

单丸粒喷丸模型和多丸粒喷丸模型的有限元模拟

李雁淮¹, 王飞², 吕坚³, 徐可为¹

(1. 西安交通大学金属材料强度国家重点实验室, 710049, 西安; 2. 西安交通大学航天航空学院, 710049, 西安;
3. LASMIS, University of Technology of Troyes, 10010, Troyes, France)

摘要: 采用有限元法模拟喷丸过程, 通过比较单丸粒模型和多丸粒模型, 研究了喷丸覆盖率对残余应力和材料强化的影响. 单丸粒多次冲击模型的模拟结果表明, 冲击次数对残余应力幅值影响小, 但等效塑性应变明显增加, 由此可反映喷丸过程中材料的强化; 多丸粒模型的模拟结果表明, 当喷丸覆盖率为 100% 时, 残余压应力幅值明显增加, 塑性应变与单丸粒一次冲击结果相近. 不锈钢喷丸试验结果表明, 这两种模型的综合可较好地反映喷丸残余应力的形成和表层材料的强化.

关键词: 喷丸; 有限元; 残余应力; 不锈钢

中图分类号: TG142.7 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-987X(2007)03-0348-05

Finite Element Analysis for Shot-Peening Models of Single Shot Impact and Multiple Impingement

Li Yanhuai¹, Wang Fei², Lü Jian³, Xu Kewei¹

(1. State Key Laboratory for Mechanical Behavior of Materials, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. School of Aerospace, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 3. LASMIS,
University of Technology of Troyes, Troyes 10010, France)

Abstract: The influence of coverage ratio on the residual stress and mechanical properties of a material is investigated by the finite element simulations of the shot-peening models of single shot impact and multiple impingement. For the single shot impact model, the equivalent plastic strain increases with the peening frequency, but the residual stress is not significantly affected by the frequency, and therefore the material is strengthened by the peening frequency. For the multiple impingement model, the residual stress amplitude increases as the 100% coverage ratio is taken into account, and the equivalent plastic strain is similar with that in the single shot impact simulation. The experimental results of a stainless steel demonstrate that the combination of the two models is suitable for analyzing shot-peening process.

Keywords: shot-peening; finite element; residual stress; stainless steel

在工业上, 喷丸是常用的提高材料疲劳寿命的一种冷加工工艺. 当铸铁或陶瓷丸粒以 40~120 m/s 的速度冲击工件表面时, 由于表面不均匀的塑性变形, 便在工件表面引入了残余压应力, 从而能够有效地阻止疲劳裂纹的萌生和扩展, 显著提高工件的使用寿命^[1-2].

在喷丸工艺中, 许多参数都对喷丸后的残余应力分布有着重要的影响, 其中包括丸粒的种类、大

小、硬度、喷射速度以及喷丸的时间和覆盖率等. 为了研究喷丸工艺参数之间的关系以及引入残余应力和工艺参数之间的关系, 人们提出并发展了多种喷丸模型. 文献[3-5]提出了喷丸的准静态模型. 文献[6]用单丸粒动力学模型模拟喷丸过程, 研究了塑性变形区的深度以及丸粒半径、质量和速度之间的关系. 文献[7-8]对单丸粒三维动力学有限元模型进行了分析. 文献[9]利用二维轴对称喷丸模型和双丸粒

三维模型,研究了丸粒的冲击最大深度、接触半径、塑性影响区和残余应力与工艺参数之间的关系.文献[10]进一步发展了多丸粒动力学有限元模型,考虑了当丸粒间距与丸粒半径之比为1、1.5和2时,残余应力和塑性应变的分布.

单丸粒喷丸模型经过多年的研究,相对比较完善,而且也能解释部分喷丸现象;多丸粒喷丸模型用于模拟实际喷丸过程,研究喷丸覆盖率对残余应力分布的影响.尽管现有的模型已经能够用来分析和解释喷丸过程中所涉及的大部分现象,但部分现象目前还没有得出分析结论,如100%覆盖率对残余应力和塑性应变分布的影响,而且单丸粒模型和多丸粒模型的模拟结果之间的联系等也没有得到明确的阐述.因此,本文采用多次冲击单丸粒模型模拟喷丸时反复冲击对残余应力及塑性应变的影响,并将单丸粒模型和100%覆盖率的多丸粒模型的模拟结果相联系,通过和试验测量结果的比较,探讨优化喷丸模型的方案.

