

喷丸改善 Q235B 焊接接头残余应力场的数值模拟

邢家麒¹, 吴跟上², 赵树森¹, 贺占蜀¹, 李延民¹, 邵景干², 余桢鑫¹

(1. 郑州大学 机械与动力工程学院 抗疲劳制造技术河南省工程实验室, 郑州 450001;

2. 河南交通职业技术学院 公路学院, 郑州 450005)

摘要: **目的** 建立随机喷丸模型, 模拟喷丸改善 Q235B 焊接接头残余应力场。**方法** 首先, 建立 Q235B 焊接接头模型, 通过间接耦合计算焊接残余应力。然后, 将残余应力作为初始条件导入焊接接头喷丸模型, 研究弹丸直径 d 、弹丸速度 v 、弹丸入射角 θ 和弹丸质量流量 r_m 对焊接接头残余应力场的影响规律。最后, 分析喷丸后焊接接头残余应力场的改善情况。**结果** 焊后焊缝横向残余应力 σ_x 和纵向残余应力 σ_z 分别可达 227、196 MPa, 调整喷丸参数可以消除残余拉应力并引入残余压应力。本仿真范围内, $d=1$ mm、 $\theta=60^\circ$ 、 $v=60$ m/s、 $r_m=9$ kg/min 为最优喷丸参数, 此时对于 σ_x 和 σ_z , 表面残余压应力分别可达 -246、-275 MPa, 最大残余压应力分别为 -306、-310 MPa, 最大残余压应力深度分别为 0.24、0.27 mm, 残余压应力层深度分别为 0.78、0.66 mm。**结论** 无论是 σ_x , 还是 σ_z , 增大 d 和 θ , 最大残余压应力深度和残余压应力层深度显著增大; 增大 v , 最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度显著增加。因此, 喷丸强化能够明显改善 Q235B 焊接接头残余应力场。

关键词: Q235B; 焊接; 随机喷丸; 残余应力; 最优参数; 数值模拟

中图分类号: TG668 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2021)09-0070-11

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2021.09.006

Numerical Simulation of Shot Peening for Improving Residual Stress Field of Welded Joint of Q235B

XING Jia-qi¹, WU Gen-shang², ZHAO Shu-sen¹, HE Zhan-shu¹, LI Yan-min¹,
SHAO Jing-gan², YU Hui-xin¹

(1. Henan Province Engineering Laboratory for Anti-fatigue Manufacturing Technology,
School of Mechanical and Power Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China;

2. School of Highway, Henan College of Transportation, Zhengzhou 450005, China)

ABSTRACT: The work aims to simulate improvement of residual stress field of welded joint by establishing random shot peening (SP) model. Firstly, the model of Q235B welded joint was established, and the residual stress of the welded joint was

收稿日期: 2020-09-24; 修订日期: 2021-03-11

Received: 2020-09-24; Revised: 2021-03-11

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51305408); 河南省交通运输重点科技计划项目 (2019J2); 河南省重点研发与推广专项 (科技攻关) 项目 (202102110113)

Fund: National Natural Science Foundation of China (51305408), Key Scientific and Technological Project of Henan Transportation Department (2019J2), Key Scientific and Technological Project of Henan Province (202102110113)

作者简介: 邢家麒 (1996—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为表面强化。

Biography XING Jia-qi (1996—), Male, Master graduate student, Research focus: surface strengthening.

通讯作者: 贺占蜀 (1985—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为抗疲劳制造与表面强化技术。

Corresponding author: HE Zhan-shu (1985—), Male, Doctor, Associate professor, Research focus: anti-fatigue manufacturing and surface strengthening technology.

引文格式: 邢家麒, 吴跟上, 赵树森, 等. 喷丸改善 Q235B 焊接接头残余应力场的数值模拟[J]. 表面技术, 2021, 50(9): 70-80.

XING Jia-qi, WU Gen-shang, ZHAO Shu-sen, et al. Numerical simulation of shot peening for improving residual stress field of welded joint of Q235B[J]. Surface technology, 2021, 50(9): 70-80.

calculated by indirect coupling method. Then, the residual stress was introduced into the SP model of the welded joint as the initial condition to evaluate the influence law of shot diameter d , shot velocity v , shot impact angle θ and shot mass flow rate r_m on the residual stress field of the welded joint. Finally, the improvement of residual stress field of welded joint after SP was analyzed. The results show that the transverse residual stress σ_x and the longitudinal residual stress σ_z of the weld seam can reach 227 MPa and 196 MPa as welded, respectively. Adjusting SP parameters can eliminate tensile residual stress and introduce compressive residual stress. In this simulation $d=1\text{ mm}$ 、 $\theta=60^\circ$ 、 $v=60\text{ m/s}$ 、 $r_m=9\text{ kg/min}$ are the optimal SP parameters. For σ_x and σ_z , the corresponding surface compressive residual stress can reach -246 MPa and -275 MPa, the corresponding maximum compressive residual stress are -306 MPa and -310 MPa, the corresponding depths of the maximum compressive residual stress are 0.24 mm and 0.27 mm, and the corresponding depths of the compressive residual stress layer are 0.78 mm and 0.66 mm. Whether σ_x or σ_z , the depth of the maximum compressive residual stress and the depth of the compressive residual stress layer significantly increase with the increase of d and θ , and increasing v can significantly increase the maximum compressive residual stress, the depth of the maximum compressive residual stress and the depth of the compressive residual stress layer. So SP can improve residual stress field of welded joint efficiently.

KEY WORDS: Q235B; weld; random shot peening; residual stress; optimal parameters; numerical simulation

Q235B 因具有良好的可焊性, 广泛用于建筑、桥梁工程上质量要求较高的焊接结构件。但 Q235B 焊接接头因存在焊接残余拉应力而极易发生应力腐蚀开裂, 进而降低焊接结构件的机械强度、疲劳寿命等综合性能, 因此有必要通过某种表层强化技术改善焊接接头的残余应力。喷丸^[1-3]作为一种常用的表层改性技术, 能够冲击靶材使其表层产生塑性变形, 从而将焊接接头表层残余拉应力转变为压应力, 进而提高工件机械强度和疲劳寿命^[4-6], 因此引起国内外学者的广泛关注与深入研究。

Hong 等^[7]通过 DEM 和 FEM 法研究喷丸过程中弹丸间的碰撞。结果表明, 该方法能够更好地仿真不同喷丸参数对靶材残余应力场的影响。Bhuvarghan 等^[8]通过 DEM-FEM 耦合法研究喷丸在 Inconel718 靶材引入残余应力。结果表明, DEM-FEM 耦合法与 FEM 法仿真的残余应力分布相吻合。Murugaratnam 等^[9]通过 DEM-FEM 耦合法研究弹丸入射角、弹丸速度和弹丸质量流量对靶材残余应力场的影响。结果表明, 弹丸入射角为 70° 时, 靶材残余压应力层深度最大, 相比弹丸质量流量, 弹丸速度对靶材残余应力场的影响更大, 增大弹丸速度, 残余压应力层深度更大。Chen 等^[10]基于 ABAQUS 研究弹丸速度对高锰钢靶材残余应力场和表面粗糙度的影响, 通过 XRD 法测定高锰钢在喷丸处理后的残余应力。结果表明, 残余应力仿真结果与试验结果吻合, 随着弹丸速度的增加, 靶材最大残余压应力和压应力层深度增大, 表面粗糙度增大。Seddik 等^[11]使用随机多弹丸模型研究喷丸后靶材表层残余压应力、塑性应变和表面损伤, 并通过试验验证仿真结果的正确性。孟庆帅等^[12]基于 ABAQUS 研究喷丸改善 42CrMo 淬火零件残余应力场。结果表明, 喷丸后, 淬火零件过渡区表层残余拉应力全部转变为压应力, 增大弹丸速度、弹丸直径或喷丸覆盖率, 则淬火零件过渡区表面残余压应力、残

