3*}, 马宇^{1**}¹中山大学中法核工程与技术学院, 广东 珠海 519000;²中国工程物理研究院应用电子学研究所, 四川 绵阳 612000;³中国工程物理研究院高能激光重点实验室, 四川 绵阳 612000

摘要 对于直接液冷薄片激光器而言, 实现功率的定标放大可以在保证泵浦光强恒定的情况下通过增大泵浦光斑的尺寸同时增加增益介质的尺寸或数量来实现。这种设计理念自提出以来就得到了学术界的青睐。本团队针对高功率直接液冷薄片激光器的实际工作条件, 建立了单薄片双通道增益模块在对称情况下的模型, 研究了微通道高度、薄片厚度、冷却液雷诺数等参数对激光器输出波前畸变的影响。结果表明: 当其他条件一定时, 随着微通道高度及薄片厚度的减小, 激光器输出光束质量提高; 随着冷却液雷诺数增大, 激光器输出光束质量提高。经遗传算法优化后的设计参数产生的输出光束光程差均方根值为 $3.27 \mu\text{m}$, 峰谷值为 $6.11 \mu\text{m}$, 相较于经典文献设计参数下的均方根值和峰谷值分别降低了 12.3% 和 15.6%。

关键词 激光器; 直接液冷; 薄片激光器; 耦合模拟; 波前畸变; 遗传算法优化

中图分类号 TN248.1

文献标志码 A

DOI: 10.3788/CJL202249.2301005

1 引言

自 1960 年激光器问世以来, 激光便以其优良独特的性能在众多领域发挥着重要作用^[1]。相较于传统的激光器, 直接液冷薄片激光器采用侧面泵浦方式, 激光增益介质直接接触冷却流体进行高效换热^[2]。在这种设计方式下, 如果保证泵浦光源恒定, 增益模块内每一块薄片的工作情况均相同, 只要增加薄片数量就可以实现激光功率放大^[3-4]。凭借高效的换热方式, 直接液冷薄片激光器冷却系统的重量大大减轻。同时, 该激光器具有功率放大装置简单、体积小等特性, 因而吸引了国内外的广泛关注。美国通用原子公司计划用 10 个 15 kW 的增益模块串联来产生输出功率为 150 kW 的激光^[5-6]。清华大学的 Fu 等^[7-9]从理论上模拟了设计输出功率为 31 kW 的直接液冷薄片激光器的波前像差问题, 并通过实验验证了数值模拟的结果。Ye 等^[10-12]采用实验与数值仿真相结合的方式, 对输出功率为千瓦级的激光器的波前畸变进行了研究。易家玉等^[13]根据激光器的光-光转化过程, 利用两个由 20 块薄片阵列构成的增益模块实现了功率大于 9 kW 的激光输出。

目前, 国内外研究人员在对直接液冷薄片激光器进行分析时, 大多将增益介质视为均匀发热源^[14], 并

直接给定增益介质的对流换热系数^[15], 很少有人针对增益介质的参数进行优化设计。针对这一现状, 本团队基于增益介质的实际工作状态, 利用 COMSOL 多物理场仿真软件^[16]对增益介质的热流固多场耦合问题进行求解, 并将求解结果代入光程差模型; 由于遗传算法对多目标参数寻优问题求解的高效性, 选用遗传算法对多目标参数进行优化设计, 为后续的实验方向提供参考依据。

2 直接液冷薄片激光器的设计及工作原理

2.1 直接液冷薄片激光器的工作原理

直接液冷薄片激光器的增益模块由多个薄片阵列组合而成。该激光器采用双侧面泵浦的抽运方式, 泵浦光束沿增益薄片侧面入射泵浦薄片阵列。阵列之间的距离约为 0.3 mm, 形成典型的微通道结构, 特殊处理的激光冷却液在其中高速流过, 并带走薄片中的废热。激光沿布儒斯特角入射增益介质, 以降低界面损耗。直接液冷薄片激光器的工作示意图如图 1(a) 所示, 其增益介质材料选用的是光学质量高、力学性能好的 Nd:YAG 晶体材料, 冷却液流体选用的是吸收系数小的重水。YAG 和重水的物性参数如表 1 所示。

收稿日期: 2022-02-11; 修回日期: 2022-03-03; 录用日期: 2022-03-24

基金项目: 国家自然科学基金(U1830118)

