

doi: 10.11933/j.issn.1007-9289.20180614001

高温喷丸强化 Ti6Al4V 合金的热力耦合数值模拟

王成^{1,2}, 王龙¹

(1. 安徽理工大学机械工程学院, 淮南 232001; 2. 安徽理工大学矿山智能装备与技术安徽省重点实验室, 淮南 232001)

摘要: 发展一种连接喷丸强化与高温加载传热的热力耦合有限元方法, 模拟高温喷丸强化 Ti6Al4V 合金的过程。首先建立一圆盘模型模拟待喷材料的高温加载传热过程。然后将圆盘模型的受热部分取出一小块建立对称胞元喷丸模型, 并且将高温加载所致的温度场和热应力场通过解析场的方式导入到对称胞元喷丸模型, 模拟高温喷丸强化过程。最后通过回弹计算获得稳定的残余应力场和温度场。创建 4 种模拟工况: 常温喷丸、单独导入温度场的喷丸、单独导入热应力场的喷丸和高温喷丸, 探究高温喷丸的残余压应力强化机理。结果表明: 在常温环境下, 对称胞元喷丸模型模拟的 Ti6Al4V 表层残余应力与试验结果具有很好的一致性。在高温加载作用下, 随着热流密度的增加, 受喷材料表层残余压应力有所减小, 材料亚表层的残余压应力逐渐增大。影响高温喷丸强化的残余压应力的主要因素是高温加载所致的温度场, 热应力场对残余压应力强化起次要作用。

关键词: 高温喷丸强化; 残余应力; 传热分析; 热力耦合; Ti6Al4V 合金

中图分类号: TG668

文献标志码: A

文章编号: 1007-9289(2019)02-0143-11

Thermo-Mechanical Coupled Simulation of Warm Shot Peening of Ti6Al4V Alloy

WANG Cheng^{1,2}, WANG Long¹

(1. School of Mechanical Engineering, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China;
2. Anhui Key Laboratory of Mine Intelligent Equipment and Technology, Anhui University of Science & Technology, Huainan 232001, China)

Abstract: A thermo-mechanical coupled finite element method, by linking heat transfer to shot peening, was developed for simulation of warm shot peening of Ti6Al4V alloy. A disk-shape finite element model was first developed to simulate the heat transfer under different heat flux densities. The symmetrical cell model taken from the disk-shape finite element model was then developed to simulate the process of warm shot peening. With the method of analytical field, the temperature fields and thermal stress fields resulted from the simulation of heat transfer were imported into the symmetrical cell model. The stable residual stress and temperatures fields were obtained after the spring-back calculation of the peened material. Four modeling cases were designed to investigate the strengthening mechanism of compressive residual stress, including normal shot peening, warm shot peening and two cases of only introducing temperature fields and thermal stress fields. Results show that the residual stress predicted by the symmetrical cell model agrees well with the experimental data under the normal temperature. As the heat flux density increases, the surface compressive residual stresses decrease, while the compressive residual stresses in the subsurface increase. The simulation results show that the main factor influencing the warm shot peening-induced residual stresses is the temperature fields resulted from heat transfer, and the thermal stress fields play a secondary role.

Keywords: warm shot peening; residual stress; heat transfer; thermo-mechanical coupled; Ti6Al4V alloy

收稿日期: 2018-06-14; 修回日期: 2019-03-10

通信作者: 王成(1988—), 男(汉), 讲师, 博士; 研究方向: 喷丸强化处理技术; E-mail: aust_wangch@163.com

基金项目: 国家自然科学基金(51705002); 安徽省自然科学基金(1708085QE123); 安徽理工大学青年重点项目(QN2018106)

Fund: Supported by National Natural Science Foundation of China (51705002), Natural Science Foundation of Anhui Province (1708085QE123) and Key Projects of Young Teachers Natural Science Foundation of Anhui University of Science and Technology (QN2018106)

引用格式: 王成, 王龙. 高温喷丸强化 Ti6Al4V 合金的热力耦合数值模拟[J]. 中国表面工程, 2019, 32(2): 143-153.

WANG C, WANG L. Thermo-mechanical coupled simulation of warm shot peening of Ti6Al4V alloy[J]. China Surface Engineering, 2019, 32(2): 143-153.

0 引言

钛合金具有优异的比刚度、比强度、抗高温性能和抗腐蚀性能,从一出现就应用于航空工业^[1-2]。飞机发动机的风扇、高压压气机盘件和叶片等转动部件,不仅要承受很大的应力,而且要有一定的耐热性。这样的服役环境对铝合金来说温度太高,对钢及其合金来说密度太大,钛合金是最佳选择。目前国内外广泛使用的钛合金为 Ti6Al4V,在工程应用中约占整个钛合金的 65%^[3]。为了提高钛合金部件的表面完整性^[4],喷丸强化技术被广泛应用。喷丸强化是一种金属材料表面处理技术,通过高速弹丸流冲击材料表面,向材料表层及亚表层注入有益的残余压应力^[5-6],从而提高材料的疲劳强度、微动疲劳抗力和抗磨损等性能^[7]。

近年来国内外对喷丸强化技术进行了大量的研究,开发了很多新型的喷丸强化工艺,例如预应力喷丸^[8]、湿喷丸^[9]、二次喷丸^[10]、激光喷丸^[11]以及空化水喷丸^[12]、和高温喷丸^[13]。高温喷丸是指对金属材料的待喷表面先进行高温加热,提高其塑性变形能力,然后再进行喷丸强化。如图 1 所示,高温喷丸强化工艺采用一种特制的喷嘴^[14],在该喷嘴上有两个进气口和一个喷射口,其中一个进气口用于输送与弹丸混合的高压冷气流,另外一个进气口用于输送由电流加热器加热的高压热气流,冷、热气流在喷射口处混合,冷气流保护了弹丸不受热气流的高温影响,热气流则主要用于加热金属材料的待喷表面,然后冷气流中的弹丸冲击该加热的待喷表面,进而实现了高温喷丸强化。

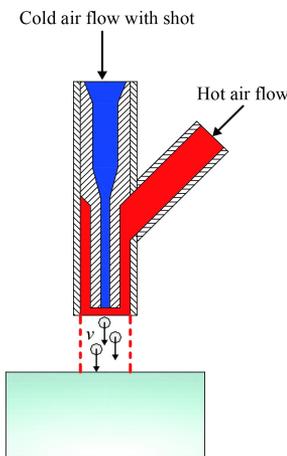


图 1 高温喷丸强化示意图^[14]

Fig.1 Schematic of warm shot peening^[14]

研究发现高温喷丸强化能够有效提高受喷材料表层以及亚表层的残余压应力,增大残余压应力深度^[13-15]。然而,关于高温喷丸强化工艺的数值研究却鲜有报道,这主要可归结于两点:①对材料的本构模型要求较高,在高温喷丸强化过程中,受喷材料会表现出高应变率硬化和高温软化的双重效应。②现存的常规喷丸模型不能直接模拟待喷材料的高温加载过程。尽管目前对常规喷丸强化过程的数值建模方法很多,例如对称胞元模型^[16]、随机喷丸模型^[17]、DEM-FEM 耦合模型^[18]以及 CFD-DEM 耦合模型^[19]等,但这些模型都不能直接反映高温加载所致温度场和热应力场的双重影响。

