

## 熔石英玻璃激光损伤的三维应力场研究

孙劭伟<sup>1</sup>, 齐乃杰<sup>1</sup>, 孔艳<sup>1</sup>, 刘诚<sup>1,2</sup>, 高淑梅<sup>1\*</sup><sup>1</sup>江南大学理学院, 江苏 无锡 214122;<sup>2</sup>中国科学院上海光学精密机械研究所高功率激光物理重点实验室, 上海 201800

**摘要** 为了研究 CO<sub>2</sub> 激光损伤后熔石英玻璃内部的三维应力场分布, 采用脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的有限元数值模型, 计算了脉冲激光停止时熔石英玻璃内部的温度分布, 并研究了材料冷却后的内部三维应力分布和表面初始损伤形貌, 计算结果与实验结果吻合。以该模型为基础, 详细分析了径向和环向应力的三维分布, 结果表明, 在损伤凹坑附近, 径向应力表现为压应力, 且在凹坑底部附近取得最大值后, 径向应力沿深度方向逐渐转化为拉应力; 损伤凹坑附近的环向应力与径向应力相似, 均表现为压应力, 但压应力沿径向逐渐转化为拉应力, 不同深度处的环向应力沿轴向增至最大后逐渐减小。另外, 脉冲激光能量的增大导致径向应力与环向应力及其影响范围均有明显增加。研究结果有助于分析激光损伤熔石英玻璃内部的三维应力场, 为 CO<sub>2</sub> 激光修复工艺的改进提供了理论依据。

**关键词** 激光光学; 激光损伤; 三维应力分布; 熔石英玻璃; 温度场; 有限元法

中图分类号 O343.6

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202148.0101001

## 1 引言

随着激光技术的不断发展, 激光器的输出功率越来越高, 熔石英由于其优异的化学稳定性和良好的光学性能, 被广泛用于制备透镜、光学窗口和偏振片等光学元件<sup>[1]</sup>。然而, 在高功率激光装置中, 熔石英光学元件容易发生损伤<sup>[2]</sup>, 损伤点周围的透过率、折射率和应力分布会对入射激光的强度和波前产生调制, 影响光束质量, 严重时还会对下游光学元件产生级联损伤, 导致整个光学系统的性能迅速下降<sup>[3-4]</sup>。

为了进一步研究激光损伤机制和特性等, 研究者开展了大量的研究。Yang 等<sup>[5]</sup>使用红外辐射温度计获得了 CO<sub>2</sub> 激光加热下的熔石英玻璃表面温度; Dai 等<sup>[6]</sup>对不同激光参数下的损伤区域的半径和深度进行了定量研究, 并分析了样品损伤修复后的损伤耐性; Guignard 等<sup>[7]</sup>基于干涉显微技术研究了熔石英和 K9 玻璃的残余应力; Gallais 等<sup>[8]</sup>用光弹法研究了修复点周围的残余应力分布。虽然通过实验可以直接获得损伤的形貌、位置和应力分布等

多种参数, 但是激光损伤机理尚不清楚。建立激光损伤数值模型, 并在此基础上深入研究激光损伤的原理、动力学特性以及机制已经成为重要的研究手段<sup>[9-12]</sup>。相比于实验直接测量, 这种基于数值计算的方法能够更加深入地探索激光损伤的过程和产生机制, 因此在激光损伤研究中获得了更为广泛的应用。Feit 等<sup>[13]</sup>提出的质量去除模型定量描述了在激光功率和辐照时间影响下的损伤深度; 叶成等<sup>[14]</sup>分别研究了单、双波长激光对熔石英样品损伤形貌以及损伤几率的影响; 吴朱洁等<sup>[15]</sup>提出的二维热力学模型研究了 K9 玻璃前、后表面附近的损伤概率和损伤形貌, 并分析了导致前、后表面损伤的主要因素。然而, 大部分工作仅关注激光作用导致的材料表面损伤动力学过程, 如温度分布<sup>[16-17]</sup>、材料蒸发<sup>[18]</sup>、损伤坑形貌变化<sup>[19-21]</sup>以及材料表面的热应力分布<sup>[22]</sup>等, 但关于光入射方向的材料内部的应力场研究鲜有报道。研究表明, 激光损伤会在熔石英玻璃内部产生应力, 应力对入射激光波前的调制作用导致出射激光不均匀, 进而可能引起下游光学元件的损伤<sup>[23-24]</sup>。因此, 深入探究激光损伤后光学材料

收稿日期: 2020-06-29; 修回日期: 2020-08-12; 录用日期: 2020-08-21

基金项目: 国家自然科学基金(U1730132)

\*E-mail: gaosm@jiangnan.edu.cn

内部的应力变化同样是激光损伤研究的核心问题。

为了深入研究激光损伤中光学材料的三维应力分布,本文首先基于脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的有限元热力学模型,在分析讨论熔石英玻璃内部温度分布和表面初始损伤形貌的基础上,重点分析了熔石英玻璃冷却后内部的三维应力分布情况,重点探索了难以实验测量的径向和环向应力随深度和脉冲激光能量的变化。本文不仅对传统的温度和形貌开展了研究与分析,还从应力这一维度阐明了激光与物质相互作用的机理。

## 2 模型建立

基于熔石英玻璃内部均匀且各向同性这一简化

的理论假设,本文使用有限元方法建立了脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的热力学模型,如图 1(a)所示。该模型不仅能够模拟激光加热过程中熔石英玻璃内部的温度演变,而且能够分析样品的初始损伤形貌以及冷却后材料内部的三维应力分布,如图 1(b)所示。为了计算轴对称情况下激光与熔石英作用时其内部的温度分布,本文构建的数值模型不仅考虑了经典的热传导与热辐射,而且还考虑了样品表面热对流所引起的热损失。以下将简要介绍本文构建的脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的数值模型,并使用该模型计算熔石英玻璃内部的三维应力分布,其中熔石英玻璃的热力学参数如表 1 所示<sup>[8,25-26]</sup>。

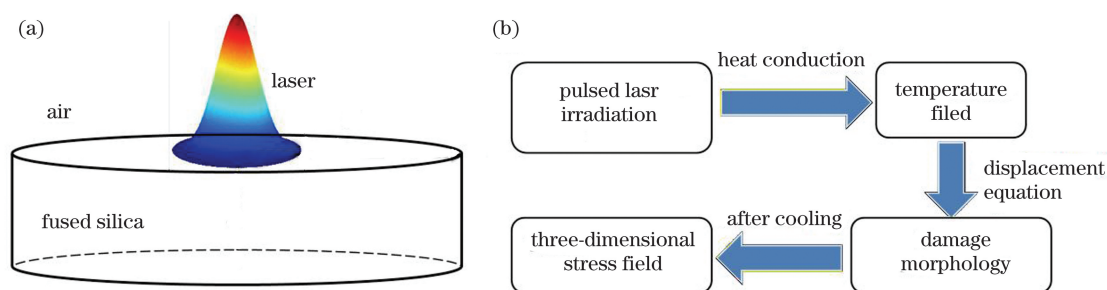


图 1 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用示意图。(a) 三维数值模型;(b) 流程图

Fig. 1 Schematic of interaction between CO<sub>2</sub> laser and fused silica glass. (a) Three-dimensional numerical model; (b) flow chart

