

喷丸强化纯铝表面完整性的数值研究*

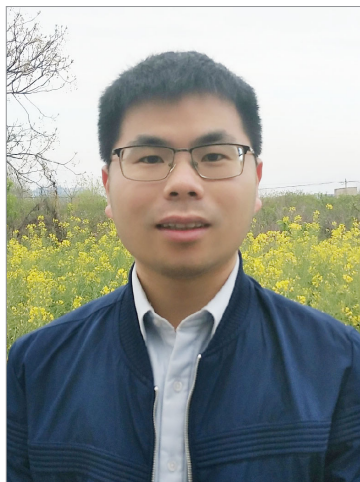
王成,周泽琛,杨继冲

(安徽理工大学机械工程学院,淮南 232001)

[摘要] 为数值研究喷丸强化纯铝的表面完整性,发展一种新型的喷丸强化有限元模型,模拟多弹丸连续冲击材料表面的过程,弹丸冲击形成的凹坑在受喷表面上呈圆周分布。建立一条圆周路径,计算在该圆周路径上的喷丸覆盖率,通过改变弹丸个数分析在不同喷丸覆盖率下沿受喷表面圆周路径分布的表面形貌、粗糙度、残余应力、加工硬化和晶粒细化。结果表明:随着喷丸覆盖率的增大,受喷表面粗糙度、残余压应力、表面硬化程度和晶粒细化程度都随之增大,但达到完全喷丸覆盖率后,受喷表面粗糙度、残余压应力、表面硬化和晶粒细化增大的幅度逐渐减小,逐渐趋于稳定,该变化趋势与材料表面等效塑性应变的演化相一致。

关键词: 喷丸强化;表面完整性;表面粗糙度;残余应力;加工硬化;晶粒细化

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2020.12.060



王成

博士、讲师,研究方向为表面改性及疲劳断裂。

机械零部件的失效大多起源于其表面及亚表面,原因在于金属材料表面不能胜任苛刻的服役条件,例如磨损、疲劳、腐蚀和表面氧化等。零部件表面的几何形貌、粗糙度、残余应力状态、加工硬化和显微组织结构等参量共同决定着其失效抗力,这些参量之和统称为表面完整性^[1]。因此,提高材料的表面完整性,对于延长机械零部件的使用寿命和发挥材料的潜力起着重要的作用。

喷丸强化是一种十分灵活并且经济高效的表面强化技术,广泛应用于航空航天、车辆、船舶、医药、核电、国防军工和过程机械等领域。在喷丸强化过程中,弹丸流从喷嘴中发射,以 20~150m/s 的速度冲击工件表

面,好似成千上万个金属锤连续击打受喷表面,使得工件表层材料在再结晶温度下产生拉伸弹塑性变形,不均匀的弹塑性变形会促使材料表面硬化^[2],引入残余压应力^[3],并诱导表层晶粒细化^[4],但也会在受喷表面上产生很多的凹坑,造成一定大小的表面粗糙度^[5]。张少平等^[6]研究了喷丸强化对 TC17 钛合金表面完整性,并将喷丸强化提高疲劳寿命的机制归结于引入较深的残余压应力层,较高的表面硬化程度和表层晶粒的细化。钱昂等^[7]对 AerMet100 钢进行了喷丸强化处理并开展了表面完整性测试,分析了喷丸强化对材料表面形貌、粗糙度、晶粒细化程度、硬度、残余应力和显微组织的影响,

* 基金项目:安徽省自然科学基金(2008085QE228);安徽省高校自然科学研究重点项目(KJ2019A0126);安徽理工大学青年重点项目(QN2018106);安徽理工大学 2019 年省级大学生创新创业训练计划项目(S201910361081、S201910361097)。

发现喷丸强化能够有效提高材料的表面完整性,显著提高了 AerMet100 钢的疲劳抗力和疲劳寿命。王欣等^[8]采用不同强度陶瓷丸喷丸强化 FGH96 粉末高温合金,研究了受喷合金的疲劳性能和表面完整性,结果发现适宜的喷丸强化工艺可以缓解结构应力集中对粉末合金疲劳性能的削弱。

喷丸强化效果的影响因素众多,有弹丸种类、弹丸大小、弹丸的喷射速度、弹丸流量、喷嘴的移动速率、喷嘴到待喷表面的距离,喷嘴与待喷表面的夹角、以及待喷材料的力学性能等。工程中通常采用喷丸覆盖率^[9]和喷丸强度^[10]两个标准化参量来作为喷丸强化的工艺参数,然而不同的喷丸覆盖率和喷丸强度可以得到相同喷丸强化效果。目前喷丸强化工艺参数的优化和确定主要基于试验和人员的经验,试验研究喷丸强化过程存在费用高、周期长、实施不便等缺陷,另外需要大量的试错试验才能探究材料的喷丸强化机理^[11]。近年来,随着数值计算方法和电子计算机的发展,采用数值模拟的方法研究喷丸强化过程已受到广大研究人员的青睐。现存的喷丸强化数值模型有:单丸冲击模型^[12]、对称胞元喷丸有限元模型^[13]、随机喷丸模型^[14]、耦合 DEM-FEM (离散元素法-有限单元法)喷丸有限元模型^[15]和基于 SPH (光滑粒子动力学)的喷丸有限元模型^[16]等。其中,对称胞元喷丸有限元模型和随机喷丸有限元模型较为常用,对称胞元喷丸有限元模型有计算效率高的优点,但不能有效模拟相邻凹坑的搭接和重叠;相反,随机喷丸模型能够模拟相邻凹坑之间的重叠,但计算成本高。