余压应力层深度和最大残余压应力深度增大, 但最大残余压应力增大后几乎不变。WANG 等^[13]基于 ABAQUS 研究喷丸参数与 42CrMo 靶材残余应力的关系, 并给出最优的喷丸参数组合。该参数下, 42CrMo 试样的疲劳寿命提高了 104%。Ahmad 等^[14]通过 DEM-FEM 耦合法研究喷丸强化 Al2219 靶材。结果表明, 靶材最大残余压应力及残余压应力层深度, 随着弹丸直径、速度的增加而增大, 弹丸入射角为 90° 时, 靶材残余压应力层深最大。Gutel 等^[15]通过试验研究铸钢弹丸和玻璃弹丸的喷丸效果。结果表明, 铸钢弹丸在靶材引入更深的残余压应力层, 而玻璃弹丸在靶材表面引入更大的残余压应力。黄小波等^[16]通过试验研究喷丸后铝合金残余应力场分布规律。结果表明, 喷丸强度和弹丸材料相同时, 直径较小的弹丸产生的轴向最大残余压应力深度更大, 而直径较大的弹丸产生的切向最大残余压应力深度更大。

上述研究表明, 通过有限元法能够模拟喷丸强化, 适当增大弹丸速度和弹丸直径能够在靶材表层引入更大的残余压应力并增大残余压应力层深度。目前, 虽然关于喷丸强化的研究很多, 但关于喷丸改善焊接接头残余应力场的研究较少。黄治冶等^[17]基于 ABAQUS 研究弹丸大小、弹丸速度对焊接接头残余应力场的影响规律, 进而优化喷丸参数。结果表明, 喷丸处理能够明显改善焊接接头表层残余应力场。Dieng 等^[18]基于 Marc 研究弹丸直径、速度和入射角对 S355 J2 焊接接头残余应力场的影响规律。结果表明, 焊接接头的横向最大残余应力和纵向最大残余应力分别由 250 MPa 和 280 MPa 的拉应力转化为 -200 MPa 和 -206 MPa 的残余压应力, 与试验结果吻合。Liu 等^[19]基于 ABAQUS, 通过 SPH 法, 研究喷丸对焊缝残余应力场的影响。结果表明, 增大弹丸速度能够更好地改善焊缝残余应力场。魏顺等^[20]基于 ABAQUS 研究喷丸改善 Q235B 焊接接头残余应力场。结果表明,

增大弹丸速度或直径,焊接接头过渡区表面残余压应力、最大残余应力、最大残余应力深度和残余压应力层深度均有所增加。综上所述,喷丸能够改善焊接接头残余应力场,但上述研究只是采用单个弹丸进行喷丸,或者虽是大量弹丸,但没有考虑弹丸的随机分布和相互碰撞。随着 ABAQUS 的 DEM 模块的发展,当前可利用 ABAQUS 建立 FEM-DEM 耦合喷丸模型^[21]。因此,本文以 Q235B 钢作为研究对象,通过先焊接而后喷丸的顺序仿真,研究大量随机喷丸对焊接接头残余应力的影响规律,并据此优化喷丸参数,最后分析了最优参数下喷丸对焊接接头残余应力的改善情况。

1 模型建立

本文基于 ABAQUS 有限元仿真软件分别建立了 Q235B 焊接接头模型和焊接接头喷丸模型。首先通过非线性传热分析对焊接接头进行焊接温度仿真,然后将温度数据导入焊接接头进行焊接残余应力仿真,最后对焊接接头进行大量喷丸仿真。

1.1 材料性能

焊接仿真过程中必须考虑 Q235B 钢的众多物理参数随温度而变化,包括泊松比、弹性模量、屈服强度、密度、比热容、导热系数、线膨胀系数等^[22-23]。计算焊接温度场和残余应力场所需物理参数见文献[20],环境温度为 20 °C。弹丸和靶材材料属性见表 1。在 Johnson-Cook 模型中,屈服强度由应变、应变率以及温度决定^[24-25]。由于喷丸强化过程中,靶材表层产生剧烈塑性变形,本文采用 Johnson-Cook 模型作为材料本构模型,材料的流动屈服应力为^[26]:

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_{eq}^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{t - t_r}{t_m - t_r} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中: σ_{eq} 为等效应力; A 为 t_r 温度下的初始屈服应力; B 为应变硬化参数; ε_{eq} 为等效塑性应变; n 是应变硬化指数; C 为应变率敏感系数; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; t_r 为参考温度; t 为试验温度; t_m 为材料熔点温度; m 是热软化系数。Q235B 的 Johnson-Cook 模型相关参数见表 2^[27]。

表 1 弹丸和靶材的材料属性
Tab.1 Material properties for the shot and target

Materials	E/GPa	ν	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
SAE1070	210	0.30	7800
Q235B	208	0.28	7850

表 2 Q235B 的 Johnson-Cook 模型相关参数^[27]
Tab.2 Related Johnson-Cook model parameters of Q235B^[27]

A/MPa	B/MPa	C	n	m	$t_m / ^\circ\text{C}$	$\dot{\varepsilon}_0$
250	400	0.0391	0.36	0.1515	1500	1

1.2 焊接有限元模型

焊接模型为两块尺寸为 100 mm×47 mm×6 mm 的 Q235B 钢板,焊缝宽度为 6 mm。焊接采用手工电弧焊,电流 $I=150 \text{ A}$,电压 $U=25 \text{ V}$,焊接速度 $V=2 \text{ mm/s}$,电源热效率 $\eta=0.85$ 。焊接仿真运用生死单元技术,通过 DFLUX 子程序加载热源,热源选用双椭球热源。双椭球热源前半部分椭球的体热流密度由式(2)计算^[28],后半部分椭球的体热流密度由式(3)计算。

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_1Q}{abc_1\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_1^2}\right) \quad (2)$$

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_2Q}{abc_2\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_2^2}\right) \quad (3)$$

式中: f_1 、 f_2 为前、后椭球的热流密度分布系数, $f_1=0.6$ 、 $f_2=1.4$; Q 为输入模型的热源的总功率, $Q=UI\eta$; a 、 b 、 c_1 、 c_2 为热源形状参数,其中 $a=4.5$ 、 $b=6$ 、 $c_1=2.5$ 、 $c_2=7.5$ 。

焊接接头单元类型分别采用热传导线性六面体单元 (DC3D8) 和减缩积分单元 (C3D8R) 计算温度场和残余应力场,对底面起焊点沿焊接方向和下底面外沿四顶点沿厚度方向施加位移约束。为了兼顾计算成本及计算准确性,焊缝的网格局部细化为 x 方向 0.1 mm、 y 方向 0.05 mm、 z 方向 0.1 mm,远离焊缝的区域网格尺寸为 x 方向 8.75 mm、 y 方向 0.75 mm、 z 方向 0.1 mm,模型共有 144 000 个单元 (见图 1)。

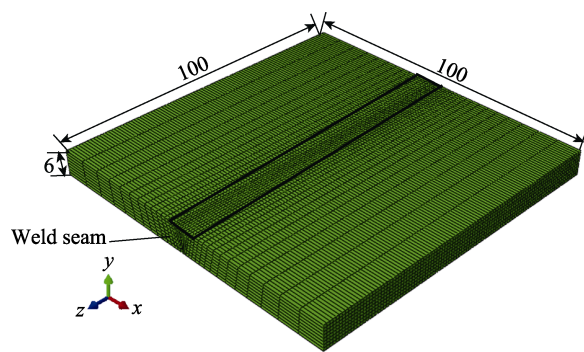


图 1 焊接有限元模型

Fig.1 Welding finite element model

1.3 焊接接头喷丸有限元模型

焊后 Q235B 焊接接头的喷丸仿真,是将 ABAQUS/Standard 求解器计算的焊接接头残余应力场传递到 ABAQUS/Explicit 中,对焊接接头进行喷丸 (见图 2)。弹丸由喷嘴喷向靶材,喷嘴直径为 6 mm,喷嘴到靶材的距离为 20 mm,喷嘴轴线与靶材表面的夹角 (弹丸入射角) 为 θ 。弹丸在喷嘴截面处随机产生,弹丸直径为 d ,弹丸速度为 v ,单位时间内由喷嘴射出的弹丸质量 (质量流量) 为 r_m 。为研究弹丸直

径 d 、弹丸入射角 θ 、弹丸速度 v 、弹丸质量流量 r_m 对焊缝横向 (x 方向) 残余应力 σ_x 和纵向 (z 方向) 残余应力 σ_z 的影响, 本仿真的喷丸参数见表 3。