基于目前关于高温喷丸强化工艺的数值模拟现状,通过建立对称胞元喷丸模型和高温加载传热模型对高温喷丸强化 Ti6Al4V 合金的过程进行热力耦合数值模拟研究,并通过设计模拟工况探究高温喷丸的残余压应力强化机理。研究成果可为工业生产中高温喷丸强化工艺参数的决策提供一种思路和方法,对高温喷丸强化工艺参数的优化也具有十分重要的指导意义。

1 本构模型

1.1 基于热激活位错运动理论的本构模型

喷丸强化是一个多弹丸连续冲击金属材料表面的过程。在弹丸的冲击载荷作用下,材料的力学行为与静载荷下有着明显的不同,变形过程常具有高压、高温和高形变率的特点。这种动态变形的响应完全受材料的本构模型所控制,本构模型将应力、应变、应变率及温度的瞬时值联系起来。因此采用合适的本构模型是准确模拟高温喷丸强化过程的关键。研究表明^[20]:在冲击载荷下,随着应变率的增加, Ti6Al4V 合金的热激活体积减小,流动应力对应变率的敏感度增加。Gao 和 Zhang^[21]就基于热激活位错运动理论,对 Ti6Al4V 合金开发了一个新型的材料本构模型。

$$\sigma^f = \sigma_G + \bar{K}(\dot{\varepsilon}^P)^{\bar{n}} + [\hat{\sigma}_{th0} + \hat{Y}(\dot{\varepsilon}^P)^{n_1}] \cdot \exp \left[\alpha T \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^P}{\dot{\varepsilon}_{s0}} \right) \right] \cdot \left\{ 1 - \left[-\beta T \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^P}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]^{1/q} \right\}^{1/p} \quad (1)$$

式中, σ^f 为材料的流动应力, σ_G 表示材料因自身缺陷而产生的应力 ($\sigma_G = 60 \text{ MPa}$), \bar{K} 、

\bar{n} 和 n_1 表示与幂硬化相关的材料常数 ($\bar{k} = 660.4$, $\bar{n} = 0.053$, $n_1 = 1.0$), $\hat{\sigma}_{th0}$ 表示参考热应力 ($\hat{\sigma}_{th0} = 1248.7$ MPa), $\hat{\gamma}$ 是实际参考热应力 ($\hat{\gamma} = 2133.7$ MPa), n_1 是应变硬化系数, $\alpha = kB/(a_0Gb^3)$, $\beta = kB/(g_0Gb^3)$ (kB 是 Boltzmann 常数, G 是剪切模量 ($G = 42$ GPa), b 是 Burgers 矢量的大小, g_0 表示名义激活能, a_0 是 g_0 的饱和值), $\dot{\epsilon}_0$ 和 $\dot{\epsilon}_{s0}$ 分别表示参考应变率和饱和参考应变率 ($\dot{\epsilon}_0 = 3 \times 10^9$ s⁻¹, $\dot{\epsilon}_{s0} = 1 \times 10^{11}$ s⁻¹), p 和 q 是决定势垒形状的常数 ($p = 0.6$, $q = 1.0$). 该本构模型能够准确地预测温度范围为 77~998 K, 应变率范围为 10^{-3} ~ 10^9 s⁻¹ 的 Ti6Al4V 合金的力学行为。在高温喷丸强化过程中, 受喷材料在高温环境下会发生高应变率硬化和高温软化的双重效应。显然, 采用该本构模型来模拟 Ti6Al4V 合金的高温喷丸强化过程是十分合适的。文中通过自主开发用户材料子程序 VUMAT, 将该本构模型嵌入有限元软件 (ABAQUS/Explicit), 表征 Ti6Al4V 合金在喷丸强化过程中的动态应力-应变响应。

1.2 本构模型在有限元计算中的实现

ABAQUS/Explicit 的用户材料子程序接口 VUMAT 提供了每个增量步的真实应变增量 (StrainInc)、增量步开始时的 Cauchy 应力状态 (StressOld)、温度 (TempOld) 和依赖于解的状态变量 (StateOld, 用于存储等效塑性应变、流动应力等变量) 等, 这为 VUMAT 的开发提供了方便。在这个基础上, Ti6Al4V 合金的本构模型在有限元计算中的实现过程如下:

(1) 从 ABAQUS 材料用户子程序接口读入当前增量步的应变增量 $\Delta\epsilon$ 、增量步开始时的应力 σ_{old} 、温度 T_{old} 、流动应力 σ_{old}^f 和等效塑性应变 $\bar{\epsilon}_{old}^p$ 。

(2) 根据广义胡克定律计算试探应力 σ_{new}^{trial} 及其偏应力 S_{new}^{trial} 。

$$\sigma_{new}^{trial} = \sigma_{old} + \lambda \text{trace}(\Delta\epsilon) \mathbf{I} + 2\mu\Delta\epsilon \quad (2)$$

$$S_{new}^{trial} = \sigma_{new}^{trial} - \text{trace}(\sigma_{new}^{trial}) \mathbf{I} / 3 \quad (3)$$

式中, λ 和 μ 是拉梅常数, \mathbf{I} 为二阶对称单位张量, S_{new}^{trial} 表示试探偏应力。

(3) 构造 Mises 屈服函数 F_{new}^{trial} , 并判断材料是

否发生屈服。

$$F_{new}^{trial} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{new}^{trial} : S_{new}^{trial}} - \sigma_{old}^f \quad (4)$$

若 $F_{new}^{trial} < 0$, 材料未发生屈服, $\sigma_{new} = \sigma_{new}^{trial}$, 当前增量步计算完成; 反之, 若 $F_{new}^{trial} \geq 0$, 材料发生屈服, 进入下一步。

(4) 计算当前增量步的塑性应变增量 $\Delta\epsilon^p$ 。

$$\Delta\epsilon^p = \Delta\bar{\epsilon}^p \mathbf{Q} \quad (5)$$

$$\mathbf{Q} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{S_{new}^{trial}}{\sqrt{S_{new}^{trial} : S_{new}^{trial}}} \quad (6)$$

式中, $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 是等效塑性应变增量, \mathbf{Q} 表示屈服表面法向的一个二阶张量。

(5) 构造新的屈服面, 使得 $F_{new} = 0$

$$F_{new} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{new} : S_{new}} - \sigma_{new}^f = 0 \quad (7)$$

$$S_{new} = S_{new}^{trial} - 2\mu\Delta\bar{\epsilon}^p \mathbf{Q} \quad (8)$$

(6) 将公式 (6) 代入公式 (8), 可得:

$$S_{new} = \left(1 - \frac{\sqrt{6}\mu\Delta\bar{\epsilon}^p}{\sqrt{S_{new}^{trial} : S_{new}^{trial}}} \right) S_{new}^{trial} \quad (9)$$

(7) 对公式 (9) 两边进行张量双点积运算, 得到关于等效塑性应变增量 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 的非线性方程:

$$\sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_{new}^f + \sqrt{6}\mu\Delta\bar{\epsilon}^p = \sqrt{S_{new}^{trial} : S_{new}^{trial}} \quad (10)$$