结合对称胞元喷丸有限元模型和随机喷丸有限元模型的优点,本文发展一种新型的喷丸强化有限元模型。在该喷丸有限元模型中,多弹丸连续冲击工件的待喷表面,形成的凹

坑中心分布在一个圆周上,基于该圆周上凹坑的分布计算喷丸覆盖率,通过改变弹丸个数分析不同喷丸覆盖率下受喷表面的几何形貌、粗糙度、残余应力、加工硬化和晶粒细化,进而实现数值研究喷丸强化纯铝的表面完整性,以优选喷丸强化工艺参数,进一步促进喷丸强化工艺的工业生产应用。

数值建模

1 本构模型

为了研究喷丸强化纯铝的表面完整性,采用基于位错密度演化的本构模型,表征纯铝材料在喷丸强化过程中的动态力学行为,本构模型的表达式可写为^[17-19]:

$$\sigma_f = \sigma_1 + M\eta Gb \left[f\sqrt{\rho_w} + (1-f)\sqrt{\rho_c} \right] \left(\frac{\dot{\gamma}^r}{\dot{\gamma}_0} \right)^{1/m} \quad (1)$$

式中, σ_1 是材料的初始屈服应力; M 是泰勒系数; η 是一个材料常数; G 是材料的剪切模量; b 是 BURGERS 矢量; $\dot{\gamma}^r$ 是分解剪切应变率; $\dot{\gamma}_0$ 表示参考分解剪切应变率; m 表示与应变率硬化相关的敏感指数; f 表示位错胞壁的体积分数; ρ_w 和 ρ_c 分别表示位错胞壁和位错胞内的位错密度。在金属材料的塑性变形过程中,位错胞壁和位错胞内的位错密度演化可采用一组耦合方程进行表征^[20-21]:

$$\begin{aligned} \dot{\rho}_c &= \frac{\alpha^* \dot{\gamma}^r \sqrt{\rho_w}}{\sqrt{3}b} - \frac{6\beta^* \dot{\gamma}^r}{bd(1-f)^{1/3}} - k_0 \dot{\gamma}^r \rho_c \left(\frac{\dot{\gamma}^r}{\dot{\gamma}_0} \right)^{-1/n} \\ \dot{\rho}_w &= \frac{\sqrt{3}\beta^* \dot{\gamma}^r (1-f)\sqrt{\rho_w}}{fb} + \frac{6\beta^* \dot{\gamma}^r (1-f)^{2/3}}{bdf} - k_0 \dot{\gamma}^r \rho_w \left(\frac{\dot{\gamma}^r}{\dot{\gamma}_0} \right)^{-1/n} \end{aligned} \quad (2)$$

式中, α^* 、 β^* 和 k_0 分别是与位错的生长、移动和湮没相关的材料参数,

n 是率相关的敏感指数, d 表示平均晶粒尺寸。式(2)和(3)右边的第1项表示位错胞界面上由于 FRANK-READ 源激活引起位错胞内的位错生长率;第2项表示位错内的一部分位错转移到位错胞壁并成为位错胞壁的组成部分;第3项表示位错胞内螺型位错的交滑移之间或刃型位错的攀移之间的交互湮没。平均晶粒尺寸与总体位错密度 ρ_t 的平方根成反比^[20-21]:

$$d = \frac{K}{\sqrt{\rho_t}} \quad (4)$$

式中, K 是一个材料常数,总体位错密度可表示为位错胞壁 ρ_w 和位错胞内 ρ_c 的加权和^[20-21]:

$$\rho_t = f\rho_w + (1-f)\rho_c \quad (5)$$

式中, f 的演化可以采用一个唯像公式进行表征^[20-21]:

$$f = f_\infty + (f_0 - f_\infty) \exp(-\gamma^r / \tilde{\gamma}^r) \quad (6)$$

式中, f_0 和 f_∞ 分别表示 f 的初值和饱和值, $f_0 > f_\infty$, $\tilde{\gamma}^r$ 是 1 个用于表征 f 衰减速率的常数。

式(2)~(6)组成的位错密度演化模型,可用于预测金属材料在塑性变形过程中增加的位错密度和细化的晶粒尺寸^[20-21]。对于纯铝材料,基于位错密度演化的本构模型的相关参数如表 1^[22] 所示。