通信作者: *yijiayu1988_caep@163.com; **mayu9@mail.sysu.edu.cn

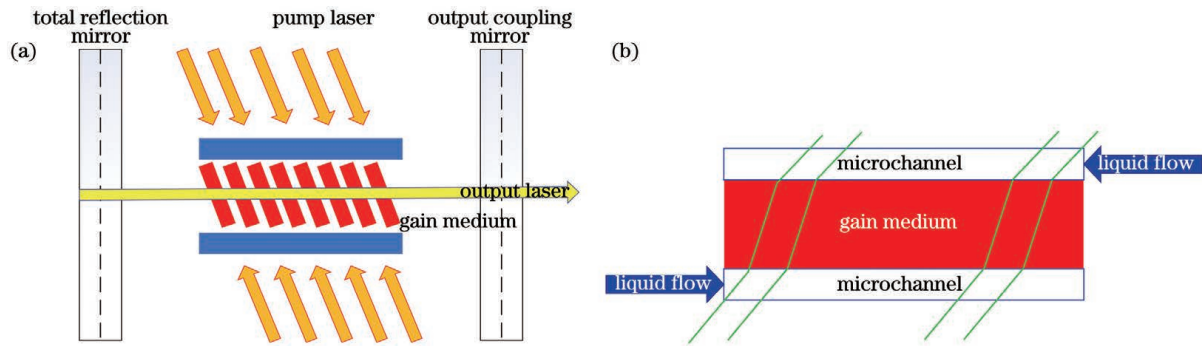


图 1 直接液冷薄片激光器。(a)工作示意图;(b)增益模块示意图

Fig. 1 Direct liquid-cooled thin-disk laser. (a) Working schematic; (b) schematic of gain module

表 1 所选材料的物性参数^[17-18]

Table 1 Physical parameters of selected materials^[17-18]

Parameter	Content	
	YAG	Deuterioxide
Chemical formula	Y ₃ Al ₅ O ₁₂	D ₂ O
Thermal conductivity at 300 K / (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	14	0.63
Specific heat capacity at 300 K / (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	590	4200
Melting point or boiling point /K	2240	373
Density / (kg·m ⁻³)	4560	1200
Poisson's ratio	0.28	
Young's modulus /GPa	317	
Breaking strength /GPa	130-260	
Viscosity at 300 K / (mPa·s)		1.00
Refractive index at 1064 nm	1.82	1.33
Thermal expansion coefficient /K ⁻¹	7.5×10 ⁻⁶	
Absorption coefficient at 1064 nm /cm ⁻¹		0.016
Thermo-optic coefficient /K ⁻¹	7.3×10 ⁻⁶	-1.4×10 ⁻⁴

2.2 参数选择及模型建立

由于每一块增益薄片的工作参数都相同,为了计算简便,在分析增益模块产生的光程差(OPD)时,选择其中的一块增益介质及其两侧的微通道流场作为研

究对象。这样便可以根据计算结果,简单地乘以实际工作时的增益模块的薄片数目,得到激光通过整个模块后产生的光程差。增益介质及微通道设计示意图如图 1(b)所示,设计参数如表 2 所示。

表 2 单增益薄片与微通道的初始设计参数

Table 2 Initial design parameters of single gain disk and microchannel

Item	Length /mm	Width /mm	Height /mm	Shrink ratio
Nd:YAG	50	30	1.5	
Microchannel	95	30	0.3	6

为了计算增益模块的光程差,需要知道增益模块在激光器工作时的状态。考虑激光器的实际工作情况,对于增益介质来说,流动的冷却液带走增益介质上的热量,而沉积的废热会使增益介质发生形变,进而影响冷却液的流动。因此,增益介质的状态属于典型的热流固三场耦合问题。对于增益介质来说,其内部

的温度分布由傅里叶导热定律决定,即

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (1)$$

式中: T 为温度; λ 为热导率; C_p 为比热容; ρ 为密度。

对于增益介质间的微通道流动来说,由于激光工作的需求,重水的流动状态为层流,流动速度的大小一般不超过 4 m/s。流体流动控制方程包括连续性方程、动量守恒方程和能量守恒方程,具体形式为

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho\mathbf{U}\phi) - \text{div}(\Gamma_\phi \text{grad}\phi) = S_\phi, \quad (2)$$

式中: ϕ 为通用变量; Γ_ϕ 为广义扩散系数; \mathbf{U} 为速度矢量。连续性方程、动量守恒方程及能量守恒方程的对应系数见表 3。

表 3 控制方程的对应系数

Table 3 Corresponding coefficients of control equations

Equation	ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ
Continuity equation	1	0	0
Momentum equation	u, v, w	μ	$-\frac{\partial p}{\partial x_i} + S_i$
Energy equation	T	λ/C_p	S_T

Note: u, v, w represent velocity vector components; μ represents kinetic viscosity; p represents pressure; S_i represents other momentum source terms; S_T represents other heat source items.

