

微晶玻璃研磨加工亚表面损伤深度预测方法及测量

向勇 任杰 白满社* 陈静 张晋宽

(飞行自动控制研究所, 陕西 西安 710065)

摘要 将研磨加工中磨粒与工件表面作用过程近似为受法向载荷和切向载荷共同作用下移动的尖锐压头对表面的作用过程, 基于压痕断裂力学理论, 分析了移动磨粒作用下材料的应力状态、中位裂纹的成核位置和扩展方向。综合考虑弹性应力场、残余应力场及切向载荷对中位裂纹扩展的影响, 给出了中位裂纹扩展长度计算公式。建立了亚表面损伤深度与表面粗糙度之间的理论模型。使用磁流变抛光斑点技术测量了微晶玻璃研磨亚表面损伤层深度。将模型预测理论值与实验测量值进行对比, 结果表明两者之间的误差控制在 5.56% 以内, 吻合较好。利用该模型可以实现光学材料研磨亚表面损伤深度的快速、简便和准确预测。

关键词 光学制造; 研磨; 亚表面损伤; 磁流变抛光

中图分类号 TN244; TG73

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201441.0708006

Prediction Method and Measurement of the Depth of Subsurface Damage of Glass-Ceramic by Lapping Process

Xiang Yong Ren Jie Bai Manshe Chen Jing Zhang Jinkuan

(Flight Automatic Control Research Institute, Xi'an, Shaanxi 710065, China)

Abstract The process of abrasive machining in lapping is considered as a moving sharp indenter subjected to normal force and tangential force. Based on indentation fracture mechanics theory, the grinding stresses of material, the location of median crack initiation and the direction of median crack propagation beneath an abrasive are analyzed. The calculation formula of median crack propagation length is analyzed by synthetically considering the contribution of elastic stress field, residual stress field and tangential force beneath the abrasive. A theoretical model of relationship between subsurface damage and surface roughness is established. A method of magnetorheological finishing (MRF) spot technique is proposed to the depth of subsurface damage. Predicted results are compared with experimental results, result shows that the error between predicted results and experimental results is less than 5.56%. The theoretical model can be used for prediction the depth of subsurface damage of optical materials in lapping process rapidly, expediently and accurately.

Key words optical fabrication; grinding; subsurface damage; magnetorheological finishing

OCIS codes 220.4610; 220.5450; 240.5770; 160.2750; 350.1820

1 引言

微晶玻璃材料因具有机械强度高、硬度大、耐磨性能好、零膨胀系数等优点, 而被广泛应用于国防军事及民用技术领域, 常常被用来制作激光陀螺反射镜基片、天文望远镜主镜和大型光学仪器等超精密器件。随着尖端武器对光学元件表面性能要求逐渐提高, 不但对其表面质量要求越来越高, 亚表面质量

也越来越受到关注^[1-2]。研磨加工后光学元件亚表面损伤由外层、中间层和内层三个区域相互叠加而成, 其中, 外层由材料表面残余应力、破碎和划痕组成, 中间层主要是微裂纹, 而内层可能是源自磨粒加工局部应力的弹性变形层, 又被称为亚表面残余应力层。研磨作为最后成形的加工方式, 研磨过程中残留的亚表面损伤会降低光学元件力学性能, 改变

收稿日期: 2014-01-03; **收到修改稿日期:** 2014-02-24

基金项目: 国防基础科研项目(A0520110054)

作者简介: 向勇(1988—), 男, 硕士研究生, 主要从事光学超精密加工方面的研究。E-mail: 583002725@qq.com

导师简介: 任杰(1963—), 男, 硕士, 研究员, 主要从事飞行控制、精密制造技术等方面的研究。E-mail: jren@facri.com

* **通信联系人.** E-mail: 403315237@qq.com

折射系数,直接影响光学元件的抗激光损伤阈值、镀膜质量、成像质量、使用寿命和长期稳定性^[3-7]。快速、准确的检测研磨加工引入的亚表面损伤深度,可以用于现有加工工艺的优化,同时也为后续抛光过程中将其完全去除提供了基础。

国内外的许多科研院所及高校对光学材料的亚表面损伤检测技术也开展了相关研究^[8-15]。亚表面损伤的检测方法很多,可分为破坏性检测方法和非破坏性检测方法。破坏性检测方法主要有差动化学蚀刻速率法和磁流变抛光斑点技术^[16]等;非破坏性检测方法主要有散射扫描层析技术、X射线检测法等。基于压痕断裂力学理论研究研磨亚表面损伤的产生机理,对研磨产生的亚表面损伤深度进行准确预测,从而为亚表面损伤深度的非破坏性检测技术提供了一种新的检测方法。Lambropoulos等^[17-20]通过研究发现光学材料经磨削和研磨加工后亚表面损伤深度与表面粗糙度之间存在着一种线性关系;国内的国防科学技术大学李圣怡等^[2]通过对Lambropoulos预测模型改进得出亚表面损伤深度与表面粗糙度呈非线性关系。他们的预测模型都