2 有限元建模

基于 ABAQUS 有限元分析平台,建立如图 1 所示的喷丸强化纯铝计算模型,直径为 12mm,高 2mm。采用三维八节点减缩实体单元(C3D8R)划分网格,通过单元尺寸敏感性分析确定最小网格尺寸为 15 μ m。开发用户材料子程序(VUMAT)将基于位错密度演化的本构模型嵌入有限元软件(ABAQUS/Explicit),赋予单元材料属性,表征纯铝在喷丸强化过程中的动态应力-应变响应。

采用半球壳形的解析刚性体模拟直径 3mm 的弹丸,刚性体的参考

表1 纯铝多尺度本构模型的材料参数

Table 1 Material parameters of pure aluminum multi-scale constitutive model

α^*	β^*	k_0	M	σ_0/MPa	G/GPa	$\dot{\gamma}_0/\text{s}^{-1}$	f_0	f_∞	K	m	n	$\tilde{\gamma}^r$	ρ_w/mm^{-2}	ρ_c/mm^{-2}	b/mm	η
0.0024	0.0054	3.22	3.06	792	26.3	1	0.25	0.06	30	100	67	3.2	1×10^7	1×10^8	2.86×10^{-7}	0.25

点位于球心,并将整个弹丸的质量赋予在该参考点上。在弹丸的参考点上施加初始速度场,初始速度大小为25m/s,方向垂直于待喷表面。多弹丸冲击待喷表面的位置点分布于距离靶面圆心1.5mm的圆周上,如图1所示,共模拟4、8、16和24个弹丸冲击的工况。对于4个弹丸冲击工况,相邻弹丸在面内的夹角为90°;对于8、16和24个弹丸冲击工况,相邻弹丸之间的面内夹角分别为45°、22.5°和15°。模型的底面固定,上表面承受多弹丸的连续冲击载荷,利用罚函数算法计算弹丸与受喷表面之间的接触,摩擦系数取0.3。

表面完整性,在待喷表面上创建一条圆周路径,如图1所示,分析在不同喷丸工况下沿该圆周路径分布的节点位移(表面形貌和表面粗糙度)、残余应力、屈服应力(表面加工硬化)和晶粒尺寸(晶粒细化)。

1 表面形貌和粗糙度

在不同的喷丸工况下,弹丸冲击

靶面形成的凹坑形貌如图2所示。显然可见,4个弹丸冲击靶面形成十分鲜明的4个凹坑,并且凹坑的形状和尺寸基本相同,这表明当相邻弹丸在面内的夹角等于90°时,弹丸冲击形成的凹坑互不影响。与4个弹丸冲击工况不同的是,8个弹丸冲击作用下,相邻凹坑之间产生明显的塑性

