

重复多次激光喷丸强化高导无氧铜的数值研究

王 成 胡家诚 许杨剑 王效贵

浙江工业大学机械工程学院, 浙江 杭州 310014

摘要 通过对高导无氧(OFHC)铜的激光喷丸强化(LSP)过程进行数值模拟,研究了重复喷丸次数对LSP的残余应力场和凹坑的影响,并着重探讨了残余应力强化机理。结果表明,随着重复喷丸次数的增加,靶材的塑性变形和凹坑深度逐渐增大,残余压应力与靶材的流动应力均表现出趋于饱和的态势。相对于第三和第四次重复LSP,第二次重复LSP对残余应力大小与分布的影响最为显著。重复多次LSP后的残余压应力强化主要源自材料的硬化历史,前次LSP产生的残余应力对当前LSP过程的靶材硬化有一定抑制作用。

关键词 激光技术; 重复激光喷丸强化; 高导无氧铜; 残余应力; 硬化历史

中图分类号 TN249; TG665 **文献标识码** A

doi: 10.3788/LOP53.091402

Numerical Study of Repetitive Laser Shock Peening of Oxygen-Free High-Conductivity Copper

Wang Cheng Hu Jiacheng Xu Yangjian Wang Xiaogui

College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou, Zhejiang 310014, China

Abstract Based on the numerical simulation of laser shock peening (LSP) process of oxygen-free high-conductivity (OFHC) copper, the effect of numbers of repetitive peens on the residual stress field and the dimple in the LSP process is studied, and the mechanism of strengthening residual stress is discussed emphatically. The numerical results show that, with the increase of numbers of repetitive peens, both the plastic deformation of target materials and the dimple depth increase, and both the residual stress and the flow stress of target materials gradually approach to saturation. Compared with those by the third or fourth LSP, the influence on the size and distribution of the residual stress induced by the second LSP is more significant. The strengthening of the residual stress after repetitive LSPs is mainly attributed to the hardening history of target materials, and the residual stress induced by the previous LSP shows certain inhibition effect on the material hardening in the current LSP process.

Key words laser technique; repetitive laser shock peening; OFHC copper; residual stress; hardening history

OCIS codes 140.3390; 140.3538; 160.3900; 240.5770

1 引言

激光喷丸(LSP)是一种利用高能短脉冲激光诱导产生的超高压冲击波进行表面强化处理的新技术^[1],利用作用于金属零部件表面的压力脉冲,可向部件的表层和亚表层注入有益的残余压应力,从而有效增强金属零部件的抗疲劳和抗应力腐蚀性能^[2-4]。对LSP过程进行有限元(FEM)模拟,可以得到喷丸后的残余应力场和变形信息,进而为优化喷丸参数提供支持^[5]。相比于实验研究,有限元模拟能够更深层次地研究LSP的机理,且具有快速高效的优点。

LSP的有限元建模主要分为4个部分。

1)受喷靶体的几何模型。对于单点LSP,可采用二维轴对称模型^[6];对于多点LSP,因为载荷的不对称

收稿日期: 2016-05-26; **收到修改稿日期:** 2016-05-31; **网络出版日期:** 2016-08-26

基金项目: 国家自然科学基金(51175469,51375448)

作者简介: 王 成(1988—),男,博士研究生,主要从事结构完整性方面的研究。E-mail: 2240809360@qq.com

导师简介: 王效贵(1973—),男,教授,博士生导师,主要从事疲劳断裂和表面强化机理方面的研究。

E-mail: hpcwxg@zjut.edu.cn(通信联系人)

性,需要创建三维模型^[7]。

2)冲击波压力脉冲的载荷模型。激光诱导的冲击波压力脉冲可以通过聚偏氟乙烯^[8]进行测量,且已有多个基于冲击波压力脉冲测试数据的载荷模型^[9-10]。

3)靶材的本构模型。材料本构模型直接决定了 LSP 模拟的有效性,是影响靶材弹塑性变形和残余应力的直接因素^[11]。

4)模拟方案。瞬态冲击动力学问题需要采用显式积分算法进行求解,LSP 的残余应力是靶材不均匀的弹塑性变形后的结果,如果显式计算时间足够长,即使不进行隐式回弹计算,也能得到稳定的残余应力^[12]。

重复多次 LSP 是一种有效增大残余压应力的喷丸工艺,广泛应用于 LSP 工业生产中。允许重复强化的次数是一个关键参数,直接影响残余应力的分布和靶面的粗糙度。研究表明,在固定激光束作用下,随着重复喷丸次数的增加,靶材中的残余压应力不断增大并逐渐趋于饱和^[13-14]。文献^[15-16]将重复多次 LSP 后残余压应力的增大归结于靶材的硬化效应,但并未对此作进一步的深入研究。此外,LSP 形成的凹坑深度随着重复喷丸次数的增加而增大,靶面的粗糙度也会相应增加。为了优化喷丸强化效果,应根据具体的受喷材料和喷丸参数选择合理的重复喷丸次数。

本文对重复多次激光喷丸强化高导无氧(OFHC)铜的过程进行有限元模拟,研究在给定激光束(激光功率密度 $I_p = 6.76 \text{ GW/cm}^2$, 脉冲半峰全宽 $\tau = 10 \text{ ns}$, 光斑直径 $D = 1.3 \text{ mm}$)^[17]作用下,重复喷丸次数对 LSP 效果的影响,并着重分析重复多次 LSP 的残余应力强化机理。

2 三维数值建模

2.1 靶体有限元模型

基于 OFHC 铜激光冲击凹坑成形实验条件^[17],建立图 1 所示的 1/4 圆柱体对称模型^[18],用于 LSP 过程的 ABAQUS/Explicit 有限元分析。采用三维八节点减缩实体单元划分网格,对于激光束冲击的局部区域,细化单元的最小尺寸为 $15 \mu\text{m}$ 。基于图 1 中的圆柱坐标系,在模型的上表面($z = 0$)施加冲击波压力脉冲,对两个侧面($\theta = 0$ 和 $\theta = \pi/2$)施加环向对称边界条件,固定底面($z = 2.0 \text{ mm}$)以限制刚体位移。在圆弧侧面($r = 4.0 \text{ mm}$)上添加一层无限元^[19],可模拟无限大三维实体,并消除应力波在周边处的反射。

