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

孟庆帅[a,b]，汪舟[a,b]，甘进[c]，杨莹[a,b]，伍刚[a,b]，钟汉烈[a,b]，熊勋[a,b]，高恺[a,b]，甘小燕[a,b]

（武汉理工大学 a.汽车工程学院 b.现代汽车零部件技术湖北省重点实验室 c.交通学院，武汉 430070）

摘 要：目的 建立喷丸强化模型，模拟点式移动感应淬火零件过渡区残余拉应力改善情况。**方法** 采用 X 射线衍射法，测量感应淬火零件过渡区残余应力分布情况，获得的残余应力作为初始应力条件被赋予到喷丸强化模型中，并通过 X 射线残余应力测试验证模型预测残余应力的准确性。最终通过被验证的喷丸强化模型，探究喷丸处理对初始残余应力状态的改善情况，以及不同喷丸参数对残余应力分布的影响。**结果** 经喷丸强化处理过的淬火零件过渡区表层区域残余拉应力全部转变为残余压应力，不同残余应力状态模型喷丸后残余应力分布差异极小，说明初始残余应力状态对喷丸后残余应力分布的影响微乎其微。增加喷丸速度、弹丸直径和喷丸覆盖率可使残余压应力值增大，残余压应力层深增加，但是二者的增加存在饱和现象，即达到一定程度后变化非常小。**结论** 喷丸强化前，过渡区残余拉应力最大值为 295 MPa，喷丸处理后，过渡区残余压应力最大可达−973 MPa，喷丸强化工艺对点式移动感应淬火零件过渡区残余应力改善效果明显。

关键词：点式移动感应淬火；喷丸强化；残余应力；数值模拟；初始应力赋值；饱和残余应力场

中图分类号：TG668 **文献标识码：**A **文章编号：**1001-3660(2018)09-0012-09

DOI：10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2018.09.002

Numerical Simulation Analysis of Shot Peening for Residual Stress Improvement of Spot Continual Induction Hardened 42CrMo Steel

MENG Qing-shuai[a,b], *WANG Zhou*[a,b], *GAN Jin*[c], *YANG Ying*[a,b], *WU Gang*[a,b], *ZHONG Han-lie*[a,b], *XIONG Xun*[a,b], *GAO Kai*[a,b], *GAN Xiao-yan*[a,b]

(a.School of Automotive Engineering, b.Hubei Key Laboratory of Advanced Technology for Automotive Components, c.School of Transportation, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

ABSTRACT: The work aims to simulate improvement of residual tensile stresses in transitional area of the spot continual induction hardening (SCIH) components by establishing shot peening (SP) model. Distribution of residual stresses induced by SIH was measured in the method of X-ray diffraction, and resulting residual stresses were assigned to the SP model as initial residual

收稿日期：2018-04-18；修订日期：2018-06-20

Received：2018-04-18；**Revised**：2018-06-20

基金项目：国家自然科学基金项目（51405356，51772228）

Fund：Supported by the National Natural Science Foundation of China (51405356, 51772228)

作者简介：孟庆帅（1993—），男，硕士研究生，主要研究方向为汽车轻量化、多物理场耦合仿真。

Biography：MENG Qing-shuai (1993—), Male, Master graduate student, Research focus: lightweight of automobile and multiphysics coupling simulation.

通讯作者：汪舟（1981—），男，副教授，硕导，主要研究为汽车轻量化、汽车零部件先进制造和多物理场耦合仿真。

Corresponding author：WANG Zhou (1981—), Male, Associate professor, Master supervisor, Research focus: lightweight of automobile, advanced manufacturing of auto parts and multiphysics coupling simulation.

stresses. The X-ray residual stress test was performed to verify accuracy of SP model-based residual stress prediction. Finally, the verified SP model was used to study improvement effect of SP on initial tensile residual stresses in transitional area and influences of SP parameters on the distribution of residual stresses. The tensile residual stresses in transitional area on the surface were transformed into compressive residual stresses after SP treatment. The difference in residual stress distribution of the model was very small after SP treatment in different residual stress states, which indicated that the residual stresses introduced by the previous process had little effect on the distribution of residual stress after SP. Increase in shot velocity, shot diameter and peening coverage could lead to increase in both compressive residual stresses and depth of compressive residual stresses. However, increase of the two was saturated, which meant that the values changed slightly after reaching a certain level. The maximum tensile residual stress in transitional area is 295 MPa before SP and −973 MPa after SP, which indicates that SP can improve distribution of tensile residual stresses in the transitional area of SCIH components efficiently.

KEY WORDS: spot continual induction hardening; shot peening; residual stress; numerical simulation; initial stress assignment; saturated residual stress field

点式移动感应淬火作为局部感应淬火技术的一种，最早由陈浩等人在传统感应淬火技术的基础上改进而来[1]。该技术能够对形状复杂零件表层特定区域进行强化，增加其硬度、强度及抗疲劳性能的同时，不改变零件内部其他区域的性能[2]。但点式移动感应淬火处理后，由于组织分布不均匀，零件过渡区不可避免地存在对其疲劳性能不利的残余拉应力，使该处成为零件的薄弱区域。选择合适的工艺来改善过渡区的残余应力分布对于提升零件的整体力学性能尤为重要。