1 喷丸的有限元模型

试验材料为AISI304奥氏体不锈钢,试样尺寸为40 mm×40 mm×10 mm,经铸铁丸粒喷丸处理,覆盖率为120%,喷丸后用钻孔法测量残余应力的分布.表1和表2列出了AISI304不锈钢的化学成分和力学性能.采用ABAQUS\Explicit有限元分析模块对喷丸过程进行模拟.

表1 AISI304奥氏体不锈钢的化学成分

$w/\%$			
C	Si	Mn	Cr
≤ 0.15	≤ 1.00	5.50~7.50	16.00~18.00
$w/\%$			
Ni	P	S	N
3.50~5.50	≤ 0.06	≤ 0.03	≤ 0.25

表2 AISI304奥氏体不锈钢的力学参数^[11-12]

E/GPa	ν	$\rho/\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	A/MPa
204	0.3	7 800	96
B/GPa	n	C	$\dot{\epsilon}^0/\text{s}^{-1}$
1.127	0.5	0.067	0.005

注: E 为弹性模量; ν 为泊松比; ρ 为密度; A 、 B 、 n 、 C 和 $\dot{\epsilon}^0$ 为Johnson-Cook模型中的材料参数,其中 n 、 C 的量纲为1.

1.1 材料的本构关系

在喷丸过程中,AISI304不锈钢试样表层发生

高速塑性变形,材料的屈服应力和屈服极限在不同的应变速率下将发生改变,因而本文采用Johnson-Cook模型^[13],该模型适用于大多数发生高应变速率变形的材料,材料的屈服极限 σ^0 用下式表示

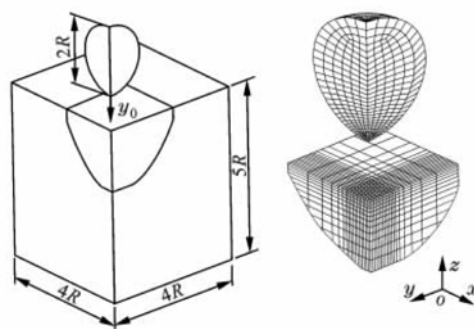
$$\sigma^0 = [A + B(\bar{\epsilon}^{\text{pl}})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}^{\text{pl}}}{\dot{\epsilon}_0^{\text{pl}}} \right) \right] (1 - \hat{\theta}^m)$$

式中: $\bar{\epsilon}^{\text{pl}}$ 表示等效塑性应变; $\dot{\epsilon}^{\text{pl}}$ 表示等效塑性应变速率;因为试验温度远远低于材料的相变温度,所以温度参数 $\hat{\theta}^m=0$;其他参数见表2.

1.2 单丸粒喷丸模型

图1为单个丸粒喷丸的几何模型和有限元模型,其中试样尺寸 $4R \times 4R \times 5R$ 的选取是根据文献[10]的研究结果,以便保证有限元解的稳定性.单丸粒喷丸模型意在模拟局部区域受到丸粒反复冲击时残余应力和等效塑性应变的变化.丸粒的速度根据试验取45 m/s,边界条件为

$$\begin{cases} u_{x,y} = 0, & x, y = 0, 4R \\ u_z = 0, & z = 0 \end{cases}$$



(a)模型几何形状 (b)局部区域单元网格划分

图1 单丸粒喷丸模型

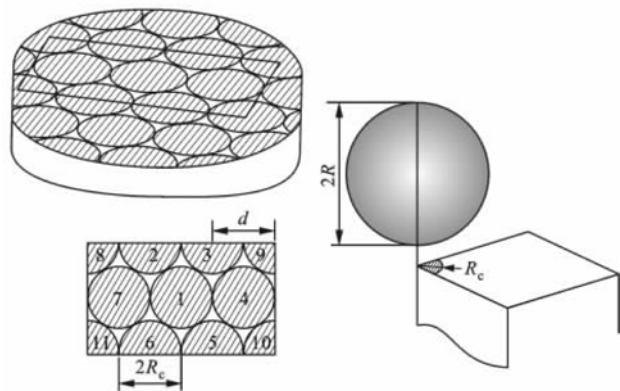
1.3 多丸粒喷丸模型

在Meguid的多丸粒动力学喷丸模型^[10]中,仅研究了丸粒间距和丸粒半径之比大于1的情形,而在实际喷丸过程中,大量丸粒冲击下的局部区域几乎处处受到丸粒的冲击.为简化模型,假设试样表面受到丸粒冲击的区域致密排列,并取对称边界条件的胞元(见图2).为保证100%覆盖率,试样的几何模型尺寸为 $3.4 R_c \times 6 R_c \times 5 R$,其中 R_c 是丸粒和试样接触时的接触半径, d 为邻近丸粒之间的距离,边界条件为