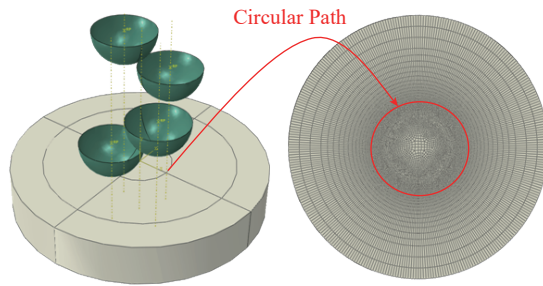


图1 喷丸强化有限元模型

Fig.1 Finite element model of shot peening

结果与讨论

为了定量研究喷丸强化纯铝的

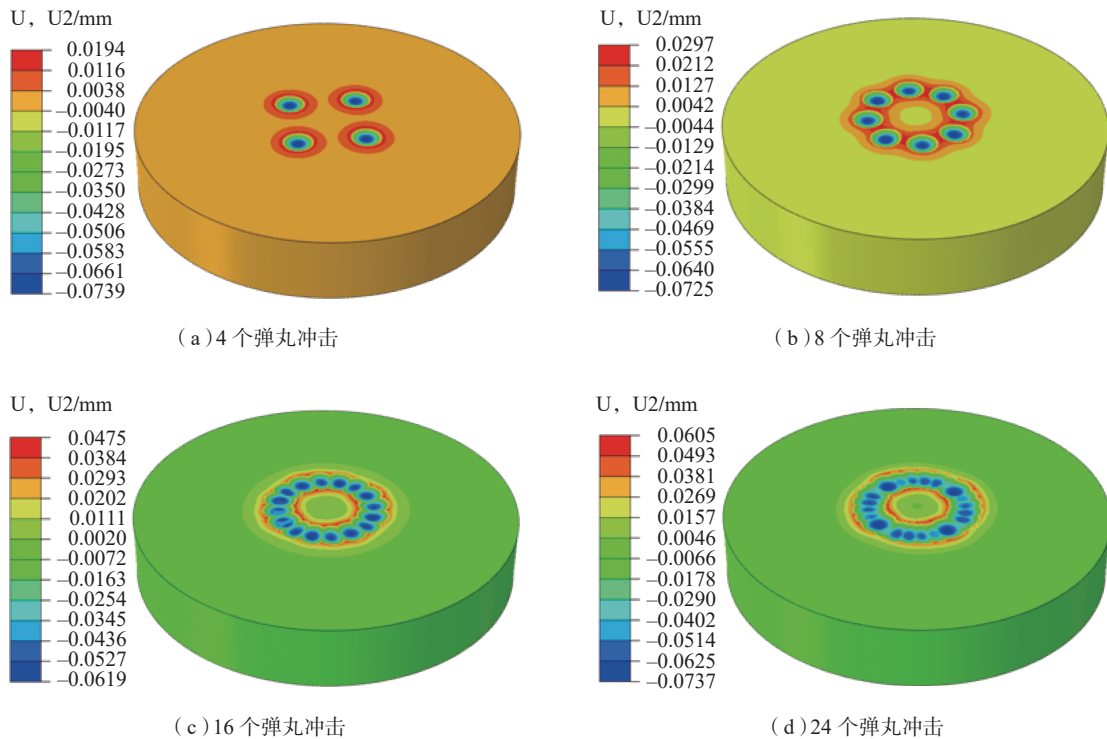


图2 受喷表面形貌

Fig.2 Shot-peened surface morphologies

堆积。对于 16 和 24 个弹丸的喷丸工况,受喷表面上凹坑的分布仍然呈现出很好的轴对称性,但相邻凹坑之间存在重叠部分,并且重叠部分压盖了它们之间的塑性堆积。

图 3 展现了沿圆周路径分布的表面形貌。通过交互比较,更加直观地得到图 2 的结论。在图 3 中,随着弹丸个数的增加,沿圆周路径分布的凹坑数目相应增加,以该圆周路径计算的喷丸覆盖率随之增大。对于 8 个弹丸冲击工况,如图 2 (b) 和 3 (a) 所示,相邻凹坑之间产生塑性堆

积,因此可认为 8 个弹丸冲击可使圆周路径上喷丸覆盖率达到 98%,即完全喷丸覆盖率。16 和 24 个弹丸冲击就分别对应圆周路径上 200% 和 300% 喷丸覆盖率。基于图 3 中沿圆周路径(如图 1 中的红色实线所示)分布的表面形貌,根据算术平均粗糙度的计算公式:

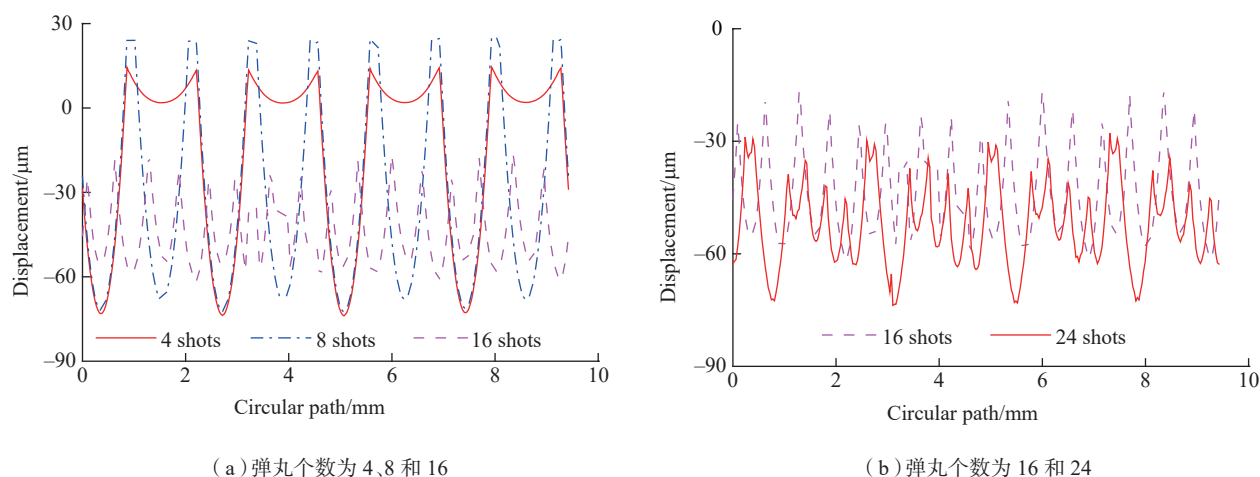
$$R_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{N_d} |u_y| \quad (7)$$

式中, u_y 表示受喷表面的节点位移和 N_d 表示节点的个数,可比较不同喷丸工况下的表面粗糙度:对于 4 个

弹丸冲击, $R_a=47.1\mu\text{m}$; 对于 8、16 和 24 个弹丸冲击, R_a 分别为 $93.9\mu\text{m}$ 、 $33.6\mu\text{m}$ 和 $20.9\mu\text{m}$ 。因此可以得到:随着喷丸覆盖率的增加,受喷表面表面粗糙度随之增大,但达到完全喷丸覆盖率后,受喷表面粗糙度逐渐减小,但减小的幅度也随之减小,表面受喷表面粗糙度逐渐趋于稳定。