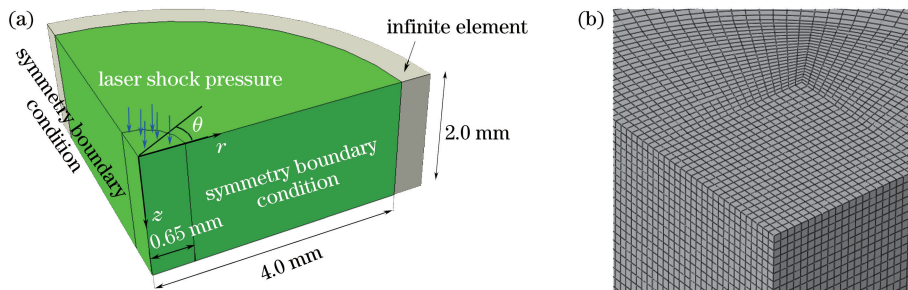


图 1 有限元模型^[18]。(a) 1/4 圆柱体对称模型;(b) 细化网格

Fig. 1 Finite element model^[18]. (a) 1/4 symmetric cylinder model; (b) fine mesh

2.2 载荷模型

光斑尺寸较小时,激光束诱导的冲击波压力脉冲在光斑内服从高斯分布^[20]。基于图 1 中的圆柱坐标系(光斑中心与坐标原点重合),作用于靶材上表面的冲击波压力脉冲为

$$P(r, t) = P_{\max} \cdot A(t) \cdot \exp\left(\frac{-r^2}{2R^2}\right), \quad (1)$$

式中 r 为径向坐标, R 是光斑半径, P_{\max} 为峰值压力, $A(t)$ 为时程分布函数^[9-10]。Fabbro 等^[21]建立了如下的 P_{\max} 计算公式

$$P_{\max} = 0.01 \sqrt{\frac{\alpha}{2\alpha + 3}} \cdot \sqrt{\frac{2Z_1 Z_2}{Z_1 + Z_2}} \cdot \sqrt{I_p}, \quad (2)$$

式中 I_p 为激光功率密度; Z_1 和 Z_2 分别表示靶材和约束层介质的声阻抗, $Z_1 = 3.83 \times 10^6 \text{ g/(cm}^2 \cdot \text{s)}$,

$Z_2 = 2.93 \times 10^5 \text{ g}/(\text{cm}^2 \cdot \text{s})$; 激光能量的转化率 $\alpha = 0.1$ 。典型的时程分布曲线如图 2(a) 所示, 与其相对应的冲击波压力脉冲载荷的时空分布如图 2(b) 所示。通过用户子程序 VDLOAD^[22] 将 (1) 式嵌入到 ABAQUS/Explicit 有限元模型中, 即可实现冲击波压力脉冲的加载。

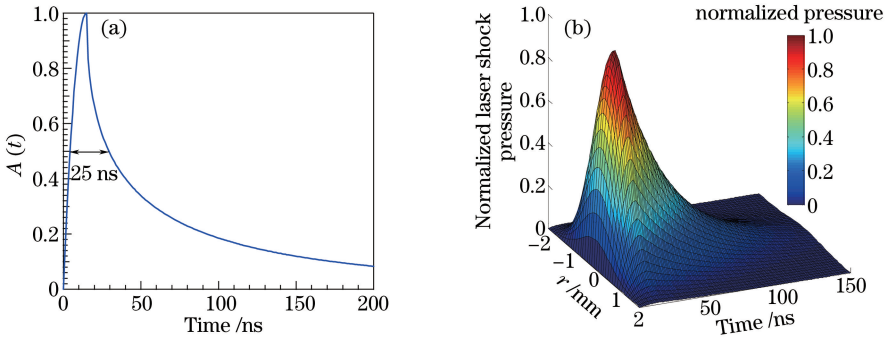


图 2 归一化的激光冲击波压力脉冲。(a) 时程分布; (b) 时空分布

Fig. 2 Normalized laser shock pressure pulse. (a) Temporal distribution; (b) temporal-spatial distribution

2.3 材料本构模型

在 LSP 过程中, 靶材的应变率可达 10^6 s^{-1} 甚至更高, 此时材料的力学响应显著不同于准静态加载过程中的响应。当应变率达到临界值 ($10^{3.6} \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$) 时, 面心立方晶体的硬化程度陡然增大^[23], 即材料表现出 non-Arrhenius 行为^[24]。Gao 等^[23] 基于位错密度演化理论和热激活能分析, 建立了可在相当宽应变率范围内 ($10^{-4} \sim 10^9 \text{ s}^{-1}$) 准确描述 OFHC 铜 (面心立方晶体) 的动态流动应力表达式

$$\sigma_f = \begin{cases} \sigma_G + B \sqrt{1 - \exp(-k_{a0} \epsilon_p)} + C \cdot \{1 - [-c_2 T \ln(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0)]^{1/q}\}^{1/p} \cdot \\ \sqrt{\{1 - \exp[-k_0 \epsilon_p (\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_{s0})^{-c_1 T}]\} \cdot \{1 + \tanh[c_0 \lg(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_{s0})]\} \cdot (\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_{s0})^{c_1 T}}, & \dot{\epsilon}_p \geq \dot{\epsilon}_{cr} \\ \sigma_G + C \cdot \sqrt{1 - \exp(-k_0 \epsilon_p)} \cdot \{1 - [-c_2 T \ln(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0)]^{1/q}\}^{1/p}, & \dot{\epsilon}_p < \dot{\epsilon}_{cr} \end{cases} \quad (3)$$