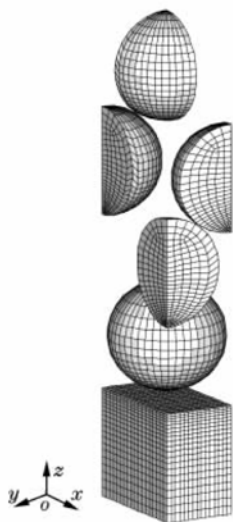
$$\begin{cases} u_x = 0, & x = 0, 6R_c \\ u_y = 0, & y = 0, 3.4R_c \\ u_z = 0, & z = 0 \end{cases}$$

本文取11颗丸粒冲击的模型,来模拟周边丸粒

冲击对中心第一次丸粒冲击后应力分布的影响,通过比较单个丸粒反复冲击同一点和多个丸粒对局部区域的冲击,研究实际喷丸情况和喷丸模型之间的差异,并据此提出优化的喷丸模型。



(a)模型几何形状



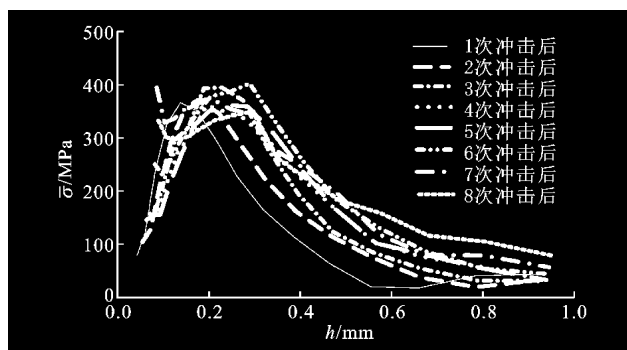
(b)单元网格划分

图2 多丸粒喷丸模型

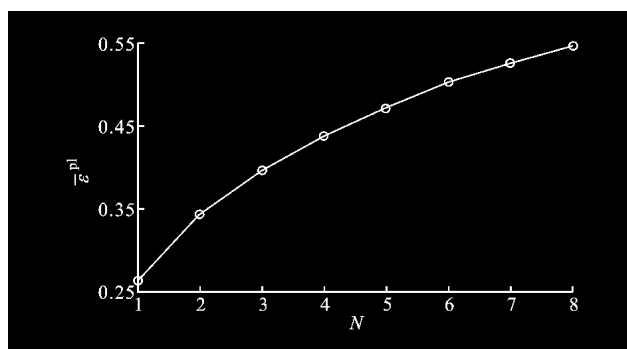
2 有限元模拟结果和分析

图3为单丸粒反复冲击同一位置的有限元模拟结果(h 表示距表层的距离, $\bar{\sigma}$ 表示Mises应力).随着喷丸次数的增加,Mises应力幅值略有变化,最大Mises应力向层深方向移动,应力分布发生改变,同时最大等效塑性应变增加,且随喷丸次数增加,塑性应变增加量减小,可见有限度地增加喷丸时间,有利于提高材料的屈服强度。

图4为多丸粒喷丸模型的模拟结果.模型在经过临近的丸粒冲击后,Mises应力明显增加,而且最大Mises应力向表层方向移动,但是最大等效塑性应变变化较小.在图4中,比较7次冲击后和11次冲击后的Mises应力分布可见,应力分布变化不大,