表 1 熔石英玻璃的热力学参数

Table 1 Thermodynamic parameters of fused silica glass

Parameter	Value	Unit
Density $\rho$	2201	kg · m <sup>-3</sup>
Heat capacity $C$	$-120 + 4.56 \times T - 7.38 \times 10^{-3} \times T^2 + 6.59 \times 10^{-6} \times T^3 - 3.05 \times 10^{-9} \times T^4 + 5.72 \times 10^{-13} \times T^5$	J · (kg · K) <sup>-1</sup>
Thermal conductivity $k$	$1.12418 + 7.31454 \times 10^{-4} \times T + 4.41871 \times 10^{-7} \times T^2$	W · (m · K) <sup>-1</sup>
Imaginary part of refractive index $n_i$	$1.82 \times 10^{-2} + 10.1 \times 10^{-5} \times (T - 273)$	
Surface emissivity $f$	0.8	
Young modulus $E$	$7.2 \times 10^{10}$	N · m <sup>-2</sup>
Poisson ratio $\nu$	0.17	
Thermal expansion coefficient $\alpha$	$5 \times 10^{-7}$	K <sup>-1</sup>
Shear modulus $G$	31.3	GPa
Strain reference temperature $T_{ref}$	293.15	K
Standard atmospheric pressure $P_0$	$10^5$	Pa
Molar mass $M$	$40 \times 10^{-3}$	kg · mol <sup>-1</sup>
Perfect gas constant $R$	8.31	J · (K · mol) <sup>-1</sup>
Latent heat of evaporation $U_e$	425	kJ · mol <sup>-1</sup>

脉冲激光能量被熔石英玻璃表面吸收,热量通过热传导扩散,相应的热传导方程<sup>[27]</sup>为

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-k \nabla T) = Q, \quad (1)$$

式中: $\rho$ 、 $C$  和  $k$  分别是熔石英玻璃的密度、比热容以

及热导率;  $Q$  是熔石英玻璃吸收脉冲激光能量所产生的热源项;  $T$  是温度;  $t$  是时间。

为了研究体积热源对温度的影响, 考虑激光能量在材料内部的扩散吸收, 并假设吸收系数不随温度变化, 体积热源 (记为  $Q_1$ ) 可根据朗伯-比尔定律计算获得<sup>[8]</sup>, 即

$$Q_1(r, z) = a \frac{(1-R)P(t)}{\pi r_0^2} \exp\left(-\frac{2r^2}{r_0^2}\right) \exp(-az), \quad (2)$$

式中:  $R$  是样品表面反射率;  $r_0$  是  $1/e^2$  处的激光光斑半径;  $P(t)$  是激光功率随时间变化的函数;  $a$  是材料的吸收系数;  $r$  为径向坐标;  $z$  为轴向坐标。

激光功率函数  $P(t)$  的表达式为

$$P(t) = \begin{cases} P_1, & 0 < t \leq \tau \\ 0, & t > \tau \end{cases}, \quad (3)$$

式中:  $\tau$  是激光的脉宽。在辐照时间内, 激光以固定功率  $P_1$  照射熔石英玻璃样品表面。

体积热源  $Q_1$  考虑了熔石英玻璃中激光能量的衰减, 且该衰减深度为  $z$ , 材料的吸收系数根据样品折射率的虚部  $n_i$  和激光波长  $\lambda$  计算得出<sup>[28]</sup>, 即

$$a = \frac{4\pi n_i}{\lambda}. \quad (4)$$

由于  $n_i$  在很大程度上取决于温度, 因此必须考虑温度对吸收系数  $a$  的影响。在这种情况下, 本文使用熔石英玻璃的实验测量数据<sup>[29]</sup> 进行数值计算。

材料表面反射率  $R$  为

$$R = \frac{(n_r - 1)^2 + n_i^2}{(n_r + 1)^2 + n_i^2}, \quad (5)$$

式中:  $n_r$  为熔石英玻璃折射率的实部。值得注意的是, 表面反射率  $R$  (取决于折射率) 随温度没有明显的变化, 可以认为  $R$  是一个常数, 实际计算中取 0.15<sup>[28]</sup>。

另外, 构建的数值模型还考虑了边界条件对温度的影响:

$$k \frac{\partial T}{\partial x} + k \frac{\partial T}{\partial y} + k \frac{\partial T}{\partial z} = h(T_0 - T), \quad (6)$$

式中:  $T_0$  是室温 300 K;  $h$  为对流换热系数, 在模拟过程中取  $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ;  $(x, y, z)$  为坐标。考虑热传导、热辐射和热对流三种热传递方式, 其中温度场求解的初始条件为  $T = T_0$ 。同时, 考虑激光辐照过程中样品表面的热辐射损失, 取表面辐射率  $f = 0.8$ 。

在此基础上求解热传导方程即(1)式得到熔石英玻璃温度分布,  $t$  时刻曲面  $[x_0, y_0, z(t), t]$  处的凹坑深度<sup>[30]</sup> 为

$$\Delta z(x_0, y_0, t) = \int_0^t \frac{P_0}{\rho_{\text{liq}}} \sqrt{\frac{M}{2\pi R' T [x_0, y_0, z(t), t]}} \times \exp\left\{\frac{U_e}{R'} \left\{ \frac{1}{T_b} - \frac{1}{T [x_0, y_0, z(t), t]} \right\}\right\} dt, \quad (7)$$

式中:  $T[x_0, y_0, z(t), t]$  为表面温度;  $P_0$  为标准大气压;  $\rho_{\text{liq}}$  为熔石英玻璃液相密度;  $M$  为熔石英玻璃的相对分子质量;  $U_e$  为蒸发潜热;  $T_b$  为熔石英玻璃的沸点;  $R'$  为理想气体常数。

熔石英玻璃内部受激光加热发生热膨胀而产生材料位移, 其热膨胀系数  $\alpha$  为  $5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-1}$ , 并且不随温度明显变化。材料位移  $U$  满足

$$(1 - 2\nu) \nabla^2 U + \nabla(\nabla U) = 2(1 + \nu) \alpha \Delta T, \quad (8)$$

式中:  $\nu$  为泊松比。

材料位移  $U$  在  $r$  和  $z$  方向上都有分量, 其对应位移量分别为  $u$  和  $w$ , 而小位移情况下的应变-位移关系为

$$\begin{cases} \epsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r} \\ \epsilon_\phi = \frac{u}{r} \\ \epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \end{cases}, \quad (9)$$