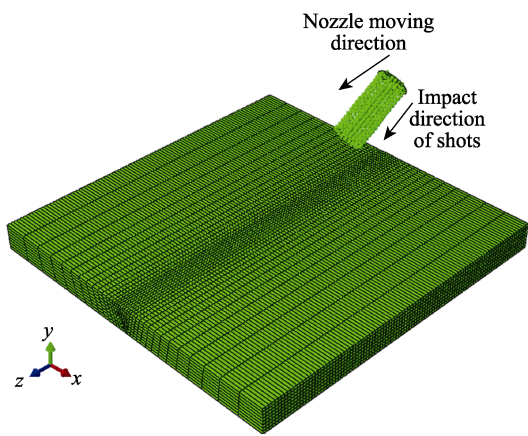


图 2 随机喷丸模型
Fig.2 Random SP model

表 3 喷丸参数
Tab.3 Parameters of SP

Group	d/mm	$\theta/(^{\circ})$	$v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$r_m/(\text{kg}\cdot\text{min}^{-1})$
1	0.4, 0.6, 0.8, 1.0	90	60	6
2	1.0	30, 45, 60, 90	60	6
3	1.0	60	20, 40, 60	6
4	1.0	60	60	3, 6, 9, 12

弹丸、靶材和喷嘴的单元类型分别为离散单元 (PD3D)、减缩积分单元 (C3D8R) 和四边形表面单元 (SFM3D4R), 靶材底面完全固定。弹丸和靶材之间采用通用接触, 摩擦因数为 0.1; 弹丸间的接触是基于赫兹公式指定的, 该公式将接触力与任意两个接触弹丸间的距离联系起来, 如公式(4)–(6)所示^[9]。

$$F_H = \frac{4}{3} E \times R^{\frac{1}{2}} \delta^{\frac{3}{2}} \tag{4}$$

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \tag{5}$$

$$\frac{1}{E} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \tag{6}$$

式中: R_1 和 R_2 、 E_1 和 E_2 、 ν_1 和 ν_2 分别是两个接触弹丸的半径、弹性模量、泊松比, 变量 δ 取决于弹丸间的接触。

1.4 模型验证

为了验证焊接接头喷丸模型的合理性, 选取喷丸参数 $d=0.4\text{ mm}$ 、 $\theta=90^{\circ}$ 、 $v=40\text{ m/s}$ 、 $r_m=6\text{ kg/min}$ 对焊后焊缝区域进行强化, 并与文献[29]中的结果进行对比。图 3 为喷丸强化焊缝前后焊接接头表面残余应力分布。图 4 为文献[29]中水射流冲击强化焊缝前后残

余应力分布。对比图 3 和图 4 可知, 本文焊接仿真和文献[29]中焊接后表面残余应力分布规律相同, 焊接后 σ_x 分布曲线都呈现“火山”形状, 且都随着与焊缝中心距离的增大, 残余应力先增大到最大值, 然后逐渐减小并趋近于 0; σ_z 分布曲线都呈现“山峰”形状, 残余应力最大值都处在焊缝中心, 且都随着与焊缝中心距离的增大, 残余应力先快速减小至最小值, 而后缓慢增大。本文喷丸强化和文献[29]中水射流冲击强化后表面残余应力的变化趋势也相同, 都把焊缝表面的 σ_x 和 σ_z 从残余拉应力转变为了残余压应力, 只是因为材料、焊接参数和强化手段的不同, 残余应力在数值上存在差别。经过对比验证, 本文采用焊接接头喷丸模型获得的结果在一定程度上是可靠的, 因此该仿真模型可用于喷丸改善 Q235B 焊接接头残余应力场的研究。

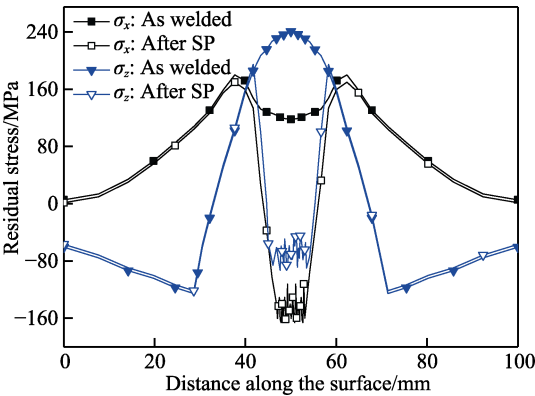


图 3 喷丸强化焊缝前后残余应力分布
Fig.3 Residual stress distribution of the weld seam before and after SP

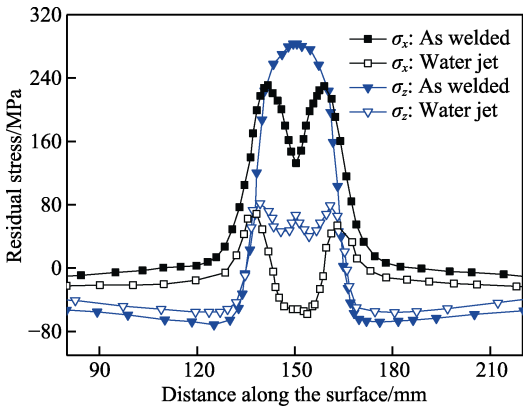


图 4 水射流冲击强化焊缝前后残余应力分布^[29]
Fig.4 Residual stress distribution of the weld seam before and after WJP^[29]

2 结果和讨论

2.1 焊接接头温度场分析

图 5 为焊接过程中焊接接头温度分布云图。热源以 2 mm/s 的速度从焊缝一端移动到另一端, 焊接 25 s

时, 1/2 焊缝单元由于被“杀死”, 无法显示(图 5a)。热源移动过程中, 焊缝及附近区域温度迅速升高, 最高温度位于焊缝中心线, 约为 2635 °C。温度超过 Q235B 熔点温度(1493 °C)的宽度范围约为 8 mm, 即整个熔池温度都在熔点温度以上。焊接完成后, 大约经过 5000 s, 焊接接头冷却至室温(20 °C)。

2.2 焊接接头应力场分析

图 6 为冷却至室温后焊接接头的应力分布云图。图 6a 为等效应力云图, 图 6b、图 6c 分别为 σ_x 、 σ_z 分布云图。焊后残余拉应力集中在焊缝, 并且残余应力场分布非常不均匀。焊接接头最大等效应力可达 182 MPa, σ_x 和 σ_z 最大残余拉应力分别为 227、196 MPa。