选用 SST $k-\omega$ 湍流模型求解流场。SST $k-\omega$ 湍流模型的具体形式为

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\delta_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k, \quad (3)$$

其中,

$$D_t = \frac{dn_s}{dT} \int_{-a/2}^{a/2} (T - T_0) dl + \frac{dn_l}{dT} \int_{-(a+b)/2}^{-a/2} (T - T_0) dl + \frac{dn_1}{dT} \int_{a/2}^{(a+b)/2} (T - T_0) dl, \quad (6)$$

$$D_d = \int_{-a/2}^{a/2} n_s dL_s + \int_{-(a+b)/2}^{-a/2} n_l dL_l + \int_{a/2}^{(a+b)/2} n_1 dL_1, \quad (7)$$

式中: $\frac{dn_s}{dT}$ 和 $\frac{dn_l}{dT}$ 分别为增益介质和冷却液的热光系数; T 为温度; T_0 为初始温度; l 为光路长度; a 和 b 分别为增益介质及微通道的高度; L_1 和 L_s 分别为冷却

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\delta_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega, \quad (4)$$

式中: δ_k 和 δ_ω 分别为湍流动能 k 和耗散率 ω 对应的普朗特数; Y_k 和 Y_ω 分别为湍流动能 k 和耗散率 ω 对应的耗散项; G_k 和 G_ω 分别为湍流动能 k 和耗散率 ω 对应的产生项; μ_t 为湍流黏度; μ 为重水的动力黏度; u 为重水的流动速率。对于流固双向耦合问题, 参照文献[18]所述方法进行处理。

计算光程差时需要考虑折射率变化及热致形变的影响。本文以一个增益薄片及其两侧微通道的一半高度进行光程差的计算, 因此可将光程差分为折射率变化引起的光程差和热致形变引起的光程差两部分。增益介质的光程差函数为

$$D_{\text{total}} = D_t + D_d, \quad (5)$$

液及增益介质畸变后的光路变化。

2.3 边界条件

双侧泵浦的增益介质内由泵浦吸收产生的热源分布^[19]可以表示为

$$Q = \frac{I\eta\alpha}{b'h} \left\{ \exp \left[-\alpha \left(-x - \frac{L}{2} \right) \right] + \exp \left[-\alpha \left(-x + \frac{L}{2} \right) \right] \right\}, \quad (8)$$

式中: I 为激光泵浦功率; α 为增益介质的吸收系数; η 为增益介质对泵浦光的光-热系数; b' 为增益介质的宽度; h 为增益介质的厚度; L 为增益介质长度; x 为增益介质接收到的泵浦光的入射长度。

除流固耦合壁面外, 增益介质及微通道的其余壁面均采用无滑移绝热壁面。微通道入口处流体速度的大小可以定义为

$$u = \frac{\mu Re}{\rho d_e}, \quad (9)$$

式中: Re 为重水雷诺数; d_e 为微通道的当量直径。微通道出口设置为常压出口, 所建立的模型的初始温度设置为 298.15 K。采用 COMSOL 数值求解软件进行求解。

3 分析及优化

为了验证所建立的光程差计算模型的正确性, 将文献[9]提供的结构设计参数代入本文光程差计算模型, 并将所得的计算结果与文献给出的光程差进行对比, 结果如图 2 所示。图 2 显示, 本文的光程差模型能较好地反映实际的光程差分布, 可用于后续研究。

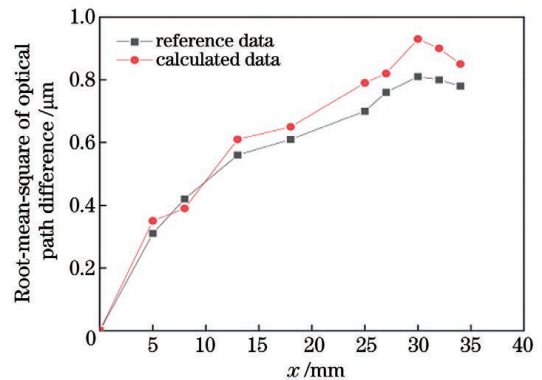


图 2 光程差计算模型的验证

Fig. 2 Verification of optical path difference calculation mode

选取微通道高度 $\delta_i = 0.1$ mm, 增益介质厚度 $L_i = 1.5$ mm, 重水雷诺数 $Re = 2300$, 泵浦吸收产热功率密度 $Q = 500$ W/cm³, 研究激光器在此工作参数下工作时产生的光程差。光程差分布如图 3 所示, 增益介质引起的光程差均方根(RMS)为 1.47 μm, 冷却液引起的光程差均方差 RMS 为 4.47 μm。虽然增益介质内部温度高于流体温度, 但由于冷却液的热光系数为负