是基于压痕断裂力学模型得出的,然而实际的磨削、研磨加工中磨粒不仅给工件施加法向载荷,而且还存在切向载荷,从而导致加工材料内部所受应力场分布情况与只有法向载荷作用时有所差异,因而对于综合考虑法向载荷和切向载荷共同作用下研究研磨加工产生的亚表面损伤深度的预测模型有着重要的实际意义。

本文基于压痕断裂力学理论,分析了移动磨粒作用下材料的应力状态、中位裂纹的成核位置和扩展方向,并建立了微晶玻璃研磨加工亚表面裂纹层深度预测理论模型;采用磁流变抛光斑点技术测量微晶玻璃研磨加工引入的亚表面裂纹层深度,并对亚表面损伤深度理论预测模型进行了实验验证。

2 微晶玻璃研磨亚表面损伤预测模型

通过激光共聚焦测量了W28、W14和W7三种粒径的金刚砂研磨颗粒的形状,测试结果如图1所示。从图中可以看出金刚砂研磨颗粒的外形都是尖锐的。因此需采用尖锐压头冲压过程中产生的裂纹模型来预测研磨加工产生的亚表面裂纹深度。

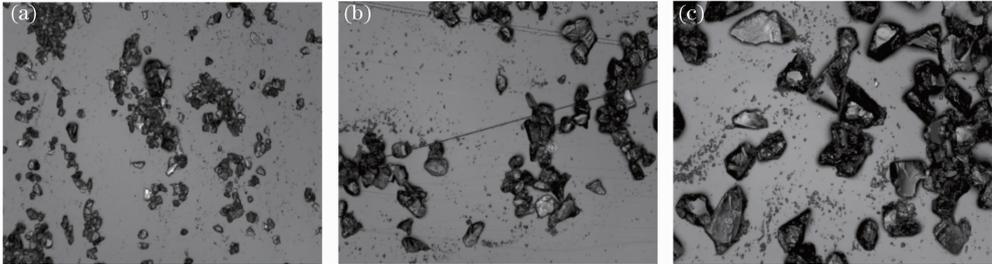


图1 金刚砂磨粒显微图(1500×)。(a) W7; (b) W14; (c) W28

Fig. 1 Micrographs of SiC abrasive (1500×). (a) W7; (b) W14; (c) W28

硬脆材料的研磨加工类似于尖锐压头的大规模印压作用,当印压载荷超过某一临界值,则会在磨粒与材料的接触区产生不可逆的塑性变形。当继续增大载荷,则会在磨粒下方的弹塑性变形边界处产生中位和横向裂纹系统。只考虑法向载荷作用时磨粒与

材料表面相互作用简化为图2所示的半空间体在边界上承受集中力的空间问题,该状态下计算得出磨粒下方材料内任一点处的应力状态如(1)式所示^[21]。

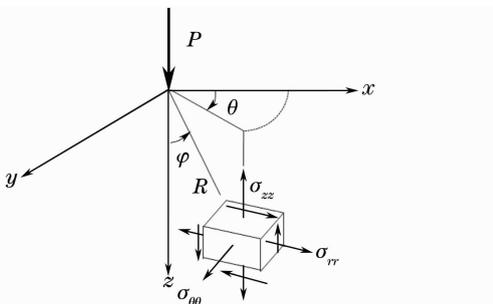


图2 法向载荷作用下应力场

Fig. 2 Stress field under the action of normal load

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \frac{P}{\pi R^2} \left[\left(\frac{1-2\nu}{4} \right) \sec^2 \frac{\varphi}{2} - \frac{3}{2} \cos \varphi \sin^2 \varphi \right] \\ \sigma_{\theta\theta} = \frac{P}{\pi R^2} \left[\frac{(1-2\nu)}{2} \left(\cos \varphi - \frac{1}{2} \sec^2 \frac{\varphi}{2} \right) \right] \\ \sigma_{zz} = \frac{P}{\pi R^2} \left(-\frac{3}{2} \cos^3 \varphi \right) \\ \sigma_{rz} = \frac{P}{\pi R^2} \left(-\frac{3}{2} \cos^2 \varphi \sin \varphi \right) \\ \sigma_{r\theta} = 0 \\ \sigma_{\theta z} = 0 \end{cases}, \quad (1)$$

式中 ν 为材料泊松比,以磨粒作用点为坐标原点, R 为材料内任一点与坐标原点的之间的距离, φ 为 R

与 Z 轴之间的夹角, R 在 xoy 平面上的投影与 X 轴之间的夹角为 θ , P 为法向载荷. 当 R 趋近于 0 时, 应力趋近于无限大, 此时会在磨粒与材料接触点附近区域发生塑性变形, 假设特征尺寸为 a, 则在塑性区域平均接触压力 P_0 :

$$P_0 = P/(\alpha\pi a^2). \quad (2)$$

根据 St. Venant 原理, 并假定各磨粒与材料接触部分形状参数 α 和 a 均相同, 因此对于某一具体的研磨加工过程, 弹性应力场中任一点的应力分量仅是坐标的函数. 将(1)式代入(2)式得出研磨加工中材料内任意一点应力分量通式:

$$\frac{\sigma_{ij}}{P_0} = \alpha \left(\frac{a}{R}\right)^2 f_{ij}(\varphi). \quad (3)$$