喷丸强化技术是一种通过高速运动的弹丸对机械零件表面撞击引起表层塑性变形，从而改善零件表层微观结构并优化零件表层残余应力分布的机械表面强化方式[3]。因为该技术具有生产成本低、操作方式简单、强化效果显著等优点，所以被广泛地应用于机械零部件制造领域[4-7]，许多专家学者也对喷丸强化技术改善淬火零件力学性能展开过研究。戴如勇等人[8]对渗碳淬火 18CrNiMo7-6 钢进行了不同工艺参数的一次喷丸、二次喷丸处理，探究了喷丸处理后零件残余应力、显微硬度、表面粗糙度、晶粒尺寸和奥氏体含量的改变情况。刘保等人[9]对 17CrNiMo6 渗碳淬火钢进行喷丸处理，对比喷丸前后零件晶间氧化和硬度的差异，得出了喷丸强化可以有效消除零件表层晶间氧化并提升其硬度的结论。王永芳等人[10]采用不同强度的喷丸工艺对 1Cr12Ni3Mo2VN 高频感应淬火钢进行处理，探究了喷丸强化对淬火零件过渡区表面质量与残余应力的影响，并综合考虑表面质量、残余应力情况，确定了最佳喷丸处理工艺。孙献凯等人[11]为了提高曲轴的疲劳寿命，提出了一种中频淬火曲轴喷丸强化的处理方法，对喷丸前后曲轴进行了残余应力测定，并展开分析。

工业界之前通常根据前人经验或试验来确定和优化特定产品的喷丸工艺参数，这种喷丸参数获取方式需要花费大量的时间和金钱。随着计算机仿真技术的不断发展，许多专家学者开始采用有限元方法来研究这一机械表面强化过程，一方面为了节省时间和资金，另一方面则是通过仿真模型更加深入地研究喷丸强化机理。Miao 等人[12]结合 Matlab 程序系统研究了 3D 随机多弹丸有限元模型中弹丸直径、速度，喷丸覆盖率、角度对残余应力分布和粗糙度的影响。Dieng 等人[13]建立焊接件喷丸强化模型，研究了喷丸速度、弹丸直径、撞击角度对改善焊接接头处残余应力的影响，并对模拟结果进行了实验验证。凌祥、张广良等人[14-15]建立了不同弹丸材料的喷丸强化模型，模拟过程中研究了不同喷丸工艺参数对残余应力分布的影响，最终得到了工艺参数对残余压应力层深、残余压应力值的影响规律。

在喷丸强化的有限元模拟方面，绝大部分模拟工作以未经处理的基体材料为研究对象展开，针对考虑上一工序引入残余应力影响的喷丸模拟工作少之又少[16]。本文针对喷丸改善点式移动感应淬火过渡区残余应力分布这一问题，在前人研究工作的基础上，首先采用 X 射线衍射法测量感应淬火零件过渡区残余应力分布情况，然后将其作为喷丸强化模型的初始残余应力条件赋予所建立的喷丸模型，通过被验证的喷丸强化模型探究喷丸处理对初始残余应力状态改善情况，以及不同喷丸参数对残余应力分布的影响规律。

1　实验方法

1.1　实验材料

本文实验以及模拟过程用到的材料为 42CrMo 高强度钢，该材料韧性好，淬透性高，淬火变形小，高温时蠕变强度和持久强度高，常用于制造强度较高、调制截面较大的锻件，如机车牵引用的大齿轮、后轴、增压器传动齿轮[17-18]。

42CrMo 钢的热处理工艺为 850 ℃下淬火 20 min，并在 650 ℃下保温 2 h，初始屈服强度约为 680 MPa，硬度为 280HV。42CrMo 钢化学成分如表 1 所示。

表 1　42CrMo 钢化学成分
Tab.1 Chemical composition of 42CrMo steel

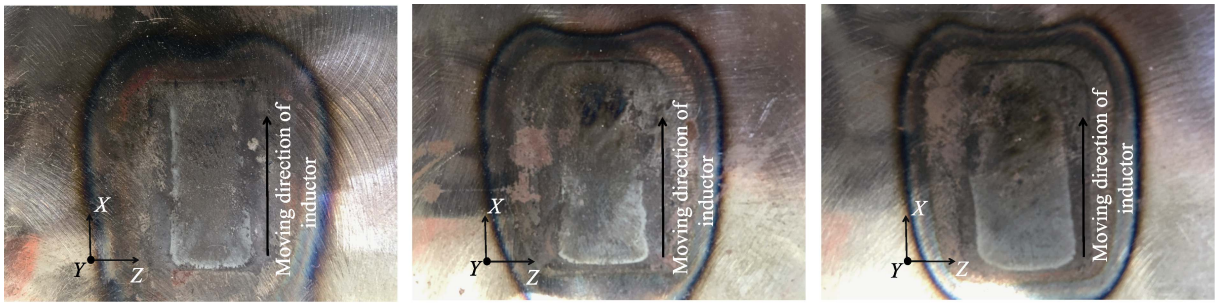
wt%

C	Cr	Mo	Si	Mn	Ni	S	Al	P	Fe
0.44	1.21	0.22	0.28	0.81	0.07	0.02	0.03	0.02	Bal.

1.2　点式移动感应淬火实验

本文所使用的点式移动感应淬火设备是在 SSF-50 高频感应加热设备的基础上自行设计改造而来的。点式移动感应加热功率由输入电流决定，本实验中电流频率为 30 kHz，加热功率为 50 kW。实验过程中，采用不同感应器移动速度对零件进行点式移动感应淬火处理，感应器移动速度分别为 1、2、3 mm/s。

实验过程中将 42CrMo 零件放置于试验台上，保持感应器和零件表面距离为 1 mm，通过数控面板编程控制感应器沿直线匀速移动，并设置移动时间。为了保证不同感应器移动速度下零件淬火区域长度相同，感应器移动速度为 1、2、3 mm/s 时，淬火时间分别为 36、18、12 s。经过点式移动感应淬火处理后的 42CrMo 零件表面情况如图 1 所示。



a V_{ind}=1 mm/s　　b V_{ind}=2 mm/s　　c V_{ind}=3 mm/s

图 1　不同感应器移动速度时 42CrMo 钢零件点式移动感应淬火处理表面情况
Fig.1 Surface state of 42CrMo steel after SIH treatment at different movement velocity of inductor

