

喷丸三维残余应力场的有限元模拟*

凌 祥 彭薇薇 倪红芳

(南京工业大学机械与动力工程学院 南京 210009)

摘要：运用大型有限元计算软件 ABAQUS 建立了模拟喷丸残余应力场的三维有限元模型，预测了在相同喷丸强度下玻璃丸和钢丸两种类型弹丸喷射所产生的残余应力场。模拟过程中，分析了线性减缩积分单元的沙漏参数、材料的应变硬化率、喷丸覆盖率以及初始残余拉应力等因素对 304 不锈钢靶材残余应力分布的影响。从计算结果可以看出，钢丸喷丸产生的残余压应力层较深，但在高覆盖率时，玻璃喷丸产生的残余压应力的平均值比钢丸喷丸处理后产生的大。在有初始残余拉应力(250 MPa)存在的情况下，两种类型的喷丸处理均能使 304 不锈钢靶材表面形成残余压应力层，这说明喷丸工艺可以提高奥氏体不锈钢焊接构件的抗应力腐蚀开裂能力。本研究结果为进一步探讨喷丸强化不锈钢焊接接头抗应力腐蚀性能的机理奠定了基础。

关键词：喷丸 有限元模拟 残余应力场

中图分类号：TG113

0 前言

不锈钢焊接接头的焊接残余应力为应力腐蚀开裂提供了应力来源^[1]。对于焊接构件而言，即使在无载荷情况下放置，只要存在适当的腐蚀介质，也可能产生应力腐蚀裂纹。因此消除焊接残余应力成为提高焊接构件抗应力腐蚀能力的可行方法。喷丸工艺能够使焊接构件表层残余应力状态从拉应力转变成压应力，破坏应力腐蚀发生的必要条件，从而大大提高焊接构件的抗应力腐蚀能力^[2-3]。

目前应用喷丸工艺提高材料抗应力腐蚀能力选用的大多是钢丸，然而喷丸过程中钢丸容易产生碎片，碎片残留在工件表面，有时会引起电化学腐蚀，反而降低了材料的抗腐蚀能力^[4]，而玻璃喷丸则不会存在这样的问题。对不锈钢焊接构件而言，玻璃喷丸处理工艺提高构件抗应力腐蚀能力明显优于钢丸喷丸处理工艺^[5]。

喷丸强化机制是在金属表面形成残余压应力场，因此分析喷丸工艺与表层残余压应力场之间的关系，了解喷丸残余应力场的分布规律，对提高喷丸工艺水平和金属抗应力腐蚀能力是十分重要的。

国内目前还少有喷丸过程数值模拟的相关文献报道。国外，HASSANI 等^[6-7]首先应用解析法分析了喷丸残余应力场，但使用的材料模型较简单，与实际喷丸靶材差异很大。1985 年 MEGUID 等^[8-9]开始将有限元法(FEM)应用于求解喷丸残余应力场。BARAGETTI 等^[10-11]用轴对称二维和三维模型模拟

了喷丸过程，不足之处在于假设弹丸刚性且仅限于单个弹丸喷射。EMMANUELLE 等^[12]考虑了弹丸材料的影响，但仅是二维单个弹丸喷射过程的数值模拟。

应用三维有限元模型模拟单个和多个玻璃丸和钢丸喷射后残余应力场的分布，分析中考虑了弹丸的材料性能、材料应变硬化率等因素。为进一步研究高强度玻璃喷丸处理提高 304 不锈钢焊接接头抗应力腐蚀性能的机理提供基础。

1 有限元模型的建立

喷丸过程是接触和碰撞问题，属于最困难的非线性问题之一，因为在接触和碰撞问题中的响应是不平滑的。在发生碰撞时，垂直于接触界面的弹丸速度是瞬时不连续的。因此选择显式时间积分更适合于求解动态接触—碰撞问题，原因如下。

(1) 显式时间积分步长小，计算较为稳定，接触—碰撞的不连续性几乎不会引起严重的破坏。

(2) 无需线性化和 Newton 求解器，因此避免了不连续性对 Newton 求解器的不良影响。

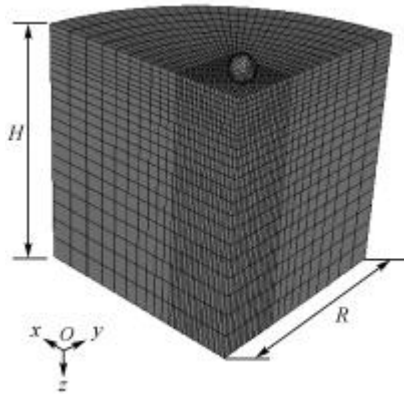
(3) 在每一个时间步，单元首先是完全独立的被积分，就像没有发生接触一样。这种非耦合的更新能够正确地表明物体的哪一部分将在时间步长结束时发生接触，然后施加接触条件，不需要通过迭代建立接触界面。

