

基于热弹塑性本构模型的LPBF全尺寸热-力耦合数值模拟研究

李峻荣, 曹流

广州大学机械与电气工程学院 广东广州 510006

摘要: 激光粉末床熔融 (Laser Powder Bed Fusion, LPBF) 是金属增材制造技术中的重要分支, 具有个性化、自动化等优势。然而, 在逐层制造过程中由于残余应力不断积累, 易引发变形、断裂、疲劳等问题, 限制了其进一步应用。为预测金属增材制造件的位移和残余应力, 借助开源有限元求解代码JAX-FEM, 开展基于热弹塑性本构模型的LPBF全尺寸热-力耦合数值模拟研究。其中, 根据能量守恒定律确定等效激光功率、等效激光半径及扫描速度, 简化计算模型、减少计算时间; 通过修改制件底面的应力状态实现模拟制件从基板上切割分离的过程, 并预测了应力释放的影响。分析扫描策略与速度对LPBF热-力耦合行为的影响, 对比发现, 采用水平Z形扫描策略相较于垂直扫描策略所产生的最大位移降低了24.0%, 最大残余应力降低了13.6%; 当扫描速度从0.8m/s增大到1.6m/s时, 产生的最大位移降低了6.4%, 最大残余应力降低了5.2%。该研究有助于为调控LPBF残余应力和变形提供科学指导。

关键词: 全尺寸热-力耦合; 激光粉末床熔融; 残余应力; 变形; 应力释放; 数值模拟

Numerical simulation of full-scale thermal-mechanical coupling for LPBF based on thermal elastic-plastic constitutive model

LI Junrong, CAO Liu

School of Mechanical and Electrical Engineering, Guangzhou University, Guangzhou 510006, Guangdong, China

Abstract: Laser powder bed fusion (LPBF) is an important branch of metal additive manufacturing technology, offering advantages such as personalization and automation. However, residual stress accumulates continuously during the layer-by-layer manufacturing process, which can easily lead to deformation, fracture, fatigue and other problems, limiting its further application. To predict the displacement and residual stress in metal additive manufacturing parts, this paper uses the open-source finite element solver code JAX-FEM to conduct Numerical simulation of full-scale thermal-mechanical coupling for LPBF based on thermal elastic-plastic constitutive model. Equivalent laser power, equivalent laser radius, and scanning speed are determined based on the energy conservation principle, simplifying the computational model and reducing calculation time. By modifying the stress state of the

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52405348); 广东省自然科学基金项目 (2025A1515010876)。

通信作者: 曹流, 讲师, 博士, 主要从事材料成形过程 (金属增材制造、铸造等热加工过程) 数值模拟、基于物理知识的机器学习、金属流变学等研究, E-mail: caoliu@gzhu.edu.cn。

bottom surface of the part, the process of cutting and separating the part from the substrate was simulated, and the impact of stress release was predicted. Analysing the impact of scanning strategies and scanning speeds on LPBF thermal-mechanical coupling behaviour, it was found that the horizontal Z-type scanning strategy resulted in a 24.0% reduction in maximum displacement and a 13.6% reduction in maximum residual stress compared to the vertical scanning strategy. When the scanning speed was increased from 0.8m/s to 1.6m/s, the maximum displacement decreased by 6.4% and the maximum residual stress decreased by 5.2%. This paper provides scientific guidance for controlling LPBF residual stress and deformation.

Keywords: full-scale thermal-mechanical coupling; LPBF; residual stress; deformation; stress release; numerical simulation

1 序言

金属增材制造技术可以实现三维复杂结构件的快速制造,是引领第三次工业技术革命的核心技术之一,具有个性化、自动化等优势^[1]。激光粉末床熔融(Laser Powder Bed Fusion, LPBF)是金属增材制造技术中的重要分支,其利用高能量束照射预先铺设的金属粉末层,使材料局部熔化并凝固成形以获得金属制件。然而,在逐层制造的过程中残余应力不断积累,容易引发变形、断裂、疲劳等问题^[2],因此限制了LPBF的进一步应用。

目前LPBF残余应力的产生主要有3个来源^[3],一是温度梯度机制,即粉末材料在激光作用下熔化成熔池并膨胀以致产生塑性应变。随着熔池迅速冷却凝固并发生收缩,最终呈现内部为拉应力,外部为压应力的应力分布状态^[4];二是层间冷却收缩机制,即新沉积层在冷却时,其收缩受到之前沉积层的限制,内部产生压应力,表面产生拉应力^[5];三是固态相变机制,即金属在冷却过程中会发生固态相变,材料的体积会发生变化,这种固态相变会引入额外的应变^[6],使沉积材料产生应力松弛。