通过计算得出在只考虑法向力作用下材料内的主应力如(4)式所示, 通常情况下 $\sigma_{11} \geq \sigma_{22} \geq \sigma_{33}$.

$$\begin{cases} \sigma_{11} = \sigma_{rr} \sin^2 \alpha + \sigma_{zz} \cos^2 \alpha - 2\sigma_{rz} \cos \alpha \\ \sigma_{22} = \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{33} = \sigma_{rr} \cos^2 \alpha + \sigma_{zz} \sin^2 \alpha + 2\sigma_{rz} \sin \alpha \cos \alpha \end{cases}, \quad (4)$$

式中的 α 为由下式得出:

$$\tan 2\alpha = 2\sigma_{rz}/(\sigma_{zz} - \sigma_{rr}). \quad (5)$$

对于光学材料选取 $\nu = 0.25$, 角度范围 $-\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2$, 根据(4)式计算出三个主应力的角度坐标变量函数 $f_{ij}(\varphi)$, 如图 3 所示. 从图中看出, 第一主应力 σ_{11} 总为拉应力, 且在 $\varphi = 0^\circ$ 、 $\varphi = \pm \pi/2$ 时取得极值; 第二主应力 σ_{22} 的应力状态随着角度 φ 而变化, 在中间部分呈现拉应力, 超过一定角度则表现为压应力; 第三主应力 σ_{33} 总为压应力, 在 $\varphi = 0^\circ$ 时压应力达到最大值. 因而只有法向载荷作用时, 在磨粒正下方材料发生弹塑性变形边界处的第一主应力拉应力达到最大值, 由压痕断裂力学可知会在磨粒正下方弹塑性变形边界处受到最大拉应力的作用下, 材料自身的微缺陷会导致裂纹成核并在拉应力作用下逐渐扩展, 最终形成中位裂纹, 方向为竖直向

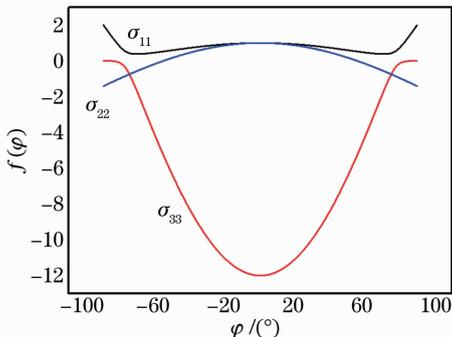


图 3 法向载荷作用下主应力角度变量

Fig. 3 Angular variables under the action of normal load

下, 法向载荷作用下尖锐压头印压产生的裂纹系统如图 4 所示.

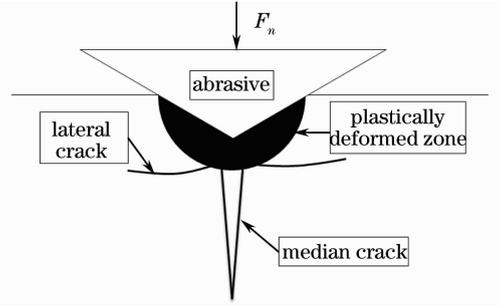


图 4 法向载荷作用下尖锐压头印压产生的裂纹系统

Fig. 4 Crack systems induced by a sharp indenter under the action of normal load

Lambropoulos^[22]基于压痕断裂力学理论, 并考虑到在法向载荷作用下引起的弹性应力场和磨粒下方弹塑性变形的不一致而产生的残余应力场共同作用下, 得出最终形成中位裂纹长度计算公式^[23]:

$$c = \alpha_k^{2/3} \left(\frac{E}{H}\right)^{(1-m)2/3} (\cot \psi)^{4/9} \left(\frac{P}{K_c}\right)^{2/3} + \left(\frac{\chi_e}{\chi_r}\right)^{2/3} \alpha_k^{2/3} \left(\frac{E}{H}\right)^{(1-m)2/3} (\cot \psi)^{4/9} \left(\frac{P}{K_c}\right)^{2/3}, \quad (6)$$

式中 c 为中位裂纹深度, P 为压痕载荷, ψ 为压头锐角角度, E 为材料弹性模量, H 为材料硬度, K_c 为材料断裂韧性, m 为一无量纲常数, 其取值范围为 $1/3 \sim 1/2$ 之间, $\alpha_k = 0.027 + 0.09(m - 1/3)^{[19-20]}$. χ_e 、 χ_r 为中位裂纹弹性组元和塑性组元的压痕系数, Lawn^[23]通过实验得出 $\chi_e = 0.032 \pm 0.008$, $\chi_r = 0.026 \pm 0.003$.

(6)式前半部分为弹塑性变形不一致引起的残余应力场对中位裂纹最终长度的贡献, 后半部分为弹性应力场对中位裂纹最终长度的贡献.