1.1 模型几何尺寸的确定

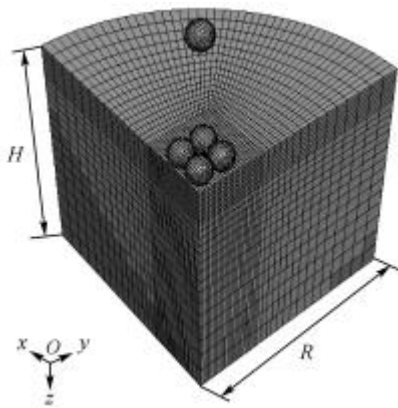
喷丸强化过程是成千上万个弹丸反复撞击靶材表面并引起材料表层发生塑性变形的过程，影响喷丸效果的因素很多，包括弹丸的直径、速度、覆盖

* 江苏省自然科学基金资助项目(BK2001098)。20050810收到初稿，20060310收到修改稿

率及材料性能等，因此要直接模拟该物理过程是不可能的^[13]。由于喷丸过程本身就是许多单个弹丸撞击靶材的过程，因此单个弹丸撞击靶材的过程模拟是进行喷丸成形和强化模拟的基础，可以用于分析弹丸材料、尺寸和弹丸速度对目标物体变形的影响。考虑到弹丸覆盖率的影响，还可以模拟有限个弹丸撞击靶材的过程。模拟单个和五个玻璃弹丸喷射的几何模型如图1所示(原点O位于弹丸撞击目标物体的表面上)。



(a) 单个弹丸喷射模型



(b) 多个弹丸喷射模型

图1 玻璃喷的几何模型

使用玻璃丸喷丸时，目标物体为四分之一圆柱体，圆柱体(半径 R 、高度 h)的几何尺寸为

$$R = 10d = 10 \times 0.2 = 2 \text{ mm}$$

$$h = 10d = 10 \times 0.2 = 2 \text{ mm}$$

式中 d ——玻璃丸的直径

使用钢丸喷丸时，目标物体为四分之一圆柱体，圆柱体(半径 R' 、高度 h')的几何尺寸为

$$R' = 5d' = 5 \times 0.6 = 3 \text{ mm}$$

$$h' = 5d' = 5 \times 0.6 = 3 \text{ mm}$$

式中 d' ——钢丸的直径

1.2 材料的力学性能

目标物体材料为 AISI304 奥氏体不锈钢，ABAQUS/Explicit 采用子程序 VUMAT 编辑材料应

变硬化特性。喷丸过程产生由于高速撞击引起的冷塑性变形，这种变形对 AISI304 奥氏体不锈钢有显著的强化效果，部分奥氏体向马氏体转变，屈服强度得到提高。根据如下经验公式^[14]推算

$$s_{ds} = (6.32 - 1.89 \lg s_{ss}) s_{ss} \quad (1)$$

式中 s_{ss} ——材料的静态屈服强度

s_{ds} ——材料的动态屈服强度

计算得出目标物体在弹丸高速喷射的情况下，其动态屈服极限为 540 MPa。材料的基本力学性能如表 1 所示。

表 1 材料的基本力学性能

材料	密度 $r/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	弹性模量 E/GPa	泊松比 m	屈服点 s_s/MPa
AISI304	7 930	210	0.3	540
铸钢钢丸	5 000 ~ 6 000	210	0.3	1 693
玻璃丸	2 500 ~ 2 800	7.919	0.3	1 060

另外，目标物体的应变硬化率 H 也是采用 VUMAT 子程序描述材料力学性能所必须给定的一个重要参数，其数值跟喷丸工艺以及目标物体本身的性能都有关系。

1.3 载荷

弹丸以一定的喷射速度撞击目标物体表面，从而对被撞击目标物体表面施与一冲击载荷。在 ABAQUS/Explicit 中通过定义弹丸的初始速度来定义弹丸与目标物体表面撞击过程中所产生的载荷。喷丸工艺参数如表 2 所示。表中所列的喷丸强度是靶材喷丸强化程度的一种量度，是为了衡量喷丸工艺参数综合作用而提出的一种指标。目前国内外普遍采用弧高值试片方法(Almen 试片方法)来测定喷丸强度。Almen 试片经弹丸投射后的弯曲弧高度值 f_A 即为喷丸强度。通过控制喷丸工艺参数可使玻璃喷丸和钢丸喷丸具有相同的喷丸强度。

表 2 喷丸工艺参数

弹丸种类	钢丸	玻璃丸
弹丸平均直径 d/mm	0.6	0.2
弹丸洛氏硬度 HRC	55 ~ 65	46 ~ 50
喷丸压力 p/MPa	0.3	0.5
喷射速度 $v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	210	300
喷丸强度 f_A/mm	0.2	0.2

1.4 单元类型和网格划分

目标物体的网格划分选用 C3D8R 单元，弹丸选用 S4R 单元，采用这两种减缩积分单元是因为减缩积分单元只在单元中心有一个积分点，求解时采用更精确的均匀应变公式来计算单元应变分量的平均值。但是减缩积分单元会由于存在沙漏问题而显得过于柔软。