通过 Newton 迭代求解公式 (10) 得到等效塑性应变增量 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 。

(8) 更新等效塑性应变和应力:

$$\bar{\epsilon}_{new}^p = \bar{\epsilon}_{old}^p + \Delta\bar{\epsilon}^p \quad (11)$$

$$\sigma_{new} = \sigma_{new}^{trial} - 2\mu\Delta\bar{\epsilon}^p \mathbf{Q} \quad (12)$$

(9) 更新温度:

$$T_{new} = T_{old} + \frac{\eta}{\rho_m c_p} \int_0^{\bar{\epsilon}^p} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^p \quad (13)$$

式中, η 表示塑性耗散能转变成热能的转化效

率, 通常 $\eta = 0.9 \sim 1.0$, $\int_0^{\bar{\epsilon}^p} \sigma d\bar{\epsilon}^p$ 表示材料产生的塑性耗散能, ρ_m 为材料的密度, c_p 为定压比热容。

(10) 将更新后的温度 T_{new} 、等效塑性应变 $\bar{\epsilon}_{new}^p$ 和等效塑性应变率 $\dot{\bar{\epsilon}}_{new}^p$ ($\dot{\bar{\epsilon}}_{new}^p = \Delta\bar{\epsilon}^p/\Delta t$) 代入公式(1)中进行更新流动应力 σ_{new}^f 。根据上述 Ti6Al4V 合金的本构模型在有限元计算中的实现过程, 绘制如图 2 所示的用户材料子程序流程图。

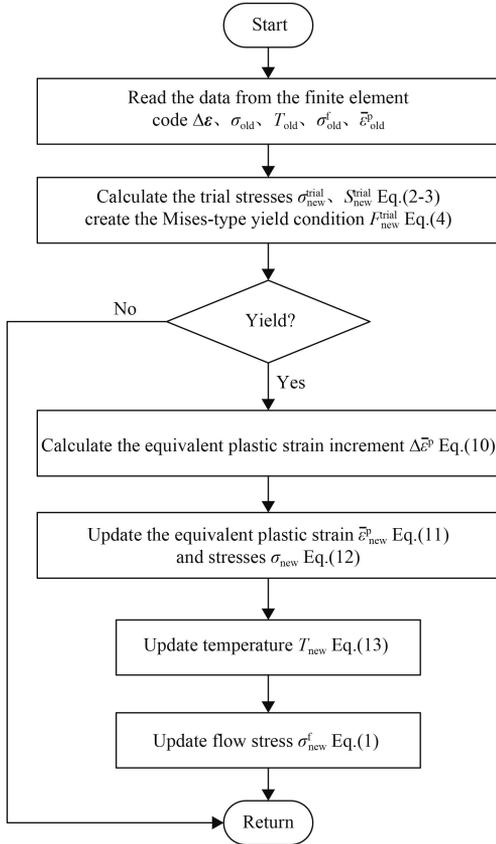


图 2 Ti6Al4V 基于热激活位错运动理论的本构模型显式积分算法流程图

Fig.2 Flow chart of explicit time integration algorithm of Ti6Al4V alloy constitutive model based on thermal activity dislocation theory

将 Ti6Al4V 合金基于热激活位错运动理论的本构模型通过 VUMAT 嵌入到单个单元模型^[22], 得到不同应变率和温度下的流动应力-等效塑性应变的曲线, 如图 3 所示。显然可见, 当温度保持 $T = 296\text{ K}$ 不变时, 材料响应的动态流动应力随着应变率的增大而增大, 表现出应变率硬化行为; 当应变率保持 $\dot{\bar{\epsilon}}^p = 2000\text{ s}^{-1}$ 或者 3100 s^{-1} 不变时, 材料响应的动态流动应力随着温度的增大而减小, 表现出明显的高温软化行为。不管是应变率硬化行为还是高温软化行

为, 基于 VUMAT 的计算结果与相应的试验结果^[21]都具有较好的一致性, 进而验证了所开发的 Ti6Al4V 合金用户子程序 VUMAT 的可靠性和有效性。

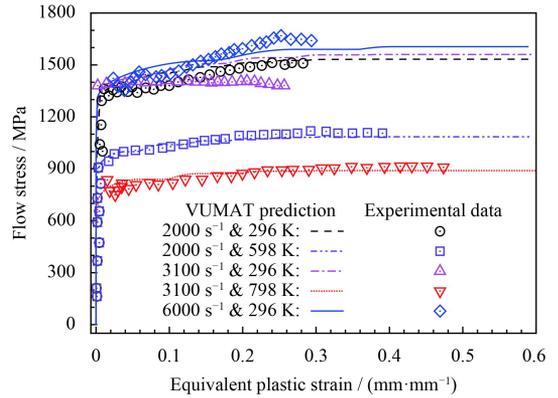


图 3 VUMAT 预测应力-应变曲线与试验数据^[21]的比较

Fig.3 Comparison between the VUMAT-predicted stress-strain curves and experimental data^[21]

2 高温喷丸强化有限元模型

2.1 高温加载传热有限元建模

为了模拟高温喷丸强化 Ti6Al4V 合金的过程, 建立如图 4 所示的圆盘模型对待喷材料进行高温加载。圆盘的直径为 $25R$, 厚度为 $7R$ (R 是弹丸的半径, $R = 0.3\text{ mm}$), 采用三维八节点实体热分析单元 (DC3D8) 对其划分网格。为了准确模拟材料受热表层的温度梯度, 细化单元网格尺寸为 $10\text{ }\mu\text{m}$ 。在该圆盘模型上表面 $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ 的中心面域内施加热流载荷, 热流密度分别为 $q = 1.5 \times 10^6$ 、 3.0×10^6 和 $6.0 \times 10^6\text{ W/m}^2$ 。受热材料的瞬态温度场通过传热方程进行计算:

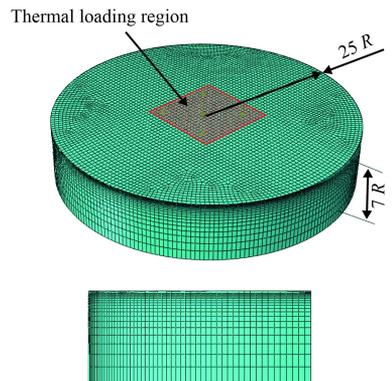


图 4 高温加载传热有限元模型

Fig.4 Disk-shape finite element model of heat transfer

$$\rho_m c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k\nabla T) \quad (14)$$

式中, T 是温度, t 是时间, $k=7.955 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 表示热导率, ∇ 表示梯度。空气中自然冷却时, 材料外表面与空气的对流换热边界条件为:

$$q_t = h_c(T_s - T_a) \quad (15)$$

式中, q_t 为热流密度, h_c 为材料外表面对流换热系数 ($h_c = 10 \text{ W}/\text{m}^2$), T_s 是材料的表面温度, T_a 为环境温度。环境温度和材料表面的初始温度均为 296 K 。忽略热辐射对板材表面温度的损耗。