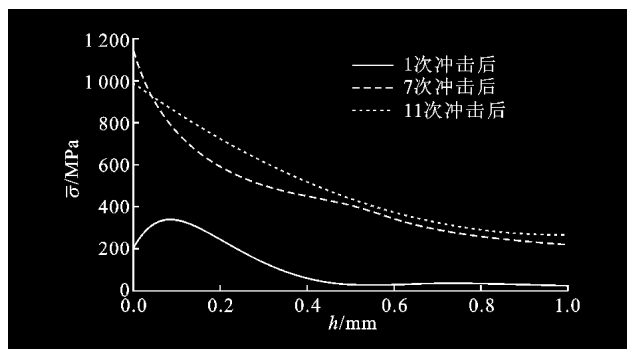


(a)Mises 应力分布

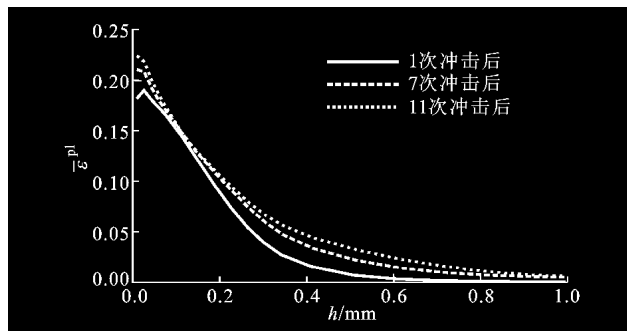


(b)冲击次数 N 与等效塑性应变的关系

图3 单丸粒模型的模拟结果



(a)Mises 应力分布



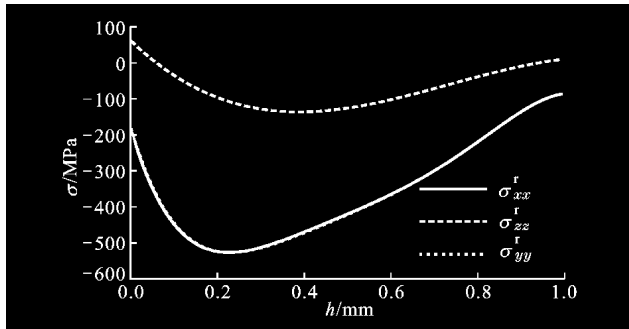
(b)等效塑性应变分布

图4 多丸粒模型的模拟结果

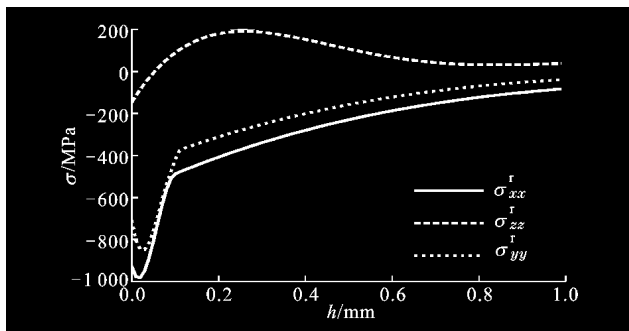
说明当 $d > 3.4R_c$ 时,丸粒间距对Mises应力和塑性应变影响较小,因而覆盖率提高反而可以有限地增加残余压应力。

图5、图6是两种模型模拟的残余应力和屈服强度分布(σ_{xx}^r 、 σ_{yy}^r 和 σ_{∞}^r 分别表示残余应力沿 x 、 y 和

z 轴方向的正应力, τ_{xy} 表示残余应力在 xy 平面内的剪应力, σ_y 表示屈服强度), 图 7a 是通过喷丸试验测定的残余应力, 图 7b 是根据拉伸和压缩试验后残余应力分布的变化估算出的屈服强度分布. 对比图 5 和图 7a 可以看出, 多丸粒喷丸模型的残余应力分布更接近试验值.



(a) 单丸粒模型(8次冲击)



(b) 多丸粒模型(7次冲击)

图5 单丸粒和多丸粒模型的残余应力分布

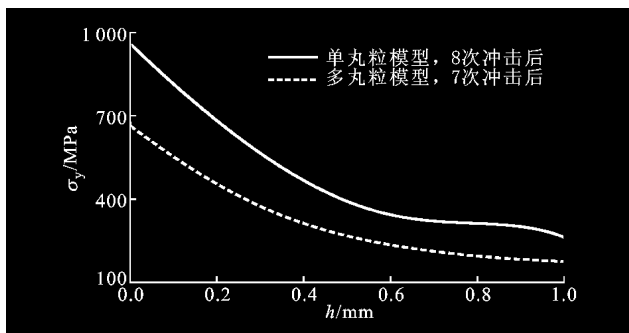
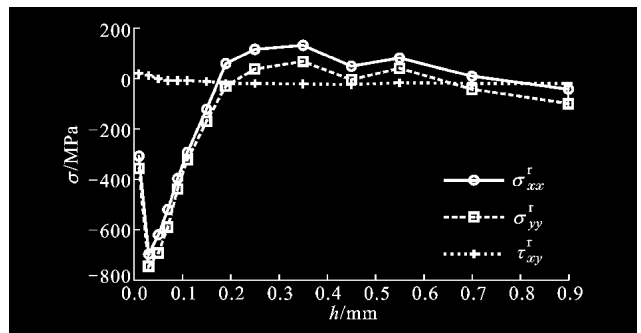