2 表面残余应力

弹丸冲击后,受喷表面不均匀的弹塑性变形会形成表面残余应力,图 4 给出了沿圆周路径分布的表面残余应力,该残余应力的方向为圆周路

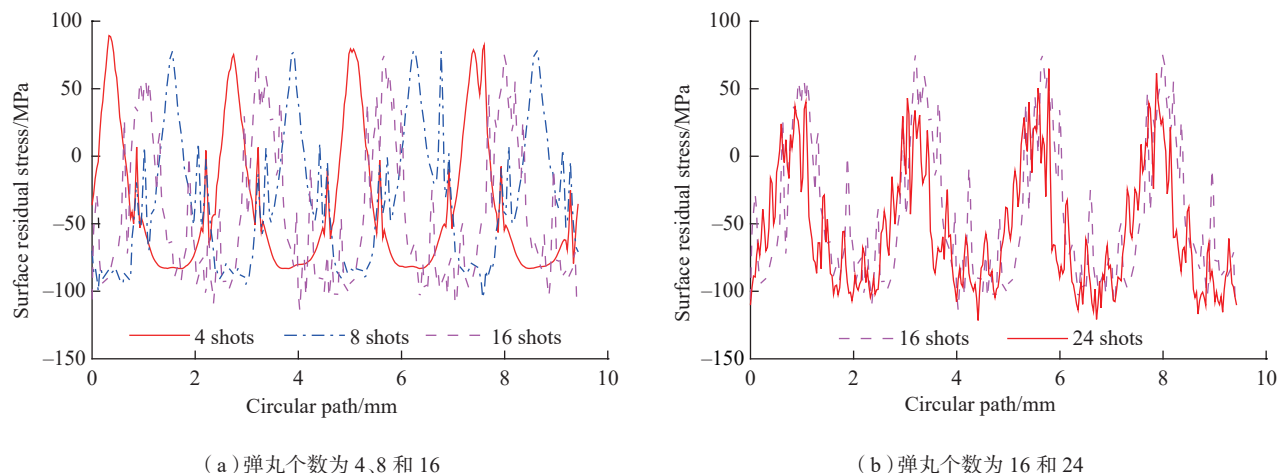


(a) 弹丸个数为 4、8 和 16

(b) 弹丸个数为 16 和 24

图3 沿圆周路径分布的表面形貌

Fig.3 Surface morphologies distributed on circular path within shot-peened surface



(a) 弹丸个数为 4、8 和 16

(b) 弹丸个数为 16 和 24

图4 沿圆周路径分布的表面残余应力

Fig.4 Residual stresses distributed on circular path within shot-peened surface

径的切向。由图 4 (a) 可见, 在多弹丸的连续冲击作用下, 受喷表面形成残余压应力和残余拉应力; 当弹丸个数由 4 个增加到 8 个时, 表面残余压应力显著增大, 但表面最大残余拉应力变化并不明显; 当弹丸个数由 8 个增大到 16 个时, 表面残余压应力变化不再明显; 当弹丸个数进一步增大到 24 个时, 如图 4 (b) 所示, 表面残余应力的分布几乎不变。因此可以得到: 随着喷丸覆盖率的增加, 受喷表面上的残余压应力增大, 但达到完全喷丸覆盖率之后, 受喷表面残余压应力趋于稳定。然而, 从图 4 中可以看到, 在高喷丸覆盖率下受喷表面的局部区域仍然呈现表面残余拉应力状态, 这主要归结于相邻弹丸撞击位置的相互作用。多弹丸理想化地依次冲击受喷靶面, 圆周路径上有部分节点处于相邻弹丸撞击位置的重叠区域, 该区域受到相邻弹丸冲击产生的拉应力作用。

3 表面加工硬化

常规喷丸强化是一种冷加工技术, 金属材料表面经过喷丸强化后, 其强度和硬度均有所提高^[23]。不同喷丸工况下, 沿圆周路径分布的表面屈服应力如图 5 所示, 该屈服应力根据式 (1) 计算得到。由图 5 (a) 可见,

当弹丸个数小于 8 时, 受喷表面最大屈服应力基本相同; 当弹丸个数增加到 16 时, 受喷表面的最大屈服应力增大至 154MPa, 比 8 个弹丸的工况大 16MPa。当弹丸个数为 24 时, 由图 5 (b) 可见, 相对于 8 个弹丸的工况, 受喷表面的屈服应力进一步增大, 但增加的最大幅度只有 9MPa。因此可以得到: 随着喷丸覆盖率的增加, 受喷表面上的屈服应力增大, 但达到完全喷丸覆盖率之后, 受喷表面屈服应力增加的幅度逐渐减小, 表明受喷表面硬化变得愈加困难。

4 表面晶粒细化

近年来的研究发现, 喷丸强化诱导材料表面晶粒细化是喷丸技术的微观强化机制^[23]。根据 Hall-Petch 关系式, 金属材料的屈服应力与其晶粒尺寸的平方根成反比。因此, 从图 5 中屈服应力的提高可以推断受喷表面的晶粒细化。根据式 (4), 不同喷丸工况下, 沿受喷表面圆周路径分布的晶粒尺寸如图 6 所示, 显然与图 5 中受喷表面屈服应力分布相对应。由图 6 (a) 可见, 当弹丸个数小于 8 时, 喷丸强化诱导材料表面细化的晶粒尺寸基本相同; 当弹丸个数增加到 16 时, 受喷表面上最小晶粒尺寸细化至 1.3 μm , 比 8