式 ϵ_p 表示等效塑性应变; $\dot{\epsilon}_p$ 表示等效塑性应变率, 单位为 s^{-1} ; T 表示温度, 单位为 K ; $\dot{\epsilon}_{cr}$ 表示临界应变率, $\dot{\epsilon}_{cr} = 10^4 \text{ s}^{-1}$; $\dot{\epsilon}_0$ 和 $\dot{\epsilon}_{s0}$ 分别表示参考应变率和饱和参考应变率, $\dot{\epsilon}_0 = 1.76 \times 10^8 \text{ s}^{-1}$, $\dot{\epsilon}_{s0} = 3.75 \times 10^{10} \text{ s}^{-1}$; $\tanh(\cdot)$ 是双曲正切函数; σ_G 表示初始缺陷带来的应力, $\sigma_G = 52 \text{ MPa}$; B 和 k_{a0} 是决定材料非热应力的两个常参数, $B = 230 \text{ MPa}$, $k_{a0} = 0.64$; c_0 是一个常参数, $c_0 = 0.483$; c_1 表示绝对率敏感性, $c_1 = 4.93 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。此外, $c_2 = k_B / (g_0 \mu b^3)$, 其中 k_B 是 Boltzmann 常数, $k_B = 1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$, μ 是剪切模量, $\mu = 48 \text{ GPa}$, g_0 是名义激活能, $g_0 \in [0.2, 2]$, b 是 Burgers 矢量, 其大小 $b = 2 \times 10^{-10} \text{ m}$, 对于 $\dot{\epsilon}_p \geq \dot{\epsilon}_{cr}$, $c_2 = 1 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$; 对于 $\dot{\epsilon}_p < \dot{\epsilon}_{cr}$, $c_2 = 5.75 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。 k_0 表示绝对零度下的湮灭因子, 对于 $\dot{\epsilon}_p \geq \dot{\epsilon}_{cr}$, $k_0 = 10$; 对于 $\dot{\epsilon}_p < \dot{\epsilon}_{cr}$, $k_0 = 0.82$ 。 (p, q) 为决定势垒形状的一对相关联的常参数, 对于 $\dot{\epsilon}_p \geq \dot{\epsilon}_{cr}$, (p, q) 取值为 $(0.45, 1.0)$; 对于 $\dot{\epsilon}_p < \dot{\epsilon}_{cr}$, (p, q) 取值为 $(0.91, 1.47)$ 。 C 为参考热应力, 对于 $\dot{\epsilon}_p \geq \dot{\epsilon}_{cr}$, $C = 9850 \text{ MPa}$; 对于 $\dot{\epsilon}_p < \dot{\epsilon}_{cr}$, $C = 959 \text{ MPa}$ 。通过用户材料子程序 VUMAT^[18] 将该本构模型嵌入到 ABAQUS/Explicit 有限元模型中, 以表征 OFHC 铜在 LSP 过程中的动态应力-应变响应。VUMAT 的预测结果如图 3 所示, 其中图 3(b) 的横坐标数值是对等效塑性应变率作取对数处理的结果。由图可见, 数值结果与实验数据具有很好的一致性, 验证了本构模型与 VUMAT 子程序的有效性。

3 模型验证

3.1 分析步时间的确定

LSP 是一个高速、瞬时、动态的应力应变响应过程, 应采用显式动力学算法。为确保 ABAQUS/Explicit 计算的正确性和收敛性, 需要确定两个重要的时间参数: 时间增量步 Δt 和分析步长 t_{step} ^[25]。 Δt 有一个稳定极限 Δt_{cr} , 如果 $\Delta t > \Delta t_{cr}$ 会导致无界解^[26]。 Δt_{cr} 可采用单元-单元估计法来估算:

$$\Delta t_{cr} = \frac{L_{min}^e}{\sqrt{E/\rho}}, \quad (4)$$

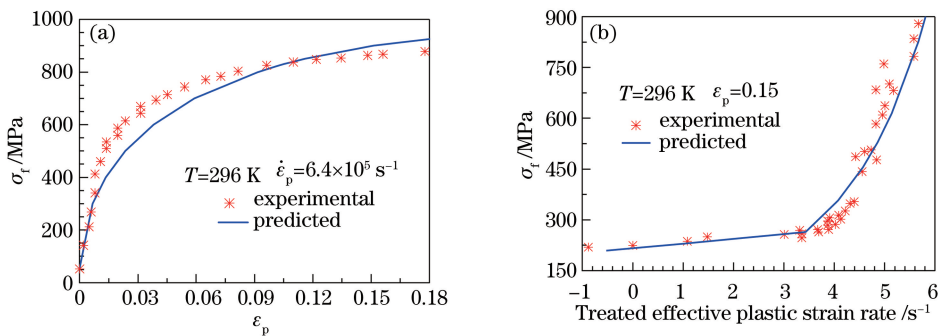


图3 实验数据与 VUMAT 预测结果比较^[18]。(a)流动应力与等效塑性应变的关系;(b)流动应力与等效塑性应变率的关系
 Fig. 3 Comparison between experimental data and prediction of VUMAT^[18]. (a) Relationship between flow stress and effective plastic strain; (b) relationship between flow stress and effective plastic strain rate

式中 L_{\min}^e 是有限元模型的最小单元长度, E 为材料的弹性模量, ρ 为材料的质量密度。对于 OFHC 铜有 $E=116\text{ GPa}$ 和 $\rho=8960\text{ kg/m}^3$, 并且有限元模型的 $L_{\min}^e=15\text{ }\mu\text{m}$, 于是可得 $\Delta t_{cr}=4.17\text{ ns}$, 实际模拟时取 $\Delta t \leq 1\text{ ns}$ 。