真实的研磨加工过程中磨粒除了向工件表面施加法向载荷外, 还施加了切向载荷, 磨粒与工件表面之间的相互作用可简化为如图 5 所示的半空间体在

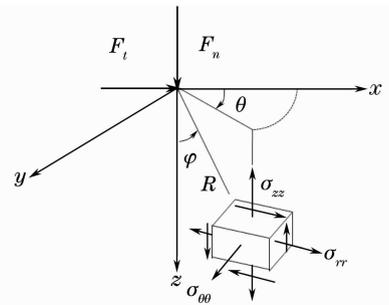


图 5 法向和切向载荷同时作用下研磨应力场

Fig. 5 Stress field under the action of normal load and tangential load

边界上承受集中力的空间问题。此时磨粒下方应力场可以看成是垂直方向和切向方向的叠加,通过叠

加应力场^[24]计算得出研磨加工过程中磨粒下方材料内任一点处的应力状态如图5所示:

$$\begin{cases} \sigma_{rr} = \frac{F_n}{\pi R^2} \left\{ \left[\frac{1-2\nu}{2(1+\cos\varphi)} - \frac{3}{2} \sin^2\varphi \cos\varphi \right] + \lambda \cos\theta \left[\frac{1-2\nu}{2} \cdot \frac{\sin\varphi}{(1+\cos\varphi)^2} - \frac{3\sin^3\varphi}{2} \right] \right\} \\ \sigma_{\theta\theta} = \frac{F_n}{\pi R^2} \frac{1-2\nu}{2} \left\{ \left(\cos\varphi - \frac{1}{1+\cos\varphi} \right) + \lambda \cos\theta \sin\varphi \left[1 - \frac{1}{(1+\cos\varphi)^2} \right] \right\} \\ \sigma_{zz} = -\frac{F_n}{\pi R^2} \frac{3}{2} \cos^2\varphi (\cos\varphi + \lambda \cos\theta \sin\varphi) \\ \sigma_{r\theta} = \frac{F_n}{\pi R^2} \lambda \sin\theta \frac{1-2\nu}{2} \frac{\sin\varphi}{(1+\cos\varphi)^2} \\ \sigma_{rz} = -\frac{F_n}{\pi R^2} \frac{3}{2} \cos\varphi \sin\varphi (\cos\varphi + \lambda \cos\theta \sin\varphi) \\ \sigma_{z\theta} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

对于硬脆材料选取 $\nu=0.25$, 当取切向载荷与法向载荷比为 $\lambda=0.18$ 时, 通过计算得出切向载荷对 $\theta=0^\circ$ 平面内应力影响最大, 因而只分析 $\theta=0^\circ$ 平面的应力状态即可。根据(5)式计算出三个主应力的角度坐标变量函数 $f_{ij}(\varphi)$, 如图6所示。从图中看出, 第一主应力 σ_{11} 总为拉应力, 且在 $\varphi=-\pi/2$ 和磨粒前下方取得极大值; 第二主应力 σ_{22} 的应力状态随着角度 φ 而变化, 在中间部分呈现拉应力, 超过一定角度则表现为压应力, 在磨粒前下方取得最大拉应力; 第三主应力 σ_{33} 总为压应力, 在磨粒前下方压应力达到最大值。将磨粒前下方主应力角度变量进行局部放大, 如图7所示, 从图中可以看出在磨粒前下方第二主应力值 σ_{22} 大于第一主应力值 σ_{11} , 使材料内受到的主应力达到最大值, 因而在磨粒前下方材料内拉应力 σ_{22} 是产生中位裂纹的驱动力, 在该受力状态下由材料内部的微缺陷形成裂纹成核的位置不是在磨粒正下方弹塑性变形边界处, 而是沿着磨粒运动方向向前移动一定距离, 在拉应力 σ_{22} 作用下裂

纹沿磨粒运动的前下方逐渐扩展, 最终形成的中位裂纹与垂直方向偏转一个角度, 将这个角度称为中位裂纹偏转角, 记为 ϕ 如图8所示。

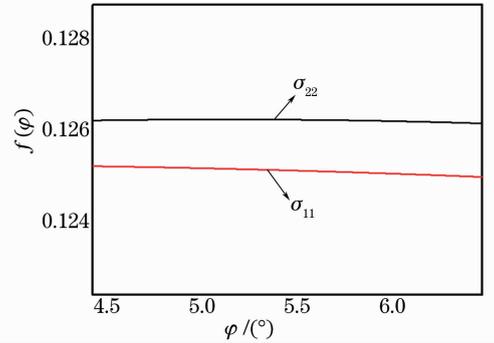


图7 图6的L处局部放大
Fig.7 Enlarged drawing of section L in Fig. 6

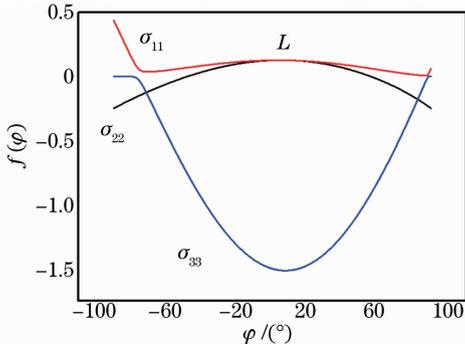


图6 法向和切向载荷同时作用下主应力角度变量
Fig.6 Angular variables under the action of normal load and tangential load