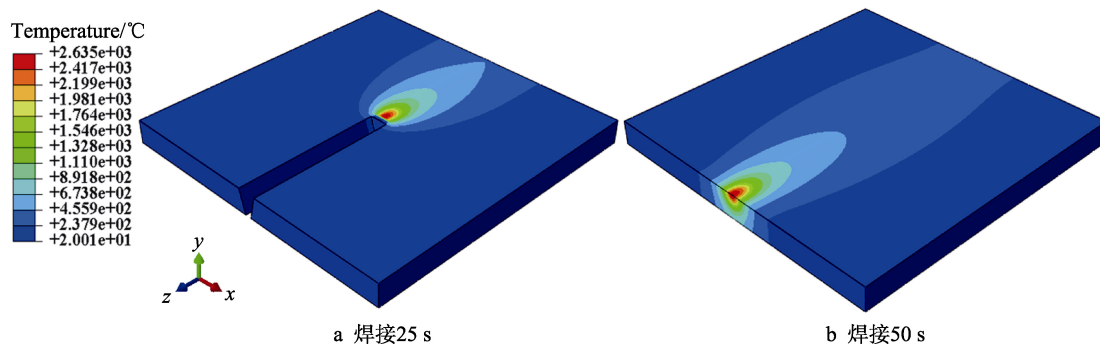


图 5 焊接接头温度分布云图

Fig.5 Temperature maps of welded joint: (a) 25 s of welding, (b) 50 s of welding

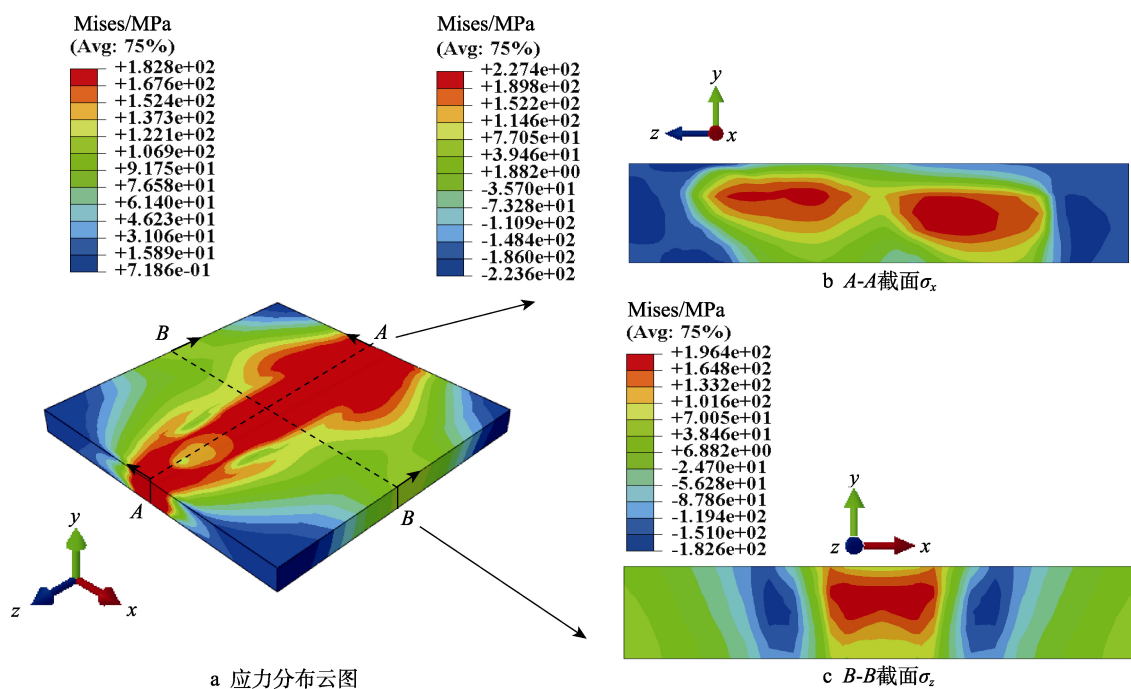


图 6 冷却至室温后焊接接头的应力分布云图

Fig.6 Stress maps of welded joint after cooling to room temperature: (a) mises stress as welded, (b) A-A σ_x as welded, (c) B-B σ_z as welded

2.3 喷丸参数对焊缝残余应力场的影响

由以上分析可知, 焊接后的焊接接头残余拉应力集中在焊缝, 因此本节研究喷丸参数, 改善焊缝残余应力场, 具体研究弹丸直径 d 、弹丸入射角 θ 、弹丸速度 v 、弹丸质量流量 r_m 对焊缝残余应力场的影响。

2.3.1 弹丸直径 d 对焊缝残余应力场的影响

图 7 和图 8 分别为不同弹丸直径下焊缝 σ_x 和 σ_z

分布。由图可得, 弹丸撞击焊缝后, 会在表层引入残余压应力, 横向和纵向的最大残余压应力都出现在次表面。随着弹丸直径的增加, 无论是横向, 还是纵向, 其最大残余压应力深度和残余压应力层深度都增加, 冲击压力作用面积随着弹丸直径的增加而增大。当弹丸直径由 0.4 mm 增加到 1 mm 时, 横向和纵向的残余压应力层深度分别增加到 0.92、0.74 mm。虽然弹丸直径为 1 mm 时, 横向的最大残余压应力比弹丸直径为 0.8 mm 时略小, 但横向和纵向的最大残余压应

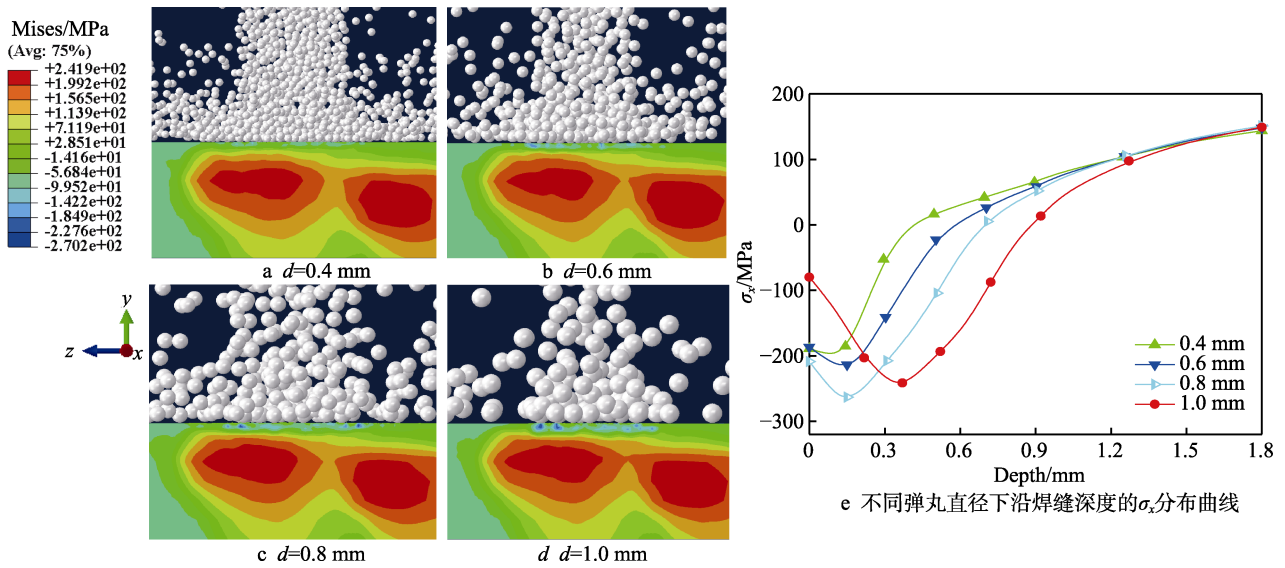
图 7 不同弹丸直径下焊缝 σ_x 分布 ($\theta=90^\circ$, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min)

Fig.7 σ_x distribution of weld seam at different shots diameters ($\theta=90^\circ$, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min): (e) σ_x distribution curves along the depth of weld seam at different shots diameters

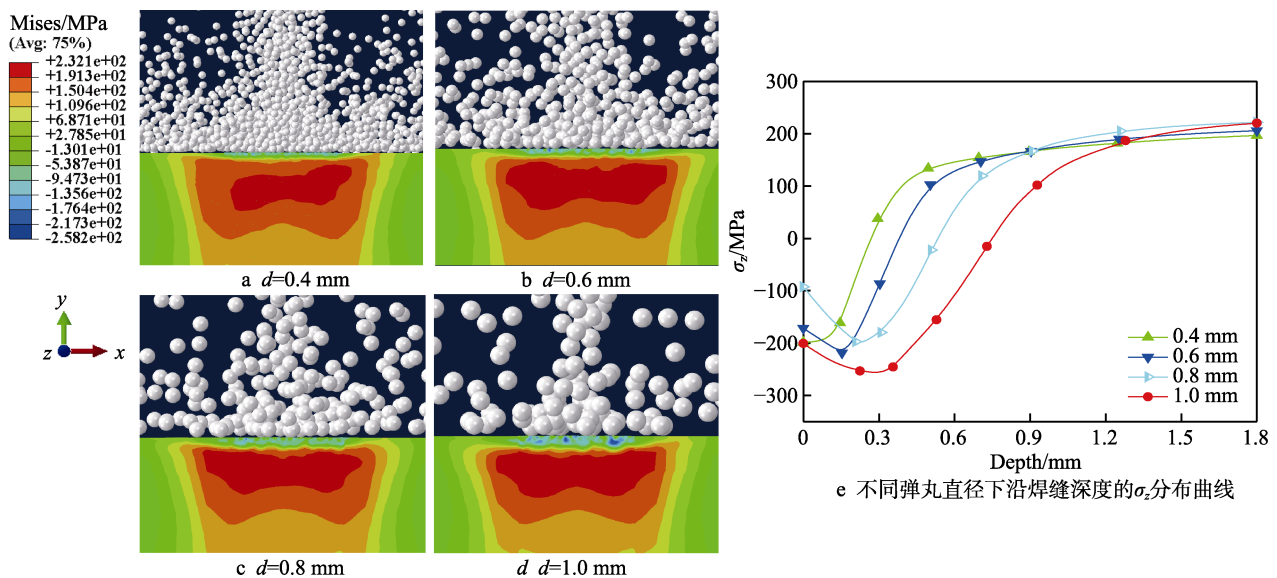
图 8 不同弹丸直径下焊缝 σ_z 分布 ($\theta=90^\circ$, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min)

Fig.8 σ_z distribution of weld seam at different shots diameters ($\theta=90^\circ$, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min): (e) σ_z distribution curves along the depth of weld seam at different shots diameters

力深度和残余压应力层深度都最大,且纵向的最大残余压应力也最大。综合考虑横向和纵向的最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度,本仿真范围内,弹丸直径为 1 mm 时,焊缝残余应力的改善效果最好,此时 σ_x 和 σ_z 的最大残余压应力分别为 -270、-258 MPa。

