

引文格式: 王长清, 吕亮亮, 唐进元, 等. 喷丸覆盖率对9310航空齿轮残余应力和表面粗糙度的影响研究[J]. 航空制造技术, 2025, 68(13): 93-99.

WANG Changqing, LÜ Liangliang, TANG Jinyuan, et al. Effect of shot peening coverage on residual stress and surface roughness of 9310 aircraft gear[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2025, 68(13): 93-99.

喷丸覆盖率对9310航空齿轮残余应力和表面粗糙度的影响研究

王长清¹, 吕亮亮², 唐进元², 赵久越²

(1. 中国航发哈尔滨东安发动机有限公司, 哈尔滨 150066;

2. 中南大学, 长沙 410083)

[摘要] 喷丸强化通过引入残余压应力来提高工件的抗疲劳性能。喷丸覆盖率作为控制喷丸强化的一个重要因素, 对齿轮残余应力和表面粗糙度有较大影响, 但目前的研究较少关注到喷丸覆盖率与齿轮残余应力、表面粗糙度之间的关联规律。针对该问题, 建立了基于离散单元模型 (DEM) - 有限单元模型 (FEM) 耦合的航空齿轮喷丸强化仿真计算模型, 通过理论仿真计算与试验对比验证, 研究喷丸覆盖率对齿轮残余应力和表面粗糙度的影响。研究表明, 随着喷丸覆盖率的增加, 齿轮表面粗糙度 S_a 呈现先快速增加后逐渐减小的趋势, 当覆盖率超过 200% 后表面粗糙度开始减小; 喷丸覆盖率对齿轮表面残余压应力和残余压应力深度并无显著影响, 对最大残余压应力影响较大, 最大残余压应力随着覆盖率的增加而显著增加, 但是当覆盖率超过 300% 后增幅有所降低; 沿齿廓方向残余压应力的变化为齿根处的表面残余压应力最大, 越靠近齿顶残余压应力越小, 这是因为越靠近齿轮根部位置, 弹丸流和齿面之间的碰撞概率就越高, 冲击次数的增加导致齿面压应力增加。

关键词: 直齿轮; 喷丸覆盖率; 喷丸强化; 残余应力; 表面粗糙度; 离散元方法; 有限元方法

中图分类号: V25; TG15

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2025.13.093

Effect of Shot Peening Coverage on Residual Stress and Surface Roughness of 9310 Aircraft Gear

WANG Changqing¹, LÜ Liangliang², TANG Jinyuan², ZHAO Jiuyue²

(1. AECC Harbin Dongan Engine Co., Ltd., Harbin 150066, China;

2. Central South University, Changsha 410083, China)

[ABSTRACT] Shot peening improves the fatigue resistance of the workpiece by introducing residual compressive stress. As an important factor in shot peening process control, shot peening coverage significantly affects the residual stress and surface roughness of gears. However, the current research has paid little attention to the correlation between shot peening coverage and gear residual stress and surface roughness. Aiming at this problem, a simulation model for aircraft gear shot peening strengthening based on discrete element model (DEM) and finite element model (FEM) coupling was established. The influence of shot peening coverage on gear residual stress and surface roughness was studied through theoretical simulation and experimental verification. The results show that with the increase of coverage, the gear surface roughness S_a increases rapidly initially and then decreases gradually, when the coverage exceeds 200%, the surface roughness starts to decrease; The coverage has no significant effect on the residual compressive stress value and the depth of the residual compressive stress on the tooth surface, but has a greater effect on the maximum residual compressive stress. Maximum residual compressive stress increases significantly with the increase of the coverage, but the increase rate decreases when the coverage exceeds 300%; Along the tooth profile, the residual compressive stress exhibits the maximum value at the tooth root, and the position closer to the top of the tooth is smaller. This is because the collision probability between the projectile flow and the tooth surface increases as the position approaches the tooth root, and the higher number of impacts leads to

greater compressive stress on the tooth surface.

Keywords: Spur gear; Shot peening coverage; Shot peening; Residual stress; Surface roughness; Discrete element method; Finite element method

齿轮作为基础的传动零件,被广泛应用于航空领域^[1]。航空齿轮在服役过程中,齿面常出现齿面接触疲劳、磨损等失效形式^[2],极大缩短了齿轮的使用寿命。较高的齿轮表面压应力能够减少这类失效情况的发生,因此,在航空齿轮中引入高水平残余压应力至关重要。

喷丸强化作为表面强化的一种常见手段,常应用于各类零件的加工中。齿轮的喷丸强化过程中,大量的高速弹丸撞击齿轮表面,在齿轮表面引入残余压应力可以提高齿轮表面硬度、耐磨性,改善其抗疲劳性能^[3]。喷丸过程中的可靠性通常由喷丸覆盖率和喷丸强度这两个影响因素把控^[4]。