开展残余应力的特征观察与工艺规律试验研究是降低制件变形、减少缺陷的基础。目前,研究人员主要借助钻孔法^[7]、轮廓法^[8]、X射线技术^[9]、中子衍射^[10]等试验方法,重点研究了扫描策略^[11]、扫描速度^[12]、扫描功率^[13]、热处理^[14]等因素对残余应力分布的影响。YANG等^[15]借助X射线衍射技术(XRD)和坐标测量机(CMM)研究对比了不同扫描策略对Ti-6Al-4V制件的残余应力以及热变形的影响,发现与条形扫描策略相比,间隔岛式激光扫描策略能够有效减少各向异性残余应力,热变形降

低7.7%,并且随着层旋转角度的增加,残余应力进一步减少。WU等^[16]借助中子衍射和改进的轮廓法研究不同岛尺寸对残余应力的影响,发现当岛尺寸从5mm×5mm减小至3mm×3mm时,拉伸残余应力明显降低,且45°岛旋转下y方向的拉伸残余应变显著减少。上述工作研究了扫描策略对增材制造制件的残余应力分布与变形的影响,对提高制件成形质量有指导作用。但试验手段存在一定的局限性,如稳定性不足、可重复性差、分辨率受限、可观测区域限制以及时间与成本问题,难以进一步探寻工艺规律。

近年来,数值模拟技术的发展为LPBF复杂物理过程的深入理解和工艺条件优化提供了有力工具^[17]。LPBF制造制件的数值模拟均基于有限元法,将离散的粉末材料视为均匀连续体,建立几何模型,通过热-力耦合计算得到温度场、位移场及应力场。目前,主要通过固有应变法^[18]、层加热模型^[19]实现全尺寸模拟。曹流等^[19]采用层加热模型模拟了桥形样品的成形过程并预测样品的残余应力分布及变形,其模拟结果在试验中得到验证。该模型可在粗网格中进行求解,减少了计算时间。PATCHARAPIT等^[20]提出一个有限元框架,在介观尺度上,模型考虑了扫描策略对残余应力与位移的影响,随后基于固有应变法在宏观尺度上进行全尺寸预测,并与对比BAYERLEIN等^[21]采用中子衍射测量的数据点,验证了数值结果的准确性。上述模拟方法无法准确描述沉积层内各节点的热循环历史,而采用逐层逐道的方法虽然能准确描述层内各节点的热循环历史,但其在全尺寸模拟的应用中仍面临着巨大计算资源的挑战^[22]。因此,有必要开展激光选区熔化全尺寸热-力耦合数值模拟研究。

为此, 本文基于开源计算有限元代码JAX-FEM开展了LPBF全尺寸热-力耦合数值模拟研究。首先, 基于JAX-FEM搭建热-力耦合算法框架。然后, 将搭建的热-力耦合模型进行算法对比验证以及试验对比验证。最后, 针对实际制件定量化分析不同扫描策略和扫描速度对LPBF残余应力和变形的影响。本文有助于为调控LPBF残余应力和变形提供科学指导。

2 有限元建模及仿真流程

本文主要目的是在考虑热源模型、热弹塑性本构模型的情况下实现全尺寸热-力耦合数值模拟。LPBF成形过程是典型的多相-多物理场-多尺度的耦合过程, 当前难以完全重现完整的成形过程。因此, 本文的数值模拟研究基于以下简化和假设展开。

- 1) 忽略熔池流动、微观结构变化的影响。
- 2) 激光半径、激光功率、粉末层厚均采用等效处理, 简化加工过程。
- 3) 材料被视为连续体, 包含各向同性的材料属性。

2.1 LPBF传热模型

由于不同粉末铺设方式会产生不同的粉末紧实度, 进而对粉床物性参数产生影响^[23]。其中, 粉床状态下金属的导热系数、密度、热容均采用体积平均加权值。由于空气的导热系数、密度远小于金属, 因此在导热系数、密度的表达式中忽略了空气的影响, 粉末紧实度对物性参数的影响见表1。