2.2 对称胞元喷丸有限元建模

在高温喷丸强化过程中, 假设多弹丸按照既定的喷丸顺序依次垂直冲击材料表面指定的位

置, 进而从圆盘模型 (图 4) 的中心受热区域取出一小块, 建立如图 5 所示的对称胞元模型。在该对称胞元模型中, 将受喷材料建立一个长方体, 长为 $7R$, 宽为 R 。在该长方体模型的 4 个侧面施加相应的对称约束, 底面限制其法向自由度, 上表面 4 个拐角区域依次被弹丸冲击。采用罚函数算法模拟弹丸与材料表面之间的接触, 摩擦系数为 0.2 。在弹丸与材料表面的接触作用下, 弹丸相比于材料变形很小, 可忽略不计, 在此将弹丸设置成刚性体。在位于刚性体几何中心 (球心) 的参考点上施加初始速度, $v = 50 \text{ m/s}$, 作为弹丸的冲击载荷。采用三维八节点减缩实体单元 (C3D8R) 对该对称胞元模型划分网格, 弹丸与受喷材料接触区域的细化单元网格尺寸为 $10 \mu\text{m}^{[23]}$ 。

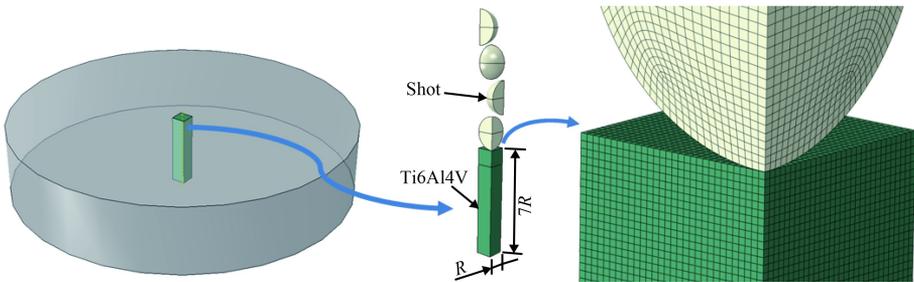


图 5 对称胞元喷丸有限元模型

Fig.5 Symmetrical cell model of shot peening

2.3 热力耦合数值模拟流程

高温喷丸强化的热力耦合数值模拟流程如图 6 所示。首先通过圆盘模型模拟待喷材料的高温加载过程, 高温加载时间为 2 s , 得到不同热流密度下的温度场如图 7 所示。对于热流密度 $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W}/\text{m}^2$ 的工况, 待喷材料上表面受热流载荷作用区域的最高温度达到 $119.2 \text{ }^\circ\text{C}$; 对于热流密度 $q_t = 3.0 \times 10^6$ 和 $6.0 \times 10^6 \text{ W}/\text{m}^2$ 的两种工况, 材料表层最高温度分别达到 218.4 和 $416.9 \text{ }^\circ\text{C}$; 3 种工况下待喷材料厚度方向均呈现十分明显的温度梯度, 并且分布相似。图 7(d) 比较了 3 种工况下待喷材料沿圆盘中心轴分布的温度, 显然可见沿材料厚度方向分布的温度随着热流密度的增大而增大。采用二次多项式对图 7(d) 中的温度梯度进行数值拟合, 并通过解析场将该温度梯度的拟合方程导入喷丸有限元模型, 得到对称胞元模型的初始温度场如图 8 所示, 该初始温度场对应于图 7(a)(b) 和 (c) 中的瞬态温度场。

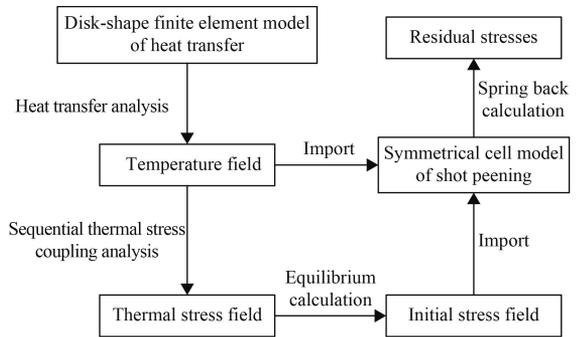


图 6 高温喷丸强化的热力耦合数值模拟流程图

Fig.6 Flow chart of thermo-mechanical coupled simulation of warm shot peening

采用顺序热应力耦合分析技术计算 Ti6Al4V 合金在高温加载过程中产生的热应力, 得到不同热流密度工况下的热应力分布如图 9 所示, 对于热流密度 $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W}/\text{m}^2$ 的工况, 待喷材料上表面受热流载荷作用区域的最大压缩热应力达到 41.2 MPa ; 对于热流密度 $q_t = 3.0 \times 10^6$ 和 $6.0 \times 10^6 \text{ W}/\text{m}^2$ 的两种

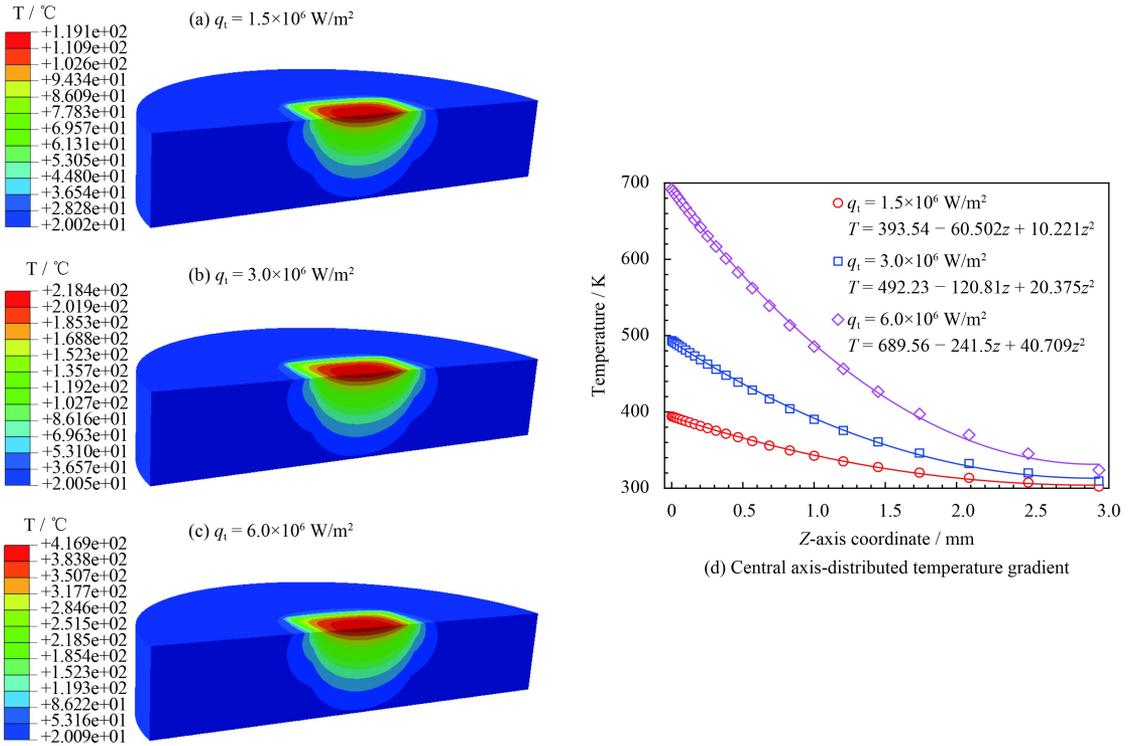


图7 不同热流密度下待喷材料的温度梯度

Fig.7 Temperature gradients of the material to be peening under different heat flux densities