喷丸覆盖率指已喷射区域面积与喷射总面积的比值^[5]。在实际工程中,由于大量弹坑相互重叠,难以清晰分辨,通常将覆盖率达到98%视为满覆盖率。Wei等^[6]建立了顺序组合的多弹丸冲击模型,以此获得喷丸区域的满覆盖率。Miao等^[7]建立了随机分布的多弹丸模型,利用该模型进一步研究了喷丸后覆盖率的演变。Mylonas等^[8]通过建立三维随机分布的多弹丸模型,研究了各类喷丸工艺参数对目标材料的影响。Lin等^[9]建立了多丸随机冲击模型,并基于该模型研究了喷丸覆盖率对18CrNiMo7-6齿轮钢的残余应力分布、塑性应变和表面形貌的影响。Yang等^[10]研究了高喷丸覆盖率对Almen试片强度和残余应力的影响,研究表明,过大的喷丸覆盖率并不能提高Almen强度和残余压应力。Qian等^[11]研究了喷丸覆盖率对喷丸过程中20CrMnTi材料疲劳寿命的影响,试验表明,合理的喷丸压力和喷丸覆盖率可以显著提高材料的疲劳寿命。Alsumait等^[12]比较了100%、200%、300%喷丸覆盖率下4340M钢的性能,研究发现,200%覆盖率对应的残余压应力值相对最高,因此认为其最佳覆盖率为200%。Wu等^[13]研究了喷丸覆盖率对滚子试样残余应力、硬度及表面形貌的影响。

目前,国内外的研究主要将平面试样作为研究对象,平面试样喷丸过程中弹丸之间的相互撞击较少,因此研究中未考虑弹丸间的相互碰撞。但在实际齿轮喷丸过程中,由于齿槽处空间较小,弹丸在齿槽处易发生大量的相互碰撞。为充分考虑弹丸与弹丸间的碰撞,本文在有限元仿真前使用离散元软件得到齿轮表面的冲击信息,随后将冲击信息导入到有限元模型中计算不同

齿面位置的残余应力和表面粗糙度。

喷丸覆盖率作为喷丸工艺的重要控制参数之一,国内外诸多学者研究了喷丸覆盖率对平面试样表面完整性参数的影响,但针对喷丸覆盖率对齿轮表面完整性参数影响的研究较少。基于此,本文提出了AISI 9310直齿轮的DEM-FEM耦合计算模型,研究喷丸覆盖率对航空齿轮残余应力和表面粗糙度的影响。

在喷丸有限元模型中,以齿轮表面的局部小区域建立喷丸靶板,通过改变弹丸的冲击速度来实现对齿面不同区域的模拟。虽然本文的有限元模型是一个小平面,但是通过改变弹丸的速度以及冲击次数,可以模拟具有复杂曲面的零件。

1 试验

1.1 试验样件

本文的研究对象为直齿轮,齿轮材料为AISI 9310高强度合金钢。齿轮齿数为29,模数为4,压力角为25°,齿面轮廓倒角为R0.4 mm。齿轮经过渗碳淬火以及磨削处理,初始表面粗糙度 R_a 为0.3 μm 。

1.2 试验参数

齿轮喷丸过程如图1所示。齿轮固定在夹具上,随工作台一同逆时针转动,同时喷嘴垂直于齿轮齿根部位,在平行于齿轮轴线的方向移动,喷丸时采用的弹丸为标准高硬度铸钢丸S110,硬度在55HRC~62HRC,具体的喷丸工艺参数如表1所示。喷丸机的喷嘴内径为10 mm。

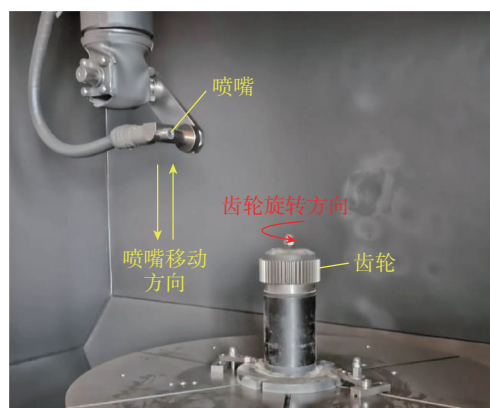


图1 直齿轮喷丸过程

Fig.1 Spur gear shot peening process

1.3 表面完整性表征

目标齿轮的表面粗糙度及形貌采用 Wyko NT9100 光学轮廓仪进行测量。目标齿轮沿齿根方向切成单齿,测量位置如图 2 所示。 a 、 b 为沿齿宽方向的三等分的位置,在 a 、 b 位置沿齿高方向测量 4 个 $1\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ 的区域,计算平均值得到齿面表面粗糙度。