式中:  $\epsilon_r$ ,  $\epsilon_\phi$ ,  $\epsilon_z$  分别为半径方向、圆周切线方向、

深度方向的应变。

已知熔石英玻璃的应变场后, 可以求得应力场分布为

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{E}{1 + \nu} \left( \frac{\nu}{1 - 2\nu} \epsilon + \epsilon_r \right) \\ \sigma_\phi = \frac{E}{1 + \nu} \left( \frac{\nu}{1 - 2\nu} \epsilon + \epsilon_\phi \right) \\ \sigma_z = \frac{E}{1 + \nu} \left( \frac{\nu}{1 - 2\nu} \epsilon + \epsilon_z \right) \end{cases}, \quad (10)$$

式中:  $\sigma_r$  为半径方向的径向应力;  $\sigma_\phi$  为圆周切线方向的环向应力;  $\sigma_z$  为深度方向的轴向应力;  $\epsilon = \epsilon_r + \epsilon_\phi + \epsilon_z$ ;  $E$  为杨氏模量。

根据建立的脉冲  $\text{CO}_2$  激光与熔石英玻璃相互作用的热力学模型, 首先在考虑热传导、热辐射和热对流所引起热损失的基础上, 准确计算了激光损伤温度分布和表面损伤深度。为了验证有限元方法建立的  $\text{CO}_2$  激光与熔石英玻璃相互作用热力学模型的准确性, 使用与参考文献[31]中相同的数值参数,

计算  $\text{CO}_2$  激光辐照熔石英玻璃后径向和轴向的温度分布, 获得与参考文献[31]相同的模拟结果, 间接证明了热力学模型的准确性。然而, 单一的热弹性方程不足以完全描述材料冷却过程中的变化, 在此基础上需要考虑材料黏弹性以研究随时间变化的应变和应力, 因此引入单分支广义麦克斯韦模型表征黏弹性材料<sup>[28]</sup>, 计算材料冷却后激光损伤熔石英玻璃三维应力分布, 从而对激光损伤开展更加深入的分析。

### 3 分析与讨论

在光斑半径  $r_0 = 350 \mu\text{m}$  以及脉宽  $\tau = 1 \text{ ms}$  的脉冲  $\text{CO}_2$  激光作用下, 不同脉冲能量(1, 2.5, 5.3 J) 激光辐照停止时熔石英玻璃内部的温度分布情况及其对应的表面初始损伤形貌如图 2 所示。从图 2(a)~(c)中可以发现, 在激光加热区域附近, 温度间距紧密, 等温线呈不对称的“盘状”分布, 这表明相比于径向, 熔石英玻璃沿样品深度方向具有较小的热渗透和较大的轴向温度梯度, 而熔石英玻璃内部温度梯度的存在及不均匀分布会导致材料内部热膨胀不均匀, 从而产生应力; 同时, 以 400 K 等温线为例, 沿径向和轴向远离加热中心的边界区域受温度影响较小, 其轮廓大致呈“圆形”, 而随着入射激光能量的增强, 等温线逐渐向样品内部扩散。这是由于熔石英样品沿深度方向对入射激光能量的吸收满足朗伯-比尔定律, 而样品表面的激光能量呈高斯分布, 大部分激光能量沉积在加热区域附近, 样品的内部温度沿深度方向呈指数衰减, 温度梯度较大, 等温

线呈“盘状”分布, 而等温线的“盘状”分布会影响初始损伤的形貌以及样品内部的应力分布; 对于远离激光辐照的区域, 径向和轴向温度影响逐渐减小, 温度梯度相等, 从而形成“圆形”等温线, 同时该边界区域产生的应力也逐渐减小并趋近于零。随着入射激光能量的增大, 在相同作用时间内, 样品内部升温加快, 温度梯度也不断增大。

在加热过程中, 熔石英玻璃吸收激光能量导致温度升高, 当轴向温度超过熔石英玻璃软化温度(1850 K)时, 材料蒸发; 而当轴向温度超过熔石英玻璃的沸点(2500 K)时, 材料汽化<sup>[28]</sup>。对于不同激光能量, 样品表面损伤也并不相同, 如图 2(d)~(f)所示。在脉冲能量为 1 J 的激光辐照下, 样品表面最高温度达到 2200 K, 超过熔石英玻璃的软化温度但是低于熔石英玻璃的沸点, 材料蒸发导致熔石英玻璃表面出现损伤, 损伤点半径为  $403 \mu\text{m}$ , 损伤深度为  $124 \mu\text{m}$ , 如图 2(d)所示。在脉冲激光能量增至 2.5 J 时, 样品表面最高温度达到 2400 K, 同样超过熔石英玻璃的软化温度但是低于熔石英玻璃的沸点, 表面损伤点半径扩大为  $469 \mu\text{m}$ , 损伤深度扩大为  $136 \mu\text{m}$ , 如图 2(e)所示。随着脉冲激光能量增加至 5.3 J, 样品表面最高温度已达到 2600 K, 超过熔石英玻璃的沸点(2500 K), 材料发生剧烈蒸发和汽化, 出现半径为  $490 \mu\text{m}$ 、深度为  $153 \mu\text{m}$  的损伤点, 如图 2(f)所示, 损伤较明显。因此, 在相同条件下, 随着入射脉冲激光能量的增强, 熔石英玻璃表面的损伤半径逐渐增大, 损伤深度也增加。

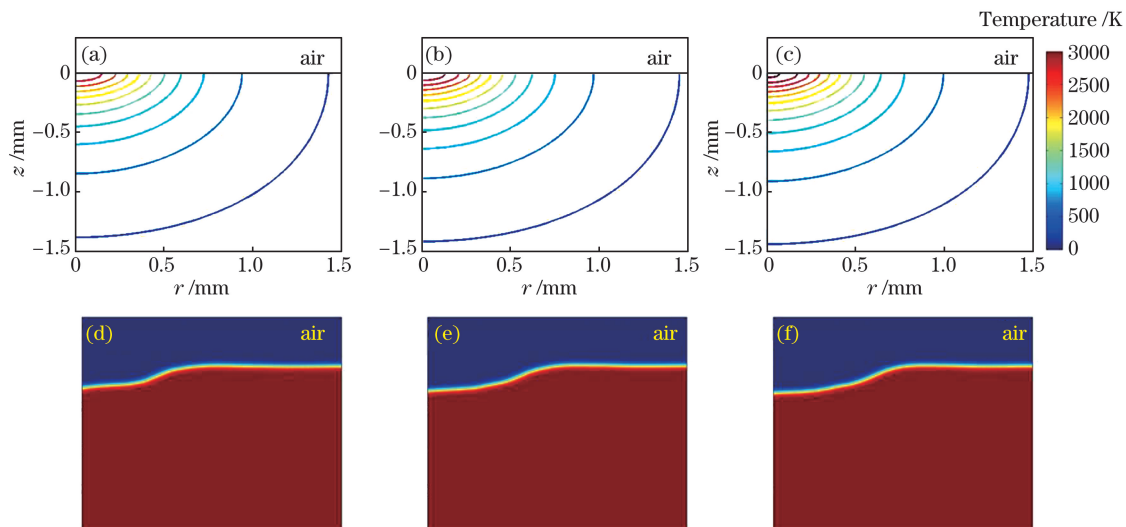


图 2 不同脉冲能量辐照下样品内部的温度分布和表面初始损伤形貌。(a)(d) 1 J; (b)(e) 2.5 J; (c)(f) 5.3 J

Fig. 2 Temperature distributions inside sample and initial surface damage morphologies under irradiation with different pulse energies. (a)(d) 1 J; (b)(e) 2.5 J; (c)(f) 5.3 J