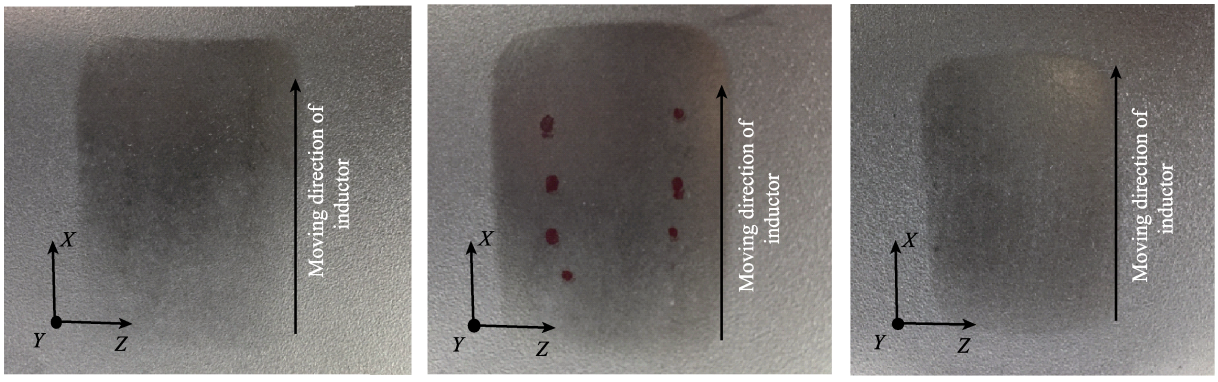
1.3　喷丸强化实验

实验采用的喷丸机为气动式喷丸机，该设备以压缩空气为动力，空气在空压机内被压缩，然后在压力罐中建立所需要的工作气压，最终弹丸通过阀门被压入管道并通过喷嘴喷出，喷射到工件表面，达到强化工件的目的。在喷丸实验中，如何将各项喷丸参数与喷丸模拟中喷丸速度一一对应尤为关键。本文根据 Klemenz 博士从众多试验中总结出的经验公式(1)，由喷丸实验中的各项喷丸参数确定模拟弹丸速度[19]：

$$v=\frac{16.35\times p}{1.53\times m+p}+\frac{29.50\times p}{0.598\times d+p}+4.83\times p \tag{1}$$

其中，p 是喷丸压力，m 是丸料给进流量，d 是弹丸直径。

喷丸强化实验中，对不同感应器移动速度处理后的淬火零件采用相同喷丸参数进行喷丸强化处理。实际喷丸时，根据上述公式中的喷丸压力、丸料给进流量和弹丸直径计算得出实验弹丸的平均速度约为 60 m/s。实验中统一采用弹丸直径 0.6 mm、喷丸覆盖率 100%进行处理。淬火零件经喷丸处理后，表面情况如图 2 所示。



a V_{ind}=1 mm/s　　b V_{ind}=2 mm/s　　c V_{ind}=3 mm/s

图 2　不同感应器移动速度时 42CrMo 钢淬火零件过渡区喷丸强化后表面情况
Fig.2 Surface state of 42CrMo steel after SIH treatment at different movement velocity of inductor

1.4　残余应力测试实验

利用 X-350A 型 X 射线残余应力测试仪对残余应力进行测试，通过 sin2φ 方法[20-21]分析 γ-Fe（311）的衍射峰位移，计算残余应力值。测量过程中，在±70°范围内，每隔 10°测量一次 φ 角。通过电解法对零件

剥层处理，以获得零件沿层深方向的残余应力值，最终根据 Moore 等人[22]提出的方法对残余应力进行修正。

2　喷丸强化模型建立

喷丸强化过程中，大量弹丸高速冲击零件表面，为了描述弹丸撞击过程中材料表面高应变率、不规则弹塑性循环加载这一物理过程，选择合适的材料本构模型非常重要。Johnson-Cook 模型作为一个能够合理描述应变强化效应和温升软化效应的弹塑性强化模型，能够较好地描述材料在受高速冲击载荷情况下的加工硬化效应，因此被广泛应用于冲击动力学数值模拟中。本文采用 ABAQUS/Explicit 中自带的 Johnson-Cook 模型作为材料本构模型，其屈服应力表达如下：

$$\sigma_{\mathrm{eq}}=(A+B\varepsilon_{\mathrm{eq}}^{n})\left[1+C\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}}{\dot{\varepsilon}_{0}}\right)\right]\left[1-\left(\frac{T-T_{r}}{T_{m}-T_{r}}\right)^{m}\right] \quad (2)$$

其中，σ_{eq} 为等效应力，A 为 T_r 温度下初始屈服应力，B 为应变硬化参数，$\varepsilon_{\mathrm{eq}}$ 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 是参考温度，T 是试验温度，T_m 是材料熔点温度，m 是热软化系数。

本文对 42CrMo 钢点式移动感应淬火零件过渡区喷丸强化过程进行模拟，该区域组织被定义为与基体区相同的回火马氏体（回火温度 650 ℃），其材料性能参数如表 2[23-24]。

表 2　42CrMo 淬火钢过渡区力学性能参数
Tab.2 Mechanical property parameters of 42CrMo steel after SIH treatment in transitional area

Property parameters	42CrMo	Property parameters	42CrMo
A/MPa	680	m	1.03
B/MPa	510	T_{m}/℃	1700
C	0.015	ρ/(kg·m^{-3})	7830
n	0.26	E/GPa	208

在 ABAQUS/Explicit 程序中建立三维多弹丸碰撞模型，图 3 为覆盖率 100%的喷丸强化模型示意图。喷丸模型中 42CrMo 淬火钢受喷零件的尺寸为 2 mm×2 mm×10 mm，喷丸强化后零件残余应力改善层位于零件表层，深度较深的部分应力应变速率较表层小得多。考虑计算精度与计算时间，将零件表面层以下 2 mm 深度的部分等分为 20 层，每层为一个集合，对此区域的网格进行网格细化。表层以下 0~1 mm 区域内网格尺寸为 0.017 mm×0.017 mm×0.017 mm，表层以下 1~2 mm 内网格尺寸为 0.017 mm×0.017 mm×0.051 mm，2 mm 以下部分在深度方向上网格尺寸从模型表面至模型底面逐渐变大。喷丸模型中零件以及