个弹丸工况小 0.5 μm ; 当弹丸个数为 24 时, 由图 6 (b) 可见, 相对于 8 个弹丸的工况, 受喷表面的晶粒尺寸进一步细化, 但细化的幅值只有 0.2 μm 。因此可以得到: 随着喷丸覆盖率的增加, 受喷表面上的晶粒尺寸不断细化, 但达到完全喷丸覆盖率之后, 受喷表面上晶粒细化的幅度逐渐减小, 表明受喷表面的晶粒细化变得愈加困难。

5 表面等效塑性应变

喷丸强化在受喷表面上形成表面粗糙度、残余应力场、加工硬化和晶粒细化都与材料表面的塑性变形有关。塑性变形量可采用等效塑性应变进行表征, 图 7 给出了不同喷丸工况下沿受喷表面圆周路径分布的等效塑性应变, 显然与图 3~6 相对应: 当弹丸个数小于 8 时, 受喷表面最大等效塑性应变基本相同; 当弹丸个数增加到 16 时, 受喷表面沿圆周路径分布的等效塑性应变随之增大, 最大等效塑性应变增大至 0.62, 相对于 8 个弹丸工况增加了 0.4; 当弹丸个数进一步增加至 24 时, 由图 7 (b) 可见, 相对于 16 个弹丸工况, 尽管最大等效塑性应变相对于 16 个弹丸工况仍然增加了 0.4, 但大部分受喷表面等效塑性应变的变化并不明显, 即受喷

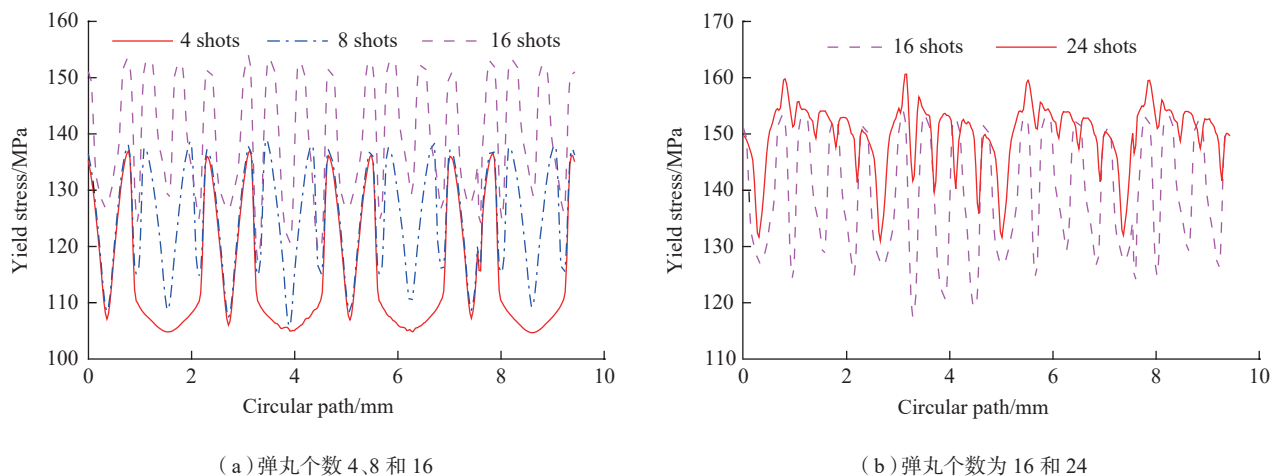


图5 沿圆周路径分布的屈服应力
Fig.5 Yield stresses distributed on circular path within shot-peened surface