单次 LSP 过程的模拟包含两个显式分析步: 第一个分析步用于施加激光冲击波压力载荷, 以及模拟由其诱导的弹塑性波的传播和衰减; 第二个分析步用于弹性变形的回弹分析。研究表明^[27], 第一个分析步的步长 t_{step}^1 一般要比激光脉冲的半峰全宽 τ 高两个数量级, 当 $\tau=10\text{ ns}$ 时可取 $t_{\text{step}}^1=1.5\text{ }\mu\text{s}$; 第二个分析步长暂定为 $t_{\text{step}}^2=18.5\text{ }\mu\text{s}$, 通过 ABAQUS/Standard(隐式算法)验证可行性。由显式算法和隐式算法得到的凹坑截面曲线和残余应力分布如图 4 所示, 二者具有非常好的一致性, 说明 $t_{\text{step}}^2=18.5\text{ }\mu\text{s}$ 可以确保靶材的弹性变形完全回弹。

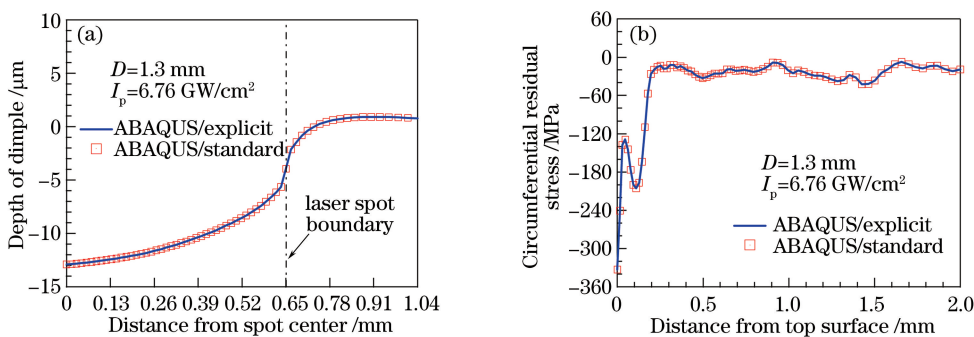


图4 弹性回弹分析。(a)凹坑截面曲线;(b)位于 z 轴上的环向残余应力

Fig. 4 Elastic recovery analysis. (a) Curve of pit cross section; (b) circumferential residual stress along z axis

3.2 有限元模型的验证

基于图 1 所示的有限元模型, 研究了在三种激光功率密度下重复喷丸次数对最大凹坑深度的影响, 数值预测结果如图 5 所示。由图 5 可见, 在相同的激光功率密度下, 最大凹坑深度随着重复喷丸次数的增加不断

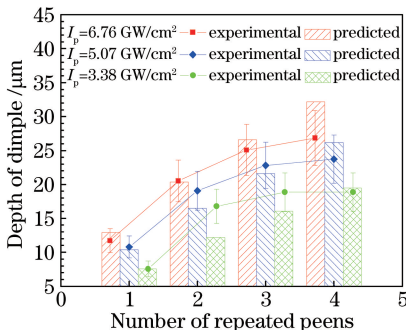


图5 不同 LSP 工况下的最大凹坑深度

Fig. 5 Maximum dimple depths under different LSP conditions

增大,但增大的幅度逐次减小;在相同的 LSP 重复次数下,最大凹坑深度随着激光功率密度的增大而增大。数值模拟结果与实验数据^[17]吻合较好,验证了有限元模型的有效性和可靠性。

4 数值结果

4.1 重复喷丸次数对凹坑的影响

采用固定的激光束($I_p=6.76 \text{ GW/cm}^2$, $\tau=10 \text{ ns}$ 和 $D=1.3 \text{ mm}$),对靶面进行 4 次($k=4$)LSP,靶材形成的凹坑截面曲线如图 6 所示。在光斑的内部($r<0.65 \text{ mm}$),随着到光斑中心的径向距离 r 的增大,凹坑截面曲线的斜率逐渐增大;而在光斑的外部($r>0.65 \text{ mm}$),截面曲线的斜率随着 r 的增大而逐渐减小。随着重复喷丸次数的增加,凹坑的深度不断增大,但增大的幅度逐次减小,重复喷丸次数对凹坑半径的影响不明显^[28]。

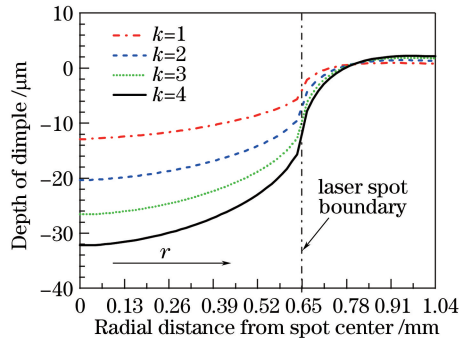


图 6 不同重复喷丸次数下的凹坑截面曲线

Fig. 6 Curve of pit cross section under different numbers of repetitive peens

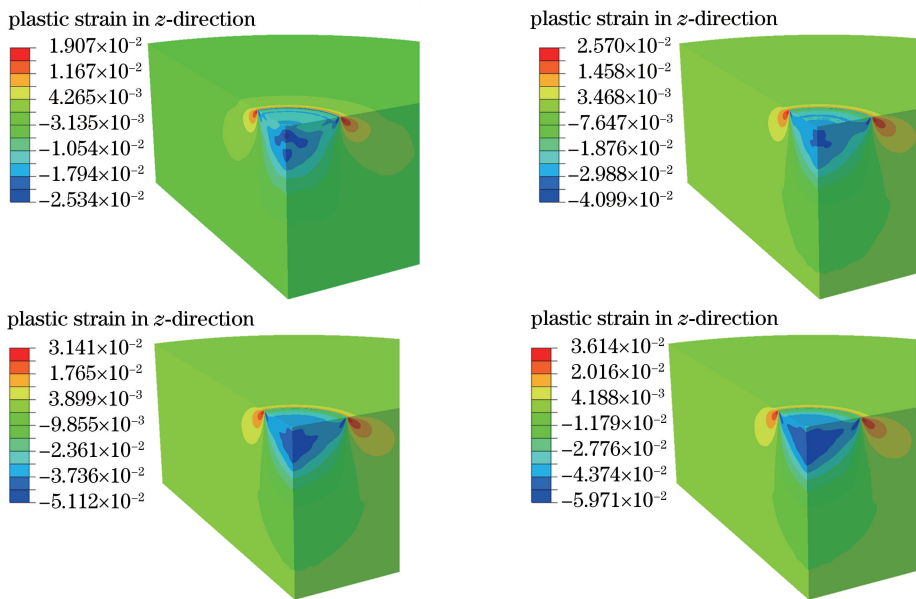


图 7 不同重复喷丸次数下的 z 方向塑性应变分量。(a) 第一次;(b)第二次;(c)第三次;(d)第四次

Fig. 7 Plastic strain component along z -direction under different numbers of repetitive peens.