在激光辐照过程中,熔石英玻璃内部受热发生热膨胀,进而产生应变,应变会使初始的样品表面变形,从而降低光学元件表面质量。受热区域的熔石英玻璃较软,可以通过较小的材料位移释放热应力,当脉冲激光作用结束后,熔石英玻璃表面逐渐冷却,而内部材料无法移动,应力被“固定”在熔石英玻璃中,进而产生残余应力<sup>[32]</sup>。但是,在凹坑底部附近,材料在生成的凹坑边缘发生位移,释放了部分热应力<sup>[8]</sup>。随着冷却的进行,已发生热膨胀的固体材料会退回其初始位置,但是凹坑附近的材料由于损伤点的存在以及周围材料的受压约束而不能完全返回,因此在凹坑周围区域产生压应力。同时,由于固体和液体材料的相互作用以及快速的冷却速率,在材料内部出现拉应力。

但是在实际测量过程中,基于偏振测量的众多光学方法<sup>[8,33-36]</sup>测量所得的是两主应力之差,实际上是熔石英玻璃内部径向应力与环向应力之差,即 $\sigma_r - \sigma_\phi$ 。因此本文在数值计算中首先考虑了实验能够测量得到的径向环向应力差。在不同能量的激光

辐照停止后,熔石英玻璃逐渐冷却至室温,此时不同样品深度下的平面径向环向应力差分布如图 3 所示;其呈环状分布,并主要集中于损伤点附近;从表面开始,应力逐渐增强,达到最大后随深度的增加而降低。但是在不同激光能量情况下,其最大值及其出现位置不同。图 3(a)、(c)、(e)展示了激光能量为 1, 2.5, 5.3 J 时不同深度处的应力分布,而图 3(b)、(d)、(f)为对应的三维图。由图 3 可以看出,在激光能量为 1 J 的情况下,应力最大值为 9.1 MPa,其出现在 10  $\mu\text{m}$  深度处,在深度达到 140  $\mu\text{m}$  时应力几乎减小为 0;在激光能量为 2.5 J 的情况下,应力最大值为 11.1 MPa,其出现在 18  $\mu\text{m}$  深度处,在深度达到 144  $\mu\text{m}$  时应力几乎减小为 0;在激光能量为 5.3 J 的情况下,应力最大值为 14.9 MPa,其出现在 30  $\mu\text{m}$  深度处,在深度达到 150  $\mu\text{m}$  时应力几乎减小为 0。从这些结果可以分析得出,随着激光辐照能量的增大,径向环向应力差的最大值逐渐增大,且出现的位置逐渐加深,应力的影响范围也增大。

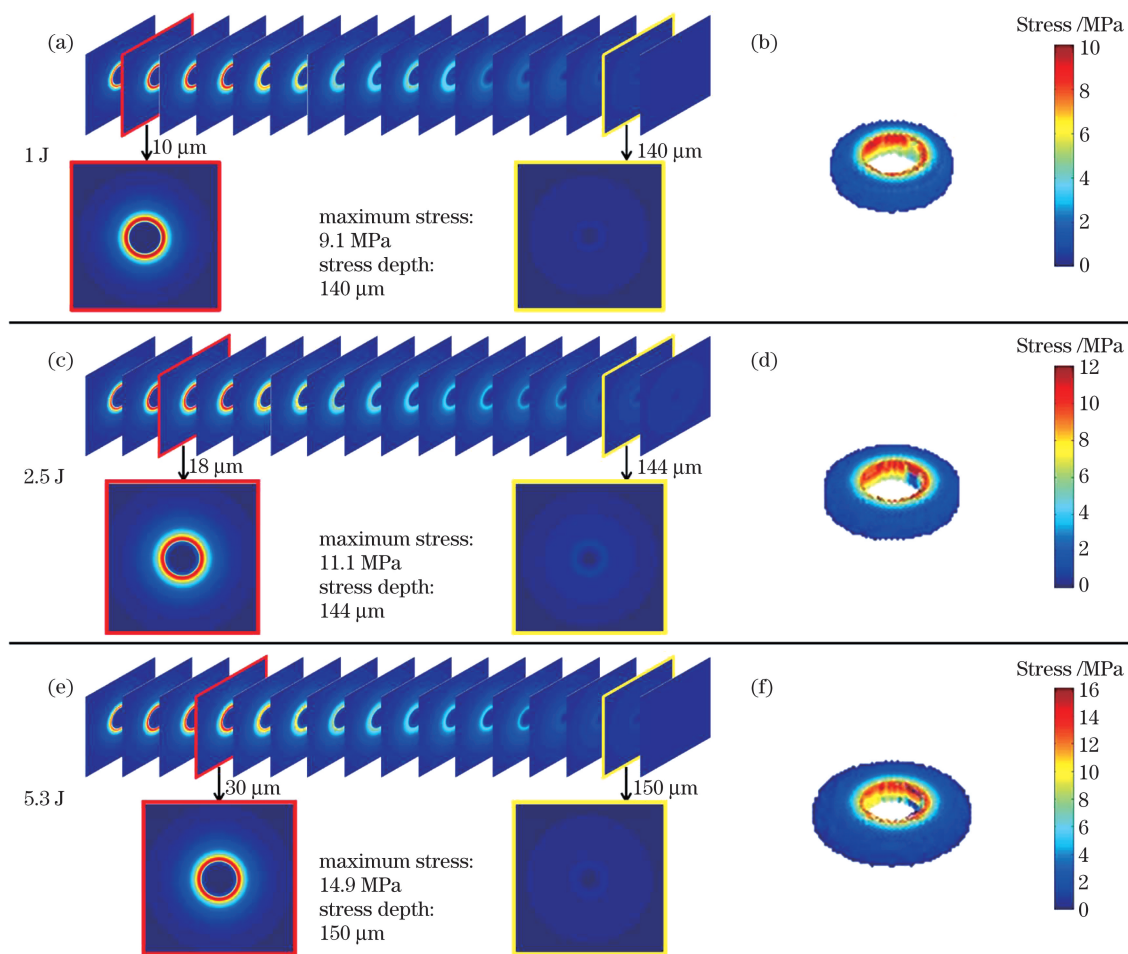


图 3 不同脉冲能量下的二维和三维应力分布。(a)(b) 1 J; (c)(d) 2.5 J; (e)(f) 5.3 J

Fig. 3 Two- and three-dimensional stress distributions under different pulse energies. (a)(b) 1 J; (c)(d) 2.5 J; (e)(f) 5.3 J