齿面残余应力采用加拿大 Proto 公司的 X 射线衍射仪进行测量。测量时,曝光时间设置为 3 s,每个点的曝光次数为 7 次,最大 β 角 20° 。管电压 25 kV、管电流 5 mA、X 射线管 Cr_K-Alpha、光圈直径 1 mm、波长 2.291 Å。

使用 8818-V3 型号电解抛光仪测量残余应力层深。设置电压 40 V、流量 8 L/min、抛光时间 3 s、抛光电流 2.0~2.4 A。沿齿面法向对轮齿进行电解抛光,每次抛光深度约在 $12\text{ }\mu\text{m}$ 。

2 齿轮喷丸数值模型

2.1 总体策略

离散元与有限元耦合计算模型的流程如图 3 所示。首先在离散元软件中,依据喷丸工艺参数,建立直齿轮齿面模型进行喷丸强化模拟。计算完成后提取齿面的弹丸冲击信息,如弹丸冲击次数、位置以及弹丸速度等,将其作为 ABAQUS 有限元软件的初始输入条件。结合齿轮表面的初始形貌、残余应力等信息建立有限元模型,模拟喷丸强化过程。最后计算所需要的齿轮表面完整性参数。

表 1 喷丸工艺参数

Table 1 Shot peening process parameters

工艺参数	类型及数值
弹丸	S110 高硬度
弹丸直径均值/mm	0.36
弹丸流量/(kg/min)	7
喷嘴气压/MPa	0.24
转盘转速/(r/min)	18
喷丸强度(A)	0.18~0.2
喷嘴移动速度/(mm/min)	84
喷嘴距齿轮距离/mm	100

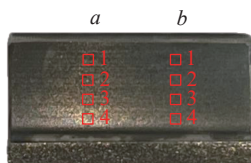


图 2 单齿形貌测量位置

Fig.2 Location of single tooth profile measurement

2.2 离散元模型

2.2.1 模型建立

利用离散元软件建立相应的齿轮喷丸模型,如图 4 所示。考虑 1.2 节中的各项喷丸工艺参数,设置圆形粒子工厂模拟喷嘴,喷嘴移动速度为 1.4 mm/s ,喷嘴喷射方向垂直于齿根。弹丸速度 v 依据经验公式进行计算,即

$$v = \frac{16.35P}{1.53Q + P} + \frac{29.5P}{0.598D + P} + 4.83P \quad (1)$$

式中, P 为喷嘴气压; D 为弹丸直径; Q 为弹丸流量。

2.2.2 数据提取与处理

离散元喷丸模拟过程结束后,将齿面的冲击信息导出,利用 Python 程序处理信息并判断弹丸撞击位置,获得齿面上不同单元的冲击次数、冲击速度等信息。

(1) 冲击速度矢量。

在离散元软件中,需要提取齿轮表面的弹丸冲击位置和次数,将其作为有限元模型的初始输入条件。因此,离散元软件中的齿轮坐标系和机床坐标系需要进行相应的转换,如图 5 所示。其中, S_1 为齿面局部坐标系; S_2 为齿轮坐标系; S_0 为机床坐标系。

机床坐标系下,弹丸碰撞位置点 N_0 表示为

$$N_0 = [x_0, y_0, z_0] \quad (2)$$

冲击速度 v_0 为

$$v_0 = [v_{x_0}, v_{y_0}, v_{z_0}] \quad (3)$$

齿轮在喷丸过程中,以速度 ω 绕 z 轴旋转,当喷丸时间为 t 时,齿轮旋转角度 α 为

$$\alpha = \omega t \quad (4)$$

齿轮坐标系与机床坐标系重合。 t 时刻 S_0 和 S_2 之

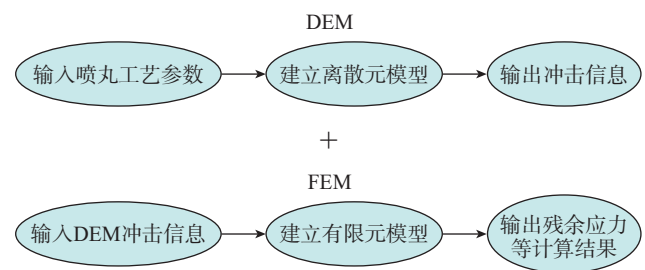


图 3 离散元与有限元耦合计算模型流程图

Fig.3 Flow chart of DEM-FEM coupled model

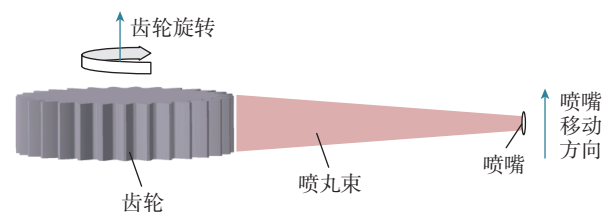


图 4 离散元几何模型示意图

Fig.4 Schematic diagram of DEM geometry

间的变换矩阵 M_{01} 为

$$M_{01} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha & 0 \\ -\sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