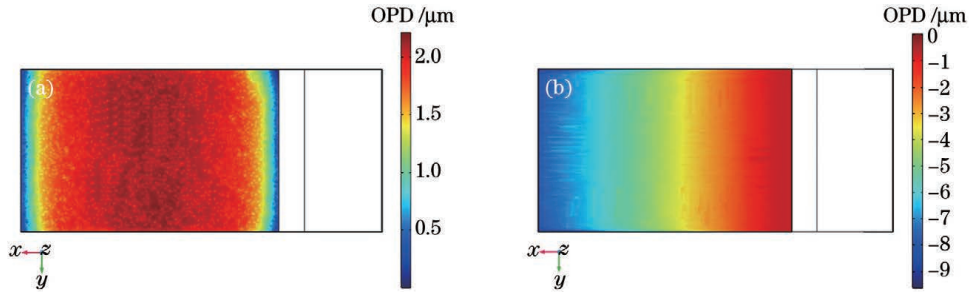


图 3 增益介质及冷却液中的光程差分布。(a)增益介质中的光程差分布;(b)冷却液中的光程差分布

Fig. 3 Optical path difference (OPD) distributions in gain medium and cooling fluid. (a) OPD distribution in gain medium; (b) OPD distribution in cooling fluid

值,且较增益介质的热光系数大一个量级左右,因此重水流体引起的光程差占主要部分。对于所选参数,经计算可知整体光程差 RMS 为 $3.73 \mu\text{m}$ 。

采用文献[20]给出的勒让德多项式展开公式对所选对象产生的光程差分布进行频域分析。勒让德多项式为

$$D(x, y) = \sum_{n,m} a_{nm} \times L_{nm}(x, y) = \sum_{n,m} a_{nm} \times \frac{1}{2^n n!} \left[\frac{d^n}{dx^n} (x^2 - 1)^n \right] \frac{1}{2^m m!} \left[\frac{d^m}{dy^m} (y^2 - 1)^m \right], \quad (10)$$

式中: n 和 m 为勒让德阶数; $L_{nm}(x, y)$ 为正交基; a_{nm} 为勒让德系数; $x, y \in [-1, 1]$ 。

经计算可知,低阶像差系数占主要部分,倾斜像差 $a_{01} = -1.24 \mu\text{m}$,两个方向的离焦像差 a_{20} 和 a_{02} 分别为 $-0.42 \mu\text{m}$ 和 $-0.44 \mu\text{m}$,前五阶低阶像差约占总像差 RMS 的 85%。虽然计算得到的光程差 RMS 较大,但低阶像差(如液体流动带来的倾斜像差 a_{01} 、两个方向的离焦像差 a_{20} 和 a_{02})易通过倾斜光轴和加入透镜等方式进行校正。后续研究中将进一步考虑像差补偿问题。

3.1 激光器光程差的影响参数

选取微通道高度 δ_f 、增益介质厚度 L_f 、重水雷诺数 Re 、泵浦吸收产热功率密度 Q 为优化变量,对激光器工作时产生的光程差进行优化。

3.1.1 微通道高度

选取 $L_f = 1.5 \text{ mm}$, $Re = 2300$, $Q = 500 \text{ W/cm}^3$, 研究微通道高度 δ_f 对光程差的影响,结果如图 4 所示。随着通道高度 δ_f 由 0.1 mm 增加至 0.5 mm ,光程差逐渐增大。这是由于微通道的增高并没有带来换

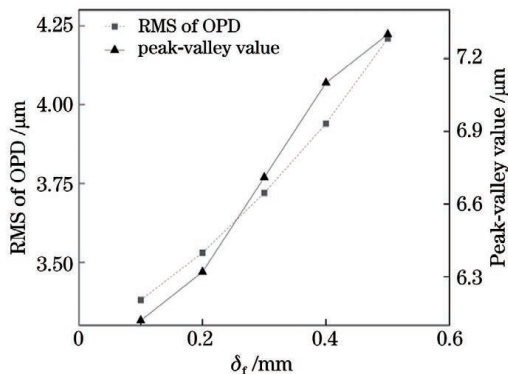


图 4 微通道高度 δ_f 对光程差的影响

Fig. 4 Effect of microchannel height on OPD

热条件的改善,反而由于激光传播时经过了更多的温度不均匀的重水流体,光程差增大。

3.1.2 增益介质厚度 L_f

选取 $\delta_f = 0.3 \text{ mm}$, $Re = 2300$, $Q = 500 \text{ W/cm}^3$, 研究增益介质厚度 L_f 对光程差的影响,结果如图 5 所示。随着 L_f 由 1.0 mm 增加至 2.5 mm 时,光程差逐渐增大。这是因为越厚的增益介质其比表面积越小,换热能力越差,造成了更多的废热累积,导致光程差更大。