为了进一步验证本文建立的脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的数值模型的准确性,使用本课题组构建的三维白光反射式全息显微系统,测量了存在激光损伤的熔石英玻璃的内部应力分布,其中激光是波长为 10.6 μm 的 CO<sub>2</sub> 激光,脉冲激光能

量为 5.3 J。在数值模拟中,根据实验选择相应的参数,图 4 对比了实验结果和模拟结果。可以发现,两者具有完全一致的趋势,证明了本文构建的脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英相互作用的数值模型的准确性。

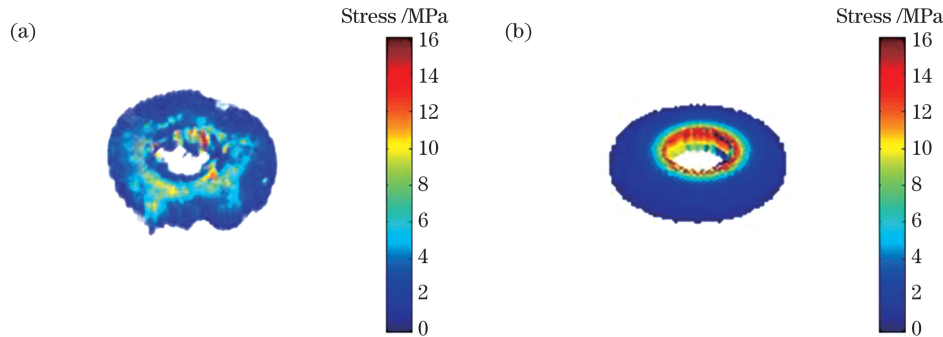


图 4 CO<sub>2</sub> 激光损伤下的三维应力分布。(a)实验结果;(b)模拟结果

Fig. 4 Three-dimensional stress distributions under CO<sub>2</sub> laser damage. (a)Experimental result; (b) simulation result

在实际情况下,相较于径向环向应力差这一相对值,分析径向应力和环向应力更有利于直观分析激光损伤元件性质。但是实验无法直接测量出熔石英玻璃内部的径向应力和环向应力分布,因此相较于直接实验测量,使用数值计算的方法能够获得更加直观的结果。在验证了数值模型的准确性后,本文进一步研究了径向应力  $\sigma_r$  和环向应力  $\sigma_\phi$  的分布情况,在上述相同激光能量辐照情况下,熔石英玻璃内部不同深度处的径向和环向应力分布情况如图 5 所示,其中应力负值表示压应力,正值表示拉应力。由图 2 的损伤形貌可知,沿着样品深度方向,损伤点半径不断减小,由于激光加热区域的材料受热蒸发,损伤凹坑内部不存在应力分布,故应力-半径曲线的起始点从凹坑内壁开始。对于能量为 1 J 的情况,在不同样品深度情况下,熔石英玻璃内部的径向应力分布如图 5(a) 所示。以深度为 30 μm 的应力层为例,在应力影响区域范围内,径向应力表现为压应力。其在半径为 0.04 mm 的区域附近存在最大压应力(14.5 MPa),随着位置沿半径方向逐渐远离激光加热区域,对应的温度梯度逐渐减小,由于温度梯度的存在,熔石英样品内部热膨胀不均匀,从而产生热应力,因此径向应力受温度梯度的影响而逐渐减小并趋近于零。在不同样品深度下,熔石英内部的径向应力在损伤凹坑底部附近(深度约为 30 μm)取得最大压应力,并在样品深度 45 μm 处附近由径向压应力转化为拉应力,之后受轴向的温度梯度影响而逐渐减弱,径向拉应力在深度 140 μm 处附近逐渐消失。

相较于径向应力,熔石英内部的环向应力分布情况更为复杂,损伤凹坑附近的环向应力与径向应力相似,均表现为压应力,但沿着半径方向,环向压应力转化为拉应力,在达到最大值后沿半径方向逐渐减小并趋近于零,如图 5(b) 所示。这里依然以深度为 30 μm 的应力层为例,取得最大压应力 14.8 MPa 的位置几乎与最大径向应力的位置相同,之后在半径 0.36 mm 处转化为拉应力,环向拉应力在半径 0.46 mm 处达到峰值 1.8 MPa 后,沿半径方向逐渐减小至零。在不同样品深度下,材料内部环向应力的分布规律和径向应力的分布规律相似,不同深度处的环向应力沿轴向先增大后减小,值得注意的是,几乎在相同样品深度处,环向压应力和拉应力均取得最大值,之后随着轴向温度梯度影响的减弱,环向应力逐渐减小至零。

最后研究了不同脉冲激光能量辐照下不同深度处熔石英玻璃的应力分布情况,如图 5 所示。随着入射脉冲激光能量的增加,热影响区域温度升高,损伤凹坑半径不断增大,应力-半径曲线的起始点向右偏移。对于深度 30 μm 处材料层的径向应力,当脉冲激光能量由 1 J 增大至 2.5 J 和 5.3 J 时,相同位置处的径向压应力也增大,其最大值由 1 J 时的 14.5 MPa 增大至 2.5 J 时的 21.3 MPa 和 5.3 J 时的 26 MPa;同时,径向应力的影响范围也不断扩大,其深度由 1 J 时的 140 μm 延伸至 2.5 J 时的 144 μm 和 5.3 J 时的 150 μm,如图 5(c) 和 5(e) 所示。同样地,环向应力也随着脉冲激光能量的增加而增大,其