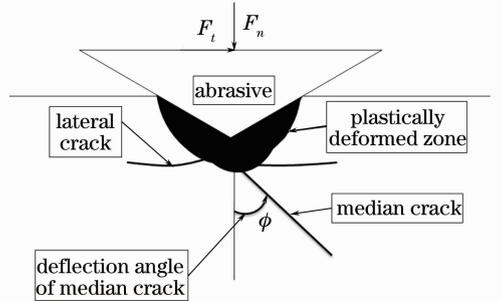


图8 切向载荷与法向载荷同时作用时产生裂纹系统
Fig.8 Crack systems induced by a sharp indenter under the action of normal load and tangential load

已有的研究表明切向载荷对中位裂纹的长度也存在着影响, 切向载荷对中位裂纹长度的影响因子记为 ω ^[24], 切向载荷影响因子定义如(8)式所示。

$$\omega = \sigma_{\theta\theta}(r) / (F_n / 8\pi r^2) \quad (8)$$

将不同的切向载荷与法向载荷的比值 λ 代入(8)式得出了切向载荷影响因子与 φ 角弧度之间的对应

关系,如图9所示,从图看出,随着载荷比值 λ 的不断增大,切向载荷影响因子 ω 取得最大值时所对应的角度 φ 值也逐渐增大,产生的中位裂纹偏转角度也越大,当载荷比值 λ 足够大时,则 φ 值趋近于 90° ,此时只产生表面裂纹无中位裂纹产生。切向载荷影响因子取得最大值时所对应的角度 φ 值如表1所示。

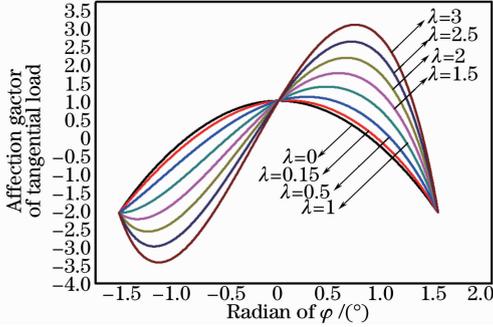


图9 切向载荷影响因子与 φ 角弧度之间的对应关系

Fig. 9 Relationship between the radian of angle φ and affection factor of tangential load

Conway^[24]通过研究发现,中位裂纹长度与切向载荷影响因子平方之间呈正比关系, $c \propto \omega^2$, c 为

$$c = \left[\alpha_c^{2/3} \left(\frac{E}{H} \right)^{(1-m)2/3} (\cot \psi)^{4/9} \left(\frac{P}{K_c} \right)^{2/3} + \left(\frac{\chi_e}{\chi_r} \right)^{2/3} \alpha_c^{2/3} \left(\frac{E}{H} \right)^{(1-m)2/3} (\cot \psi)^{4/9} \left(\frac{P}{K_c} \right)^{2/3} \omega^2 \right] \cos \psi. \quad (9)$$

切向载荷也会使横向裂纹沿磨粒运动方向偏转一个角度,但是横向裂纹深度没有改变,只是将横向裂纹沿磨粒运动的方向向前旋转了一个角度。依然假设表面粗糙度PV值为侧向裂纹深度 b ^[22]。

$$b = 0.43 (\sin \psi)^{1/2} (\cot \psi)^{1/3} \left(\frac{E}{H} \right)^m \left(\frac{P}{H} \right)^{1/2}. \quad (10)$$

将最终形成的中位裂纹深度作为亚表面损伤层深度(SSD, d_{SSD}),将横向裂纹深度作为加工后试件的表面粗糙度PV值,由于要获得研磨颗粒的载荷 P 是极其困难的,因此联立(9)式和(10)式消去载荷 P 后得:

$$d_{SSD} = \frac{[1 + (\chi_e/\chi_r)^{2/3} \omega^2] \alpha_c^{2/3}}{0.43^{4/3}} \frac{1}{(\sin \psi)^{2/3}} \frac{H^{2m} \cos \varphi}{E^{2m-2/3} K_c^{2/3}} S_R^{4/3}. \quad (11)$$

由(11)式得出,亚表面损伤深度SSD与表面粗糙度(S_R, S_R)呈非线性关系,亚表面损伤深度由材料表面的力学特性、切向载荷影响因子、中位裂纹偏转角及表面粗糙度共同决定。

中位裂纹长度。

表1 切向载荷影响因子取得最大值时所对应的角度 φ 值
Table 1 Maximum value of affection factor of tangential load correspond to angle φ

Load ration λ	Affection factor of tangential load ω	Location of maximum $\varphi / (^\circ)$
0	1	0
0.15	1.01	9.25
0.5	1.107	15.42
1	1.378	26.6
1.5	1.741	33.76
2	2.15	37.77
2.5	2.585	41.21
3	3.034	43.79

切向载荷影响因子只是在加载过程中引入的,因此切向载荷主要是通过弹性组元影响中位裂纹的扩展,并且将使中位裂纹与垂直方向偏转一个角度 ϕ ,而切向载荷对塑性组元作用较小,因而综合考虑切向载荷、法向载荷及弹性组元对中位裂纹扩展的贡献后得出中位裂纹长度计算公式为:

3 研磨亚表面损伤预测模型实验验证

3.1 试件制备

选用 $\Phi 30 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ 的Zerodur微晶玻璃(弹性模量90 GPa,努氏硬度6.2 GPa,静态断裂韧性为 $0.9 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)平面镜作为研磨试件,金刚砂研磨颗粒粒径分别为W40、W28、W14、W7,研磨压力20~25 kPa,研磨时间为5.5 h,研磨后的试件用于研磨加工产生的亚表面裂纹层深度测量。

3.2 研磨亚表面裂纹层深度测量

将加工好的三种研磨试件采用磁流变抛光斑点法进行亚表面裂纹层深度测量,实验采用国防科学技术大学研制的MRF2006磁流变抛光机床在研磨加工后的试件表面各加工两个斑点,经W40研磨后试件表面加工斑点深度 $30 \mu\text{m}$,经W28研磨后试件表面加工斑点深度 $20 \mu\text{m}$,经W14研磨后试件表面加工斑点深度 $10 \mu\text{m}$,经W7研磨后试件表面加工斑点深度 $7 \mu\text{m}$;然后将试件放入浓度为2%的HF酸溶液中腐蚀2 min,腐蚀温度保持在 20°C 。利用激光共聚焦显微镜(KEYENCE VK-9710,日本)对裂纹层进行观测和测量。保持实验参数及实验步骤不变,对6个斑点的测量值取平均值作为该研磨加

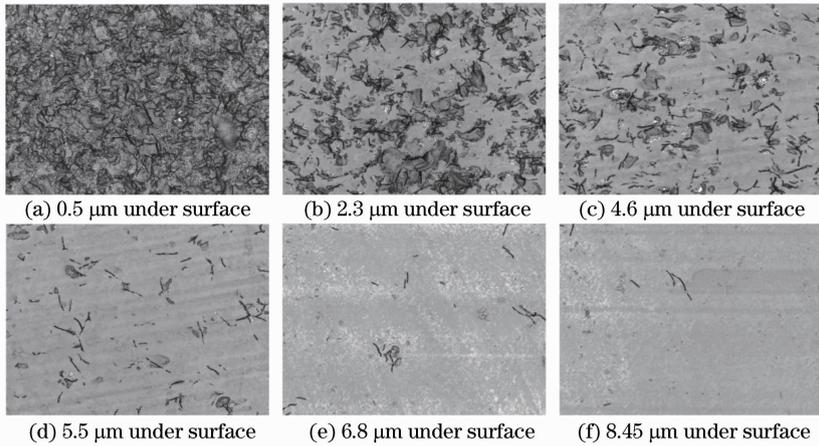


图 10 微晶玻璃研磨后亚表面裂纹显微图(15000×)

Fig. 10 Subsurface damage (SSD) micrographs of glass-ceramic after lapping process (15000×)

工条件下亚表面裂纹层的深度,经 W14 研磨后亚表面裂纹如图 10 所示。亚表面裂纹深度测量结果如表 2 所示。

表 2 研磨加工亚表面裂纹层深度测量结果

Table 2 Measurement results of the depth of SSD by grinding process

Grinding condition	The depth of SSD / μm
W40	28.336
W28	19.958
W14	8.367
W7	3.962

研磨加工实验后,对加工试件在超声波环境下依次用丙酮溶液、酒精溶液和去离子水进行清洗,采用 Taylor Hobson Form TALYSURF 120 接触式轮廓仪测量研磨加工后试件表面粗糙度 PV 值,在加工试件表面中心区域 6 个不同位置测量工件表面粗糙度,测量结果的平均值即为该加工工艺参数下的表面粗糙度。测量时为了消除探针半径对测量结果的影响,采用直径为 2 μm 的超细探针。测量结果如表 3 所示。

表 3 研磨加工表面粗糙度 PV 值测量结果

Table 3 Measurement results of surface roughness PV by grinding process

Grinding condition	Surface roughness PV / μm
W40	4.867
W28	3.549
W14	1.889
W7	1.026

Mahmoud^[25]利用扫描激光显微镜测量金刚石研磨磨粒的锐角度,得出金刚石磨粒锐角度变化区间为 46°~89°。通过激光共聚焦显微镜测得金刚砂研磨颗粒的锐角度变化范围为 30°~82°之间,由

(11)式得出亚表面损伤深度 SSD 与磨粒锐角度(ψ)成反比关系,为了准确预测亚表面裂纹的最大深度,因此在计算时金刚砂磨粒锐角度取 30°。

Laugier^[26]研究得出 $m = 1/3$ 更为合适, Lawn^[23]通过压痕实验得出 $\chi_r = 0.032 \pm 0.008$, $\chi_r = 0.026 \pm 0.003$ 。用于本次实验研究的材料为 Zerodur 微晶玻璃弹性模量 $E = 90 \text{ GPa}$,努氏硬度 $H = 6.2 \text{ GPa}$,断裂韧性 $K_{IC} = 0.9 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$,假设金刚砂研磨颗粒在研磨加工过程中为匀速运动,实验测得金刚砂磨粒与 Zerodur 微晶玻璃之间的摩擦系数为 0.15,从而得出金刚砂研磨颗粒在研磨过程中切向载荷与法向载荷之比为 $\lambda = 0.15$ ^[27],由(8)式计算得出切向载荷对中位裂纹长度的影响因子为 $\omega = 1.038$,通过研磨应力场主应力计算得出中位裂纹偏转角 $\phi = 3.679^\circ$ 。将上述加工参数带入(11)式得亚表面裂纹层预测结果为: $f_{\text{SSD}} = 3.558S_R^{4/3}$ 。