细化在接触表面附近的网格可以缓解沙漏问题,也可以对减缩积分单元引入少量的人工“沙漏刚度”以限制沙漏模式的扩展。分别取1、2、3、4四种沙漏参数进行计算,并比较计算结果。

1.5 边界条件

两对称面分别关于 $x=0, y=0$ 平面对称,限制目标物体底面竖直方向的位移和限制弹丸的转动。弹丸和目标物体的接触是单纯主控—从属接触。ABAQUS/Explicit 应用库仑摩擦模型来阻止两接触面的相互切向运动。摩擦因数假设为 0.03。

1.6 初始残余应力的定义

对焊接试板表面进行喷丸试验前,焊接试板内部存在一定的焊接残余拉应力。喷丸模拟过程中,需考虑初始残余拉应力对喷丸后应力分布的影响。参考焊接试验后测定的残余应力值^[15],假定模型初始纵向(x 方向)残余应力和横向(y 方向)残余应力均为 250 MPa。

2 玻璃喷丸计算结果及分析

2.1 沙漏参数的确定

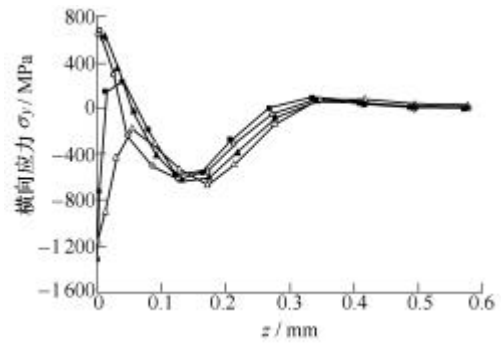
玻璃丸半径 $r=0.1$ mm, 初始速度 $v=300$ m/s, 假设目标物体应变硬化率 $H=400$ MPa(AISI304 不锈钢在单向拉伸试验中测得的应变硬化率), 沙漏参数 s 分别为 1、2、3、4, 目标物体初始残余拉应力为零。计算结果如图 2 所示, 图 2 中横坐标 z 表示目标物体表面被撞击变形后沿厚度的方向, 如图 1 中所示。纵坐标 σ_y 是目标物体上 $x=0, y=0$ 各点处的横向残余应力。在后面的计算结果图中, 横坐标、纵坐标的规定与此相同。

由图 2a 可以看出, 在从表面至深度方向 0.1 mm 的范围内, 撞击形成的应力场拉压不一, 而在 0.1~0.6 mm 的深度范围内, 以不同沙漏参数计算得到的应力分布基本相同。由图 2b 可以看出, 多个弹丸喷射时, 随着沙漏参数的增大, 压应力层厚度基本不变, 压应力的数值变化也不大。

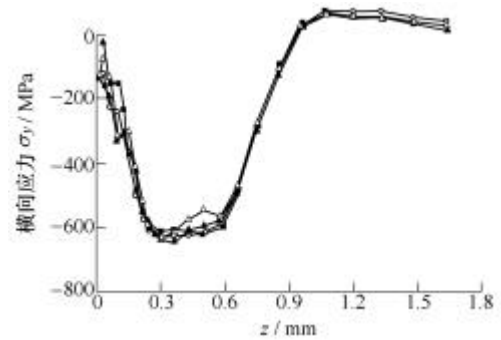
因此, 玻璃喷丸模拟过程中, 沙漏参数的选择对单个弹丸喷射结果影响较大, 而对多个弹丸喷射结果的影响则不大。参考高覆盖率喷丸后残余应力的测量数据^[15], 在后面的有限元模拟中, 将沙漏参数的值选择为 3。

2.2 目标物体运动硬化的影响

玻璃丸半径 $r=0.1$ mm, 初始速度 $v=300$ m/s, 目标物体沙漏参数 $s=3$, 应变硬化率 H 分别取 50 MPa、200 MPa、400 MPa 和 800 MPa, 目标物体初始残余拉应力为零。计算结果如图 3 所示。



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图 2 横向残余应力随沙漏参数的变化曲线

($v=300$ m/s, $H=400$ MPa)

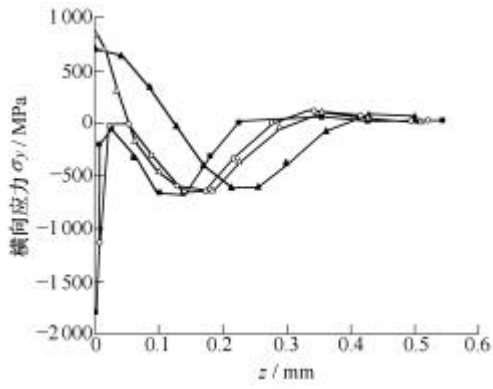
—■— $s=1$ —○— $s=2$ —▲— $s=3$ —△— $s=4$

由图 3a 可以看出, 单个弹丸喷射时, H 数值的变化对残余应力的分布有一定的影响, 撞击后目标物体表层附近的残余应力拉压不一, 变动较大。由图 3b 可以看出, 多个弹丸喷射时, H 数值的改变对于残余压应力的分布影响不大, 压应力层厚度也基本保持不变。