图6 单丸粒和多丸粒模型的屈服强度分布

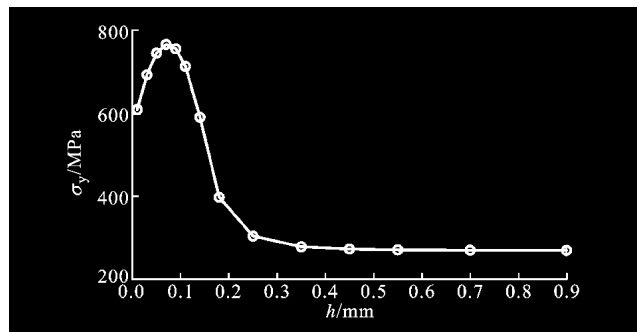
由图 6 和图 7b 可以看出, 单丸粒多次冲击后试样的屈服强度更接近试验结果, 说明喷丸工艺中增加喷丸的覆盖率, 相当于上述两个模型的共同作用, 是上述两个模型模拟结果相互制约的结果.

3 结 论

(1) 单丸粒多次冲击模型可反映材料循环强化的程度, 材料屈服强度显著提高, 残余应力幅值受冲击次数影响较小, 但此模型未反映覆盖率参数对残余应力场形成的影响.



(a) 残余应力分布



(b) 屈服强度估计值分布

图7 AISI304 不锈钢喷丸试验结果

(2) 多丸粒模型在 100% 覆盖率条件下, 可反映残余应力场的显著变化, 但当丸粒间距大于 $3.4R_c$ 、即覆盖率小于 100% 时, 不同丸粒的冲击区域彼此之间影响较小, 模型可以近似为单丸粒模型.

(3) 在实际喷丸过程中, 随着喷丸时间增加, 一方面覆盖率增加, 另一方面试样表面也受到反复冲击, 因而将上述两个模型结合起来描述实际喷丸过程中残余应力和材料性能的变化较为准确.

参考文献:

- [1] Meguid S A. Mechanics of shot-peening [D]. Manchester, UK: UMIST, 1975.
- [2] Wohlfahrt H. Shot peening and fatigue of materials [C]// NikuLari A. Proc 1st Int Conf on Shot Peening. Oxford, UK: Pergamon Press, 1982: 37-44.
- [3] Shaw M C, de Salvo G. On the plastic flow beneath a blunt axi-symmetric indenter [J]. ASME Trans J Eng Industry, 1970, 92(1): 480-494.
- [4] Meguid S A, Klair M S. An examination of the relevance of co-indentation studies to incomplete coverage in shot-peening using the finite-element method [J]. J Mech Working Technol, 1985, 11(1): 87-104.
- [5] Meguid S A, Klair M S. Elasto-plastic co-indentation analysis of a bounded solid using finite element method [J]. Int J Mech Sci, 1985, 27(3): 157-168.
- [6] Johnson W. Impact strength of materials [M]. London: Edward Arnold, 1972: 3-10.

- [7] Iida K. Dent and affected layer produced by shot peening [C]// Fuchs H O. Proc 2nd Int Conf on Shot Peening. Chicago: The American Society for Shot-Peening, 1984: 283-292.
- [8] Edberg J, Lindgren L, Mori K. Shot peening simulated by two different finite element formulations [M]// Shen Shanfu, Dawson P. Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications. Rotterdam, Netherlands: Balkema, 1995: 425-430.
- [9] Schiffner K, Helling C D G. Simulation of residual stresses by shot peening [J]. Computers and Structures, 1999, 72(1/3):329-340.
- [10] Meguid S A, Shagal G, Stranart J C. 3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(2):119-134.
- [11] Lee W S, Lin C F. Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2001, 308(1/2):124-135.
- [12] Boller C, Seeger T. Materials data for cyclic loading, part C: high-alloy steels[M]. New York: Elsevier Science Publishers, 1987: 71-105.
- [13] Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc. ABAQUS\Explicit user's manual [M]. Michigan, USA: Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc. , 2003: 365-503.

(编辑 葛赵青)