影响范围不断加深,如图 5(d)和 5(f)所示。无论是径向应力还是环向应力,脉冲激光能量的增加导致温度

向材料内部扩散,热影响区域中的温度梯度场增强,从而应力场强度不断增大,应力影响区域不断加深。

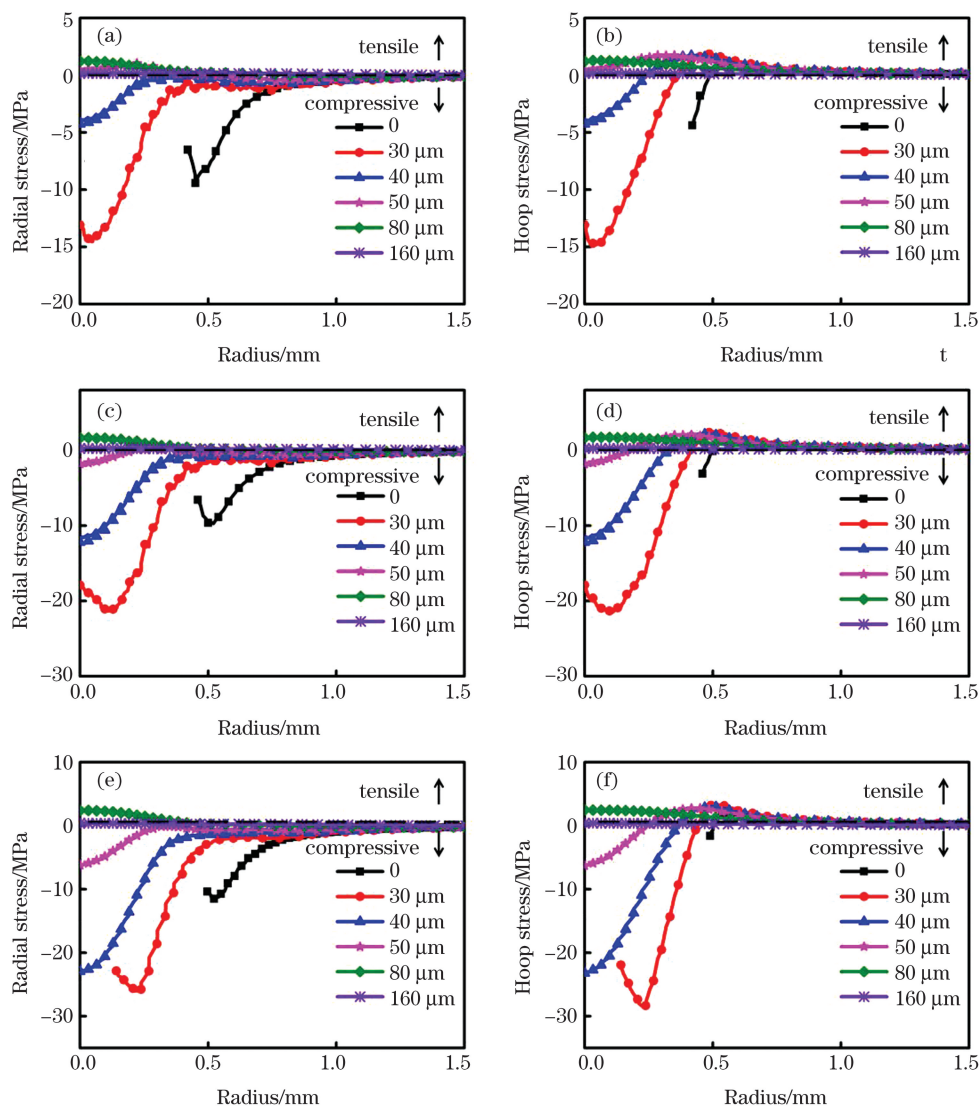


图 5 不同激光能量下,不同样品深度处的径向应力和环向应力分布。(a)(b) 1 J; (c)(d) 2.5 J; (e)(f) 5.3 J

Fig. 5 Radial stress and hoop stress distributions at different sample depths under different laser energies. (a)(b) 1 J; (c)(d) 2.5 J; (e)(f) 5.3 J

以上数值模拟结果表明,利用本文建立的脉冲  $\text{CO}_2$  激光与熔石英玻璃相互作用的数值模型不仅能够获得与实际实验测量一致的径向环向应力差,还能够直接获得径向和环向上的应力三维分布。另外,根据获得的三维应力分布可知,损伤凹坑深度范围内的径向应力表现为压应力,径向应力沿半径方向先增至最大后逐渐减小并趋近于零,超过损伤深度处的径向应力沿径向逐渐减小并趋近于零。此外,熔石英内部的径向应力在损伤凹坑底部附近取得最大值,并逐渐由径向压应力转化为拉应力,之后沿轴向逐渐减小为零;损伤凹坑附近的环向应力与

径向应力相似,均表现为压应力,但沿着半径方向减小至零后,环向压应力转化为拉应力,在达到最大值后沿半径逐渐减小并趋近于零,此外,不同深度处的环向应力沿轴向先增大后减小,且无论是环向压应力还是拉应力,均在几乎相同深度处取得最大值,环向应力沿轴向逐渐减小至零;脉冲激光能量的增大导致环向应力与径向应力及其影响范围均有明显增加。这些数值计算结果,尤其是三维环向应力与径向应力的分布,是传统光学测量技术难以获得的。由于平面内各个参考点的折射率各不相同,材料特性由各向同性改为各向异性,不同分层下的径向应



力和环向应力对通过该平面的入射激光波前有调制作用,入射激光的波前变化是各个分层影响的累加。关于应力对入射光的波前调制研究将是后续工作内容。

## 4 结 论

使用有限元分析的方法建立了脉冲 CO<sub>2</sub> 激光与熔石英玻璃相互作用的数值模型,在获得激光加热过程中熔石英玻璃内部的温度演变规律及样品的初始损伤形貌的基础上,计算了材料内部的三维应力分布。该计算模型不仅考虑了经典的热传导与热辐射,还考虑了样品表面热对流所引起的热损失。对于存在激光损伤的熔石英玻璃内部的环向径向应力之差的三维分布,使用该模型获得的结果和使用三维白光反射式全息显微系统实际测量的结果吻合,证明了构建模型的准确性。此外,在计算三维应力分布的基础上,详细分析了径向应力和环向应力的分布与损伤坑深度、离损伤坑的距离和脉冲激光能量的关系。所得结果有助于熔石英玻璃内部三维应力场的建立,并为 CO<sub>2</sub> 激光修复工艺的改进提供了理论依据。