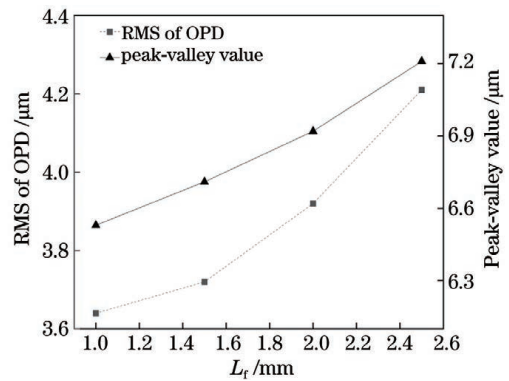


图 5 增益介质厚度 L_f 对光程差影响

Fig. 5 Effect of gain medium thickness L_f on OPD

3.1.3 雷诺数 Re

选取 $\delta_f = 0.3 \text{ mm}$, $L_f = 1.5 \text{ mm}$, $Q = 500 \text{ W/cm}^3$, 研究雷诺数 Re 对光程差的影响,结果如图 6 所示。由于微通道状态为层流,故重水雷诺数 Re 不应该超过 2300。随着 Re 由 2000 增加至 2300 时,光程差逐渐减小,但减小的趋势越来越缓。这是由于重水雷诺数的增大减小了微通道与增益介质的对流换热热阻,换热能力上升;但当热量从增益介质向冷却液传递时,由于增益介质的热导率小,带来了较大的热阻,当冷却液的雷诺数增大加到一定程度时,只改善微通道与增益介质的对流换热热阻对整体热阻的影响不大。因

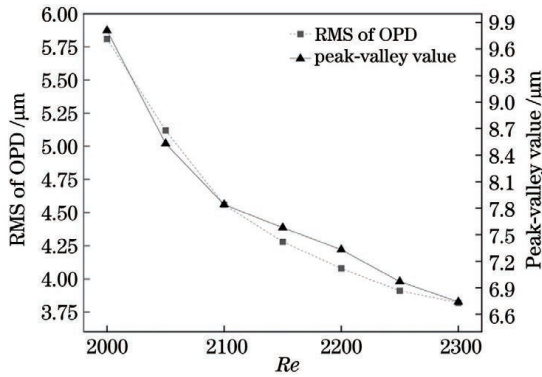


图 6 雷诺数 Re 对光程差的影响

Fig. 6 Effect of Reynolds number Re on OPD

此,随着冷却液雷诺数增大,光程差逐渐减小,但优化的幅度减小。

3.1.4 泵浦吸收产热功率密度 Q

泵浦吸收产热功率密度 Q 的设计范围由两方面因素决定:1)在总功率不变的情况下,单个增益介质的 Q 越大,所需的增益介质薄片数量就越少,从而越有利于光束质量控制;2)单个增益介质的 Q 越大,容易导致单个增益介质断裂以及冷却剂中出现空泡。综合考虑后,依据参考文献[13],选定 Q 的变化范围为 $500 \sim 1000 \text{ W/cm}^3$ 。选取 $\delta_f = 0.3 \text{ mm}$, $L_f = 1.5 \text{ mm}$, $Re = 2300$,研究 Q 对光程差的影响。由图 7 可以看出,随着 Q 由 500 W/cm^3 增加至 1000 W/cm^3 ,光程差逐渐增大。这是由于随着增益介质热流密度增大,微通道及增益介质整体出现了温度不均匀分布,因此光程差增大。

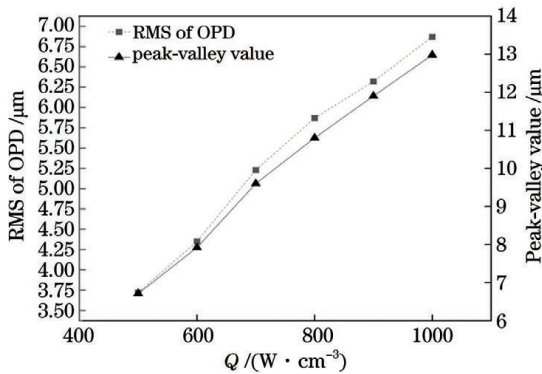


图 7 产热功率密度 Q 对光程差的影响

Fig. 7 Effect of thermal power density Q on OPD

3.2 遗传算法对光程差的优化

采用穷举法对多变量寻优时,计算复杂度呈指数递增,同时穷举法对变量的离散也可能会导致最优解丢失。为了找到增益模块的最佳工作设计参数,本团队采用遗传算法对光程差进行优化设计。遗传算法的复制操作选择轮盘赌方式,初始种群数设置为 40,交叉概率设置为 0.75,变异概率设置为 0.00015,最大迭代次数设置为 150,代沟设置为 0.9。

选择 δ_f 为 $0.1 \sim 0.5 \text{ mm}$, L_f 为 $1.0 \sim 2.5 \text{ mm}$, Re 为 $2000 \sim 2300$, Q 为 $500 \sim 1000 \text{ W/cm}^3$ 进行优化