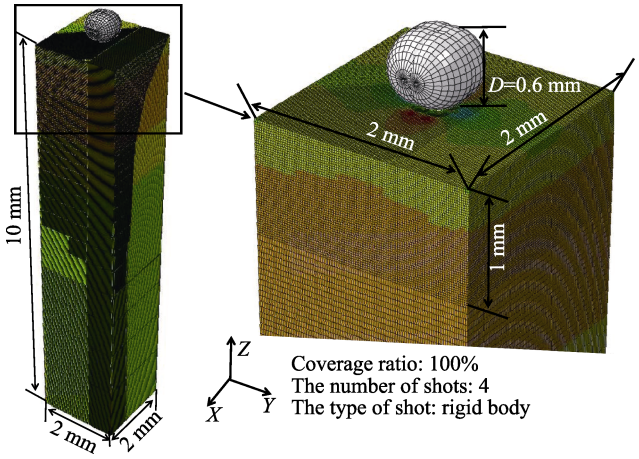


图 3　喷丸强化模型示意图
Fig.3 Schematic diagram of SP model

弹丸单元类型均为 C3D8R，整个模型有 1 224 000 个网格。

喷丸强化模型约束如图 4 所示，该模型综合考虑了表面和侧面因为弹丸撞击而产生的偏移，设置了耦合约束限制侧面旋转自由度，使其与喷丸面保持动态垂直。喷丸模型底面限制 Z 方向的移动，底面四个点限制 X、Y、Z 方向的位移，这与喷丸过程中底面固定的实际情况相符合。喷丸模型中对于弹丸选择刚体约束，约束分别作用在代表不同弹丸的参考点上，此外，弹丸所具有的其他物理性质以及弹丸具有的初速度也被设置在这些参考点上。弹丸与工件表面撞击过程中存在摩擦，摩擦系数设置为 0.4[25]。

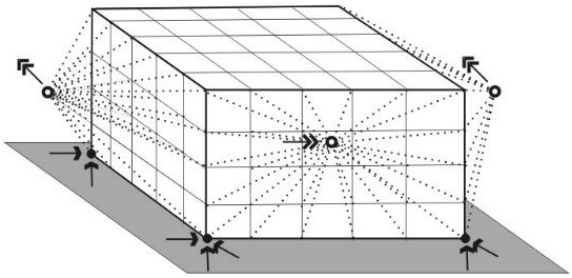


图 4　喷丸模型耦合约束边界条件
Fig.4 Schematic diagram of coupling constraint boundary conditions of SP model

喷丸强化模型表层以下 2 mm 处网格经历过不同程度的细化，该区域亦是初始残余拉应力改善的主要部分。图 5 为喷丸模型的初始残余应力值赋予情况示意图。0~2 mm 深度范围被等分为 20 个集合。因为喷丸模型所选取的受喷区域极小，只有 2 mm×2 mm，所以近似认为每个集合的残余应力都是同一值。2~10 mm 深度范围内被划分成了 3 个集合，高度分别为 1、2、5 mm。不同点式移动淬火处理后的初始残余应力均来自于 X 射线应力测试。

为了实现喷丸模型表面弹丸覆盖率为 100%，需采用图 6a 中的弹丸覆盖方法，弹丸中心数字表示撞

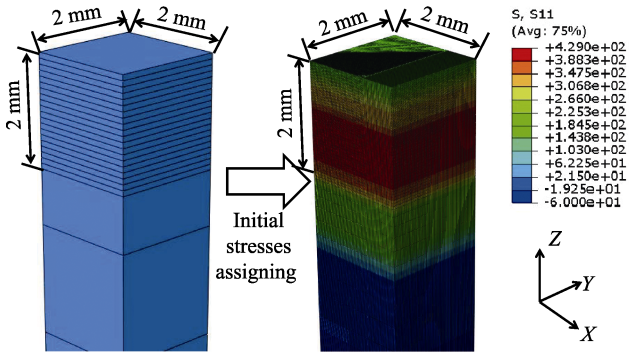
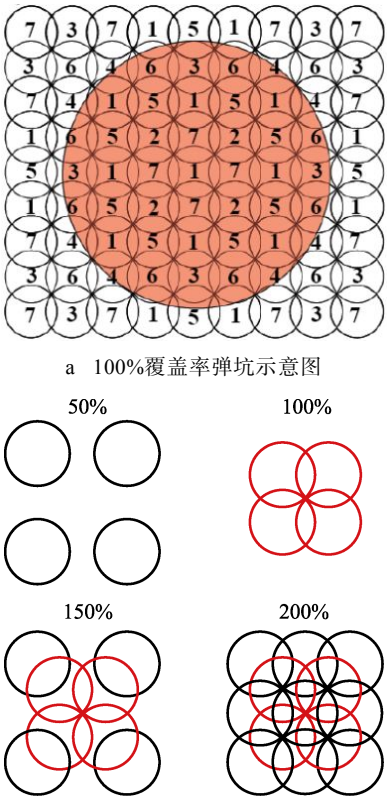


图 5　喷丸模型初始残余应力赋予情况示意图

Fig.5 Schematic diagram of initial stress assignment in SP model



a　100%覆盖率弹坑示意图

b　不同覆盖率弹坑示意图

图 6　弹坑示意图

Fig.6 Schematic diagram of dimple patterns: a) dimple patterns at100% coverage ratio, b) dimple patterns at different coverage ratios

击弹丸的层数，该 100%弹丸覆盖率方式由 7 层弹丸撞击实现。相应的，覆盖率为 150%的实现方式是，采用 50%覆盖率与 100%覆盖率叠加；覆盖率为 200%就要采用两个 100%覆盖率叠加。图 6b 是根据 6a 简化的 50%、100%、150%和 200%的覆盖率实现方法。本文不同喷丸覆盖率的模型按照图 6b 建立。