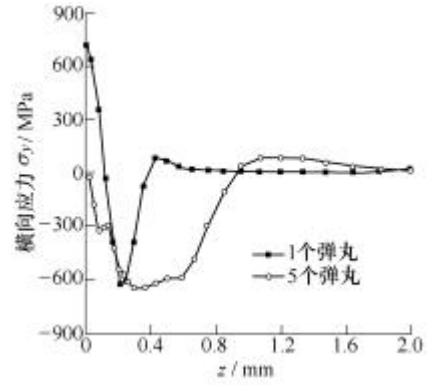
喷丸工艺条件对目标物体的应变硬化率影响较大, 不同的弹丸性能、不同的喷射速度和喷射角度都会对目标物体的运动硬化产生影响。因此, 准确确定目标物体的应变硬化率必须和每次喷丸工艺及目标物体自身性能相结合。在模拟计算时由于缺乏喷丸时目标物体应变硬化率 H 的测量数据, 近似的将目标物体在单向拉伸试验时测得的应变硬化率 ($H=400$ MPa) 作为其在喷丸处理时的运动应变硬化率 H 进行分析, 计算结果同文献^[15]的测量结果比较吻合, 说明在一定的喷丸强度下, 这样的假设比较可行。

2.3 覆盖率的影响

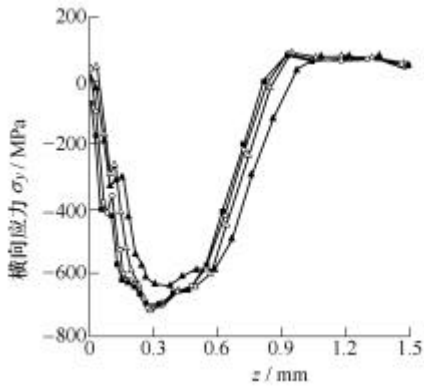
玻璃丸半径 $r=0.1$ mm, 初始速度 $v=300$ m/s, 目标物体沙漏参数 $s=3$, 应变硬化率 $H=400$ MPa, 目标物体初始残余拉应力为零。单个弹丸喷射表示低覆盖率, 多个弹丸喷射表示高覆盖率。计算结果如图 4 所示。由图 4 可以看出, 随着覆盖率的越大, 残余压应力层增厚, 且压应力的平均数值增大。



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(c) 单个弹丸喷丸和多个弹丸喷丸残余应力比较



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图3 横向残余应力随应变硬化率的变化曲线

($v=300\text{ m/s}$, $s=3$)

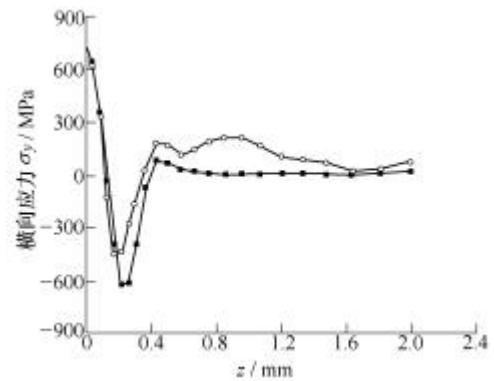
—■— $H=50\text{ MPa}$ —○— $H=200\text{ MPa}$
 —▲— $H=400\text{ MPa}$ —△— $H=800\text{ MPa}$

图4 弹丸数量对横向残余应力分布的影响

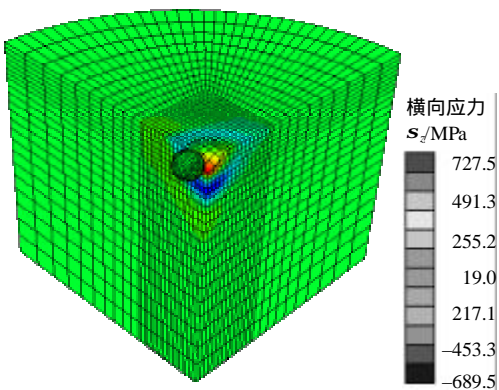
($v=300\text{ m/s}$, $s=3$, $H=400\text{ MPa}$)