2.3.2 弹丸入射角 θ 对焊缝残余应力场的影响

图 9 和图 10 分别为不同弹丸入射角下焊缝 σ_x 和 σ_z 分布。由图可得,随着弹丸入射角的增大,无论是横向,还是纵向,其最大残余压应力深度和残余压应力层深度都增大,这是由于弹丸法向动能在增大。当弹丸入射角从 30° 增大到 90° 时,残余压应力层深度

分别增加到 0.92、0.74 mm;随着弹丸入射角增大, σ_x 和 σ_z 最大残余压应力都先增大后减小,这是因为当弹丸入射角大于 60° 时,入射弹丸与反射弹丸碰撞增多,部分入射弹丸损失法向动能,最终导致 σ_x 和 σ_z 的最大残余压应力都减小。虽然弹丸入射角为 45° 时, σ_x 的最大残余压应力最大,但此时横向的表面残余压应力和残余压应力层深度都比弹丸入射角为 60° 时小,且当弹丸入射角为 60° 时,纵向的表面残余压应力和最大残余压应力都最大。虽然弹丸入射角为 60° 时的横向和纵向的残余压应力层深度比弹丸入射角为 90° 时小,但距焊缝表面 0~0.41 mm 深处 σ_x 和 σ_z 的残余压应力更大。综合考虑横向和纵向的表面残余压应

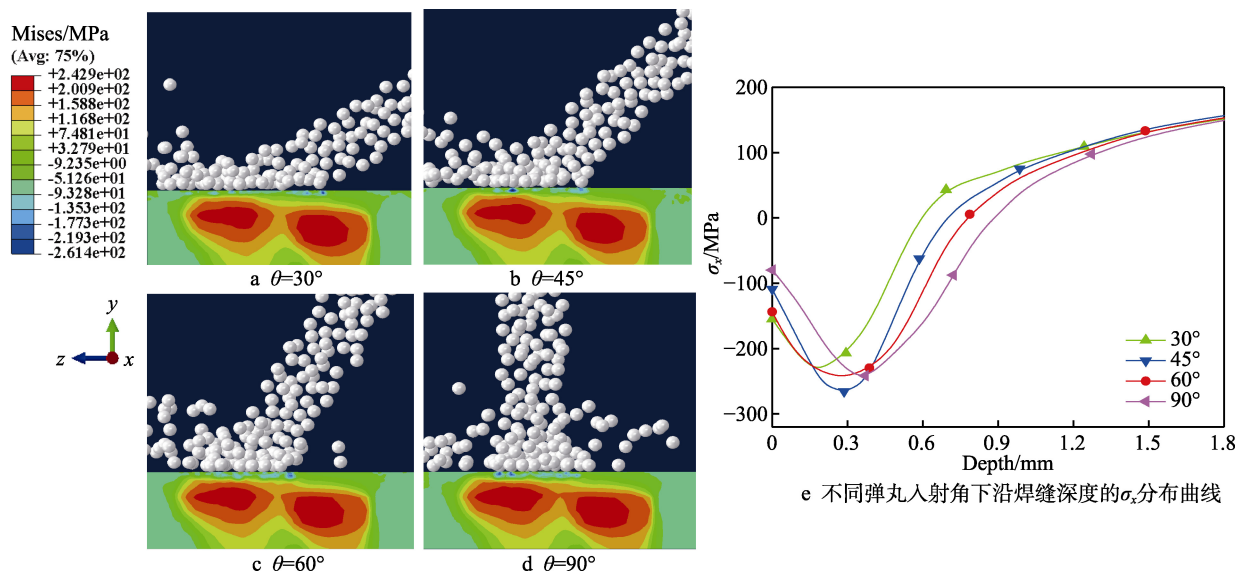


图9 不同弹丸入射角下焊缝 σ_x 分布 ($d=1$ mm, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min)

Fig.9 σ_x distribution of weld seam at different shots impact angles ($d=1$ mm, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min): (e) σ_x distribution curves along the depth of weld seam at different shots impact angles

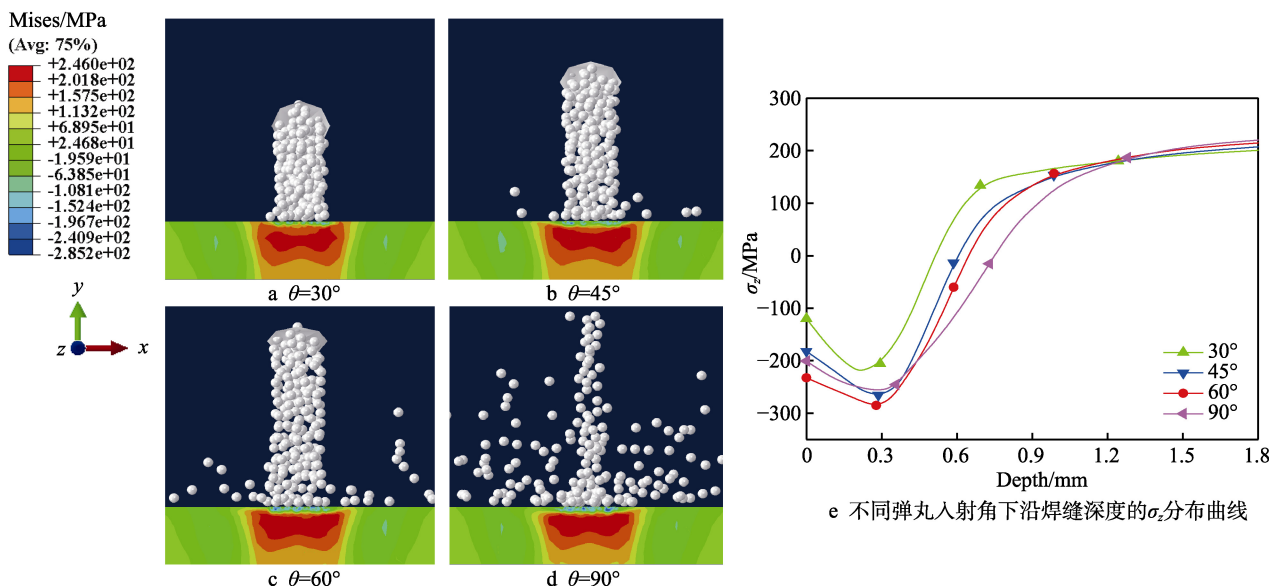


图10 不同弹丸入射角下焊缝 σ_z 分布 ($d=1$ mm, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min)

Fig.10 σ_z distribution of weld seam at different shots impact angles ($d=1$ mm, $v=60$ m/s, $r_m=6$ kg/min): (e) σ_z distribution curves along the depth of weld seam at different shots impact angles

力、最大残余压应力和残余压应力层深度,本仿真范围内弹丸入射角为 60° 时,焊缝残余应力场的改善效果最好,此时 σ_x 和 σ_z 的最大残余压应力分别可达 -261 、 -285 MPa。

2.3.3 弹丸速度 v 对焊缝残余应力场的影响

图11和图12分别为不同弹丸速度下焊缝 σ_x 和 σ_z 分布。由图可得,随着弹丸速度的增大,无论是横向,还是纵向,其最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度都增大。这是由于增大弹丸速度,弹丸冲击压力和冲击压力作用面积都增大。当弹丸速度从 20 m/s 增加到 60 m/s 时, σ_x 、 σ_z 最大残余压

应力分别增加到 -245 、 -285 MPa,最大残余压应力深度分别增加到 0.29 mm 和 0.28 mm,残余压应力层深度分别增加到 0.80 、 0.65 mm。综合考虑横向和纵向的最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度,本仿真范围内弹丸速度为 60 m/s 时,焊缝残余应力的改善效果最好,此时 σ_x 和 σ_z 的最大残余压应力分别可达 -245 、 -285 MPa。

2.3.4 弹丸质量流量 r_m 对焊缝残余应力场的影响

图13为不同弹丸质量流量下焊缝 σ_x 和 σ_z 残余应力沿深度的分布。对于 σ_x ,虽然弹丸质量流量为 3 kg/min 时,表面残余压应力最大,但弹丸质量流量