表1 粉末紧实度对物性参数的影响

参数	粉床	液体	固体
导热系数	γk	$k/10$	k
密度	$\gamma \rho$	$\rho/4$	ρ
比热容	$\gamma C_p + (1-\gamma) C_a$	$C_p/4$	C_p

注: γ 为平均粉末紧实度; ρ 为材料的密度 (kg/m^3); C_p 为材料的比热容 [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]; C_a 为空气的比热容 [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]; k 为导热系数 [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]。

采用热传导控制方程描述LPBF中的温度场变化, 采用面热源模型描述激光对粉末层的作用, 在边界条件中引入气化潜热对温度场的影响^[24]。本文采用的热传导控制方程与边界条件为

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad \text{in } \Omega \times (0, t_f]_{\omega} \quad (1)$$

$$T = T_0 \quad \text{at } t = 0 \quad (2)$$

$$T = T_D \quad \text{on } \Gamma_D \times (0, t_f] \quad (3)$$

$$k \nabla T \cdot n = q \quad \text{on } \Gamma_N \times (0, t_f] \quad (4)$$

式中 T ——温度 (K);

t ——时间 (s);

Ω ——热传导控制方程的求解域;

T_0 ——初始温度 (K);

T_D ——固定边界温度 (K);

Γ_D ——狄利克雷边界 (Dirichlet Boundary);

q ——热流密度 [$\text{J}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$];

Γ_N ——纽曼边界 (Neumann Boundary)。

将上述控制方程在时间上进行离散化, 得到时间步 n 时的热传导控制方程为

$$\rho C_p \frac{T^n - T^{n-1}}{\Delta t} = \nabla \cdot k \nabla T^n \quad \text{in } \Omega \quad (5)$$

$$T^n = T_a \quad \text{on } \Gamma_q \quad (6)$$

$$k \nabla T^n \cdot n = q_r + q_c \quad \text{on } \Gamma_w \quad (7)$$

$$k \nabla T^n \cdot n = q_r + q_c + q_l + q_g \quad \text{on } \Gamma_t \quad (8)$$

$$q_r = \sigma_{\text{ste}} (T_a^4 - (T^{n-1})^4) \quad (9)$$

$$q_c = h (T_a - T^{n-1}) \quad (10)$$

$$q_l = \frac{2\eta P}{\pi r_b^2} e^{\frac{-2((x-x_l)^2 + (y-y_l)^2)}{r_b^2}} \quad (11)$$

$$q_g = 0.82 \frac{L_g m}{\sqrt{2\pi m k_B T^{n-1}}} P_0 e^{\left(\frac{L_g m}{k_B} \left(\frac{1}{T_g} - \frac{1}{T^{n-1}}\right)\right)} \quad (12)$$

式中 T^n ——当前时间步需要求解的温度 (K);

T^{n-1} ——上一时间步已知的温度 (K);

T_a ——环境温度 (K);

Γ_q ——静态单元边界, 被激活的单元均视为静态单元;

q_r ——热辐射损失热流密度 [$\text{J}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$];

q_c ——热对流损失热流密度 [$\text{J}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$];

Γ_w ——侧面边界;

q_l ——激光热流密度 [$\text{J}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$];

q_g ——气化潜热损失热流密度 [$\text{J}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$];

Γ_t ——顶面边界;

σ_{ste} ——史蒂芬-玻尔兹曼常数 [$\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4)$];

ε ——发射率;

h ——对流换热系数 [$\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$];

η ——吸收率;

P ——激光功率 (W);

r_b ——激光半径 (m) ;
 x_l 、 y_l ——激光坐标 (m) ;
 L_g ——气化潜热 (J/kg) ;
 m ——分子质量 (kg) ;
 k_B ——玻尔兹曼常数 (J/K) ;
 P_0 ——标准大气压 (Pa) ;
 T_{gas} ——汽化温度 (K) 。