(a) First time; (b) second time; (c) third time; (d) fourth time

LSP 形成的凹坑与靶材不可恢复的塑性变形密切相关。图 7 给出了 4 次重复 LSP 引起沿靶材厚度方向(图 1 中的 z 轴方向)的塑性应变。在激光冲击波压力作用下,靠近 z 轴局部区域内的亚表层产生显著的塑性压应变,该塑性压应变的区域范围和大小都随着重复喷丸次数的增加而增大,凹坑的深度也随之增大。此外,由图 7 可见在凹坑的边界处,凹坑边界内侧的局部区域产生了较大的塑性压应变,而在其外侧的局部区域产生了较大的塑性拉应变。两者均随着重复喷丸次数的增加而增大,凹坑边界周围的塑性应变梯度随之增大,从而导致凹坑边界的斜率也随之增大(图 6)。

4.2 重复喷丸次数对残余应力的影响

基于图 1 中的圆柱坐标系,1/4 圆柱体对称模型的上表面可用 $z=0$ 表示,坐标轴 z 可由 $r=0$ 表示。上表面的环向残余应力分量记为 $\sigma_\theta(z=0)$,其沿径向 r 的分布如图 8(a)所示;位于 z 轴上的环向残余应力分量记为 $\sigma_\theta(r=0)$,其沿轴向 z 的分布如图 8(b)所示。

由图 8(a)可见, $\sigma_\theta(z=0)$ 在光斑内呈现压应力状态,而在光斑外呈现拉应力状态,并且二者都随着重复喷丸次数的增加而增强;第一次 LSP 引起的最大 $\sigma_\theta(z=0)$ 位于光斑中心,随着重复喷丸次数的增加,最大值出现的位置逐渐偏离光斑中心;第二次 LSP 后光斑中心处的 $\sigma_\theta(z=0)$ 达到最大值,然后随着重复喷丸次数的增加而逐渐减小。由图 8(b)可见,第一次 LSP 引起的 $\sigma_\theta(r=0)$ 贯穿了靶材^[29],最大值位于靶面;重复两次 LSP 后,最大值出现的位置由靶面向亚表面(距离靶面大约 0.05~0.1 mm)转移,并且 $\sigma_\theta(r=0)$ 随着重复喷丸次数的增加而增大。相较于第三和第四次 LSP,第二次重复 LSP 对残余应力大小与分布的影响最为显著。随着重复喷丸次数的增加,残余应力沿径向(或轴向)的分布逐渐趋于一致,表明残余应力逐渐趋于饱和。

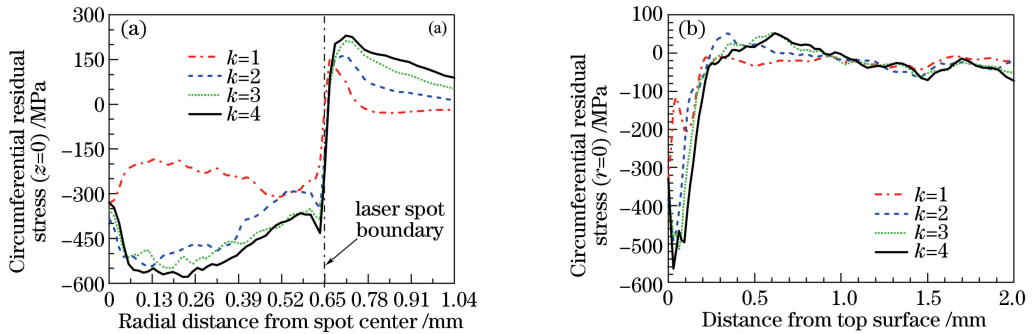


图 8 不同重复喷丸次数下的环向残余应力。(a)径向分布;(b)轴向分布

Fig. 8 Circumferential residual stress under different numbers of repetitive peens. (a) Radial distribution; (b) axial distribution

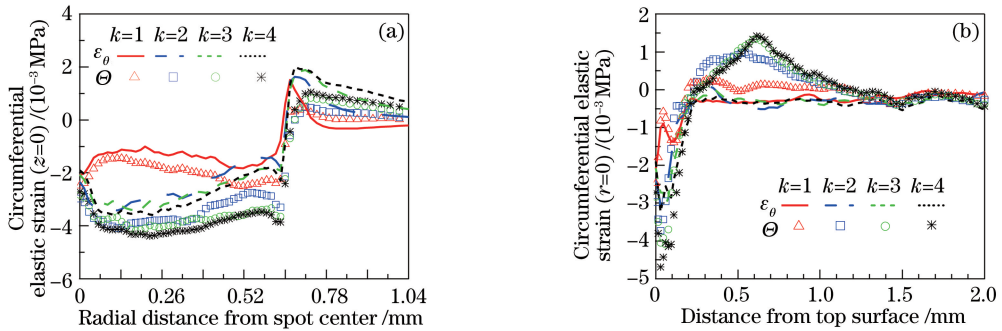


图 9 不同重复喷丸次数下的弹性变形。(a)径向分布;(b)轴向分布

Fig. 9 Elastic deformation under different numbers of repetitive peens. (a) Radial distribution; (b) axial distribution

由于 LSP 引起的塑性变形是不可恢复的,靶材充分弹性回弹后会在被冲击区域产生稳定的弹塑性变形,残余应力与其中的弹性变形密切相关。根据胡克定律,环向应力分量 σ_θ 可用环向弹性应变分量 ϵ_θ 和弹性体积应变 Θ 表示为