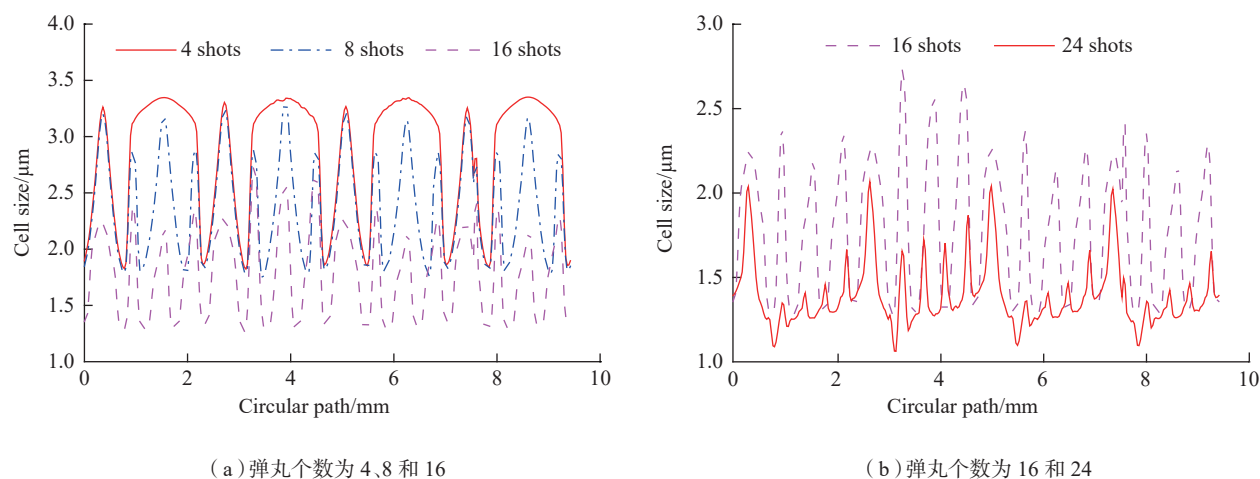


图6 沿圆周路径分布的晶粒尺寸
Fig.6 Cell sizes distributed on circular path within shot-peened surface

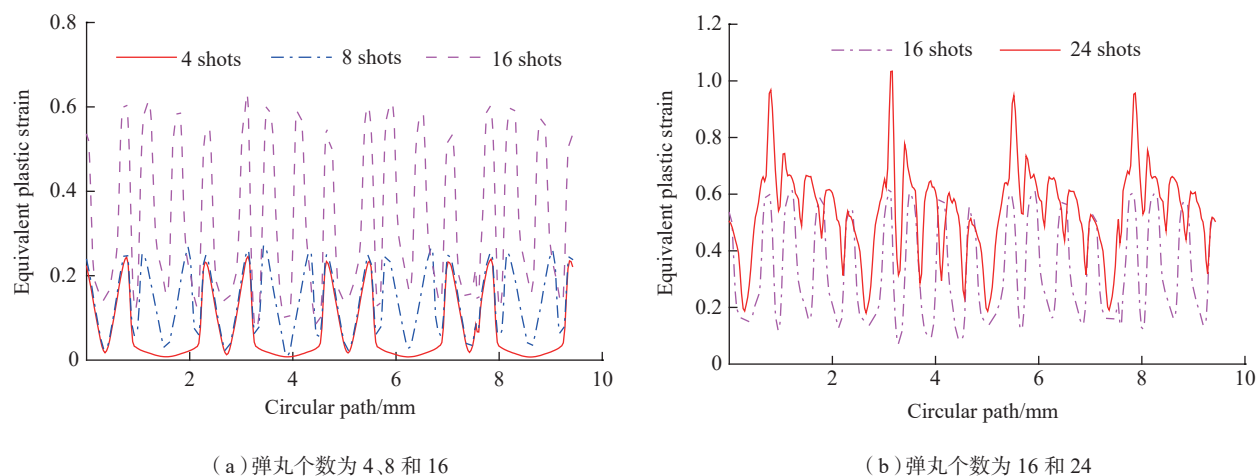


图7 沿圆周路径分布的等效塑性应变
Fig.7 Equivalent plastic strains distributed on circular path within shot-peened surface

表面等效塑性应变与表面粗糙度、残余压应力、屈服应力以及晶粒细化的变化趋势保持一致。

结论

(1) 随着喷丸覆盖率的增加,表面粗糙度和表面残余压应力增大,但达到完全喷丸覆盖率后增加的幅度逐渐减小并逐渐趋于稳定。

(2) 受喷表面的加工硬化和晶粒细化随着喷丸覆盖率的增大变得愈加困难。

(3) 受喷表面的塑性变形与表面粗糙度、残余压应力、屈服应力以

及晶粒细化的变化趋势保持一致。

参考文献

- [1] 高玉魁. 表面完整性理论与应用[M]. 北京: 化学工业出版社, 2014.
- [2] GAO Yukui. Theory and application of surface integrity[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2014.
- [3] GARCIA-MARTIN J, GONZÁLEZ-FERNÁNDEZ R, CALLEJA-SAENZ B, et al. Measurement of hardness increase for shot-peened austenitic TX304HB stainless steel tubes with electromagnetic Non-Destructive testing[J]. Measurement, 2020, 149: 106925.
- [4] KUBLER R F, BERVEILLER S, BOUSCAUD D, et al. Shot peening of TRIP780

steel: experimental analysis and numerical simulation[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 270: 182-194.

[4] HASSANI-GANGARAJ S M, CHO K S, VOIGT H J L, et al. Experimental assessment and simulation of surface nanocrystallization by severe shot peening[J]. Acta Materialia, 2015, 97: 105-115.

[5] BAGHERIFARD S, GHELICHI R, GUAGLIANO M. Numerical and experimental analysis of surface roughness generated by shot peening[J]. Applied Surface Science, 2012, 258(18): 6831-6840.

[6] 张少平, 谈军, 谭靛, 等. 喷丸强化对 TC17 钛合金表面完整性及疲劳寿命的影响[J]. 航空制造技术, 2018, 61(5): 89-94.

ZHANG Shaoping, TAN Jun, TAN Liang,

et al. Effect of shot peening on surface integrity and fatigue life of TC17 alloy[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2018, 61(5): 89–94.