分析,编码字符串长设置为 56。得到的优化结果如图 8 所示,最佳个体的光程差分布如图 9 所示。遗传算法的优化结果表明,当 δ_f 取 0.1 mm , L_f 取 1.0 mm , Re 取 2300, Q 取 500 W/cm^3 时,光程差函数最优,光程差 RMS 为 $3.27 \mu\text{m}$,峰谷值(PV 值)为 $6.11 \mu\text{m}$,与文献[13](光程差 RMS 为 $3.73 \mu\text{m}$,峰谷值为 $7.24 \mu\text{m}$)相比,光程差 RMS 降低了 12.3%,峰谷值降低了 15.6%。

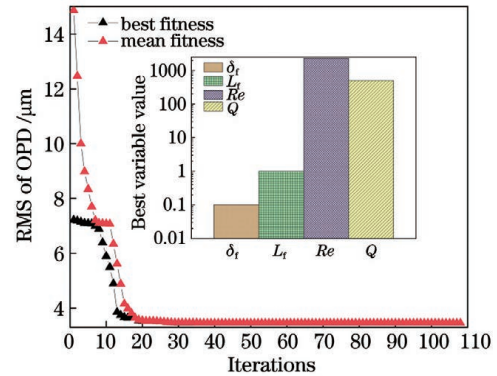


图 8 多变量遗传算法对光程差的优化

Fig. 8 Optimization of OPD by multivariate genetic algorithm

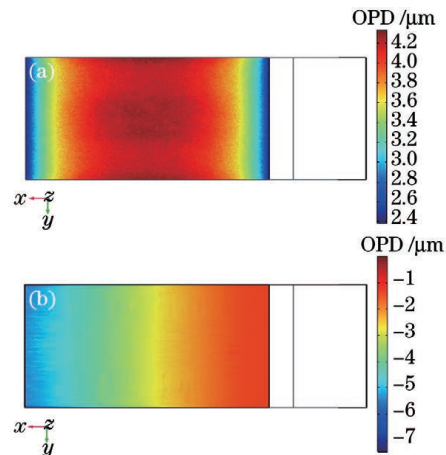


图 9 优化后增益介质和冷却液的光程差分布图。(a)增益介质的光程差分布;(b)冷却液的光程差分布

Fig. 9 OPD distributions of gain medium and cooling fluid after optimization. (a) OPD distribution of gain medium; (b) OPD distribution of cooling fluid

4 结 论

本团队基于 COMSOL 软件对直接液冷薄片激光器增益介质薄片的光程差进行优化计算,选用遗传算法以微通道高度 δ_f 、增益介质厚度 L_f 、重水雷诺数 Re 、泵浦吸收产热功率密度 Q 为优化变量进行光程差优化,得出以下结论:

1) 微通道中冷却液引起的光程差占主要部分,在以后的设计中应尽量减小微通道的高度,并选择合适的冷却液。

2) 增益介质厚度的增加会减小其比表面积,恶化换热条件,进而产生更不均匀的光程差分布。因此,在实际设计中应尽量减小增益介质的厚度。考虑到制造加工的

难度,本文设计的增益介质厚度的最小值为 1.0 mm。

3) 在转换雷诺数 $Re = 2300$ 以下,冷却液的雷诺数越大,光程差分布越均匀,但优化的幅度越小。在实际工作中,应选择更低的雷诺数来抑制湍流。

4) 泵浦吸收产热功率密度越大,光程差分布越不均匀。但由于泵浦吸收产热功率密度受泵浦光的影响,因此在实际设计中对此变量优化时要兼顾输出功率。

经遗传算法优化后,当 $\delta_i = 0.1$ mm, $L_i = 1.0$ mm, $Re = 2300$, $Q = 500$ W/cm³ 时,整体的光程差 RMS 为 3.27 μ m,峰值为 6.11 μ m,相较于文献设计参数下的光程差分布分别降低了 12.3% 和 15.6%。