从图 11 可以看出,亚表面裂纹深度预测模型曲线与实验测量吻合非常好,W40、W28、W14、W7 研磨亚表面损伤预测值与实验值误差分别为 3.41%、

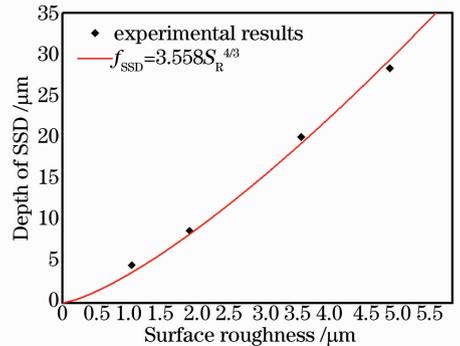


图 11 亚表面裂纹深度与表面粗糙度关系曲线
Fig. 11 Relationship between SSD and surface roughness (S_R)

3.75%、3.43%和 5.56%。

表 4 原模型、新模型预测值与实验值误差

Table 4 Error between existing models, new models and experimental results

Grinding condition	Experimental results / μm	Predict value of existing models	Error between existing models and experimental results /%	Predict value of the new models	Error between new models and Experimental results /%
W40	28.336	32.634	10.90	29.346	3.41
W28	19.958	22.719	16.40	19.261	3.75
W14	8.367	9.739	13.80	8.308	3.43
W7	3.962	4.394	15.10	3.881	5.56

将只有法向载荷作用时原模型预测值^[8]和在法向载荷与切向载荷共同作用下新模型预测值与实验值进行比较如表 4 所示。从表中可以看出在法向载荷与切向载荷共同作用下新模型预测值与实验值之间的误差控制在 5.56%以内,而只有法向载荷作用时原模型预测值与实验值的最大误差达到 16.4%。

对比结果表明在考虑法向载荷与切向载荷共同作用下本文提出的预测模型更为精确。该预测模型将为光学材料研磨加工亚表面损伤非破坏性检测技术提供一种较为精确的预测方法。

4 结 论

对微晶玻璃研磨加工产生的亚表面损伤层进行了理论预测方法研究和实验验证。基于压痕断裂力学理论分别对只有法向载荷作用和法向载荷与切向载荷共同作用下材料内部受力状态、中位裂纹的成核及扩展进行了分析,分析得出:在法向载荷与切向载荷共同作用下相较于只有法向载荷作用时产生的中位裂纹的成核位置和扩展方向均沿磨粒运动的方向偏转一个角度;综合考虑弹性应力场、残余应力场及切向载荷对中位裂纹扩展的影响,给出了中位裂纹扩展长度计算公式,建立了亚表面损伤深度与表面粗糙度之间的理论模型。

通过磁流变抛光斑点法测量了不同粒径研磨试件亚表面损伤层深度,将实验测量值与理论预测结果进行比较,在法向载荷与切向载荷共同作用下新模型预测值与实验值之间的误差控制在 5.56%以内,而只有法向载荷作用时原模型预测值与实验值的最大误差达到 16.4%。原有模型产生较大误差的原因是忽略了光学材料加工过程中磨粒施加在工件材料上切向载荷对于亚表面裂纹成核和扩展方向的影响,切向载荷使亚表面裂纹的扩展方向沿磨粒运动方向偏转一定角度,而不是竖直向下方向扩展,因而造成原模型预测值较实验值偏大。因此通过研