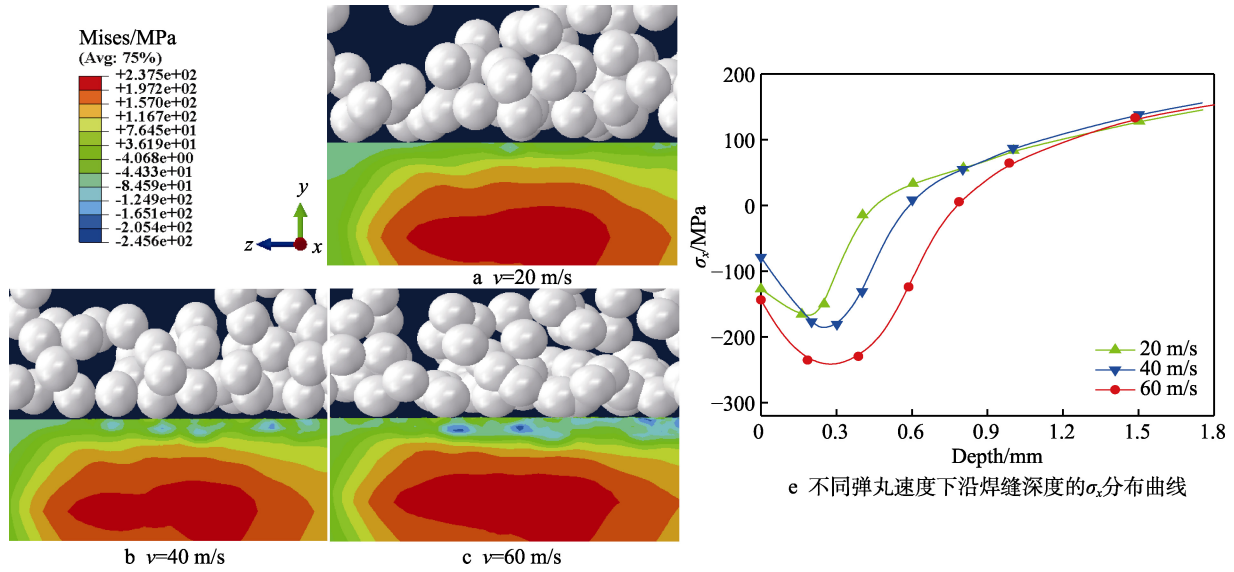
图 11 不同弹丸速度下焊缝 σ_x 分布 ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $r_m=6$ kg/min)

Fig.11 σ_x distribution of weld seam at different shots velocities ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $r_m=6$ kg/min): (d) σ_x distribution curves along the depth of weld seam at different shots velocities

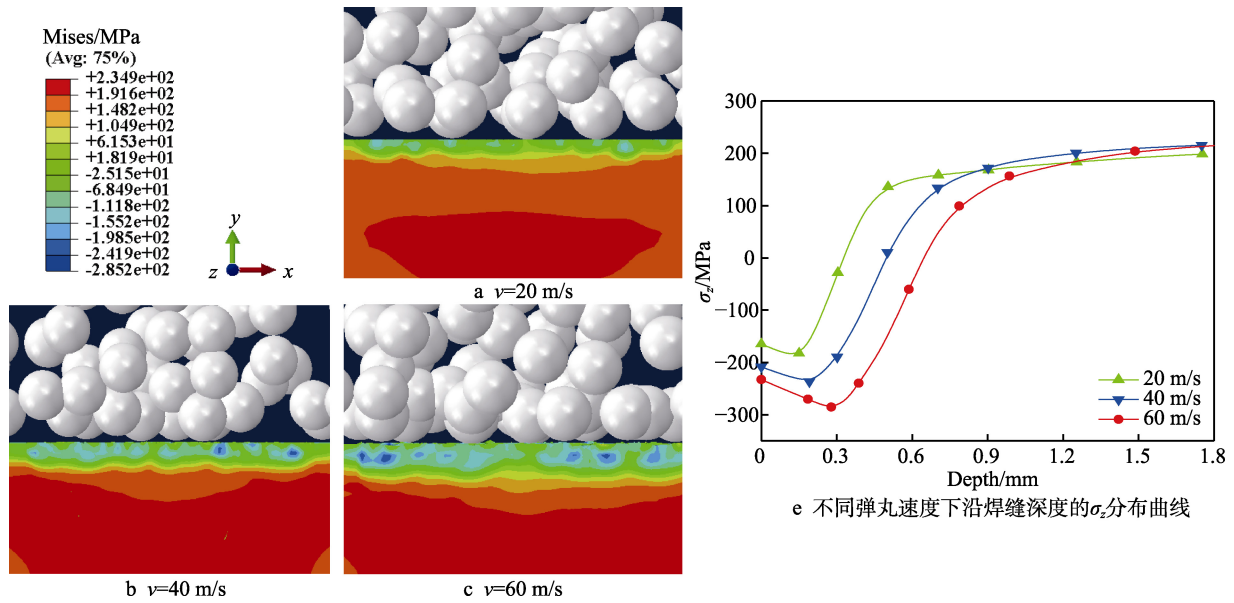
图 12 不同弹丸速度下焊缝 σ_z 分布 ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $r_m=6$ kg/min)

Fig.12 σ_z distribution of weld seam at different shots velocities ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $r_m=6$ kg/min): (d) σ_z distribution curves along the depth of weld seam at different shots velocities

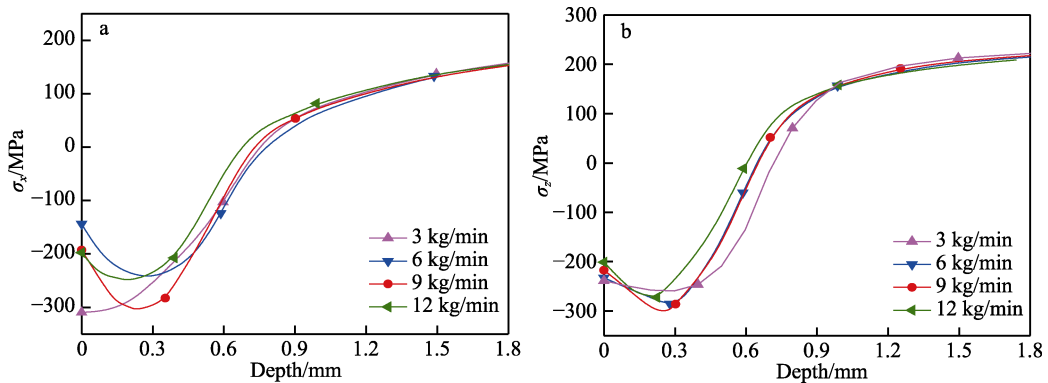
图 13 不同质量流量下焊缝残余应力沿深度分布 ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $v=60$ m/s)

Fig.13 Residual stress distribution along the depth of weld seam at different mass flow rates ($d=1$ mm, $\theta=60^\circ$, $v=60$ m/s)

为 9 kg/min 时, 距焊缝表面深度 0.16~0.51 mm 处的残余压应力最大。对于 σ_z , 虽然弹丸质量流量为 9 kg/min 时的表面残余压应力、残余压应力层深度比弹丸质量流量为 3 kg/min 时略小, 但距焊缝表面深度 0.09~0.29 mm 处的残余压应力最大。无论是横向, 还是纵向, 弹丸质量流量 $r_m=9$ kg/min 时, 在焊缝表面下给定深度 (0.16~0.29 mm) 处产生了更大的残余压应力。当弹丸质量流量增大到 12 kg/min 时, 最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度都减小。这是由于同一时刻更多的弹丸撞击靶材表面, 弹丸间碰撞增多, 能量损耗增加^[7]。综上所述, 本仿真范围内弹丸质量流量为 9 kg/min 时, 焊缝残余应力的改善效果最好, 此时 σ_x 和 σ_z 的最大残余压应

力分别可达 -306、-310 MPa。

2.4 大量喷丸对 Q235B 焊接接头残余应力场的改善情况

基于上述有限元仿真结果分析, 在最优喷丸参数 ($d=1$ mm、 $\theta=60^\circ$ 、 $v=60$ m/s、 $r_m=9$ kg/min) 下, 对焊接后的焊接接头进行大量喷丸仿真。图 14 为喷丸前后焊接接头 σ_x 和 σ_z 沿表面路径分布曲线。由曲线可知, 经过大量喷丸, 焊缝表面 σ_x 和 σ_z 都从残余拉应力转变为残余压应力。对于 σ_x , 表面残余压应力可达 -246 MPa; 对于 σ_z , 表面残余压应力可达 -275 MPa。