2.4 目标物体初始残余应力的影响

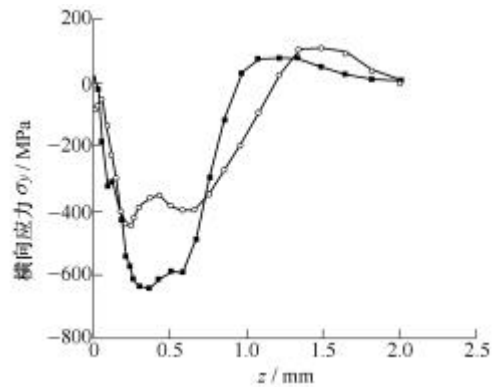
玻璃丸半径 $r = 0.1\text{ mm}$, 初始速度 $v = 300\text{ m/s}$, 目标物体沙漏参数 $s = 3$, 应变硬化率 $H = 400\text{ MPa}$. 目标物体初始残余拉应力 $s_x = 250\text{ MPa}$, $s_y = 250\text{ MPa}$, $s_z = 0\text{ MPa}$. 计算结果如图5所示. 由图5可以看出, 无论是单个弹丸还是多个弹丸喷射, 初始残余拉应力均削弱了玻璃喷丸后形成的最大残余压应力.



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布

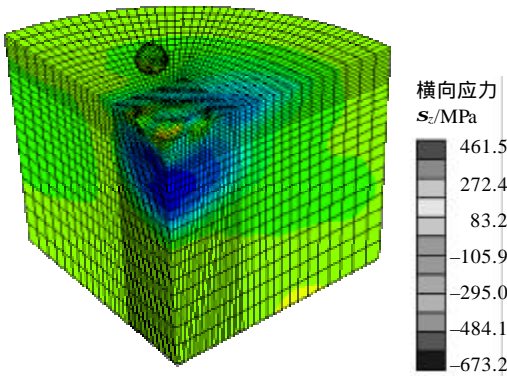


(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图5 初始残余应力对横向残余应力分布的影响

($v=300\text{ m/s}$, $s=3$, $H=400\text{ MPa}$)

—■— 初始应力 $S_0 = 0\text{ MPa}$
 —○— 初始应力 $S_0 = 250\text{ MPa}$

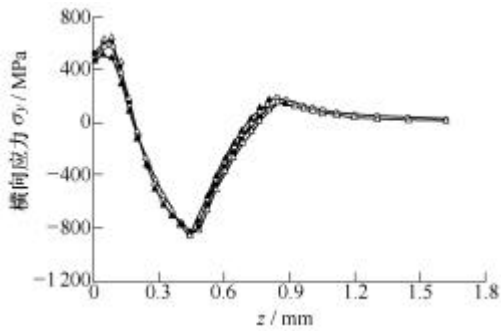


(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

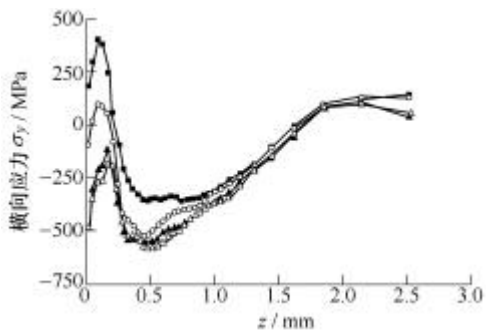
3 钢丸喷丸计算结果及分析

3.1 沙漏参数的确定

钢丸半径 $r = 0.3 \text{ mm}$ ，初始速度 $v = 210 \text{ m/s}$ ，目标物体应变硬化率 $H=400 \text{ MPa}$ ，沙漏参数 s 分别取 1、2、3、4，目标物体初始残余拉应力为零。计算结果如图 6 所示。



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图 6 横向残余应力随沙漏参数的变化曲线
($v=210 \text{ m/s}$, $H=400 \text{ MPa}$)

—■— $s=1$ —○— $s=2$ —▲— $s=3$ —△— $s=4$

由图 6a 可以看出，单个弹丸喷射时，沙漏参数的改变对残余应力分布的影响不大，残余压应力最大值基本不变。由图 6b 可以看出，多个弹丸喷射时，不同沙漏参数计算得到的残余应力分布规律基本相同，且沙漏参数越大，残余压应力的平均数值越大。

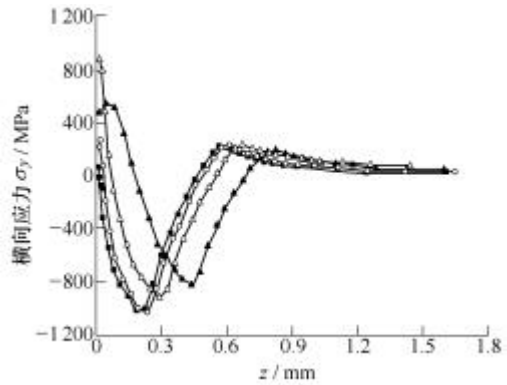
因此，沙漏参数对单个弹丸喷射结果基本没有影响，而对多个弹丸喷射结果影响较大。参考高覆盖率喷丸后残余应力测量的数据^[15]，在后面的有限元模拟中，沙漏参数的值选择为 3。