撞击区残余应力的计算如图 7 所示，不同弹丸覆盖率模型弹丸排列示意图均为轴对称图形/旋转对称图形，所以图中三角形区域的平均残余应力值即可代表整个撞击区域的残余应力。选择三角形区域中绿点为残余应力提取路径的初始点，提取路径的方向是表面指向底面。将 6 条路径所获得的残余应力情况平均，即为三角形区域的残余应力情况，也可代表整个撞击区域的残余应力值。

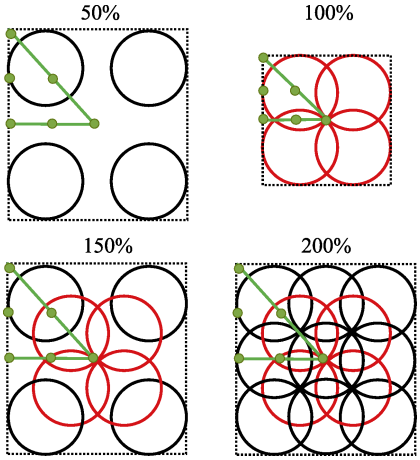


图 7　残余应力计算方法示意图

Fig.7 Calculation method of residual stresses

通过对喷丸强化模型进行合理的网格划分，建立合理的边界约束条件，选择合理的覆盖率方式，建立了不同初始应力条件的喷丸强化模型以及不同喷丸工艺参数的喷丸强化模型，以探究其残余应力分布。不同模型采用控制变量法对参数进行控制，喷丸强化模型工艺参数情况如表 3 所示。

表 3　喷丸强化模型工艺参数

Tab.3 Process parameters of SP model

自变量	无关变量
初始残余应力： V_{ind}=1 mm/s 过渡区残余应力， V_{ind}=2 mm/s 过渡区残余应力， V_{ind}=3 mm/s 过渡区残余应力	喷丸速度：60 m/s 弹丸直径：0.6 mm 覆盖率：100%
喷丸速度： 50、60、70、80 m/s	初始残余应力： V_{ind}=3 mm/s 过渡区残余应力 弹丸直径：0.6 mm 覆盖率：100%
弹丸直径： 0.4、0.6、0.8、1.0 m	初始残余应力： V_{ind}=3 mm/s 过渡区残余应力 喷丸速度：60 m/s 覆盖率：100%
覆盖率： 50%、100%、150%、200%	初始残余应力： V_{ind}=3 mm/s 过渡区残余应力 喷丸速度：60 m/s 弹丸直径：0.6 mm

3　结果与分析

3.1　喷丸强化模型残余应力预测及验证

图 8 为感应器移动速度为 3 mm/s 处理后，过渡

区残余应力沿层深的分布实验值，以及实验值和模拟值的对比。由图可知，样品过渡区深度在 0~0.4 mm 内，由于淬火过程中相变应力、热应力和相变塑性应变的综合作用，初始残余应力表现为拉应力，残余拉应力在 173 MPa 至 295 MPa 范围内变动。喷丸强化处理之后，表层区域的残余拉应力全部转变为压应力，表层残余压应力值为−313 MPa，最大残余压应力为−630 MPa，残余压应力层深为 0.31 mm，喷丸强化对点式移动感应淬火零件过渡区残余拉应力改善效果明显。

对比实验与模拟残余应力分布曲线，其表层残余压应力值分别为−378 MPa 和−326 MPa，模拟误差为 15.9%；最大残余压应力值分别为−630 MPa 和−900 MPa，模拟误差为 43%；残余压应力层深分别为 0.31 mm 和 0.33 mm，模拟误差为 6.5%；最大残余压应力深度实验值与模拟值一致。实验与模拟数据对比可知，该模型对表层残余压应力值、残余压应力层深和最大残余压应力深度的预测比较准确，对最大残余压应力的预测存在偏差。造成该差异的原因主要有以下三点：1）本模拟中弹丸被设置为刚体，导致了模拟残余压应力值较实验值有所增大；2）喷丸过程存在加工硬化现象，加工过程随着冷变形程度的增加，材料屈服强度增加，这一点杨新俊[26]在文章中有所提及；3）实际喷丸过程中，由于弹丸撞击会引起表层区域晶粒细化，细化晶粒同样会使材料强度有所提升。

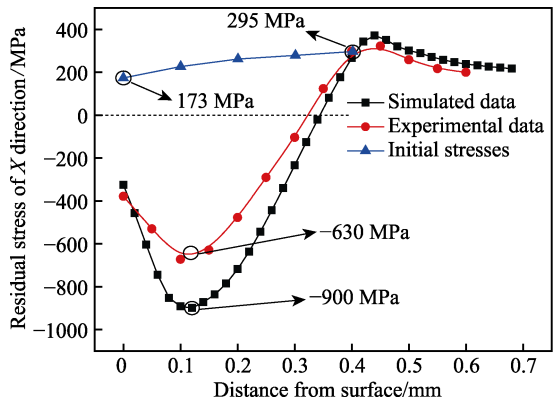


图 8　感应器移动速度 3 mm/s 处理后过渡区残余应力沿层深分布值

Fig.8 Distribution data of residual stresses in transitional area along depth direction after SIH (V_{ind}=3 mm/s)

3.2　初始残余应力对喷丸处理后残余应力的影响

图 9 分别是感应器移动速度为 1、2、3 mm/s 以及初始残余应力为 0 时，喷丸强化前后残余应力沿层深分布的示意图。喷丸参数设定：喷丸速度为 60 m/s，弹丸直径为 0.6 mm，喷丸覆盖率为 100%。从图中可以看出，4 条喷丸后的残余应力曲线几乎重合，不同初始应力状态下喷丸后残余应力曲线在残余应力层深、最大残余应力深度、表层残余压应力值和最大残余压应力值上几乎没有差异。表层残余压应力值变化范围为−290 MPa 至−379 MPa，最大残余压应力值变化范围为−878 MPa 至−924 MPa，残余压应力层深为 0.33 mm。