2.2 LPBF力学模型

本文定义材料相为以下之一: 粉床、液态、固态, 而在液态、粉床下的应力状态、变形均可忽略不计, 因此, 对杨氏模量和线膨胀系数做出修改, 见表2。

表2 不同状态下的力学物性参数

参数	粉床	液体	固体
弹性模量	$E/100$	$E/100$	E
线膨胀系数	0	0	α_v

注: E 为弹性模量 (Pa) ; α_v 为线膨胀系数 (K^{-1}) 。

本文采用热应力控制方程描述LPBF中的位移与应力的变化, 并应用J2-plasticity model^[25], 采用的热弹塑性控制方程与边界条件为

$$-\nabla \cdot \sigma \text{ in } \Omega \times (0, t_f] \quad (13)$$

$$u = u_D \text{ on } \Gamma_D \times (0, t_f] \quad (14)$$

$$\sigma \cdot n = 0 \text{ on } \Gamma_N \times (0, t_f] \quad (15)$$

式中 σ ——应力张量 (Pa) ;

u ——位移 (m) ;

u_d ——固定边界位移 (m) 。

将上述控制方程在时间上进行离散化, 得到时间步 n 时的热弹塑性控制方程为

$$-\nabla \cdot (\sigma^n (\nabla u^n, \varepsilon^{n-1}, \sigma^{n-1}, \Delta T^n)) \text{ in } \Omega \quad (16)$$

$$u^n = u_D \text{ on } \Gamma_D \quad (17)$$

$$\sigma_t = \sigma^{n-1} + \Delta \sigma \quad (18)$$

式中 u^n ——当前时间步需要求解的位移 (m) ;

ε^{n-1} ——上一时间步的应变;

σ^{n-1} ——上一时间步的应力张量 (Pa) ;

T^n ——当前时间步的温度 (K) ;

σ^n ——当前时间步的应力张量 (Pa) 。

σ^n 的定义为

$$\sigma_t = \sigma^{n-1} + \Delta \sigma \quad (19)$$

$$\Delta \sigma = \lambda \text{tr}(\Delta \varepsilon) I + 2\mu \Delta \varepsilon \quad (20)$$

$$\Delta \varepsilon = \varepsilon^n - \varepsilon^{n-1} - \varepsilon_{th} = \frac{1}{2} [\nabla u^n + (\nabla u^n)^T] - \varepsilon^{n-1} - \varepsilon_{th} \quad (21)$$

$$\varepsilon_{th} = \alpha_v \Delta T^n I = \alpha_v (T^n - T^{n-1}) I \quad (22)$$

$$s = \sigma_t - \frac{1}{3} \text{tr}(\sigma_t) I \quad (23)$$

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{3}{2} s : s} \quad (24)$$

$$f_y = \sigma_v - \sigma_y \quad (25)$$

$$\sigma^n = \sigma_t - \frac{s}{2 \cdot \sigma_{von}} (f_y + |f_y|) \quad (26)$$

式中 σ_t ——试弹性应力 (Pa) ;

$\Delta \sigma$ ——当前时间步的应力增量 (Pa) ;

λ ——拉梅系数 (Pa) ;

μ ——切变模量 (Pa) ;

$\Delta \varepsilon$ ——当前时间步的应变增量;

ε^n ——当前时间步的应变;

ε_{th} ——热应变;

s ——试弹性偏应力 (Pa) ;

σ_v ——等效应力 (Pa) ;

f_y ——屈服函数 (Pa) ;

σ_y ——屈服应力 (Pa) 。

2.3 LPBF等效方法

为了实现全尺寸热-力耦合数值模拟, 同时保证计算的效率和准确性, 采用一种等效方法简化计算模型。该方法包括4个等效工艺参数: 粉末层厚度、激光半径、激光功率、扫描速度。在实际计算时, 将若干粉末层视为一层等效粉末层, 同时将激光半径放大。在计算一层LPBF加工时, 直接激活一层等效粉末层的所有单元, 其材料状态视为粉末态, 采用等效激光尺寸追踪扫描路径。本文激光功率基于能量守恒定律进行等效处理, 即采用等效后的激光功率对单元输入的能量与等效前一致。

实际激光输入的能量为

$$J_0 = n_0 \times P_0 \times t_0 = \frac{abcP_0}{2r_0 v d_0} \quad (27)$$

$$P_0 = \int \frac{2\theta P_0}{\pi r_0^2} e^{\frac{2r^2}{r_0^2}} dr \quad (28)$$

式中 J_0 ——实际输入能量 (J) ;

n_0 ——实际激光加工次数 (次) ;

P_0 ——实际激光功率 (W) ;

t_0 ——实际加工时间 (s) ;

a ——加工区域的长度 (m) ;

b ——加工区域的宽度 (m) ;

c ——加工区域的厚度 (m) ;
 r_0 ——实际激光半径 (m) ;
 v ——扫描速度 (m/s) ;
 d_0 ——实际粉末层厚度 (m) ;
 θ ——激光吸收率。