齿轮坐标系下,冲击速度 v_2 可按照式(6)进行计算,冲击位置 N_2 可以按照式(7)计算。

$$v_2^T = M_{01} \cdot v_2^T \quad (6)$$

$$N_2^T = M_{01} \cdot N_2^T \quad (7)$$

离散元计算中,弹丸与齿面间存在较多低速度撞击,对计算结果基本没有影响。为判断弹丸撞击是否为有效撞击,需获得弹丸撞击处速度的法向分量。由图5可知,按照 O 、 A 、 B 3 点建立局部坐标,冲击速度 v_1 为

$$v_1^T = M_{02} \cdot v_2^T \quad (8)$$

式中, M_{02} 为机床坐标系至局部坐标系的变换矩阵。

$$M_{02} = \begin{bmatrix} x_{02} \\ y_{02} \\ z_{02} \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中, x_{02} 、 y_{02} 、 z_{02} 为局部坐标系下的基矢量在机床坐标系中的表达。

$$\begin{aligned} x_{02} &= \frac{(N_{A_2} - N_{O_2})}{|(N_{A_2} - N_{O_2})|} \\ y_{02} &= \frac{(N_{A_2} - N_{O_2}) \times (N_{B_2} - N_{O_2}) \times (N_{A_2} - N_{O_2})}{|(N_{A_2} - N_{O_2}) \times (N_{B_2} - N_{O_2}) \times (N_{A_2} - N_{O_2})|} \\ z_{02} &= \frac{(N_{A_2} - N_{O_2}) \times (N_{B_2} - N_{O_2})}{|(N_{A_2} - N_{O_2}) \times (N_{B_2} - N_{O_2})|} \end{aligned} \quad (10)$$

式中, N_{A_2} 、 N_{B_2} 、 N_{O_2} 是 3 个节点在齿轮坐标系下的坐标值,即

$$\begin{aligned} N_{A_2}^T &= M_{01} \cdot N_{A_0}^T \\ N_{B_2}^T &= M_{01} \cdot N_{B_0}^T \\ N_{O_2}^T &= M_{01} \cdot N_{O_0}^T \end{aligned} \quad (11)$$

(2) 冲击次数。

使用离散元模型计算完成成后,当喷丸时间为 t 时,齿轮目标位置上单位面积的实际冲击次数 n 利用式(12)进行计算。

$$n = \frac{t}{t_0} \times \frac{n_1}{s_1} \quad (12)$$

式中, t_0 为离散元计算总时常; n_1 为目标单元上发生的弹丸冲击次数; s_1 为目标单元面积。

2.3 有限元模型

基于 ABAQUS/CAE 商业有限元软件建立随机多弹丸有限元模型。首先,导入离散元软件计算齿面冲击信息,完成后按照测量的轮齿表面初始形貌和初始残余应力进行建模。弹丸采用 S110 高硬度铸钢丸,设置为弹塑性体,弹丸参数:杨氏模量 $E=210$ GPa,泊松比 $\mu=0.3$,密度 $\rho=7850$ kg/m³,屈服强度 $\sigma_s=1838$ MPa。靶板材料为 AISI 9310 钢。Jiang 等^[14]详细研究了 AISI 9310 钢的力学行为,并建立了 AISI 9310 钢的 Johnson-Cook 本构模型,因此本文采用 Johnson-Cook 本构模型。其中靶板的材料参数:杨氏模量 $E=210$ GPa,泊松比 $\mu=0.3$,密度 $\rho=7800$ kg/m³,初始屈服强度 =1464 MPa。

在对弹丸进行网格划分时,利用 ABAQUS 中的拆分几何元素功能将球体划分成 8 个大小相同的部分,随后基于预设尺寸对所有边进行种子布局,弹丸的网格划分如图 6 所示。为了保证计算精度,需防止弹丸撞击时节点发生穿透现象(主面的网格穿透到从面),同时确保弹丸的网格尺寸大于靶板表面细化区域的网格尺寸,并将单元类型设置为六面体缩减积分单元 C3D8R。

采用 2 mm × 2 mm 的靶板进行有限元计算。靶板整体网格的分布情况如图 7 所示。靶板分为 4 个部分。(1) 弹丸中心投影区,限制了弹丸中心投影区域大小,用来提取残余应力等计算结果。(2) 网格细化区,弹丸中心投影区与细化区均为网格细化区,这两个区域的网格大小均为 10 μm × 10 μm × 10 μm。(3) 过渡区,连接细化区和无限单元体,网格从细到粗。(4) 无限单元体,区域用于消除应力波在靶板边界的反射,其中单元类型设置 CIN3D8。靶板底面的边界条件设置为完全固定,弹丸与靶板之间采用 Surface to surface 接触。切向行为定义为罚摩擦,摩擦系数设置为 0.2^[2],法向行为定义为“硬”接触。除无限单元区域外,单元类型设置为 C3D8R。靶板底部为全约束,弹丸撞击靶板的区域通过