比较图 9 中相同点式移动感应淬火处理零件喷丸强化前后残余应力的变化情况，可以发现喷丸强化处理对表层残余拉应力改善明显，喷丸处理后表面区域残余应力由拉应力变为压应力，这对零件材料力学性能、抗疲劳性能有极大的改善作用。此外，比较淬火零件初始残余应力与喷丸后残余应力分布，发现不同感应器移动速度时淬火零件过渡区初始残余应力值存在差异，在经过喷丸处理后，残余应力的差异几乎消失，这一点在初始残余应力设为 0 MPa 对应的条件下体现得更加明显，这说明点式移动感应淬火初始残余应力状态对喷丸后残余应力分布没有影响，喷丸工艺所造成的残余应力分布基本可以忽略前一道工序引入残余应力的作用。但残余应力改变程度的不同一定会导致零件形状尺寸发生相应变化的差别，这对经过点式移动感应淬火和喷丸复合处理后的精密机械零部件的形状尺寸控制是需要特别注意的。

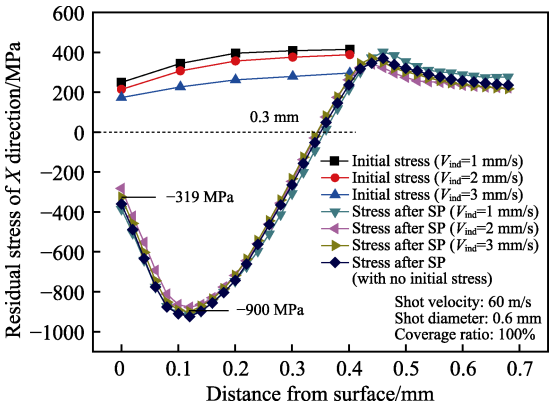


图 9　不同初始残余应力状态下喷丸前后过渡区 X 方向残余应力分布情况

Fig.9 Residual stress (X direction) distribution in transitional area in different initial stress states

3.3　喷丸速度对残余应力场的影响

图 10 显示了感应器移动速度为 3 mm/s，淬火零件过渡区初始应力状态下，弹丸直径为 0.6 mm，覆盖率为 100%时，不同喷丸速度对过渡区 X 方向残余应力的影响情况，选取的喷丸速度分别为 50、60、70、80 m/s。从图中可以看出，随着喷丸速度的增加，表面残余压应力值、最大残余应力深度、最大残余应力值、残余压应力层深均有所增加。4 种不同喷丸速度下的表面残余压应力值分别为−263、−326、−391、−495 MPa，最大残余压应力值分别为−867、−900、−939、−973 MPa，最大残余压应力深度分别为 0.08、

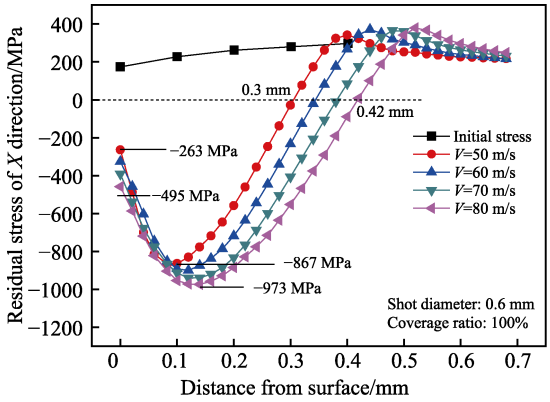


图 10　不同喷丸速度下过渡区 *X* 方向残余应力沿层深分布情况

Fig.10 Residual stress (*X* direction) distribution in transitional area along depth direction at different shot velocity

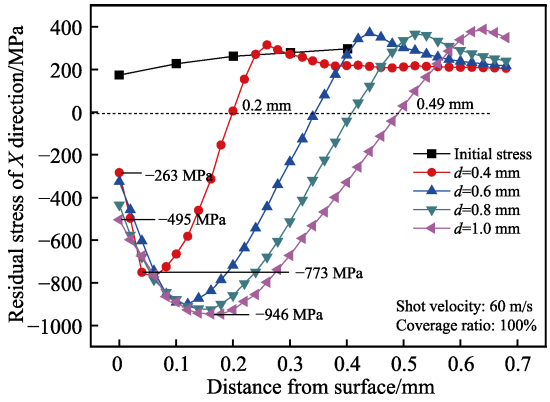


图 11　不同弹丸直径下过渡区 *X* 方向残余应力沿层深分布情况

Fig.11 Residual stress (*X* direction) distribution in transitional area along depth direction under different shot diameter conditions

0.12、0.14 和 0.16 mm，残余压应力层深分别为 0.3、0.34、0.38、0.42 mm。

不同喷丸速度下最大残余压应力值的范围为−867 MPa 至−973 MPa，表 2 显示过渡区域回火马氏体组织屈服强度为 800 MPa，而模拟获得的残余压应力值明显较屈服强度大。出现这种现象有以下两种解释：1）喷丸过程存在加工硬化现象，加工过程中随着冷变形程度增加，材料强度有所提升；2）本模拟中弹丸设置为刚体，导致了模拟残余压应力值在一定程度上较实验值有所增大；3）实际喷丸过程中，由于弹丸撞击会引起表层区域晶粒细化，细化晶粒同样会使得材料强度有所提升。

比较喷丸速度为 70 m/s 和 80 m/s 的两条残余应力曲线，可以发现二者最大残余压应力值十分接近，分别为−940 MPa 和−973 MPa。这个现象说明喷丸强化过程中，喷丸速度增加后，残余压应力值不会一直增加，而是会趋近于特定的饱和残余压应力值。