图 15 和图 16 分别为喷丸前后焊缝 σ_x 和 σ_z 分布。由图可知, 焊缝经过大量喷丸后, 表层 σ_x 和 σ_z 都为

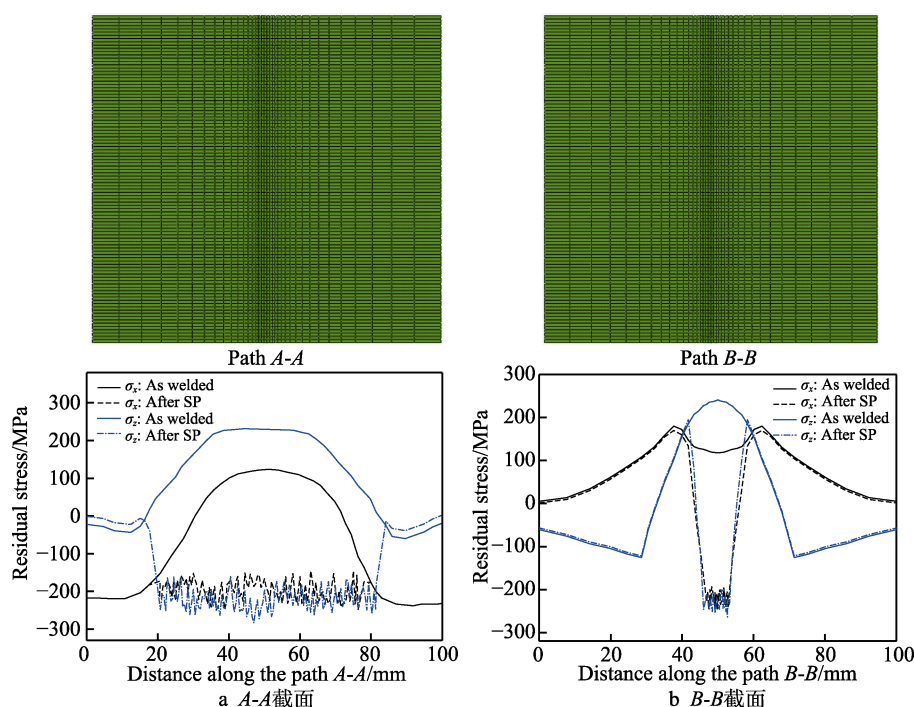


图 14 喷丸前后焊接接头表面残余应力分布

Fig.14 Residual stress distribution of welded joint surface before and after SP: (a) A-A section, (b) B-B section

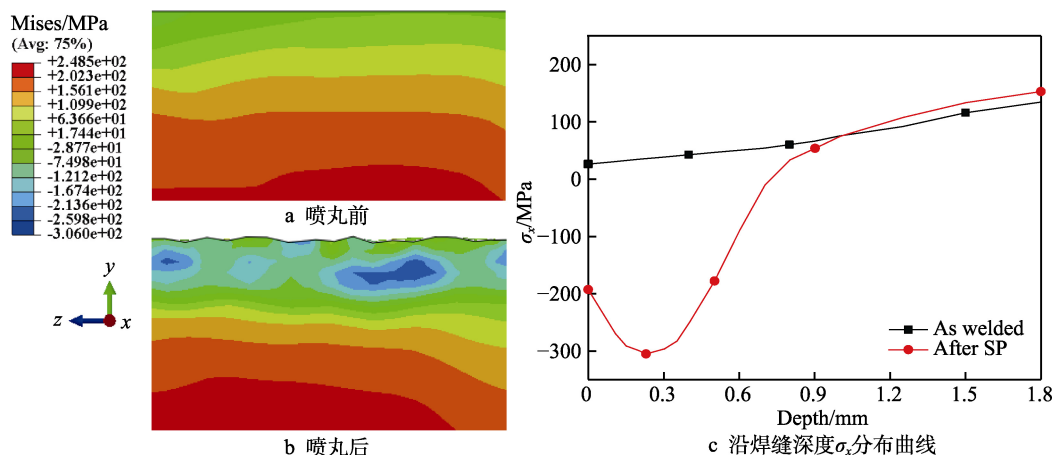


图 15 喷丸前后焊缝 σ_x 分布

Fig.15 σ_x distribution of weld seam before and after SP: (a) as welded, (b) after SP, (c) σ_x distribution curves along the depth of weld seam

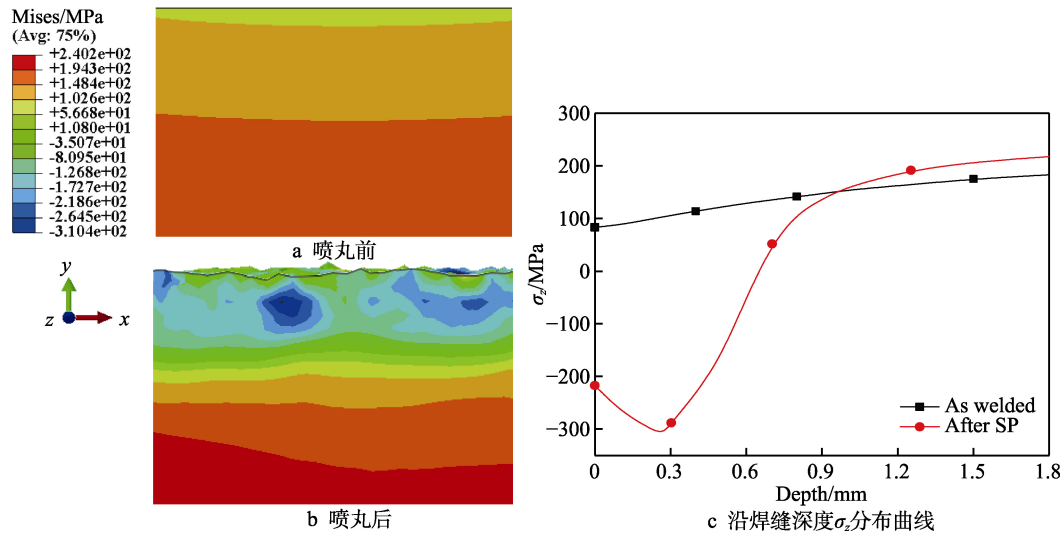
图 16 喷丸前后焊缝 σ_z 分布

Fig.16 σ_z distribution of weld seam before and after SP:(a) as welded, (b) after SP, (c) σ_z distribution curves along the depth of weld seam

残余压应力。对于 σ_x , 最大残余压应力为-306 MPa, 最大残余压应力深度为 0.24 mm, 残余压应力层深度为 0.78 mm; 对于 σ_z , 最大残余压应力为-310 MPa, 最大残余压应力深度为 0.27 mm, 残余压应力层深度为 0.66 mm。由此可知, 在最优喷丸参数下对焊后焊接接头进行大量喷丸, 能够将 Q235B 焊接接头表层残余拉应力转变为残余压应力, 从而改善 Q235B 焊接接头残余应力场。

3 结论

1) 焊接过程中, 热源附近区域温度迅速升高, 最高温度可达 2635 °C。焊接完成并冷却至室温后, 焊缝残余拉应力可达 227 MPa。喷丸可以将焊接接头表层的横向残余应力 σ_x 和纵向残余应力 σ_z , 由残余拉应力转变为残余压应力。

2) 对于 σ_z , $d=1$ mm 和 $\theta=60^\circ$ 时, 在焊缝表面下给定深度 (0~0.41 mm) 能产生更大的残余压应力。无论是 σ_x , 还是 σ_z , 增大弹丸直径 d 和弹丸入射角 θ , 最大残余压应力深度和残余压应力层深度显著增大。增大弹丸速度 v , 焊缝最大残余压应力、最大残余压应力深度和残余压应力层深度均显著增加。弹丸质量流量 $r_m=9$ kg/min 时, 在焊缝表面下给定深度 (0.16~0.29 mm) 产生了更大的残余压应力。

3) 综合考虑焊接接头 σ_x 和 σ_z 残余压应力大小及最大残余压应力深度, 本仿真范围内, $d=1$ mm、 $\theta=60^\circ$ 、 $v=60$ m/s、 $r_m=9$ kg/min 为最优喷丸参数。该参数组合条件下, 对于 σ_x 和 σ_z , 表面残余压应力分别为-246、-275 MPa, 最大残余压应力分别为-306、-310 MPa, 最大残余压应力深度分别为 0.24 mm 和 0.27 mm, 残余压应力层深度分别为 0.78、0.66 mm。