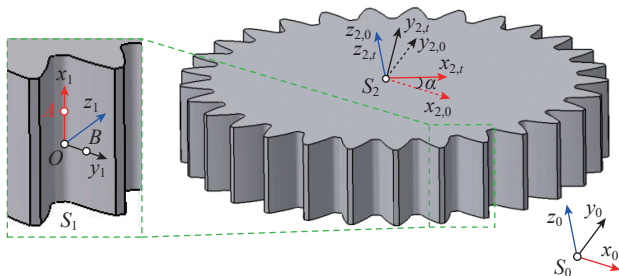


图 5 弹丸速度场坐标系变化示意图

Fig.5 Schematic diagram of shot velocity field coordinate system change

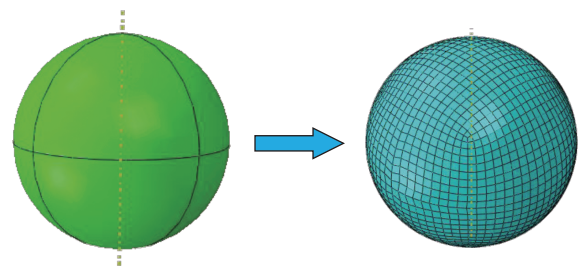


图 6 弹丸的网格划分过程

Fig.6 Meshing process of the shot

控制其生成的球心坐标来实现。

为模拟实际喷丸加工过程,有限元软件中,利用 Random 函数将弹丸中心点位置随机生成在弹丸中心投影区内,如图 7 所示。

3 结果与讨论

3.1 仿真与试验结果对比

按照喷丸试验参数进行 DEM-FEM 耦合运算后,提取有限元计算结果,将其与试验所得的结果进行对比。

从表 2 可以看出,仿真模型预测的表面完整性结果精度较高。仿真计算与试验测量所得的齿宽、齿高方向的表面残余应力、最大残余应力的误差均在 5% 以内。

如图 8 所示,仿真计算的残余应力变化趋势与实际测量的残余应力变化趋势基本一致。当深度达到 100 μm 后,残余压应力逐渐稳定,最大的残余压应力出现在 25~50 μm 的深度范围。在齿宽方向上,仿真和实测的最大残余压应力均达到了 -1200 MPa。可以看出,齿宽方向的表面残余应力、最大残余应力均高于齿高方向的表面残余应力、最大残余应力。出现这种情况的可能原因

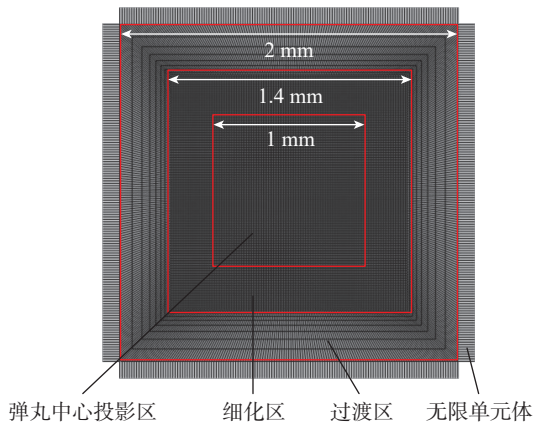


图 7 冲击靶板几何示意图

Fig.7 Schematic diagram of impact target plate geometry

表 2 表面完整性参数仿真结果与试验结果对比

Table 2 Comparison of simulation and experimental results for surface integrity parameters

参数	试验结果	仿真结果	相对误差/%
齿宽方向表面残余应力/MPa	-905.7 ± 12.9	-861.6	4.9
齿高方向表面残余应力/MPa	-799.8 ± 5.83	-773.1	3.3
齿宽方向最大残余应力/MPa	-1259.6 ± 16.0	-1245.3	1.1
齿高方向最大残余应力/MPa	-1184.8 ± 9.53	-1219.8	3.0
表面粗糙度 $S_a/\mu\text{m}$	0.45 ± 0.029	0.52	15.6

是大多数弹丸在齿宽和齿高方向的速度分量存在差异。

图 9 显示了仿真与试验的表面微观形貌。从表 2 中可知,仿真计算的表面粗糙度为 $S_a 0.52 \mu\text{m}$,试验测量的轮齿表面粗糙度为 $S_a 0.45 \mu\text{m}$,其相对误差为 15.6%。