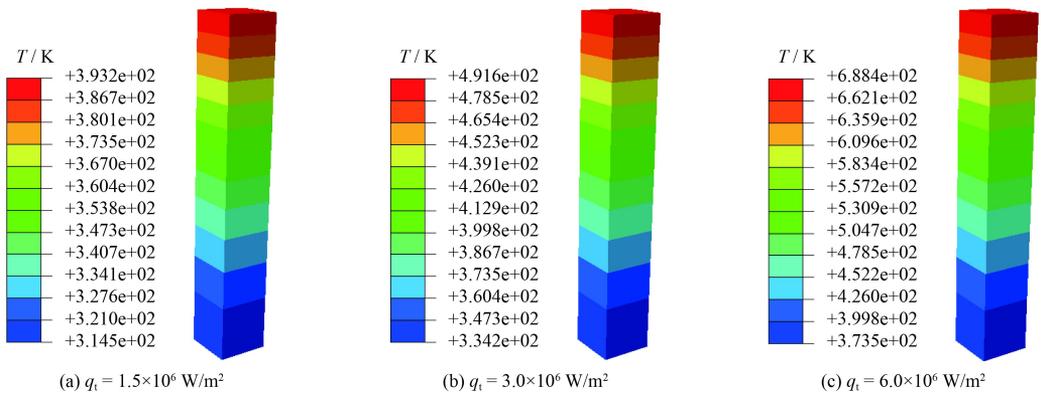


图8 对称胞元喷丸模型的初始温度场

Fig.8 Initial temperature fields of symmetrical cell model

工况，材料表层最大压缩热应力分别达到 82.3 和 164.6 MPa；3 种工况下材料厚度方向均呈现十分相似的热应力分布。图 9(d) 给出了 3 种工况下待喷材料沿圆盘中心轴分布的压缩热应力，其分布趋势与图 7(d) 中温度梯度十分相似，即沿材料厚度方向分布的压缩热应力随着热流密度的增大而增大。同样采用二次多项式对图 9(d) 中的热应力梯度进行数值拟合，并通过开发用户子程序 Sigini 将该热应力梯度的拟合方程导入喷丸有限元模型，经过平衡计算后，得到对称胞元模型的初

始应力场如图 10 所示。

在导入初始温度场和热应力场之后，进行高温喷丸强化过程的热力耦合数值计算。首先在显式动力学模块 (ABAQUS/Explicit) 中设置两个分析步：第一个用于在初始温度场和应力场的条件下，模拟弹丸的冲击过程；第二个在弹丸冲击完成后模拟材料的冷却过程。然后将第二分析步的结果导入隐式静力学模块 (ABAQUS/Standard) 中，进行受喷材料的弹性回弹计算，获得稳定的高温喷丸强化残余应力场。

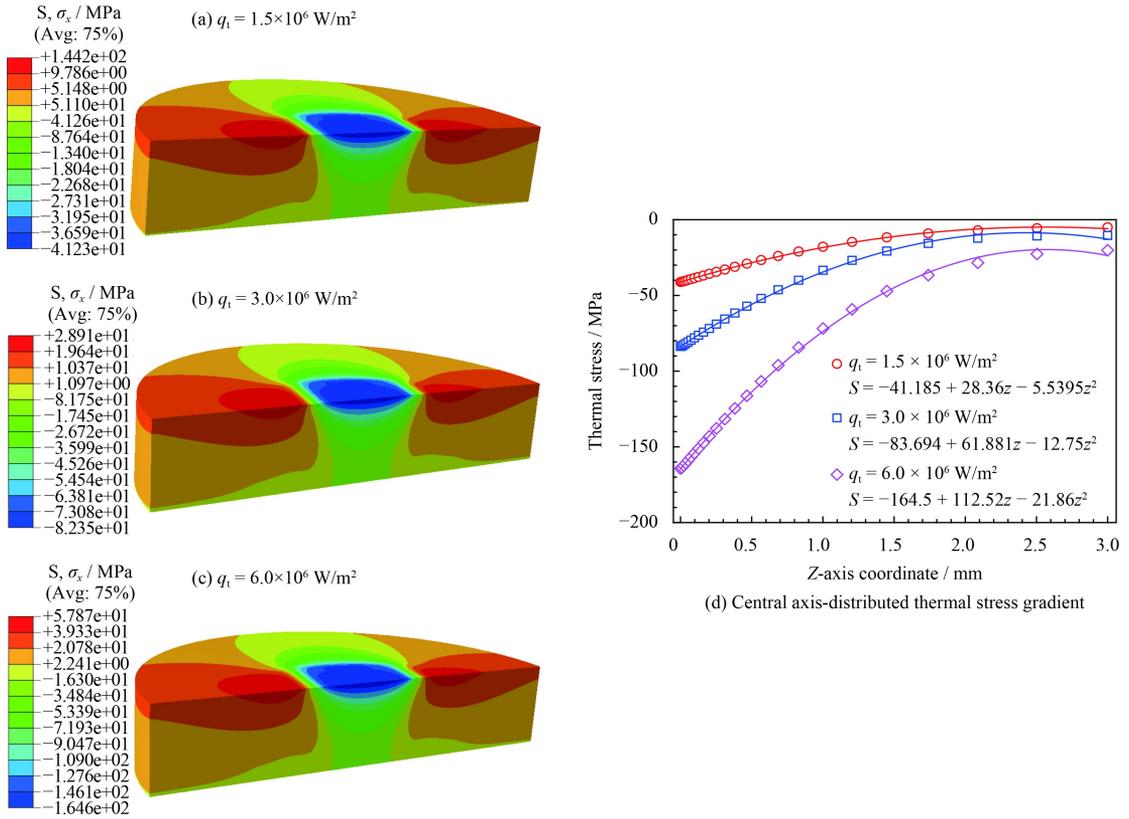


图 9 不同热流密度下待喷材料的热应力

Fig.9 Thermal stresses of the material to be peening under different heat flux densities

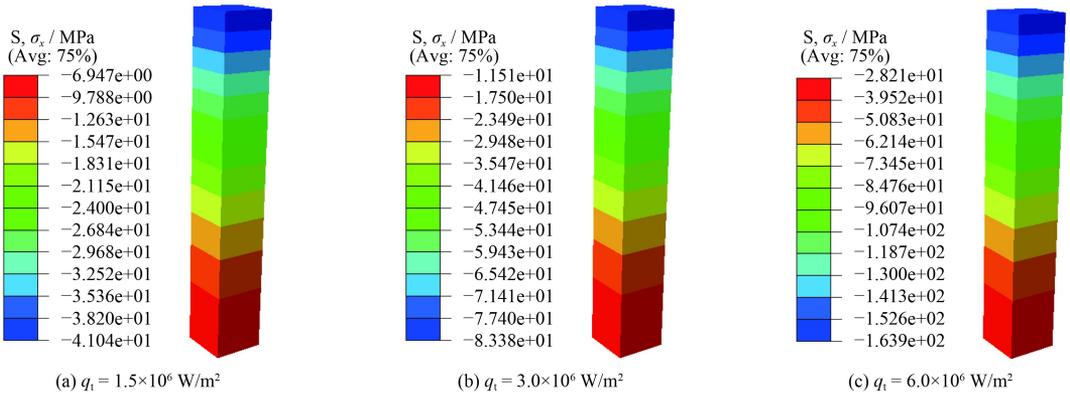


图 10 对称胞元喷丸模型的初始应力场

Fig.10 Initial stress fields of symmetrical cell model

3 结果与讨论

3.1 对称胞元喷丸模型的验证

在对称胞元模型中, 每 4 个弹丸按照既定的顺序依次冲击模型的 4 个拐角一次定义为一个系列, 多个系列的喷丸过程则表示对称胞元模型的 4 个拐角区域被弹丸多次重复冲击。因此不能采用传统的喷丸覆盖率定义 (弹坑覆盖面与待喷面积