3.4　弹丸直径对残余应力场的影响

图 11 显示了感应器移动速度为 3 mm/s、模型过渡区初始应力状态下，喷丸速度为 60 m/s，覆盖率为 100%时，不同弹丸直径对过渡区 *X* 方向残余应力的影响情况，选取的弹丸直径分别为 0.4、0.6、0.8、1.0 mm。与喷丸速度对残余应力的影响规律相似，随着弹丸直径的增加，表面残余压应力值、最大残余压应力值、最大残余压应力深度和残余压应力层深亦随之增加。4 种不同弹丸直径下，表面残余压应力值分别为−280、−325、−433、−510 MPa，最大残余压应力值分别为−785、−890、−925、−946 MPa，最大残余压应力深度分别为 0.05、0.12、0.15、0.18 mm，残余压应力层深分别为 0.2、0.34、0.4、0.49 mm。这是因为在其他各工艺参数保持不变的情况下，弹丸直径增加，弹丸具有的初始动能随之增加，引起的塑性应变程度和塑性应变深度有所增加。

除此之外，观察弹丸直径为 0.8 mm 和 1.0 mm 时过渡区残余应力情况。可以看到，两条曲线的最大残余压应力值相当接近，分别为−925 MPa 和−946 MPa，此时残余压应力增加速率明显减小，最大残余压应力值达到饱和。

3.5　喷丸覆盖率对残余应力场的影响

为了探究不同喷丸覆盖率对喷丸后淬火零件残余应力场的影响，对图 12 不同喷丸覆盖率过渡区 *X* 方向残余应力进行分析，该图模拟的是感应器移动速度为 3 mm/s、淬火零件过渡区残余应力初始状态下，喷丸速度为 60 m/s，弹丸直径为 0.6 mm 时的喷丸强化情况。从图中可以看出，与覆盖率 50%的残余应力曲线相比，覆盖率为 100%、150%和 200%三条曲线形状较为相似。在 4 种不同覆盖率情况下，表面残余压应力值分别为−142、−313、−413、−547 MPa，最大残余压应力深度分别为 0.08、0.12、0.14、0.17 mm，残余压应力层深分别为 0.18、0.35、0.37、0.42 mm。随着覆盖率的增加，表面残余压应力值及最大残余压

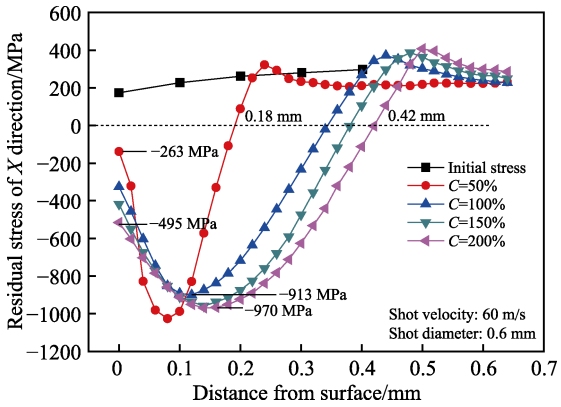


图 12　不同喷丸覆盖率下过渡区 *X* 方向残余应力分布情况

Fig.12 Residual stress (*X* direction) distribution in transitional area along depth direction at different coverage ratios

应力值均增加，残余压应力层深和最大残余压应力深度亦略有增加。覆盖率为 150%和 200%时，最大残余压应力值分别为−943 MPa 和−970 MPa，最大残余压应力值增加速率减小，出现最大残余压应力值饱和现象。

4　结论

1）喷丸强化对点式移动感应淬火零件过渡区残余拉应力改善效果明显。喷丸强化处理前，点式移动感应淬火零件过渡区表层残余拉应力最高可达 295 MPa；喷丸处理后，过渡区表层变为残余压应力，最大可达−973 MPa。

2）点式移动感应淬火初始残余应力状态对喷丸后残余应力分布几乎没有影响，喷丸工艺所造成的残余应力分布基本可以忽略前一道工序引入残余应力的作用。

3）在初始应力状态相同的情况下，42CrMo 淬火零件过渡区表面残余压应力值、最大残余压应力值、残余压应力层深和最大残余压应力深度都随着喷丸速度、弹丸直径和喷丸覆盖率的增加而增加。但是最大残余压应力值存在饱和现象，即在喷丸速度、弹丸直径和喷丸覆盖率增大到一定程度后，喷丸所产生的残余应力场会趋近一个饱和值。此时继续增加喷丸强度，最大残余压应力值几乎不再增长。

参考文献：

[1] 陈浩, 秦训鹏, 汪舟, 等. 三维点式感应淬火电磁热耦合场数值模拟[J]. 中国表面工程, 2013, 26(1): 79-85.
CHEN Hao, QIN Xun-peng, WANG Zhou, et al. Finite element analysis of coupled electromagnetic thermal field for 3D spot induction hardening[J]. China surface engineering, 2013, 26(1): 79-85.

[2] 中国机械工程学会热处理学会. 热处理手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008.
China Society of Mechanical Engineering Heat Treatment Society. Heat treatment manual[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2008.

[3] 盖鹏涛, 陈福龙, 尚建勤, 等. 喷丸强化对表面完整性影响的研究现状与发展[J]. 航空制造技术, 2016, 515(20): 16-21.
GAI Peng-tao, CHEN Fu-long, SHANG Jian-qin, et al. Recent situation and development trend of shot peening on surface integrity[J]. Aeronautical manufacturing technology, 2016, 515(20): 16-21.

[4] 倪兆荣, 盛继生, 吴雄彪, 等. 喷丸处理对汽车变速箱齿轮疲劳强度影响的研究[J]. 机械传动, 2003, 27(1): 39-41.
NI Zhao-rong, SHENG Ji-sheng, WU Xiong-biao, et al. The effect of shot peening on the strength of gears in automobile transmission[J]. Journal of mechanical transmission, 2003, 27(1): 39-41.