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1+\nu} \left(\frac{\nu}{1-2\nu} \Theta + \epsilon_\theta \right), \quad (5)$$

式中 ν 是泊松比。图 9(a)为沿径向 r 分布的 ϵ_θ 和 Θ ,图 9(b)为沿轴向 z 分布的 ϵ_θ 和 Θ 。由图 9 可见,第二次 LSP 引起 ϵ_θ 和 Θ 的变化最明显;随着重复喷丸次数的增加, ϵ_θ 和 Θ 逐渐增大并表现出趋于饱和的态势。由于 σ_θ 是弹性变形(ϵ_θ 和 Θ)的线性函数,弹性变形必然表现出与残余应力相同的演化趋势。

5 残余应力强化机理分析

为了研究重复多次 LSP 的残余应力强化机理,对比分析如下三种模拟工况。

1) 仅考虑靶材硬化历史影响的 $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况:在重复多次 LSP 过程中,靶材的硬化效应依赖于材料本

构模型,因此有限元模拟时把流动应力 σ_f 和等效塑性应变 ϵ_p 定义为依赖于瞬时解的状态变量。首先将第 k 次 LSP 的 σ_f 和 ϵ_p 通过场输出写入文本文件(a.dat),在进行第 $k+1$ 次 LSP 过程的有限元模拟时,通过命令“* initial conditions, type=Solution, input=a.dat”将 σ_f 和 ϵ_p 导入新模型,作为材料的初始硬化状态。

2)同时考虑靶材的硬化历史和残余应力影响的 $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况:首先,将第 k 次 LSP 的 σ_f 和 ϵ_p 通过场输出写入文本文件(a.dat),将第 k 次 LSP 引起的残余应力 σ_{res} 通过场输出写入文本文件(b.dat);然后,在进行第 $k+1$ 次 LSP 过程的有限元模拟时,通过命令“* initial conditions, type=Solution, input=a.dat”将 σ_f 和 ϵ_p 导入新模型并作为材料的初始硬化状态,通过命令“* initial conditions, type=Stress, input=b.dat”将 σ_{res} 导入新模型并作为初始应力状态。

3)真实地连续重复多次 LSP 过程的常规模拟工况,记为 Normal 工况。需要说明的是: $k=1$ 对应于第一次 LSP 过程的常规模拟工况;当 $k>1$ 时,应根据是否导入初始条件和导入何种初始条件来确定是哪种模拟工况。

采用上述三种工况对第二次 LSP 过程进行了数值模拟。两种伪工况都把首次喷丸强化后的流动应力作为第二次喷丸强化的初值,因此三种工况有相同的流动应力初值,如图 10(a)所示; $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况没有在第二次重复喷丸模拟时导入首次喷丸引起的残余应力,因此环向应力分量的初值为零,如图 10(b)和图 10(c)所示。当 $t=20 \mu\text{s}$ 时,弹性变形已经充分回弹,应力应变响应达到稳定值。由图 10(a)可见,在激光光斑范围内, $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况得到的流动应力最大, $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况次之,Normal 工况的结果最小,这表明残余应力初值对靶材的硬化效应有一定的抑制作用;三种工况得到的流动应力虽然有所不同,但两种伪工况都能对流动应力给出较好的预测。由图 10(b)~(d)可见,尽管第二次重复 LSP 模拟的初值不同,但三种工况预测的稳定环向应力和凹坑截面曲线基本一致,并且两种伪工况预测结果非常接近,这表明残余应力初值对环向应力分量的影响很小,起决定作用的是硬化历史。

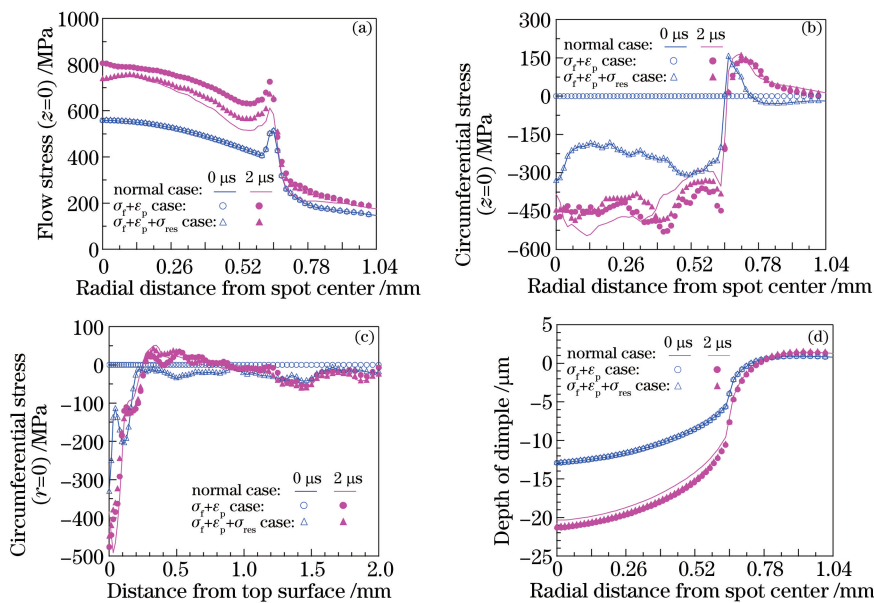


图 10 不同模拟工况下第二次重复喷丸时的初值与稳定值。(a)流动应力; (b)表面环向应力; (c)厚度方向的环向应力; (d)凹坑截面曲线

Fig. 10 Initial and stable values at the second LSP under different simulation cases. (a) Flow stress; (b) surface circumferential stress; (c) in-depth circumferential stress; (d) curve of pit cross section

图 11 给出了重复 4 次 LSP 过程中流动应力在每次喷丸结束后的稳定值,图中以 Normal 工况作为参照进行对比分析。当重复喷丸次数相同时, $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况的流动应力最大,其余两个工况的数值非常接近,再次表明了前次 LSP 的残余应力对后续 LSP 过程中靶材的硬化效应产生了一定的抑制作用。随着重复喷丸次数的增加,两次连续喷丸引起的流动应力增加量在不断减小,变化速率由快到慢依次为 Normal 工况、 $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况和 $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况,所有工况下的流动应力都表现出趋于饱和的态势。这表明靶材在重复