之比) 来确定对称胞元模型的喷丸覆盖率。Kim 等^[24] 认为一个喷丸系列就能使对称胞元模型的喷丸覆盖率达到 100%。Wang 等^[16] 根据对称胞元模型的动态应力演化来确定其喷丸概率, 认为当受喷表面上单元应力达到等双轴应力状态时喷丸覆盖率达到 100%。常温喷丸强化过程中对称胞元模型受喷表面中心位置单元的动态应力演化如图 11 所示, 由图可见, 两个喷丸系列使得该位置单元

的动态应力达到等双轴应力状态，即 $\sigma_x = \sigma_y$ ，在图中 σ_x 和 σ_y 分别用 S11 和 S22 表示。采用面积平均法^[24]提取对称胞元模型厚度方向每一层单元的残余应力均值如图 12 所示。从图中可以看到，沿受喷材料厚度方向分布的残余应力均值呈现出很好的等双轴应力状态，即 $\bar{\sigma}_x = \bar{\sigma}_y$ ；常温喷丸强化的残余压应力随着喷丸系列的增加而增大，在距

离受喷表面 0.13 mm 范围内，一个和两个喷丸系列所致的残余压应力均与 100% 喷丸覆盖率的试验结果^[25-26]吻合较好，进而验证了对称胞元模型的有效性。

3.2 高温喷丸强化的温度场和残余应力场

在高温加载作用后，4 个弹丸依次冲击对称胞元模型所致的温度场如图 13 所示。由于受喷材料的塑性耗散能转变成热能，致使对称胞元模型受冲击的局部区域温度明显升高。相对于图 8 中的初始温度场，对于热流密度 $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 的工况、最高温度升高 94.9 K；对于 $q_t = 3.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 和 $6.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 的两种工况，最高温度分别升高 92.8 和 90.9 K。

受喷材料冷却至室温后，进行回弹计算，得到高温喷丸强化的残余压应力场如图 14 所示，显然可见，最大残余压应力位于受喷材料的亚表层。可以看到残余压应力的最大值随着热流密度的增加而逐渐减小。高温喷丸强化的残余压应力沿材料厚度方向的分布如图 15 所示。在距离受喷表面 0.01 mm 范围内， $q_t = 3.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况产生的残余压应力最大， $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况次之， $q_t = 6.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况最小。在受喷材料表层 0.01~0.07 mm 范围内， $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 和 $3.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 两种工况产生的残余压应力基本相等，但 $q_t = 6.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况产生的残余压应力偏小。在材料亚表层 0.1~0.25 mm 范围内， $q_t = 6.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况产生的残余压应力最大， $q_t = 3.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况次之， $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 工况最小。

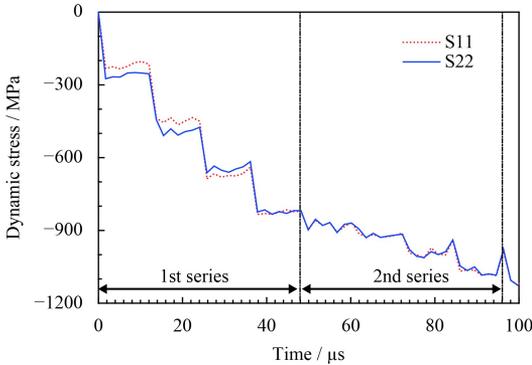


图 11 常温喷丸强化所致的动态应力演化

Fig.11 Dynamic stresses induced by normal shot peening

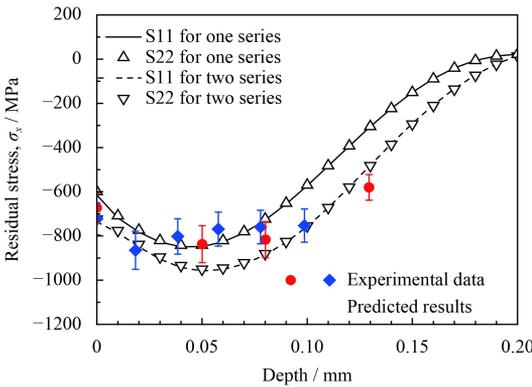


图 12 常温喷丸强化残余应力的预测结果与试验数据比较^[25-26]

Fig.12 Comparison between the predicted residual stresses and experimental data of normal shot peening^[25-26]