以上结果表明,本文建立的直齿轮仿真模型可以很好地预测喷丸强化后齿面的残余应力分布、表面形貌和表面粗糙度。

3.2 表面完整性参数沿齿廓方向的变化

设定沿齿廓方向的 4 个位置,靠近齿顶位置为位置 1,靠近齿根处为位置 4,齿面表面完整性测量位置如图

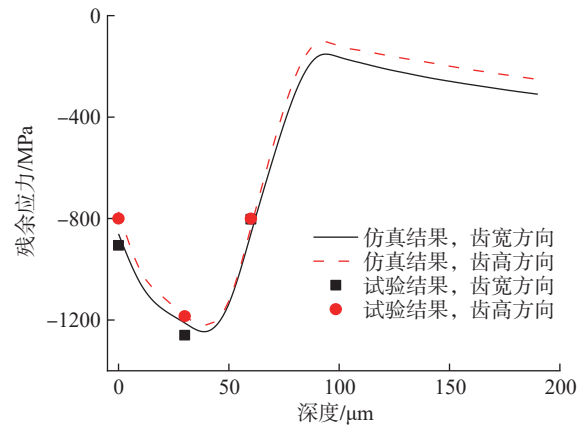
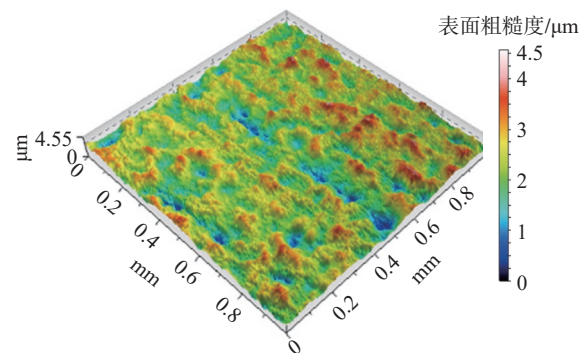
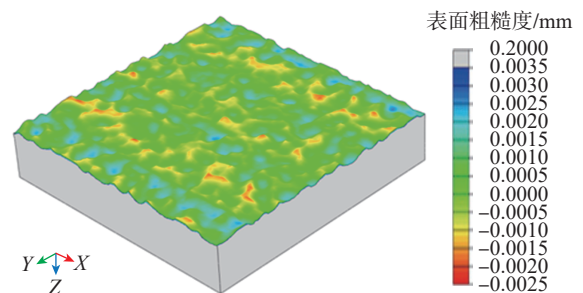


图 8 仿真和试验残余应力对比

Fig.8 Comparison of simulated and tested residual stresses



(a) 试验测量结果



(b) 仿真计算结果

图 9 仿真与试验表面微观形貌对比

Fig.9 Comparison of simulated and experimental surface micromorphology

10 所示,计算结果为相同编号区域的均值。

从图 11 中可以看出,仿真和试验所得出的表面粗糙度沿齿廓方向的变化趋势一致。靠近齿顶位置的表面粗糙度最小,靠近齿根处的表面粗糙度最大。原因为齿根处受到的弹丸撞击次数较多,以及齿根处的初始表面粗糙度较大。根据图 8,齿宽方向靠近齿根处的最大残余应力最大,靠近齿顶处的最大残余应力最小。但沿齿廓方向不同位置的最大残余应力出现深度均在 40 μm 处,靠近齿根处的最大残余应力最大。从图 12 可以看出,在齿宽、齿高方向,齿廓不同位置的残余应力变化趋势基本一致,齿宽方向的表面残余应力和最大残余应力大于齿高方向。

3.3 喷丸覆盖率对表面完整性的影响

图 13 显示了不同喷丸覆盖率下的表面粗糙度。随着喷丸覆盖率从 0 增加至 400%,表面粗糙度从 0.33 μm 提高至 0.54 μm ,再下降至 0.52 μm 。表明表面粗糙度随喷丸覆盖率的增加,呈现先增加后减小的趋势。最大的表面粗糙度出现在喷丸覆盖率 200% 时。

齿宽方向残余应力在不同喷丸覆盖率下的变化如图 14 (a) 所示,采用 S110 弹丸对 AISI 9310 直齿轮进行喷丸处理,最大残余压应力出现在深度 25~50 μm 的范围,残余压应力从深度 100 μm 开始基本处于稳定状态。可以看出,随着喷丸覆盖率的增大,最大残余应力

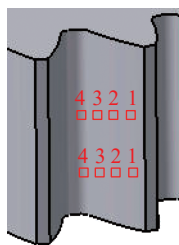


图 10 齿面表面完整性参数测量位置示意图

Fig.10 Schematic diagram of tooth surface integrity parameter measurement positions