多次 LSP 过程中不断发生硬化,但硬化程度的变化幅度逐次减小。三种模拟工况下表面环向残余应力分量 $\sigma_\theta(z=0)$ 沿径向 r 的分布如图 12 所示。如果只考虑靶材的硬化效应,由图 12(a)可见, $\sigma_\theta(z=0)$ 随着重复喷丸次数的增加不断增大,但增大的幅度逐次减小。如果同时考虑靶材的硬化效应和前次 LSP 的残余应力,由图 12(b)可见 $\sigma_\theta(z=0)$ 表现出与图 12(a)中相似的强化趋势,但相应次数下增大的幅度不及图 12(a)中的 $\sigma_\theta(z=0)$ 。当 $k=4$ 时,Normal 工况与 $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况预测的 $\sigma_\theta(z=0)$ 基本一致,而 $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况的预测值稍大。由于流动应力是材料硬化程度的直观反映,而残余应力表现出与流动应力相同的变化态势,这说明决定残余应力增大幅度的主因是材料硬化历史,并且前次 LSP 引起的残余应力对靶材的进一步硬化有抑制作用。

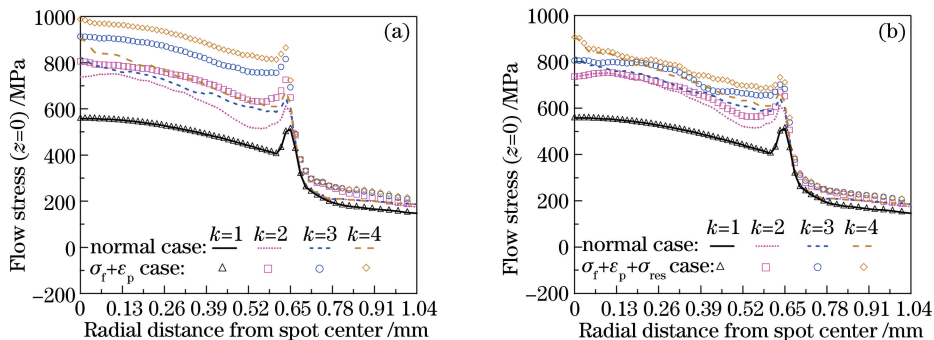


图 11 流动应力分布。(a) Normal 工况与 $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况;(b) Normal 工况与 $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况

Fig. 11 Flow stress distributions. (a) Normal case and $\sigma_f + \epsilon_p$ pseudo-case;

(b) normal case and $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ pseudo-case

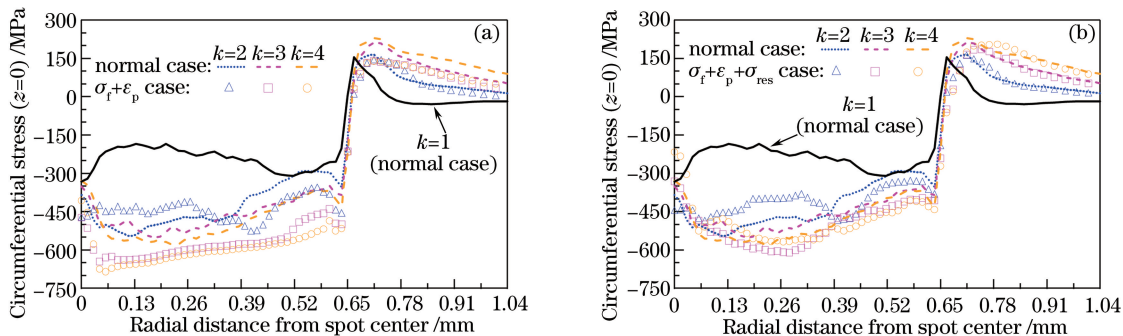


图 12 表面环向残余应力分布。(a) Normal 工况与 $\sigma_f + \epsilon_p$ 伪工况;(b) Normal 工况与 $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ 伪工况

Fig. 12 Surface circumferential stress distributions. (a) Normal case and $\sigma_f + \epsilon_p$ pseudo-case;

(b) normal case and $\sigma_f + \epsilon_p + \sigma_{res}$ pseudo-case

6 结 论

基于显式动力学算法,模拟重复了多次激光喷丸强化 OFHC 铜的过程。研究结果表明,仅采用显式算法也能获得最终稳定的模拟结果;重复多次 LSP 能够有效增强 OFHC 的残余压应力,然而重复 2 次 LSP 后,残余压应力不再明显增加,表现出趋于饱和的态势;凹坑的深度随着喷丸次数的增加而增大,但增加量逐次减小。重复多次 LSP 能够增大残余压应力的主因是材料的硬化历史,且前次 LSP 引起的残余应力对靶材的进一步硬化有抑制作用。

参 考 文 献

- Zhou Jianzhong, Fan Yujie, Huang Shu, *et al.* Research and prospect on micro-scale laser shot peening[J]. Chinese J Lasers, 2011, 38(6): 0601003.
周建忠, 樊玉杰, 黄 舒, 等. 激光微喷丸强化技术的研究与展望[J]. 中国激光, 2011, 38(6): 0601003.
- Chen Jufang, Li Xingcheng, Zhou Jinyu, *et al.* Research on corrosion resistance and mechanism of strengthened layer on