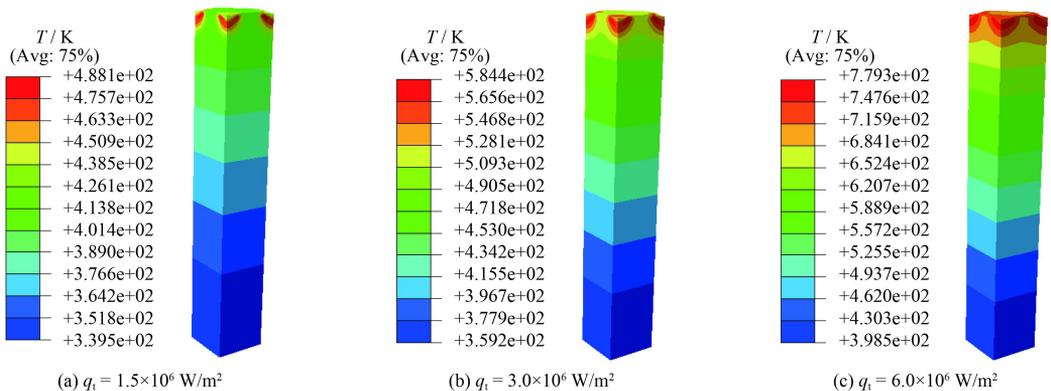


图 13 高温喷丸强化所致的温度场

Fig.13 Temperature fields induced by warm shot peening

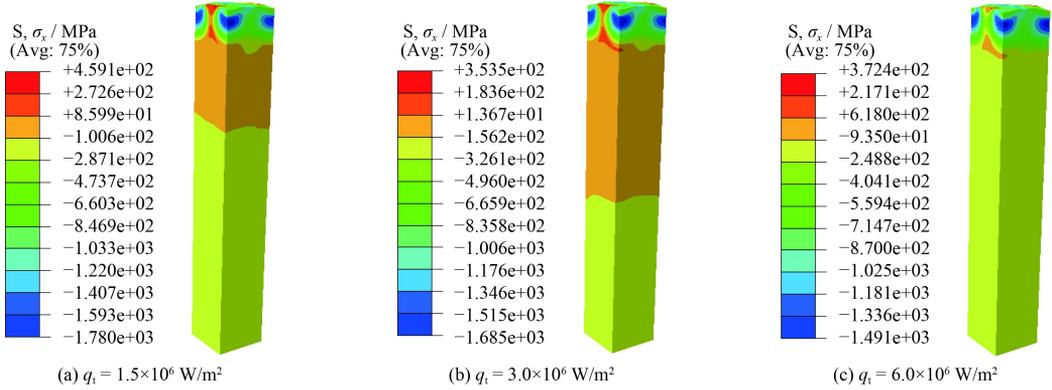


图 14 高温喷丸强化所致的残余应力场

Fig. 14 Residual stress fields induced by warm shot peening

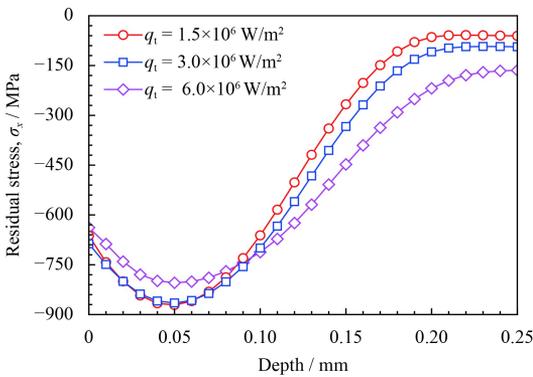


图 15 高温喷丸强化的残余应力沿材料厚度方向的分布

Fig. 15 In-depth distributions of residual stresses induced by warm shot peening

3.3 高温喷丸的残余应力强化机理

为了研究高温喷丸强化机理,对同一种热流密度建立 4 种模拟工况进行对比分析。①不考虑热流载荷作用下的常温喷丸强化模拟工况,该模拟工况主要用于参考。②单独导入高温加载所致热应力场的喷丸强化模拟工况,该模拟工况只考虑热应力场的影响而不考虑温度场的影响。③单独导入高温加载所致温度场的喷丸强化模拟工况,该模拟工况只考虑温度场的影响而不考虑热应力场的影响。④同时导入高温加载所致热应力场和温度场的模拟工况,即为高温喷丸强化模拟工况。

在 4 个弹丸依次冲击对称胞元模型 4 个拐角之后,不同模拟工况下受喷材料厚度方向的残余应力分布如图 16 所示。相对于常温喷丸强化模拟工况的残余压应力,如果单独导入高温加载所致热应力场,喷丸强化的残余压应力有所增大,并且残余压应力随着热流密度的增大而增大,如

图 16(a) 所示。对于单独导入温度场的模拟工况,如图 16(b) 所示,相对于常温喷丸强化的残余压应力,当 $q_t = 1.5 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 时,在距离受喷表面 0.01 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力略微偏大,在材料表层 0.01~0.06 mm 范围内,温度场对残余压应力没有影响,在材料亚表层 0.06~0.21 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力偏大;当 $q_t = 3.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 时,在距离受喷表面 0.01 mm 范围内,温度场对残余压应力没有影响。材料表层 0.01~0.07 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力偏小;材料亚表层 0.07~0.21 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力偏大;当 $q_t = 6.0 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ 时,在材料表层~0.08 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力偏小,在材料亚表层 0.08~0.25 mm 范围内,该模拟工况的残余压应力偏大。另外从图 16(b) 中可以看到,随着热流密度的增大,受喷材料表层的残余压应力逐渐减小,而受喷材料亚表层的残余压应力逐渐增大。通过与图 15 中高温喷丸强化的残余压应力比较可以得到,高温加载所致的温度场对高温喷丸强化的残余压应力起主要影响作用,而高温加载所致热应力场对高温喷丸强化的残余压应力起次要作用。

为了更加直观地观察高温加载对喷丸强化残余应力的影响,图 17 给出了不同热流密度下残余压应力沿材料厚度方向的分布,显然可见,高温喷丸强化的残余压应力更加接近单独导入温度场的模拟工况,并且随着热流密度的增加,这种现象变得更加明显,如图 17(c) 所示,从而进一步验证了高温加载所致的温度场对高温喷丸强化残余应力起主要影响作用。

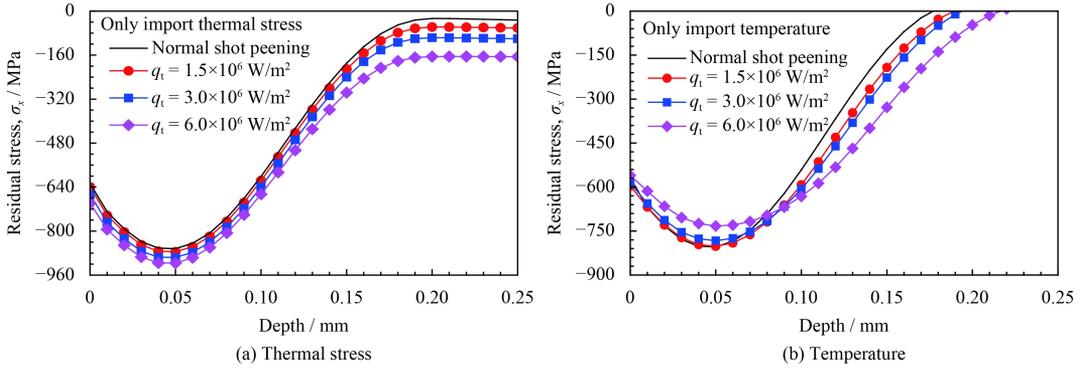


图 16 不同模拟工况的残余应力沿材料厚度方向的分布

Fig.16 In-depth distributions of residual stresses under different modeling conditions

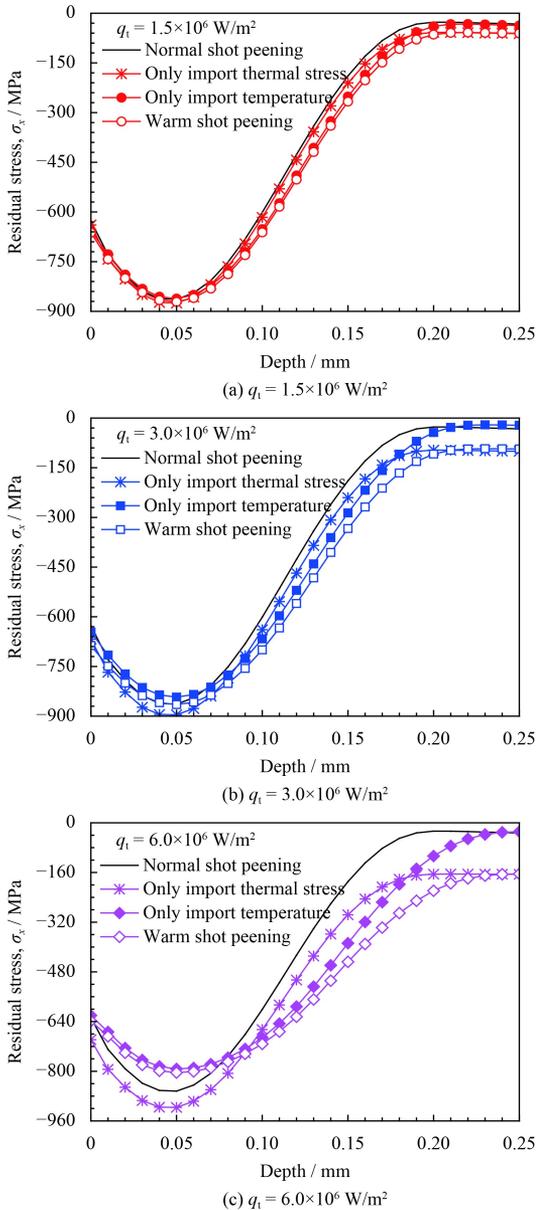


图 17 不同热流密度下残余应力沿材料厚度方向的分布

Fig.17 In-depth distributions of residual stresses under different heat flux densities