[7] 钱昂, 金平, 谭晓明, 等. AerMet100 钢喷丸强化前后表面完整性及疲劳性能分析[J]. *表面技术*, 2019(9): 158–166.

QIAN Ang, JIN Ping, TAN Xiaoming, et al. Effect of shot peening on surface integrity and fatigue properties of AerMet100 steel[J]. *Surface Technology*, 2019(9): 158–166.

[8] 王欣, 胡云辉, 王晓峰, 等. 喷丸强化对 FGH96 粉末高温合金疲劳性能应力集中敏感性的影响[J]. *航空制造技术*, 2017, 60(13): 48–53.

WANG Xin, HU Yunhui, WANG Xiaofeng, et al. Effect of shot peening on fatigue performance stress-concentration sensitivity of FGH96 powder metallurgy superalloy[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2017, 60(13): 48–53.

[9] LIN Q, LIU H, ZHU C, et al. Investigation on the effect of shot peening coverage on the surface integrity[J]. *Applied Surface Science*, 2019, 489: 66–72.

[10] KOVACI H, BOZKURT Y B, YETIM A F, et al. The effect of surface plastic deformation produced by shot peening on corrosion behavior of a low-alloy steel[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2019, 360: 78–86.

[11] CHEN M, JIANG C, XU Z, et al. Experimental study on macro-and microstress state, microstructural evolution of austenitic and ferritic steel processed by shot peening[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2019, 359: 511–519.

[12] 李雁淮, 王飞, 吕坚, 等. 单丸粒喷丸模型和多丸粒喷丸模型的有限元模拟[J]. *西安交通大学学报*, 2007, 41(3): 348–352.

LI Yanhuai, WANG Fei, LÜ Jian, et al. Finite element analysis for shot peening models of single shot impact and multiple impingement[J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2007, 41(3): 348–352.

[13] WANG C, HU J C, GU Z B, et al. Simulation on residual stress of shot peening based on a symmetrical cell model[J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 30(2): 344–351.

[14] MIAO H Y, LAROSE S, PERRON C, et al. On the potential applications of a 3D random finite element model for the simulation of shot peening[J]. *Advances in Engineering Software*, 2009, 40(10): 1023–1038.

[15] MARINI M, PIONA F, FONTANARI V, et al. A new challenge in the DEM/FEM simulation of the shot peening process: the residual stress field at a sharp edge[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 169: 105327.

[16] WANG J, MLIU F H, YU F, et al. Shot peening simulation based on SPH method[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2011, 56(5–8): 571–578.

[17] WANG C, WANG L, WANG C L, et al. Dislocation density-based study of grain refinement induced by laser shock peening[J]. *Optics & Laser Technology*, 2020, 121: 105827.

[18] WANG C, WANG L, WANG X, et al. Numerical study of grain refinement induced by severe shot peening[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 146: 280–294.

[19] WANG C, LAI Y B, WANG L, et al. Dislocation-based study on the influences of shot peening on fatigue resistance[J]. *Surface & Coatings Technology*, 2020, 383: 125247.

[20] MUGHRABI H. Dislocation wall and cell structures and long-range internal stresses in deformed metal crystals[J]. *Acta Metallurgica*, 1983, 31(9): 1367–1379.

[21] ESTRIN Y, TÓTH L S, MOLINARI A, et al. A dislocation-based model for all hardening stages in large strain deformation[J]. *Acta Materialia*, 1998, 46(15): 5509–5522.

[22] BAIK S C, ESTRIN Y, KIM H S, et al. Dislocation density-based modeling of deformation behavior of aluminium under equal channel angular pressing[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2003, 351(1–2): 86–97.

[23] 王仁智. 金属材料的喷丸强化原理及其强化机理综述[J]. *中国表面工程*, 2012, 25(6): 1–9.

WANG Renzhi. Overview on the shot peening principle and its strengthening mechanisms for metallic materials[J]. *China Surface Engineering*, 2012, 25(6): 1–9.

通讯作者: 王成, E-mail: aust_wangch@163.com。

Numerical Study on Surface Integrity of Shot-Peened Aluminum

WANG Cheng, ZHOU Zechen, YANG Jichong

(School of Mechanical Engineering, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China)

[ABSTRACT] The surface integrity of shot-peened aluminum was numerically studied. A new finite element model of shot peening was developed, in which the indentations produced by multiple shot impacts are distributed uniformly on a circle within the shot-peened surface. The shot peening coverage was calculated by creating a circular path. Under the different shot peening coverage, the circular path-distributed surface morphology, roughness, residual stress, work hardening and grain refinement were investigated. The results show that, with the increase of shot peening coverage, the surface roughness, residual compressive stress, work hardening degree and grain-refinement degree increase, but the increments gradually decrease and present the saturate tendency after exceeding the full coverage, which are in accord with the evolution of surface equivalent plastic strain induced by multiple shot impacts.

Keywords: Shot peening; Surface integrity; Surface roughness; Residual stress; Work hardening; Grain refinement

(责编 大漠)