[5] 王仁智, 汝继来. 汽车内燃机汽门弹簧表面强化处理中的若干问题[J]. 中国表面工程, 2000, 13(2): 38-41.
WANG Ren-zhi, RU Ji-lai. Several problems on the surface strengthening of valve spring in the automobile internal-combustion engine[J]. China surface engineering, 2000, 13(2): 38-41.

[6] 陈娜, 卢威. 叶片类零件表面喷丸强化工艺研究[J]. 热加工工艺, 2014(20): 121-122.
CHEN Na, LU Wei. Research of strengthening shot peen on parts for blade surface[J]. Hot working technology, 2014(20): 121-122.

[7] 石德勇. 汽车曲轴模具的喷丸强化工艺与生产验证[J]. 铸造技术, 2016(3): 559-561.
SHI De-yong. Shot peening strengthening of automobile crankshaft die and its application verification[J]. Foundry technology, 2016(3): 559-561.

[8] 戴如勇, 于中奇, 刘忠伟, 等. 渗碳淬火 18CrNiMo7-6 钢的表面喷丸强化及表征[J]. 机械工程材料, 2013, 37(5): 100-102.
DAI Ru-yong, YU Zhong-qi, LIU Zhong-wei, et al. Shot peening treatment and characterization of 18CrNiMo7-6 steel after carburizing and quenching[J]. Materials for mechanical engineering, 2013, 37(5): 100-102.

[9] 刘保, 汝学斌. 强力喷丸对渗碳淬火零件表面质量的影响[J]. 热处理, 2015(3): 16-18.
LIU Bao, RU Xue-bin. Effect of strong shot peening on surface quality of carburized and hardened part[J]. Heat treatment, 2015(3): 16-18.

[10] 王永芳, 刘禹炯, 冉广, 等. 1Cr12Ni3Mo2VN 钢高频淬火过渡区的喷丸强化和残余应力[J]. 金属热处理, 2006, 31(5): 53-56.
WANG Yong-fang, LIU Yu-jiong, RAN Guang, et al. Shot peening and residual stress distribution in the induction hardening transition zone of 1Cr12Ni3Mo2VN steel[J]. Heat treatment of metals, 2006, 31(5): 53-56.

[11] 孙献凯, 田保红, 周世永. 柴油机曲轴中频淬火加喷丸处理残余应力分析[J]. 热加工工艺, 2005(5): 60-62.
SUN Xian-kai, TIAN Bao-hong, ZHOU Shi-yong. Residual stress analysis of medium-frequency quenching for crankcase[J]. Hot working technology, 2005(5): 60-62.

[12] 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.

[13] 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.

[14] 凌祥, 彭薇薇, 倪红芳. 喷丸三维残余应力场的有限元模拟[J]. 机械工程学报, 2006, 42(8): 182-189.
LING Xiang, PENG Wei-wei, NI Hong-fang. The finite element analysis of three-dimensional residual stress field for shot peening[J]. Chinese journal of mechanical engineering, 2006, 42(8): 182-189.

[15] 张广良. 不同强度钢喷丸残余应力的有限元模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2012.
ZHANG Guang-liang. Study on finite element simulation

of shot peening of different yield strength steel and its residual stress[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2012.

[16] 汪舟. 马氏体不锈钢激光淬硬和喷丸实验研究与数值模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2011.
WANG Zhou. Computer simulation and experimental investigation of laser hardening and shot peening process of martensitic stainless steel[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2011.

[17] 许世文, 董满生, 胡宗军, 等. 42CrMo 钢疲劳试验研究[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版), 2008, 31(9): 1506-1508.
XU Shi-wen, DONG Man-sheng, HU Zong-jun, et al. Fatigue test research on steel 42CrMo[J]. Journal of Hefei University of Technology (natural science), 2008, 31(9): 1506-1508.

[18] 张文勇, 张鬲君, 陈亚维, 等. 42CrMo 钢量化水淬应用研究[J]. 金属热处理, 2007, 32(11): 101-103.
ZHANG Wen-yong, ZHANG Ge-jun, CHEN Ya-wei, et al. Application of quantified water quenching on 42CrMo steel[J]. Heat treatment of metals, 2007, 32(11): 101-103.

[19] KLEMENZ M. Anwendung der Simulation der Randschichtausbildung beim Kugelstrahlen auf die Abschätzung der Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile[D]. Karlsruhe: Karlsruhe University, 2009.

[20] MACHERAUCH E, MÜLLER P. Das sin2ψ-Verfahren der röntgenographischen Spannungsmes-sung[J]. Z Angew Phys, 1961, 13: 340-345.

[21] NOYAN I C, COHEN J B. Residual stress-measurement by diffraction and interpretation[M]. New York: Springer Verlg, 1987.

[22] MOORE M G, EVANS W P. Mathematical correction for stress in removed layers in X-ray diffraction RS analysis[J]. SAE Trans, 1958, 66: 340-345.

[23] GAMBIRASIO L, RIZZI E. On the calibration strategies of the Johnson-Cook strength model: discussion and applications to experimental data[J]. Mater scieng A, 2014, 610: 370-413.

[24] HIBBITT H D, KARLSSON B I, SORENSEN P. ABAQUS Analysis user's manual (2010), version 6.10 [EB/OL]. [2018-04-03]. http://laptop-t1ra1n18:2080/v6.10/books/usb/sb/default.htm.

[25] KLEMENZ M, SCHULZE V, VÖHRINGER O, et al. Finite element simulation of the residual stress states after shot peening[J]. Materials science forum, 2006, 2006: 349-354.

[26] 杨新俊. 超声冲击处理改善 AISI304 不锈钢表面完整性及力学性能研究[D]. 南京: 南京工业大学, 2014.
YANG Xin-jun. Effects of ultrasonic impact treatment on improvements of mechanical properties and surface integrity of AISI304 stainless steel[D]. Nanjing: Nanjing Tech University, 2014.