等效激光输入的能量为

$$J_1 = n_1 \times P_1 \times t_1 = \frac{abcP_1}{2r_1vd_1} \quad (29)$$

$$P_1 = \int \frac{2\theta P_0}{\pi r_1^2} e^{\frac{2r^2}{r_1^2}} dr \quad (30)$$

式中 J_1 ——等效输入能量 (J) ;

n_1 ——等效激光加工次数 (次) ;

P_1 ——等效激光功率 (W) ;

t_1 ——等效加工时间 (s) ;

r_1 ——等效激光半径 (m) ;

d_1 ——等效粉末层厚度 (m) 。

根据能量守恒定律, 则有

$$\frac{abcP_1}{2r_1vd_1} = \frac{abcP_0}{2r_0vd_1} \quad (31)$$

得到等效功率为

$$P_1 = \frac{P_0 d_1 r_1^3 \int e^{\frac{2r^2}{r_1^2}} dr}{d_0 r_0^3 \int e^{\frac{2r^2}{r_1^2}} dr} \quad (32)$$

为了捕捉材料熔化、凝固、重熔的过程, 本模型采用3个判断函数确定单元节点的材料状态, 通过判断节点温度以及上一时间步状态来调整节点当前时间步的材料状态, 材料状态判断函数的具体设定如图1所示。

2.4 LPBF热-力耦合模型与仿真流程

本文模拟仿真研究是基于开源FEM代码JAX-FEM^[26]展开的, 采用的热-力耦合模型为单向热-力耦合模型, 如图2所示。其中, 传热模型用于获得温度场信息, 将当前的温度场信息代入力学模型进行求解得到位移场、应力场信息。求解过程中, 相比于位移场、应力场而言, 温度场的变化是显著、迅速的。因此, 为了节省计算资源, 每求解10次温度场信息后, 进行一次位移场、应力场的求解。通常, LPBF加工成形后需将金属制件从基板上切割分离, 残余应力将会在切割后发生释放, 其分布将会发生改变。为了捕捉应力释放的变化, 本模型将在制件底面的应力状态设为0, 并将弹性模量保持为极小值, 来模拟制件从基板上切割分离的过程。

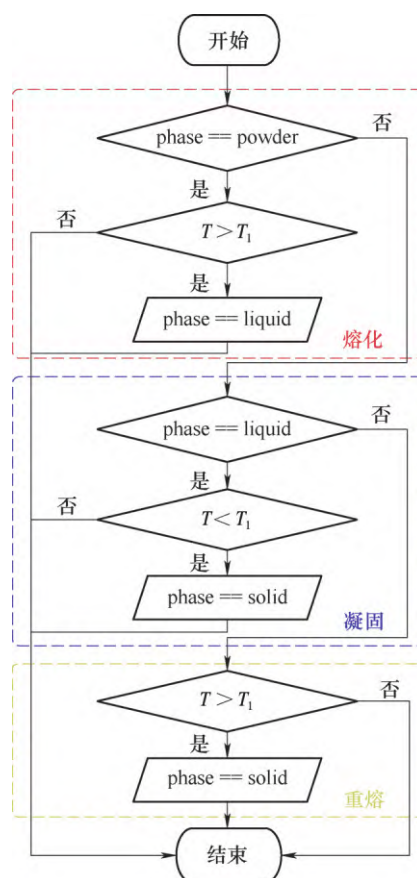


图1 材料状态判断函数

注: 图中phase为单元节点的状态; powder为粉床; liquid为液态; solid为固态; T 为当前单元节点的温度 (K); T_1 为材料熔化温度 (K)。