参 考 文 献

- [1] 徐林海, 王宇飞, 贾宇飞, 等. 低相干性激光的研究进展[J]. 光学学报, 2021, 41(8): 0823008.
Xu L H, Wang Y F, Jia Y F, et al. Research progress of low-coherence laser[J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(8): 0823008.
- [2] 蔡震, 王小军, 蒋建锋, 等. 薄片激光器均匀抽运及均匀冷却技术研究[J]. 中国激光, 2010, 37(10): 2437-2440.
Cai Z, Wang X J, Jiang J F, et al. Study of uniform pumping and uniform cooling on thin disk laser[J]. Chinese Journal of Lasers, 2010, 37(10): 2437-2440.
- [3] 王柯, 涂波, 尚建力, 等. 千瓦级浸入式直接液冷 Nd:YAG 多薄片激光谐振腔[J]. 中国激光, 2017, 44(8): 0801002.
Wang K, Tu B, Shang J L, et al. Kilowatt-level immersed and direct-liquid-cooling Nd:YAG multi-disk laser resonator[J]. Chinese Journal of Lasers, 2017, 44(8): 0801002.
- [4] 姚震宇, 蒋建锋, 涂波, 等. 1.5 kW 激光二极管抽运 Nd:YAG 薄片激光器[J]. 中国激光, 2007, 34(1): 37-40.
Yao Z Y, Jiang J F, Tu B, et al. 1.5 kW laser diode-pumped Nd:YAG disk laser[J]. Chinese Journal of Lasers, 2007, 34(1): 37-40.
- [5] Coffey V. High-energy lasers: new advances in defense applications[J]. Optics and Photonics News, 2014, 25(10): 28.
- [6] Perry M D, Banks P S, Zweiback J, et al. Laser containing a distributed gain medium: US6937629[P]. 2005-08-30.
- [7] Fu X, Liu Q, Li P L, et al. Direct-liquid-cooled Nd:YAG thin disk laser oscillator[J]. Applied Physics B, 2013, 111(3): 517-521.
- [8] Fu X, Liu Q, Li P L, et al. Wavefront aberration induced by beam passage through a water-convection-cooled Nd:YAG thin disk[J]. Journal of Optics, 2013, 15(5): 055704.
- [9] Fu X, Liu Q, Li P L, et al. Numerical simulation of 30-kW class liquid-cooled Nd:YAG multi-slab resonator[J]. Optics Express, 2015, 23(14): 18458-18470.
- [10] Ye Z B, Liu C, Tu B, et al. Kilowatt-level direct-liquid-cooled Nd:YLF thin disk laser resonator[J]. Optics Express, 2016, 24(2): 1758-1772.
- [11] Ye Z B, Wang Y, Zhao Z G, et al. Method to improve beam quality by compensating spherical aberrations in master oscillator power amplifier laser systems[J]. Applied Optics, 2014, 53(33): 7963-7967.
- [12] 叶志斌, 江舒, 王海伦, 等. 直接液体冷却薄片激光器中抽运光均匀性对光束波前畸变的影响[J]. 物理学报, 2022, 71(5): 054202.
Ye Z B, Jiang S, Wang H L, et al. Influence of pumping light uniformity on laser wavefront aberration in direct-liquid-cooled thin-disk laser[J]. Acta Physica Sinica, 2022, 71(5): 054202.
- [13] 易家玉, 涂波, 曹海霞, 等. 高功率直接液冷固体薄片激光器的设计与实验[J]. 中国激光, 2018, 45(12): 1201004.
Yi J Y, Tu B, Cao H X, et al. Design and experiment on high-power direct-liquid-cooled thin-disk solid-state laser[J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(12): 1201004.
- [14] 孟俊清, 黄燕, 陈卫标, 等. 波面热畸变自校正型板条增益介质的瞬态温度分布[J]. 光学学报, 2004, 24(12): 1658
Meng J Q, Huang Y, Chen W B, et al. Transient temperature distribution of slab gain media self-corrected thermal distortion of wavefront[J]. Acta Optica Sinica, 2004, 24(12): 1658.
- [15] Zhang Z L, Liu Q, Nie M M, et al. Experimental and theoretical study of the weak and asymmetrical thermal lens effect of Nd:YLF crystal for σ and π polarizations[J]. Applied Physics B, 2015, 120(4): 689-696.
- [16] Tabatabaian M. COMSOL5 for engineers[M]. Boston, Massachusetts: Mercury Learning and Information, 2015.
- [17] 杨昊霖, 陈玥, 贾富强, 等. 陶瓷激光器研究进展[J]. 激光与光电子学进展, 2020, 57(7): 071610.
Yang H L, Chen Y, Jia F Q, et al. Research progress in ceramic lasers[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2020, 57(7): 071610.
- [18] 潘艳秋, 张春超, 张威, 等. 基于热流固耦合的微通道冷却系统模拟[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2022, 55(4): 364-370.
Pan Y Q, Zhang C C, Zhang W, et al. Simulation of a microchannel cooling system based on thermal-fluid-solid coupling[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2022, 55(4): 364-370.
- [19] 吕坤鹏, 刘震宇, 杨雪, 等. 高功率固体激光器微通道冷却结构的数值研究[J]. 中国激光, 2020, 47(6): 0601010.
Lü K P, Liu Z Y, Yang X, et al. Numerical research on microchannel cooling structure of high power solid-state lasers[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(6): 0601010.
- [20] 李国会, 徐宏来, 吴晶, 等. 非稳腔薄片激光器腔内像差组式主动校正技术[J]. 中国激光, 2020, 47(10): 1001004.
Li G H, Xu H L, Wu J, et al. Active correction of intracavity aberration combination in unstable resonator thin-disk laser[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(10): 1001004.