- AM50 Mg alloy surface processed by laser shot peening[J]. Chinese J Lasers, 2011, 38(12): 1203001.
- 陈菊芳, 李兴成, 周金宇, 等. AM50 镁合金表面激光喷丸强化层耐蚀性能与机理研究[J]. 中国激光, 2011, 38(12): 1203001.
- 3 Chai Yan, Ren Jun, He Weifeng, *et al.* Effect of laser shock processing on the fatigue property of K4030 alloy blade[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2014, 51(1): 011405.
- 柴艳, 任军, 何卫峰, 等. 激光冲击强化对 K4030 合金叶片疲劳性能的影响[J]. 激光与光电子学进展, 2014, 51(1): 011405.
- 4 Su Chun, Zhou Jianzhong, Huang Shu, *et al.* Influence of laser shock processing on fatigue properties of 6061-T6 aluminum alloy TIG welded joints[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2015, 52(6): 061403.
- 苏纯, 周建忠, 黄舒, 等. 激光冲击强化对 6061-T6 铝合金 TIG 焊接接头疲劳性能的影响[J]. 激光与光电子学进展, 2015, 52(6): 061403.
- 5 Braisted W, Brockman R. Finite element simulation of laser shot peening[J]. International Journal of Fatigue, 1999, 21: 719-724.
- 6 Peyre P, Chaieb I, Braham C. FEM calculation of residual stresses induced by laser shock processing in stainless steels[J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2007, 15: 205-221.
- 7 Huang Shu, Zhou Jianzhong, Jiang Suqin, *et al.* Dynamic analysis on stresses in metal caused by laser shot peening[J]. Chinese J Lasers, 2010, 37(1): 256-260.
- 黄舒, 周建忠, 蒋素琴, 等. 激光连续喷丸强化过程中应力的动态分析[J]. 中国激光, 2010, 37(1): 256-260.
- 8 Fang Y W, Li Y H, He W F, *et al.* Effects of laser shock processing with different parameters and ways on residual stresses fields of a TC4 alloy blade[J]. Materials Science & Engineering A, 2013, 559: 683-692.
- 9 Yang Xiaodong. Numerical simulation and experimental study on massive laser shot peening[D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2011: 24-30.
- 杨小东. 大面积激光喷丸强化的数值模拟及实验研究[D]. 镇江: 江苏大学, 2011: 24-30.
- 10 Dai F Z, Lu J Z, Zhang Y K, *et al.* Effect of laser spot size on the residual stress field of pure Al treated by laser shock processing: Simulations[J]. Applied Surface Science, 2014, 316: 477-483.
- 11 Amarchinta H K, Grandhi R V, Clauer A H, *et al.* Simulation of residual stress induced by a laser peening process through inverse optimization of material models[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(14): 1997-2006.
- 12 Hfaiedh N, Peyre P, Song H. *et al.* Finite element analysis of laser shock peening of 2050-T8 aluminum alloy[J]. International Journal of Fatigue, 2015, 70: 480-489.
- 13 Fang Y W, Li Y H, He W F, *et al.* Numerical simulation of residual stresses fields of DD6 blade during laser shock processing[J]. Materials & Design, 2013, 43: 170-176.
- 14 Wei X L, Ling X. Numerical modeling of residual stress induced by laser shock processing[J]. Applied Surface Science, 2014, 301: 557-563.
- 15 Hu Y X, Yao Z Q, Hu J. 3-D FEM simulation of laser shock processing[J]. Surface and Coatings Technology, 2006, 201(3): 1426-1435.
- 16 Zhang Xingquan, Zhang Yongkang, Zhou Jianzhong, *et al.* Experimental investigation on distribution of residual stress induced by intense laser[J]. Journal of Jiangsu University (Natural Science Edition), 2006, 27(6): 485-488.
- 张兴权, 张永康, 周建忠, 等. 激光诱导残余应力的实验[J]. 江苏大学学报(自然科学版), 2006, 27(6): 485-488.
- 17 Li K M, Hu Y X, Yao Z Q. Experimental study of micro dimple fabrication based on laser shock processing[J]. Optics & Laser Technology, 2013, 48: 216-225.
- 18 Wang C, Wang X G, Xu Y J, *et al.* Numerical modeling of the confined laser shock peening of the OFHC copper[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2016, 108: 104-114.
- 19 Ding K, Ye L. Simulation of multiple laser shock peening of a 35CD4 steel alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 178(1): 162-169.
- 20 Zhang W W, Yao Y L. Micro scale laser shock processing of metallic components[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2002, 124: 369-378.
- 21 Fabbro R, Fournier J, Ballard P, *et al.* Physical study of laser-produced plasma in confined geometry[J]. Journal of

- Applied Physics, 1990, 68(2): 775-784.
- 22 Peyre P, Sollier A, Chaieb I, *et al.* FEM simulation of residual stresses induced by laser peening[J]. The European physical Journal Applied Physics, 2003, 23(2): 83-88.
- 23 Gao C Y, Zhang L C. Constitutive modelling of plasticity of fcc metals under extremely high strain rates[J]. International Journal of Plasticity, 2012, 32: 121-133.
- 24 Fan Y, Osetsky Y N, Yip S, *et al.* Onset mechanism of strain-rate-induced flow stress upturn[J]. Physical Review Letters, 2012, 109(13): 135503.
- 25 Kim J H, Kim Y J, Lee J W, *et al.* Study on effect of time parameters of laser shot peening on residual stresses using FE simulation[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2014, 28(5): 1803-1810.
- 26 Kim J H, Kim Y J, Kim J S. Effects of simulation parameters on residual stresses for laser shot peening finite element analysis[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2013, 27(7): 2025-2034.
- 27 Ding K, Ye L. Three-dimensional dynamic finite element analysis of multiple laser shock peening processes[J]. Surface Engineering, 2003, 19(5): 351-358.
- 28 Fu Yonghong, Liu Qiangxian, Ye Yunxia, *et al.* Research on laser surface micro texturing processing of single pulse intervals[J]. Chinese J Lasers, 2015, 42(12): 1203005.
符永宏, 刘强宪, 叶云霞, 等. 同点间隔多次激光微织构工艺研究[J]. 中国激光, 2015, 42(12): 1203005.
- 29 Correa C, Peral D, Porro J A, *et al.* Random-type scanning patterns in laser shock peening without absorbing coating in 2024-T351 Al alloy: A solution to reduce residual stress anisotropy[J]. Optics & Laser Technology, 2015, 73: 179-187.