3.2 目标物体运动硬化的影响

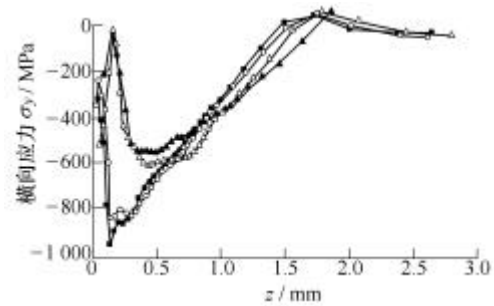
钢丸半径 $r = 0.3 \text{ mm}$ ，初始速度 $v = 210 \text{ m/s}$ ，目标物体沙漏参数 $s=3$ ，应变硬化率 H 分别为 50 MPa、200 MPa、400 MPa、800 MPa，目标物体初始残余拉应力为零。计算结果如图 7 所示。

由图 7a 可以看出，单个弹丸喷射时， H 数值的

变化对残余应力场分布的影响不明显，对最大残余压应力值和压应力层的深度有较小的影响。由图 7b 可以看出，多个弹丸喷射时，随着 H 数值的增大，残余压应力的平均数值减小，但残余应力的分布趋势还是比较一致的。



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图 7 横向残余应力随应变硬化率的变化曲线

($v=210 \text{ m/s}$, $s=3$)

—■— $H=50 \text{ MPa}$ —○— $H=200 \text{ MPa}$
—▲— $H=400 \text{ MPa}$ —△— $H=800 \text{ MPa}$

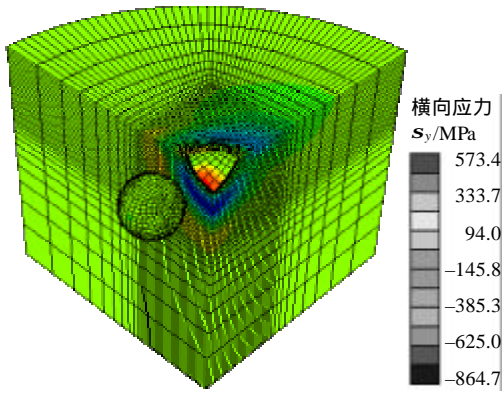
根据前面对玻璃喷丸有限元计算结果的分析，并参照文献[15]中 AISI304 不锈钢靶材经钢丸喷丸处理后残余应力的测量结果，在后面的钢丸喷丸有限元模拟中将目标物体的应变硬化率假设为 400 MPa。

3.3 覆盖率的影响

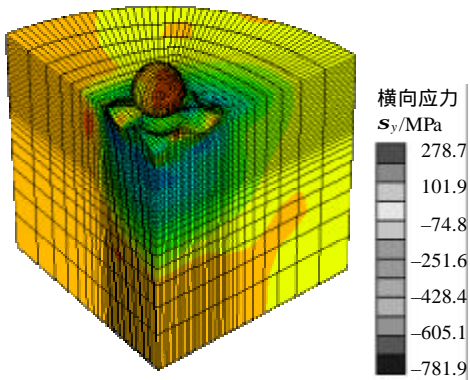
钢丸半径 $r = 0.3 \text{ mm}$ ，初始速度 $v = 210 \text{ m/s}$ ，目标物体沙漏参数 $s=3$ ，应变硬化率 $H=400 \text{ MPa}$ ，目标物体初始残余拉应力为零。单个弹丸喷射表示低覆盖率，多个弹丸喷射表示高覆盖率。计算结果如图 8 所示。由图 8 可以看出，覆盖率增大，残余压应力层增厚，但形成的最大残余压应力的数值减小。

3.4 目标物体初始残余应力的影响

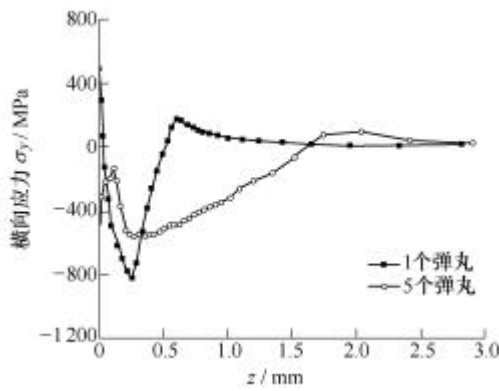
钢丸半径 $r = 0.3 \text{ mm}$ ，初始速度 $v = 210 \text{ m/s}$ ，目标物体沙漏参数 $s=3$ ，应变硬化率 $H=400 \text{ MPa}$ 。目标物体初始残余拉应力 $s_x = 250 \text{ MPa}$ ， $s_y = 250 \text{ MPa}$ ， $s_z = 0 \text{ MPa}$ 。计算结果如图 9 所示，无论是单个弹丸还是多个弹丸喷射，初始残余拉应力均削弱了钢丸喷丸后形成的最大残余压应力。