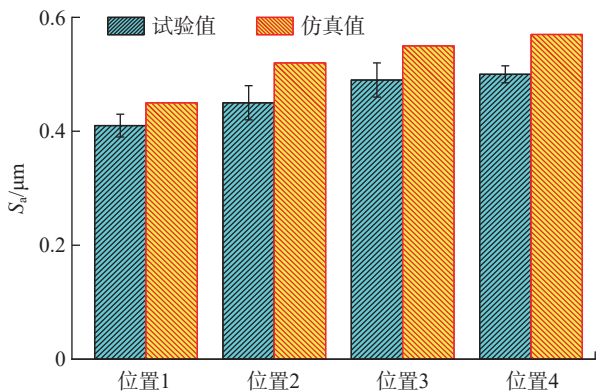
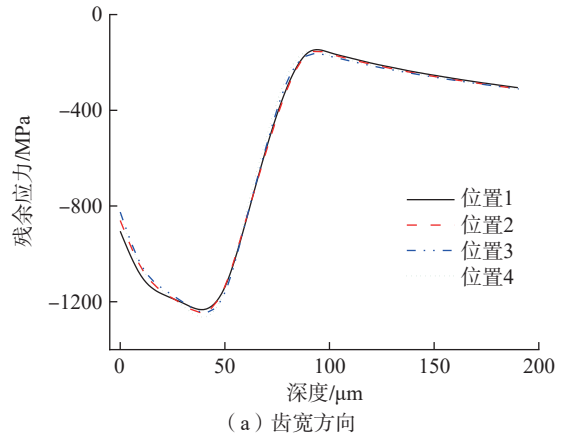


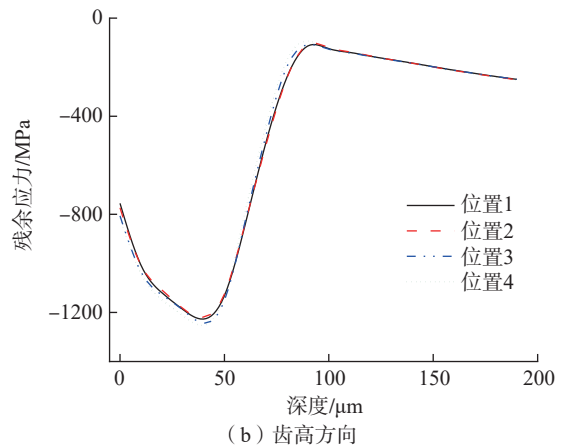
图 11 表面粗糙度随齿廓的变化

Fig.11 Variation of surface roughness with tooth profile

从 -900 MPa 增加到了 -1250 MPa,最大压应力深度从 25 μm 增加到了 45 μm 。随喷丸覆盖率增加,齿宽方向的最大残余应力增大,但最大残余应力的增长幅度变小,最大残余应力值出现的深度呈现较小幅度的增加,表面残余应力变化不明显。齿高方向残余应力在不同喷丸覆盖率下的变化如图 14 (b) 所示。可以看出,齿