Optimization of Wavefront Distortion of Direct Liquid-Cooled Thin-Disk Laser

Wei Qianming¹, Ruan Xu^{2,3}, Yi Jiayu^{2,3*}, Ma Yu^{1**}

¹Sino-French Institute of Nuclear Engineering and Technology, Sun Yat Sen University, Zhuhai 519000, Guangdong, China;

²Institute of Applied Electronics, Chinese Academy of Engineering Physics, Mianyang 612000, Sichuan, China;

³Key Laboratory of High Energy Laser, Chinese Academy of Engineering Physics, Mianyang 612000, Sichuan, China

Abstract

Objective With recent developments, the power of lasers has continuously improved, which has caused the inevitable

increase in demand for laser output modules and heat dissipation, increasing the burden in terms of volume and weight as well as the serious problems of laser thermal effect on laser beam quality. Compared with traditional lasers, direct liquid-cooled solid-state lasers use a gain medium to directly contact the cooling fluid for efficient heat exchange, which greatly reduces the laser's cooling system weight. Scaling and amplification of the output power can be achieved by stacking the slices in the gain module, and researchers favor its excellent characteristics. Therefore, a comprehensive optimization of the design of direct liquid-cooled solid-state lasers is required to discharge as much waste heat as possible and improve the output beam quality.

Methods For the direct liquid-cooled thin-disk selected in this study, the gain module was composed of multiple thin-disk arrays, and the pumping mode of double-side pumping was used. The pump beam enters the pump sheet array along the side of the gain sheet. The distance between them was approximately 0.3 mm, forming a typical microchannel structure, in which the specially treated laser cooling fluid flows at a high speed and removes waste heat in the thin disk. The laser was incident on the gain medium along the Brewster angle to reduce interface loss. The gain medium material was Nd:YAG crystal, and the cooling fluid was heavy water. As the working conditions of each gain sheet were the same, the optical path difference generated by the gain medium and half-flow field of the microchannel on both sides was selected as the research object. The temperature of the sheet was calculated by Fourier's law, the flow field of the microchannel was calculated using the Navier-Stokes equation, the SST (Shear Stress Transport) model was selected as the solution model, and the stress and deformation field of the gain medium were calculated using related technology. Finally, the obtained data was introduced to the established optical path difference model, and the wavefront aberration calculation of the gain medium was performed under the corresponding working conditions.

Results and Discussions The results show that with the increase of the microchannel height and gain medium thickness, the optical path difference (OPD) increases (Figs. 4 and 5); however, with the increase of the Reynolds number of the cooling fluid, the OPD decreases (Fig. 6), but the optimization efficiency also decreases. The design range of the single-medium thermal power density Q is determined by two aspects: (1) when the total power remains unchanged, the larger the Q , the fewer the gain medium sheets quantity required, which benefits beam quality control; (2) a larger Q is likely to cause breakage of the gain medium and cavitation in the cooling liquid. The OPD increases with the increase of Q (Fig. 7). As the computational complexity increases exponentially when the exhaustive method is used to optimize multiple variables, meanwhile, the dispersion of variables by the exhaustive method can also lead to losing the optimal solution, this study uses genetic algorithm to optimize the design of the OPD. Compared with the OPD root-mean-square (RMS) value of 3.73 μm and peak-valley (PV) value of 7.24 μm under the pre-optimized design (Fig. 3), the optimized design OPD RMS value is 3.27 μm and the PV value is 6.11 μm (Fig. 9), which are optimized by 12.3% and 15.6%, respectively (Fig. 8).

Conclusions In this study, using a larger microchannel height did not improve the heat transfer effect; on the contrary, the OPD caused by the cooling liquid accounted for the main part. Therefore, the height of the microchannel should be minimized while designing the laser. Increasing the thickness of the gain medium reduces its surface area, deteriorates the heat transfer, and produces a more inhomogeneous optical path difference distribution. Therefore, the thickness of the gain medium should be minimized in the actual design. When the Reynolds number of the cooling fluid increases to a certain extent, improving only the convective heat transfer thermal resistance between the microchannel and gain medium has a minimal effect on the overall thermal resistance. Therefore, as the Reynolds number of the cooling fluid increases, the heat transfer effect improves and the OPD decreases, but the optimization efficiency also decreases. A higher thermal power results in a more uneven optical path difference distribution. However, as the thermal power is affected by the pump light, optimizing this variable in the actual design must still consider the output power. As a smaller Q typically requires more gain slices, the beam passes through too many complicated paths, which is detrimental to beam quality. Therefore, the actual optimization of Q should be designed according to actual needs.

Key words lasers; direct liquid-cooling; thin-disk laser; coupling simulation; wavefront distortion; genetic algorithm optimization