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



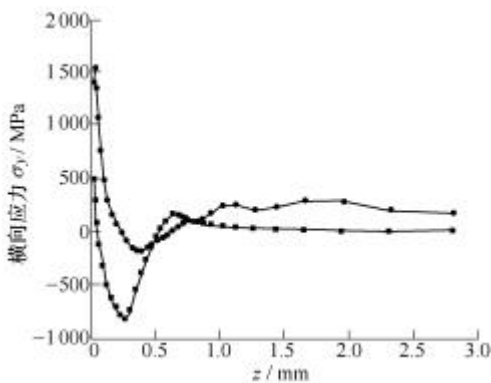
(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布



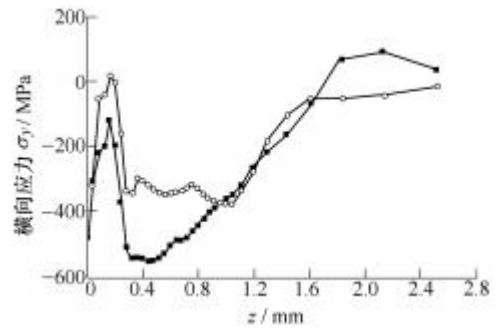
(c) 单个弹丸喷丸和多个弹丸喷丸残余应力比较

图8 弹丸数量对横向残余应力分布的影响

($v=300\text{ m/s}$, $s=3$, $H=400\text{ MPa}$)



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图9 初始残余应力对横向残余应力分布的影响

($v=210\text{ m/s}$, $s=3$, $H=400\text{ MPa}$)

—■— 初始应力 $s_0=0\text{ MPa}$

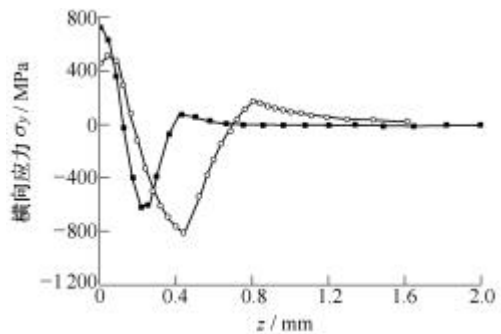
—○— 初始应力 $s_0=250\text{ MPa}$

4 玻璃丸和钢丸喷丸模拟结果的比较

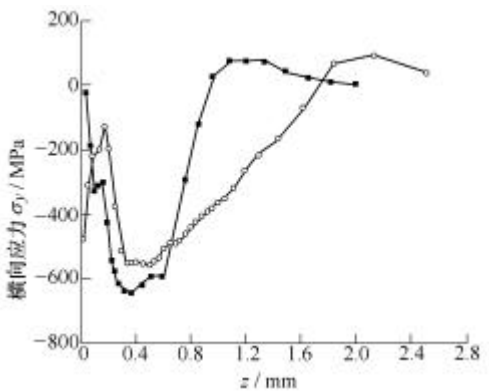
在初始残余应力为零的情况下，对相同喷丸强度的玻璃丸、钢丸喷丸后目标靶材的残余应力场分布进行比较分析。有限元模拟过程中涉及的一些基本参数列于表3，模拟结果如图10所示。

表3 有限元模拟参数

弹丸种类	玻璃丸	铸钢钢丸
弹丸半径 r/mm	0.1	0.3
弹丸喷射速度 $v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	300	210
沙漏参数 s	3	3
应变硬化率 H/MPa	400	400



(a) 单个弹丸喷丸的残余应力分布



(b) 多个弹丸喷丸的残余应力分布

图10 玻璃丸和钢丸喷射结果的比较

—■— 玻璃丸 —○— 钢丸

从图10中可以得出以下结论。

(1) 不论是单个弹丸喷射还是多个弹丸喷射, 钢丸喷射产生的压应力层深, 这与弹丸的直径越大, 形变层越深的理论相一致。

(2) 单个弹丸喷射时, 钢丸产生的最大残余压应力较大; 而多个弹丸喷射时, 玻璃丸产生的最大残余压应力较大。可见喷丸过程本身是一个复杂的动态冲击过程, 模拟中弹丸材质、数量和喷丸速度影响着残余应力场的分布。单个弹丸撞击目标物体的过程模拟是进行喷丸成形和强化过程模拟的基础, 可以用于分析弹丸大小和弹丸速度对残余应力场的影响。多个弹丸撞击目标物体的过程模拟考虑了覆盖率的影响, 更贴近实际喷丸过程。

5 结 论

(1) 沙漏参数对喷丸过程的模拟结果影响较大, 因而沙漏参数的合理确定十分重要。通过与残余应力实测结果进行比较, 确定了玻璃喷丸和钢丸喷丸有限元模拟中的沙漏参数。