(a) 齿宽方向



(b) 齿高方向

图 12 残余应力随齿廓位置的变化曲线

Fig.12 Curves of residual stress variation with the tooth profile positions

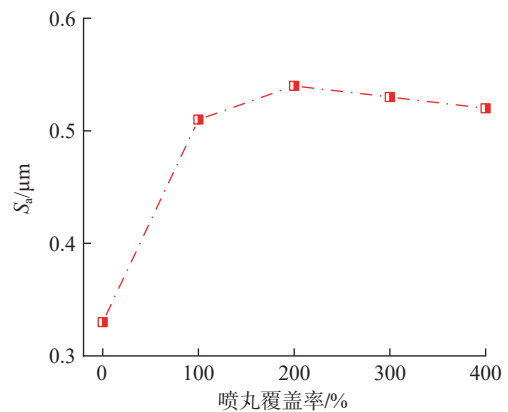


图 13 不同喷丸覆盖率下的表面粗糙度

Fig.13 Surface roughness under different shot peening coverage rates

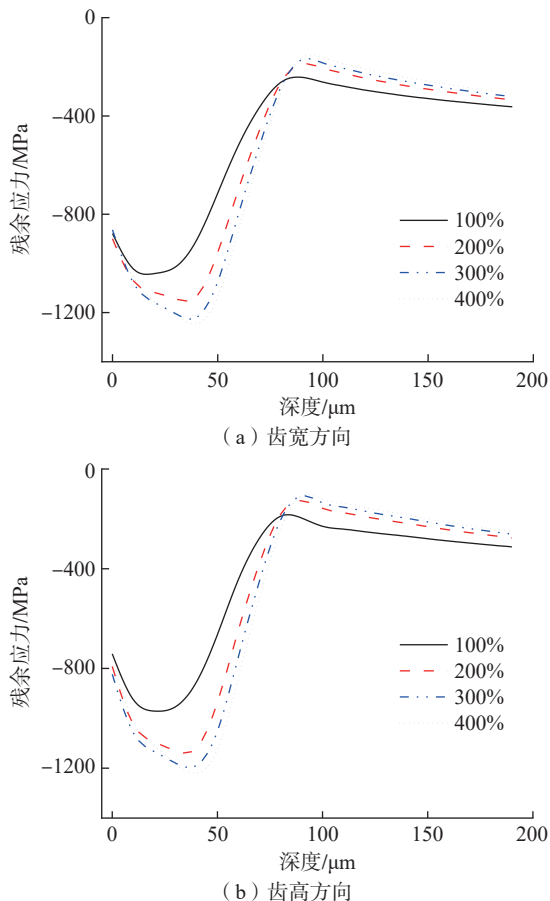


图 14 不同喷丸覆盖率下的残余应力变化曲线
Fig.14 Variation curves of residual stress under different shot peening coverage rates

高方向的最大残余应力随着喷丸覆盖率的增大而增大,但增长幅度变小,且随着喷丸覆盖率的增大,最大残余应力值出现的深度呈现较小幅度的增加,表面残余应力变化不大。

4 结论

本文基于离散元与有限元耦合的方法,建立 AISI 9310 钢直齿轮喷丸工艺残余应力和表面形貌的仿真计算模型,探寻喷丸过程中覆盖率与喷丸后齿面残余应力和粗糙度的关联规律,得出结论如下。

(1) 采用 S110 弹丸对 AISI 9310 钢直齿轮进行喷丸强化处理,所得到的残余应力随着深度的增加先逐渐增加,当深度达到 100 μm 后残余应力趋于稳定,最大的残余应力出现在了 25~50 μm 的深度范围。

(2) 喷丸覆盖率对最大残余应力和位置的影响较大,当覆盖率从 100% 增加到 400% 时,最大残余应力从 -900 MPa 增加到了 -1250 MPa,最大残余应力位置从 25 μm 增加到了 45 μm 。

(3) 在喷丸覆盖率低于 200% 时,齿轮表面粗糙度

S_a 随喷丸覆盖率的增加快速增加。当喷丸覆盖率超过 200% 后, S_a 逐渐开始降低,因此喷丸覆盖率 200% 水平下得到的表面质量最差,在实际喷丸过程中应当避免。

参考文献

- [1] XU C L, WANG X, GENG Y X, et al. Effect of shot peening on the surface integrity and fatigue property of gear steel 16Cr3NiWMoVnBe at room temperature[J]. International Journal of Fatigue, 2023, 172: 107668.
- [2] ZHANG N, GUO S, HE G N, et al. Failure analysis of the carburized 20MnCr5 gear in fatigue working condition[J]. International Journal of Fatigue, 2022, 161: 106938.
- [3] ZHAO C M, GAO Y K, GUO J, et al. Investigation on residual stress induced by shot peening[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2015, 24(3): 1340-1346.
- [4] MIAO H Y, DEMERS D, LAROSE S, et al. Experimental study of shot peening and stress peen forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(15): 2089-2102.
- [5] KIRK D. Size and variability of cast steel of shot particles[J]. Shot Peener, 2009, 23(1): 24-32.
- [6] WEI Q, WU W X, HE W, et al. 3D finite element simulation of shot peening using a sequential model with multiple-shot impacts[J]. International Journal of Computational Methods, 2020, 17(3): 1850137.
- [7] 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.
- [8] MYLONAS G I, LABEAS G. Numerical modelling of shot peening process and corresponding products: Residual stress, surface roughness and cold work prediction[J]. Surface and Coatings Technology, 2011, 205(19): 4480-4494.
- [9] LIN Q J, LIU H J, ZHU C C, et al. Investigation on the effect of shot peening coverage on the surface integrity[J]. Applied Surface Science, 2019, 489: 66-72.
- [10] YANG Z R, LEE Y, HE S W, et al. Analysis of the influence of high peening coverage on almen intensity and residual compressive stress[J]. Applied Sciences, 2020, 10(1): 105.
- [11] QIAN W X, WANG Y, LIU K X, et al. Experimental study on the effect of shot peening and re-shot peening on the residual stress distribution and fatigue life of 20CrMnTi[J]. Coatings, 2023, 13(7): 1210.
- [12] ALSUMAIT A, LI Y, WEASER M, et al. A comparison of the fatigue life of shot-peened 4340M steel with 100, 200, and 300% coverage[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2019, 28(3): 1780-1789.
- [13] WU J Z, LIU H J, WEI P T, et al. Effect of shot peening coverage on hardness, residual stress and surface morphology of carburized rollers[J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 384: 125273.
- [14] JIANG T T, ZHOU W H, TANG J Y, et al. Constitutive modelling of AISI 9310 alloy steel and numerical calculation of residual stress after shot peening[J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 166: 104235.

通信作者: 吕亮亮, 硕士研究生, 研究方向为齿轮的抗疲劳制造技术。

(责编 七七)