### 参 考 文 献

- [1] Zheng Y, Ma P, Li H B, et al. Studies on transmitted beam modulation effect from laser induced damage on fused silica optics [J]. *Optics Express*, 2013, 21(14): 16605-16614.
- [2] Negres R A, Norton M A, Cross D A, et al. Growth behavior of laser-induced damage on fused silica optics under UV, ns laser irradiation [J]. *Optics Express*, 2010, 18(19): 19966-19976.
- [3] Wang J Q, Luo S, Zhang B. Influence of adhesive materials on stress characteristics of deformable mirrors under thermo-mechanical coupling [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2018, 55(3): 030104.  
王家秋, 罗帅, 张彬. 热-机械耦合作用下黏结材料对变形镜应力特性的影响 [J]. *激光与光电子学进展*, 2018, 55(3): 030104.
- [4] Cao Z, He H B, Hu G H, et al. Time-resolved investigation of multiple-pulse laser-induced bulk damage in fused silica [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2019, 46(8): 0803001.  
曹珍, 贺洪波, 胡国行, 等. 多脉冲激光诱导熔石英体损伤的时间分辨研究 [J]. *中国激光*, 2019, 46(8): 0803001.
- [5] Yang S T, Matthews M J, Elhadj S, et al. Thermal transport in CO<sub>2</sub> laser irradiated fused silica: *In situ* measurements and analysis [J]. *Journal of Applied Physics*, 2009, 106(10): 103106.
- [6] Dai W, Xiang X, Jiang Y, et al. Surface evolution and laser damage resistance of CO<sub>2</sub> laser irradiated area of fused silica [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2011, 49(2): 273-280.
- [7] Guignard F, Autric M, Baudinaud V. Temperature and residual stress evolution in CO<sub>2</sub> laser irradiated glass [J]. *Proceedings of SPIE*, 1998, 3343: 534-545.
- [8] Gallais L, Cormont P, Rullier J L. Investigation of stress induced by CO<sub>2</sub> laser processing of fused silica optics for laser damage growth mitigation [J]. *Optics Express*, 2009, 17(26): 23488-23501.
- [9] Li C A, Yang M D, Quan B Q, et al. Stress simulation analysis of multilayer film deposition [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2018, 55(4): 043101.  
李长安, 杨明冬, 全本庆, 等. 多层薄膜沉积的应力仿真分析 [J]. *激光与光电子学进展*, 2018, 55(4): 043101.
- [10] Xu J, Chen L X, You X H, et al. Thermal stress damage of thin-film components induced by surface impurities [J]. *Acta Optica Sinica*, 2017, 37(6): 0614003.  
徐娇, 陈丽霞, 游兴海, 等. 表面杂质诱导薄膜元件的热应力损伤 [J]. *光学学报*, 2017, 37(6): 0614003.
- [11] Zhong F C, Lü X M, Li J G, et al. Numerical analysis of thermal effect of the combined laser on single crystal silicon [J]. *Laser Technology*, 2017, 41(5): 637-643.  
钟发成, 吕雪明, 李佳桂, 等. 组合激光对单晶硅热作用的数值分析 [J]. *激光技术*, 2017, 41(5): 637-643.
- [12] Li H, Cai J X, Tan Y, et al. Research on real-time stress damage of millisecond laser irradiation on single-crystal silicon [J]. *Acta Optica Sinica*, 2016, 36(2): 0219002.  
李贺, 蔡继兴, 谭勇, 等. 毫秒激光辐照单晶硅的在线应力损伤研究 [J]. *光学学报*, 2016, 36(2): 0219002.
- [13] Feit M, Rubenchik A. Mechanisms of CO<sub>2</sub> laser mitigation of laser damage growth in fused silica [J]. *Proceedings of SPIE*, 2003, 4932: 91-102.
- [14] Ye C, Qiu R, Jiang Y, et al. Laser induced damage characteristics in fused silica surface irradiated by 1064 nm and 532 nm ns laser simultaneously [J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2018, 30(4): 041003.  
叶成, 邱荣, 蒋勇, 等. 1064 nm 和 532 nm 纳秒激光同时辐照熔石英损伤规律的研究 [J]. *强激光与粒子*



- 束, 2018, 30(4): 041003.
- [15] Wu Z J, Pan Y X, Zhao J Y, et al. Research on laser-induced damage of K9 glass irradiated by millisecond laser[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2019, 48(8): 0805005.  
吴朱洁, 潘云香, 赵竞元, 等. 毫秒激光辐射 K9 玻璃的激光损伤研究[J]. *红外与激光工程*, 2019, 48(8): 0805005.
- [16] Zhang Y C, Shen H, Zhu R H. Three-dimensional temperature field of material irradiated by continuous wave laser[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2013, 40(8): 0806002.  
张英聪, 沈华, 朱日宏. 连续激光辐照材料的三维温度场[J]. *中国激光*, 2013, 40(8): 0806002.
- [17] Yan H W, Bai Z C, Qin S J, et al. Research on cumulative effect of temperature in the interaction of laser and fused silica[J]. *Applied Laser*, 2015, 35(1): 44-47.  
严会文, 白忠臣, 秦水介, 等. 激光与熔融石英作用的温度累积研究[J]. *应用激光*, 2015, 35(1): 44-47.
- [18] Li S X, Bai Z C, Huang Z, et al. Study on the machining mechanism of fabrication of micro channels in fused silica substrates by laser-induced plasma[J]. *Acta Physica Sinica*, 2012, 61(11): 115201.  
李世雄, 白忠臣, 黄政, 等. 激光诱导等离子体加工石英微通道机理研究[J]. *物理学报*, 2012, 61(11): 115201.
- [19] Li X B, Wang H J, Yuan X D, et al. Effects of CO<sub>2</sub> laser irradiation on surface morphology and stress distribution of fused silica[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2011, 38(9): 0903002.  
李熙斌, 王海军, 袁晓东, 等. CO<sub>2</sub> 激光辐照对熔石英表面形貌与应力分布的影响[J]. *中国激光*, 2011, 38(9): 0903002.
- [20] Bertussi B, Cormont P, Palmier S, et al. Initiation of laser-induced damage sites in fused silica optical components[J]. *Optics Express*, 2009, 17(14): 11469-11479.
- [21] Han M, Nie J S, Ye Q, et al. Damage proceeding and effects of damage on imaging capability of charge coupled device by 1.06 μm continuous laser[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2018, 45(9): 0901004.  
韩敏, 聂劲松, 叶庆, 等. 1.06 μm 连续激光损伤 CCD 的进程及损伤对成像能力的影响[J]. *中国激光*, 2018, 45(9): 0901004.
- [22] Li S X, Zhang Z P, Qin S J, et al. Research on the temperature and thermal stress of fused silica irradiated by a laser pulse[J]. *Laser & Infrared*, 2016, 46(7): 786-791.  
李世雄, 张正平, 秦水介, 等. 单个脉冲作用下熔融石英的温度和热应力研究[J]. *激光与红外*, 2016, 46(7): 786-791.
- [23] Yang L, Liao W, Miao X X, et al. Quantitative measurement of CO<sub>2</sub> laser-induced residual stress in fused silica optics[J]. *Optical Engineering*, 2015, 54(5): 057105.
- [24] Qu X, Cai J X, Wang Y B, et al. Numerical simulation study of fused silica damage induced by 1064 nm laser[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2017, 29(4): 041003.  
渠旭, 蔡继兴, 王翼彬, 等. 1064 nm 激光致熔石英损伤的数值模拟研究[J]. *强激光与粒子束*, 2017, 29(4): 041003.
- [25] Allcock G, Dyer P E, Elliner G, et al. Experimental observations and analysis of CO<sub>2</sub> laser-induced microcracking of glass[J]. *Journal of Applied Physics*, 1995, 78(12): 7295-7303.
- [26] Rozenbaum O, De Sousa Meneses D, Auger Y, et al. A spectroscopic method to measure the spectral emissivity of semi-transparent materials up to high temperature[J]. *Review of Scientific Instruments*, 1999, 70(10): 4020-4025.
- [27] Santos R, Miranda L C M. Theory of the photothermal radiometry with solids[J]. *Journal of Applied Physics*, 1981, 52(6): 4194-4198.
- [28] Doualle T, Gallais L, Cormont P, et al. Thermo-mechanical simulations of CO<sub>2</sub> laser-fused silica interactions[J]. *Journal of Applied Physics*, 2016, 119(11): 113106.
- [29] McLachlan A D, Meyer F P. Temperature dependence of the extinction coefficient of fused silica for CO<sub>2</sub> laser wavelengths[J]. *Applied Optics*, 1987, 26(9): 1728-1731.
- [30] Robin L, Combis P, Cormont P, et al. Infrared thermometry and interferential microscopy for analysis of crater formation at the surface of fused silica under CO<sub>2</sub> laser irradiation[J]. *Journal of Applied Physics*, 2012, 111(6): 063106.
- [31] Yang S T, Matthews M J, Elhadj S, et al. Comparing the use of mid-infrared versus far-infrared lasers for mitigating damage growth on fused silica[J]. *Applied Optics*, 2010, 49(14): 2606-2616.
- [32] Gardon R, Narayanaswamy O S. Stress and volume relaxation in annealing flat glass[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1970, 53(7): 380-385.
- [33] Dahmani F, Schmid A W, Lambropoulos J C, et al. Dependence of birefringence and residual stress near laser-induced cracks in fused silica on laser fluence and on laser-pulse number[J]. *Applied Optics*, 1998, 37(33): 7772-7784.
- [34] Zhang W, Zhu Q D, Zhang X S. Polarization phase-