参考文献:

- [1] 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 Ren-zhi. Overview on the shot peening principle and its strengthening mechanisms for metallic materials[J]. China surface engineering, 2012, 25(6): 1-9.
- [2] 卢国鑫, 宋颖刚, 王仁智, 等. 300M 钢喷丸强化残余应力场的数值模拟[J]. 中国表面工程, 2013, 26(4): 72-76.
LU Guo-xin, SONG Ying-gang, WANG Ren-zhi, et al. Numerical simulation of 300M steel residual stress field caused by shot-peening[J]. China surface engineering, 2013, 26(4): 72-76.
- [3] GEBERT A, CONCUSTELL A, GREER A L, et al. Effect of shot-peening on the corrosion resistance of a Zr-based bulk metallic glass[J]. Scripta materialia, 2010, 62(9): 635-638.
- [4] 高玉魁, 姜涛. 喷丸强化对 DZ4 定向凝固高温合金高温旋转弯曲疲劳性能的影响[J]. 航空材料学报, 2010, 30(6): 35-38.
GAO Yu-kui, JIANG Tao. Influence of shot peening on high temperature fatigue property of DZ4 directionally solidified superalloy[J]. Journal of aeronautical materials, 2010, 30(6): 35-38.
- [5] MAJZOBI G H, AZADIKHAH K, NEMATI J. The effects of deep rolling and shot peening on fretting fatigue resistance of aluminum-7075-T6[J]. Materials science and engineering: A, 2009, 516(1-2): 235-247.
- [6] LAH N A C, ALI A, ISMAIL N, et al. The effect of controlled shot peening on fusion welded joints[J]. Materials & design, 2010, 31(1): 312-324.
- [7] HONG T, OOI J Y, SHAW B. A numerical simulation to relate the shot peening parameters to the induced residual stresses[J]. Engineering failure analysis, 2008, 15(8):

- 1097-1110.
- [8] BHUVARAGHAN B, SRINIVASAN S M, MAFFEO B, et al. Shot peening simulation using discrete and finite element methods[J]. *Advances in engineering software*, 2010, 41(12): 1266-1276.
 - [9] MURUGARATNAM K, UTILI S, PETRINIC N. A combined DEM-FEM numerical method for Shot Peening parameter optimisation[J]. *Advances in engineering software*, 2015, 79: 13-26.
 - [10] CHEN Hong-tang, WANG Shou-ren, LU Su-fen, et al. Simulation and experimental validation of residual stress and surface roughness of high manganese steel after shot peening[J]. *Procedia CIRP*, 2018, 71: 227-231.
 - [11] SEDDIK R, ATIG A, BEN SGHAIER R, et al. Finite element modeling of shot peening process[J]. *Materials science & engineering A*, 2018, 13: 266-275.
 - [12] 孟庆帅, 汪舟, 甘进, 等. 喷丸强化改善点式移动感应淬火 42CrMo 钢残余应力数值模拟分析[J]. *表面技术*, 2018, 47(9): 12-20.
MENG Qing-shuai, WANG Zhou, GAN Jin, et al. Numerical simulation analysis of shot peening for residual stress improvement of spot continual induction hardened 42CrMo steel[J]. *Surface technology*, 2018, 47(9): 12-20.
 - [13] WANG Xiao-li, WANG Zhou, WU Gang, et al. Combining the finite element method and response surface methodology for optimization of shot peening parameters[J]. *International journal of fatigue*, 2019, 129: 105231.
 - [14] AHMAD A S, WU Yun-xin, GONG Hai. Coupled finite and discrete element shot peening simulation based on Johnson-Cook material model[J]. *Proceedings of the institution of mechanical engineers, part L: Journal of materials: Design and applications*, 2020, 234(7): 974-987.
 - [15] GUTEL T, GARCIA-ANTÓN J, PELZER K, et al. Influence of the self-organization of ionic liquids on the size of ruthenium nanoparticles: Effect of the temperature and stirring[J]. *Journal of materials chemistry*, 2007, 17(31): 3290.
 - [16] 黄小波, 柳鸿飞, 高玉魁, 等. 喷丸处理的铝合金残余应力场分布规律[J]. *表面技术*, 2018, 47(1): 16-20.
HUANG Xiao-bo, LIU Hong-fei, GAO Yu-kui, et al. Distribution rule of residual stress field of zirconium alloy induced by shot peening[J]. *Surface technology*, 2018, 47(1): 16-20.
 - [17] 黄治治, 陈芙蓉. 机械喷丸对 7A52 铝合金焊接接头残余应力改善的有限元模拟[J]. *焊接学报*, 2014, 35(3): 35-40.
HUANG Zhi-ye, CHEN Fu-rong. Finite element analysis of shot peening treatment to improve welding residual stress of 7A52 aluminum alloy[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2014, 35(3): 35-40.
 - [18] DIENG L, AMINE D, FALAISE Y, et al. Parametric study of the finite element modeling of shot peening on welded joints[J]. *Journal of constructional steel research*, 2017, 130: 234-247.
 - [19] LIU Zhi-hong, XIU Lei, WU Jie-feng, et al. Numerical simulation on residual stress eliminated by shot peening using SPH method[J]. *Fusion engineering and design*, 2019, 147: 111231.
 - [20] 魏顺, 汪舟, 杨莹, 等. 喷丸改善 Q235B 对接焊接头残余应力场的有限元分析[J]. *热加工工艺*, 2020, 49(9): 122-129.
WEI Shun, WANG Zhou, YANG Ying, et al. Finite element analysis of residual stress field of butt welded joint of Q235B by shot peening[J]. *Hot working technology*, 2020, 49(9): 122-129.
 - [21] 刘雪梅, 顾佳巍, 祁国栋, 等. 基于 CFD-DEM 仿真的喷丸工艺参数优选[J]. *表面技术*, 2018, 47(1): 8-15.
LIU Xue-mei, GU Jia-wei, QI Guo-dong, et al. Optimization of shot peening process parameters based on CFD-DEM simulation[J]. *Surface technology*, 2018, 47(1): 8-15.
 - [22] 杨磊, 江克斌, 邵飞, 等. T 型焊接接头残余应力数值模拟研究[J]. *热加工工艺*, 2016, 45(1): 198-201.
YANG Lei, JIANG Ke-bin, SHAO Fei, et al. Numerical simulation analysis of welding residual stress of T-joint [J]. *Hot working technology*, 2016, 45(1): 198-201.
 - [23] BHATTI A A, BARSOUM Z, MURAKAWA H, et al. Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion[J]. *Materials & design (1980-2015)*, 2015, 65: 878-889.
 - [24] SOBOLEV A V, RADCHENKO M V. Use of Johnson-Cook plasticity model for numerical simulations of the SNF shipping cask drop tests[J]. *Nuclear energy and technology*, 2016, 2(4): 272-276.
 - [25] BANERJEE A, DHAR S, ACHARYYA S, et al. Determination of Johnson-Cook material and failure model constants and numerical modelling of charpy impact test of armour steel[J]. *Materials science and engineering: A*, 2015, 640: 200-209.
 - [26] WU Gang, WANG Zhou, GAN Jin, et al. FE analysis of shot-peening-induced residual stresses of AISI 304 stainless steel by considering mesh density and friction coefficient[J]. *Surface engineering*, 2019, 35(3): 242-254.
 - [27] 林莉, 支旭东, 范锋, 等. Q235B 钢 Johnson-Cook 模型参数的确定[J]. *振动与冲击*, 2014, 33(9): 153-158.
LIN Li, ZHI Xu-dong, FAN Feng, et al. Determination of parameters of Johnson-Cook models of Q235B steel[J]. *Journal of vibration and shock*, 2014, 33(9): 153-158.
 - [28] 张银霞, 乔向南, 王栋, 等. CO₂ 气体保护焊温度场的三维数值模拟与分析[J]. *郑州大学学报(工学版)*, 2012, 33(4): 41-45.
ZHANG Yin-xia, QIAO Xiang-nan, WANG Dong, et al. Three-dimensional numerical simulation and research of CO₂ arc welding temperature field[J]. *Journal of Zhengzhou University (engineering science)*, 2012, 33(4): 41-45.
 - [29] JIANG Wen-chun, LUO Yun, WANG Huai, et al. Effect of impact pressure on reducing the weld residual stress by water jet peening in repair weld to 304 stainless steel clad plate[J]. *Journal of pressure vessel technology*, 2015, 137(3): 31401.