4 结论

(1)Ti6Al4V 合金在高温喷丸强化过程中发生高温软化行为和应变率硬化行为，基于热激活位错运动理论的本构模型能够有效表征材料的这种双重动态效应。

(2) 在常温环境下，基于对称胞元模型模拟得到的残余应力与试验结果具有很好的一致性，进而验证了对称胞元模型的有效性。

(3) 在高温喷丸强化过程中，随着热流密度的增大，受喷材料表层残余压应力逐渐减小而亚表层的残余压应力逐渐增大，造成这种现象的主要影响因素是高温加载所致的温度场，尽管热应力场对残余压应力强化具有一定的促进作用。

参考文献

[1] 邓炬. 钛与航空[J]. 钛工业进展, 2004, 21(2): 6-15.
DENG J. Titanium and aerospace[J]. Titanium Industry progress, 2004, 21(2): 6-15 (in Chinese).

[2] 逯福生, 何瑜, 郝斌. 世界钛工业现状及今后发展趋势[J]. 钛工业进展, 2001(5): 1-5.
LU F S, HE Y, HAO B. The present situation of titanium industry and development trend in the future[J]. Titanium Industry Progress, 2001(5): 1-5 (in Chinese).

[3] 高玉魁. 不同表面改性强化处理对 TC4 钛合金表面完整性及疲劳性能的影响[J]. 金属学报, 2016, 52(8): 915-922.
GAO Y K. Influence of different surface modification treatment on surface integrity and fatigue performance of TC4 titanium alloy[J]. Journal of Metal, 2016, 52(8): 915-922 (in Chinese).

[4] 高玉魁. 表面完整性理论与应用[M]. 北京: 化学工业出版社, 2014: 265-269.
GAO Y K. Theory and application of surface integrity[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2014: 265-269.

- [5] MAHMOUDI A H, GHASEMI A, FARRAHI G H, et al. A comprehensive experimental and numerical study on redistribution of residual stresses by shot peening[J]. *Materials & Design*, 2016, 90: 478-487.
- [6] 王仁智. 金属材料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 R Z. Overview on the shot peening principle and its strengthening mechanisms for metallic materials[J]. *China Surface Engineering*, 2012, 25(6): 1-9 (in Chinese).
- [7] XU Z, DUNLEAVEY J, ANTAR M, et al. The influence of shot peening on the fatigue response of Ti-6Al-4V surfaces subject to different machining processes[J]. *International Journal of Fatigue*, 2018, 111: 196-207.
- [8] XIE L C, JIANG C H, LU W J, et al. Effect of stress peening on surface layer characteristics of (TiB+TiC)/Ti-6Al-4V composite[J]. *Materials & Design*, 2012, 33: 64-68.
- [9] CHEN G Q, JIAO Y, TIAN T Y, et al. Effect of wet shot peening on Ti-6Al-4V alloy treated by ceramic beads[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2014, 24(3): 690-696.
- [10] MALEKI E, UNAL O, KASHYZADEH K R. Effects of conventional, severe, over, and re-shot peening processes on the fatigue behavior of mild carbon steel[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2018, 344: 62-74.
- [11] 王成, 胡家诚, 许杨剑, 等. 重复多次激光喷丸强化高导电铜的数值研究[J]. *激光与光电子学进展*, 2016, 53: 091402.
- WANG C, HU J C, XU Y J, et al. Numerical study of repetitive laser shock peening of oxygen-free high-conductivity copper[J]. *Laser & optoelectronics progress*, 2016, 53: 091402 (in Chinese).
- [12] MARCON A, MELKOTE S N, YODA M. Effect of nozzle size scaling in co-flow water cavitation jet peening[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 31: 372-381.
- [13] HARADA Y, MORI K. Effect of processing temperature on warm shot peening of spring steel[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 162: 498-503.
- [14] MENIG R, SCHULZE V, VÖHRINGER O. Optimized warm peening of the quenched and tempered steel AISI 4140[J]. *Materials Science & Engineering A*, 2002, 335(1-2): 198-206.
- [15] WICK A, SCHULZE V, VÖHRINGER O. Effects of warm peening on fatigue life and relaxation behaviour of residual stresses in AISI 4140 steel[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2000, 293(1-2): 191-197.
- [16] WANG C, HU J C, GU Z B, et al. Simulation on residual stress of shot peening based on a symmetrical cell model[J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 30(2): 344-351.
- [17] WANG C, WANG L, WANG X, et al. Numerical study of grain refinement induced by severe shot peening[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 146: 280-294.
- [18] TU F, DELBERGUE D, MIAO H, et al. A sequential DEM-FEM coupling method for shot peening simulation[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2017, 319: 200-212.
- [19] 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 X M, GU J W, QI G D, et al. Optimization of shot peening process parameters based on CFD-DEM simulation[J]. *Surface Technology*, 2018, 47(1): 8-15 (in Chinese).
- [20] LEE W S, CHEN T H, HUANG S C. Impact deformation behaviour of Ti-6Al-4V alloy in the low-temperature regime[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2010, 402(1): 1-7.
- [21] GAO C Y, ZHANG L C, YAN H X. A new constitutive model for HCP metals[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2011, 528(13-14): 4445-4452.
- [22] WANG C, WANG X, XU Y, et al. Numerical modeling of the confined laser shock peening of the OFHC copper[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2016, 108: 104-114.
- [23] BAGHERIFARD S, GHELICHI R, GUAGLIANO M. Mesh sensitivity assessment of shot peening finite element simulation aimed at surface grain refinement[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2014, 243: 58-64.
- [24] KIM T, LEE J H, LEE H, et al. An area-average approach to peening residual stress under multi-impacts using a three-dimensional symmetry-cell finite element model with plastic shots[J]. *Materials & Design*, 2010, 31(1): 50-59.
- [25] XIE L C, ZHANG J, XIONG C B, et al. Investigation on experiments and numerical modelling of the residual stress distribution in deformed surface layer of Ti-6Al-4V after shot peening[J]. *Materials & Design*, 2012, 41: 314-318.
- [26] 田唐永. TC4 钛合金喷丸强化组织与性能研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2012: 26-28.
- TIAN T Y. Microstructures and properties of TC4 titanium alloy treated by shot peening[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2012: 26-28(in Chinese).