- shifting detection method for central stress in flat glass[J]. *Acta Optica Sinica*, 2018, 38(4): 0426001.
- 张伟, 朱秋东, 张旭升. 平板玻璃中部应力的偏振移相检测法[J]. *光学学报*, 2018, 38(4): 0426001.
- [35] Puncken O, Tünnermann H, Morehead J J, et al. Intrinsic reduction of the depolarization in Nd: YAG crystals[J]. *Optics Express*, 2010, 18(19): 20461-20474.
- [36] Doualle T, Ollé A, Cormont P, et al. Laser-induced birefringence measurements by quantitative polarized-phase microscopy[J]. *Optics Letters*, 2017, 42(8): 1616-1619.

## Three-dimensional Stress Fields of Laser Damaged Fused Silica

Sun Shaowei<sup>1</sup>, Qi Naijie<sup>1</sup>, Kong Yan<sup>1</sup>, Liu Cheng<sup>1,2</sup>, Gao Shumei<sup>1\*</sup>

<sup>1</sup> School of Science, Jiangnan University, Wu Xi, Jiangsu 214122, China;

<sup>2</sup> Key Laboratory of High Power Laser and Physics, Shanghai Institute of Optics and Fine Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 201800, China

### Abstract

**Objective** Fused silica has been used in a variety of applications, including high-power laser devices, owing to its excellent chemical stability and optical properties. However, the fused silica optical elements in high-power laser devices are easily damaged owing to various complex physical and chemical mechanisms, thereby the system stability is affected. Researchers have successively conducted a lot of basic and applied researches on laser induced damage. However, most of the existing researches focus only on the dynamic process of material surface damages caused by the interaction between optical materials and lasers, such as temperature distribution, material evaporation, and damaged pit morphological change. Many researches have been conducted on the thermal stress distribution on fused silica material surfaces. However, there are few studies on the stress field distributions inside materials along the direction of an incident laser. This study presents a detailed research and an analysis on temperature and damage morphological distributions of materials and clarifies the interaction mechanism between laser and matter from the three-dimensional stress viewpoint.

**Methods** To study the three-dimensional stress distribution of laser damaged optical components, this study establishes a finite element thermodynamic model describing the interaction between pulsed CO<sub>2</sub> laser and fused silica. This model can simulate temperature evolution inside fused silica during laser irradiation, and can be used to analyze the initial damage morphology of the specimen and three-dimensional stress distribution inside the material after cooling. To ensure the accuracy of the constructed thermodynamic model, this study considers classical heat conduction, heat radiation, and heat loss caused by heat convection on the specimen surface. Solving the heat conduction equation, one can get the internal temperature distribution when laser interacts with fused silica. Simultaneously, using the obtained surface temperature of the specimen, one can get the depth of damage pit. However, a single thermoelastic equation is not enough to completely describe the change in the material cooling process, and the viscoelasticity of materials is also needed to be included to investigate the variation of strain and stress with time. Therefore, a generalized Maxwell model with a single element is introduced to represent the viscoelastic materials, and the three-dimensional stress distribution of laser damaged fused silica can be calculated after the material is cooled. Further, a more in-depth analysis of laser damage can be conducted.

**Results and Discussion** Based on the model we established above, we obtained the three-dimensional radial stress and hoop stress in fused silica along the direction of the incident laser. As for the difference between the two stresses, the corresponding parameters in the numerical simulation are selected according to the experimental ones, and the comparison between the experimental and simulation results shows that the two stresses have a completely consistent trend, which proves the accuracy of the numerical model describing the interaction between the pulsed CO<sub>2</sub> laser and fused silica. Moreover, according to the interpretation of the obtained three-dimensional stress distribution, the radial stress within the depth of the damage pit appears as a compressive stress. The radial stress first increases to the maximum. After exceeding the damage depth, the radial stress gradually decreases until approaches zero. In addition, the internal radial stress of fused silica first reaches the maximum compressive stress value near the bottom of damage pit and then gradually transforms from the radial compressive stress to the tensile

stress before gradually decreasing to zero along the axial direction. The hoop stress near damage pit appears as the compressive stress, similar to the radial stress. With the radius value decreasing, the hoop compressive stress is transformed into the tensile stress. The hoop stresses first increase along the  $z$ -axial direction until they reach the maximum value and then gradually decrease with the increase of depth until they become zero. In addition, the increase of laser pulse energy leads to the significant increase of the hoop and radial stresses and their influence ranges. These numerical calculation results, especially the three-dimensional hoop and radial stress distributions, are difficult to obtain with the traditional optical measurement technology.

**Conclusion** The traditional laser damage stress measurement experiment is complicated. It has a huge margin of error, and it is difficult to directly measure the radial and hoop stress distributions through this experiment; only the difference between these two stresses can be measured through this experiment. In this study, a finite element analysis method is used to establish a thermodynamic model describing the interaction between a pulsed CO<sub>2</sub> laser and fused silica. Based on the obtained temperature evolution inside fused silica and the initial damage morphology of specimen during the laser heating process, the three-dimensional stress distribution inside the material is calculated. The thermodynamic model considers the classical heat conduction, heat radiation, and heat loss caused by heat convection on the specimen surface. The three-dimensional distribution of the difference between the radial and hoop stresses calculated using this numerical model has the same changing trend as that from the experiment, which proves the accuracy of the numerical model. Based on the calculation of the three-dimensional stress distribution, the relationship between the radial and hoop stress distributions, the depth of damage pit, the distance from damage pit, and laser pulse energy are also analyzed in detail. These results are helpful to establish a three-dimensional stress field inside fused silica and provide a theoretical basis for the improvement of CO<sub>2</sub> laser repair process.

**Key words** laser optics; laser damage; three dimensional stress distribution; fused silica glass; temperature field; finite element method

**OCIS codes** 140.3330; 140.3380; 140.6810