(2) 目标物体的应变硬化率对于喷丸后的残余应力场的分布有较大的影响, 但是应变硬化率的具体数值大小, 跟弹丸性能、速度、目标物体本身的性能都有关系, 因此确定起来比较困难。采用单向拉伸试验得到的目标材料的应变硬化率代替实际喷丸过程中材料的应变硬化率, 并以此模拟的结果同实际喷丸后测量的结果相比较, 发现两者比较吻合, 说明在一定的喷丸强度下, 两者的数值比较接近, 也证明如此假设是比较可行的。但是, 如果能通过试验手段实测出一定喷丸工艺条件下目标物体的运动应变硬化率, 并以此作为数值模拟的已知条件将会使模拟结果更加准确。

(3) 在高覆盖率模拟时, 玻璃喷丸产生的残余压应力的平均值比钢丸喷丸处理后的大, 并且在有初始残余拉应力(250 MPa)存在的情况下, 高覆盖率喷丸处理仍能使目标物体形成残余压应力层, 证明了喷丸工艺的确能提高不锈钢焊接构件的抗应力腐蚀开裂能力。

参 考 文 献

- [1] 陆世英, 张德康. 不锈钢应力腐蚀破裂[M]. 北京: 科学出版社, 1977.
- [2] KIRK D, RENDER P E. Effects of peening on stress corrosion cracking in carbon steel[C]// International Scientific Committee for Shot Peening. The 7th International Conference on Shot Peening, Warsaw, 1999: 167-176.
- [3] TAKEMOTO M, SHINOHARA T, SHIRAI M. Control of stress corrosion cracking by shot peening[C]// International Scientific Committee for Shot Peening. The First International Conference on Shot Peening, Paris, 1981: 521-527.
- [4] ALTENBERGER I, SCHOLTES B, MARTIN U, et al. Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel 304[J]. Materials Science and Engineering, 1999, A264: 1-16.
- [5] 倪红芳, 凌祥, 彭薇薇. 玻璃喷丸处理提高 304 不锈钢焊接接头抗应力腐蚀性能的研究[J]. 中国腐蚀与防护学报, 2005, 25(3): 152-156.
- [6] HASSANI A. Mechanical aspects of residual stress development in shot peening[C]// International Scientific Committee for Shot Peening, The First International Conference on Shot Peening, Paris, 1981: 583-602.
- [7] DELOUGHRY R J, HASSANI A, BROWNE M A, et al. An engineering approach to shot peening mechanics instrumentation and control of impact finishing processes [C]// International Scientific Committee for Shot Peening, The Second International Conference on Shot Peening Chicago, 1984: 275-282.
- [8] 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]. Journal of Mechanics of Working Technology, 1985, 11: 87-104.
- [9] MEGUID S A, SHAGAL G, STRANART J C, et al. Three-dimension dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stress[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 1999, 31: 179-191.
- [10] BARAGETTI S, GUALIANOM, VERGANI L. A numerical procedure for shot peening optimization by means of non-dimensional factors[J]. International Journal of Material and Product Technology, 2000, 15: 91-103.
- [11] BARAGETTI S. Three-dimension finite element procedures for shot-peening residual stress field prediction[J]. International Journal of Computer Applications in Technology, 2001, 14: 51-63.
- [12] EMMANUELLE R, DAVID D. Influence of shot's material on shot peening, a finite element model[J]. Materials Science of Forum, 2002, 404: 153-158.
- [13] VANTUCHENE R D, CRAMER E J. Numerical modeling of a wing skin peen forming process[J]. J. of Materials Engineering and Performance, 1996, 5(6): 753-760.

- [14] 钱伟长. 穿甲力学[M]. 北京：国防工业出版社, 1984.
- [15] 倪红芳. 喷丸对不锈钢焊接接头应力腐蚀开裂影响的研究[D]. 南京：南京工业大学, 2004.

SIMULATION OF 3D RESIDUAL STRESS FIELD OF SHOT PEENING BY DYNAMIC FINITE ELEMENT ANALYSIS

LING Xiang PENG Weiwei NI Hongfang
(School of Mechanical and Power Engineering,
Nanjing University of Technology, Nanjing 210009)

Abstract: The shot peening process is simulated by FEM using ABAQUS codes. The 3D linear reduced-integration elements are used to predict residual stress fields in the weldments peened by glass beads and steel shots under the same Almen intensity. The effect of Hourglass, dynamic hardening of target material, peening coverage and initial residual stress induced by welding

are considered during the simulations. It can be seen from the results that steel-shots peening can produce deeper compressive residual stress layer, but in the condition of higher peening coverage glass-beads peening results in higher average residual compressive stress on the surface of weldments than steel shots. Numerical results also show that a residual compressive stress layer could be produced by shot peening even if there are welding residual tensile stresses existing in the weldments. Therefore, shot peening is an effective method for protecting weldments against stress corrosion crack. The above results provide the basis for studying the mechanism on prevention of stress corrosion cracking in weld joint of 304 type stainless steel by shot peening.

Key words : Shot peening Finite element simulation
Residual stress field

作者简介：凌祥，男，1967年出生，教授，博士研究生导师。主要从事过程装备先进制造技术的力学原理与方法研究。

E-mail : xling@njut.edu.cn