磨加工表面粗糙度值和提出的理论预测新模型,可以实现光学材料研磨加工亚表面损伤深度的快速、简便和准确的预测。

致谢 本文研究中的磁流变抛光工作得到了国防科学技术大学戴一帆教授、石峰老师的大力支持,在此表示衷心的感谢。

参 考 文 献

- 1 Camp D W, Kozlowski M R, Sheehan L M, *et al.*. Subsurface damage and polishing compound affect the 355-nm laser damage threshold of fused silica surfaces[C]. SPIE, 1998, 3244: 356—364.
- 2 Li S, Wang Z, Wu Y. Relationship between sub-surface damage and surface roughness of optical materials in grinding and lapping processes[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 205(1): 34—41.
- 3 Fine K R, Garbe R, Gip T, *et al.*. Non-destructive, real time direct measurement of subsurface damage [C]. SPIE, 2005, 5799: 105—110.
- 4 Feit M D, Rubenchik A M. Influence of subsurface cracks on laser induced surface damage[C]. SPIE, 2004, 5273: 264—272.
- 5 Kamimura T, Akamatsu S, Yamamoto O M, *et al.*. Enhancement of surface damage resistance by removing a subsurface damage in fused silica[C]. SPIE, 2004, 5273: 244—249.
- 6 Stolz C J, Menapace J A, Schaffers K I, *et al.*. Laser damage initiation and growth of antireflection coated S-FAP crystal surfaces prepared by pitch lap and magnetorheological finishing [C]. SPIE, 2005, 5991: 449—455.
- 7 Mansurov G M, Mamedov R K, Sudarushkin A S, *et al.*. Study of the nature of A polished quart z-glass surface by ellipsometric and spectroscopic methods[J]. Optical Spectroscopy, 1982, 52(5): 509—513.
- 8 Wang Zhuo, Wu Yulei, Dai Yifang, *et al.*. Rapid detection of subsurface damage of optical materials in Lapping process and its influence regularity[J]. Optics and Precision Engineering, 2008, 16(1): 16—21.
王 卓, 吴宇列, 戴一帆, 等. 光学材料研磨亚表面损伤的快速检测及其影响规律[J]. 光学精密工程, 2008, 16(1): 16—21.
- 9 Li Shengyi, Wang Zhuo, Wu Yulie, *et al.*. Prediction theory and experiment of subsurface damage based on lapping processing parameters[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2009, 45(2): 193—198.
李圣怡, 王 卓, 吴宇列, 等. 基于研磨加工参数的亚表面损伤预测理论和试验研究[J]. 机械工程学报, 2009, 45(2): 192—198.
- 10 Zhang Wei, Zhu Jianqiang. Effect of bound diamond abrasives

- fabrication technology on subsurface damage in Nd doped phosphate glass[J]. Chinese J Lasers, 2008, 35(2): 268-272.
 张伟, 朱健强. 固着磨料加工工艺对磷酸盐钕玻璃亚表面缺陷的影响[J]. 中国激光, 2008, 35(2): 268-272.
- 11 Shen J, Liu SH H, Yi K, *et al.*. Subsurface damage in optical substrates[J]. Optik, 2005, 116(6): 288-294.
 - 12 Papemory S, Schmid A W. Laser-introduced surface damage of optical materials: absorption sources, initiation, growth, and mitigation[C]. SPIE, 2008, 7132: 7132J.
 - 13 Jiang Zhonghong. ICF laser glass[J]. Chinese J Lasers, 2006, 33(9): 1165-1176.
 姜中宏. 用于激光核聚变的玻璃[J]. 中国激光, 2006, 33(9): 1165-1176.
 - 14 Zhang Wei, Zhu Jiangqiang. Experimental investigation on surface damage of nd-doped phosphate glass[J]. Acta Optica Sinica, 2008, 28(2): 268-272.
 张伟, 朱健强. 磷酸盐钕玻璃表面/亚表面损伤特性实验研究[J]. 光学学报, 2008, 28(2): 268-272.
 - 15 Dai Yifan, Shi Feng, Peng Xiaoqiang, *et al.*. Deterministic figuring in optical machining by magnetorheological finishing[J]. Acta Optica Sinica, 2010, 30(1): 198-205.
 戴一帆, 石峰, 彭小强, 等. 光学镜面磁流变确定性修行的实现[J]. 光学学报, 2010, 30(1): 198-205.
 - 16 Randi J A, Lambropoulos J C, Jacobs S D. Subsurface damage in some single crystalline optical materials[J]. Appl Opt, 2005, 44(12): 2241-2249.
 - 17 Aleinikov F K. The effect of certain physical and mechanical properties on the grinding of brittle materials[J]. Sov Phys Tech Phys, 1957, 27: 2529-2538.
 - 18 F Preston. Structure of abraded surface glasses[J]. Trans Opt Soc, 1992, 23(3): 141-162.
 - 19 J C Lambropoulos. Subsurface damage in microgrinding optical glass[J]. Ceram Trans, 1998, 82: 469-474.
 - 20 J C Lambropoulos, S D Jacobs, J Ruckman. Micromechanics of material remove mechanisms from brittle surface: subsurface damage and surface microroughness[J]. Ceram Tran, 1999.
 - 21 B R Lawn, M V Swain. Microfracture beneath point indentations in brittle solids[J]. Journal of Materials Science, 1975, 10(1): 113-122.
 - 22 J C Lambropoulos, S D Jacobs, J Ruckman. Material removal mechanisms from grinding to polishing[J]. Ceram Trans, 1999, 102: 113-128.
 - 23 B R Lawn, A G Evans, D B Marshall. Elastic/plastic indentation damage in ceramics: the median/radial crack system[J]. J Am Ceram Soc, 1980, 63(9-10): 574-581.
 - 24 J C Conway, H P Kirchner. The mechanics of crack initiation and propagation beneath a moving sharp indenter[J]. Journal of Materials Science, 1980, 15(11): 2879-2883.
 - 25 T Mahmoud, J Tamaki, J Yan. Three-dimensional shape modeling of diamond abrasive grains measured by a scanning laser microscope[J]. Key Eng Mater, 2003, 238-239: 131-136.
 - 26 M T Laugier. The elastic/plastic indentation of ceramics[J]. J Mater Sci Lett, 1985, 4(12): 1539-1541.
 - 27 Viens M J. Fracture Toughness and Crack Growth of Zerodur [R]. NASA, 1990.

栏目编辑:张浩佳