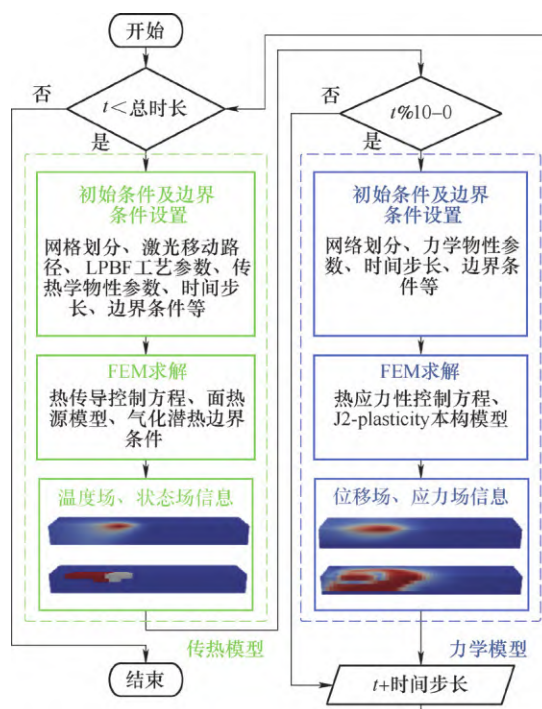


图2 热-力耦合仿真流程

3 结果分析与讨论

3.1 热-力耦合算法验证

为了保证本文提出的模型的准确性，有必要开展热-力耦合算法的对比验证。本节将基于JAX-FEM开展单层单道LPBF算例的数值模拟，并用ANSYS对同一算例进行数值模拟，对比计算得到的温度场、位移场及应力场的结果。计算所需参数见表3，采用不自转的圆柱形辊筒进行铺粉^[23]。

表3 计算所需参数

金属密度/(kg/m ³)	8440
金属杨氏模量/Pa	70×10^9
金属泊松比	0.3
粉末紧实度	0.45
线膨胀系数/(1/K)	1×10^{-5}
屈服强度/Pa	250×10^6
比热容/[J/(kg·K)]	588
导热系数/[W/(m·K)]	20
熔化温度/K	1623
吸收率	0.25
发射率	0.3
环境温度/K	300
激光半径/ μm	50
激光功率/W	50
扫描速度/(m/s)	0.5
时间步长/s	1×10^{-6}
基板尺寸/ μm	$500 \times 200 \times 50$
单元尺寸/ μm	10

不同时间下JAX-FEM与ANSYS求解的温度场分布对比及沿表面粉末层中线上不同时刻的温度变化对比分别如图3、图4所示。对比发现，温度场分布趋势一致，温度峰值随着激光中心移动，JAX-FEM求解得到的温度峰值为2885.3K，ANSYS求解得到的温度峰值为2941.1K，误差约为1.8%。不同时间下JAX-FEM与ANSYS求解的位移场分布对比及沿表面粉末层中线上不同时刻的位移变化对比分别如图5、图6所示。对比发现，位移场分布趋势一致，位移峰值随着激光中心移动，JAX-FEM求解得

到的位移峰值为1.026 μm ，ANSYS求解得到的位移峰值为1.130 μm ，误差约为9.2%。图7所示为沿表面粉末层中线上不同时刻的应力变化对比。对比发现，应力场分布趋势一致，JAX-FEM求解得到的应力峰值为304MPa，ANSYS求解得到的应力峰值为332MPa，误差约为8.5%。JAX-FEM与ANSYS所求解的温度场、位移场及应力场分布趋势一致且温度变化的数值误差在可接受范围内，验证了所提出的基于JAX-FEM的热-力耦合模型算法的准确性。

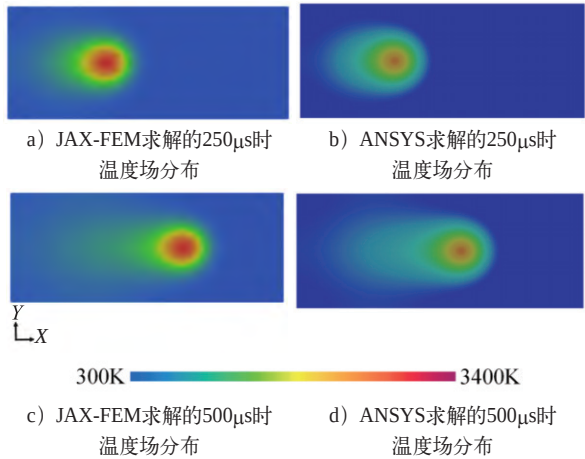
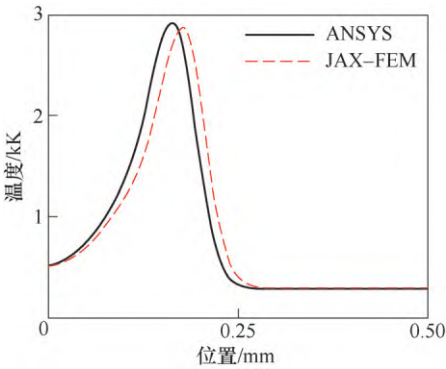
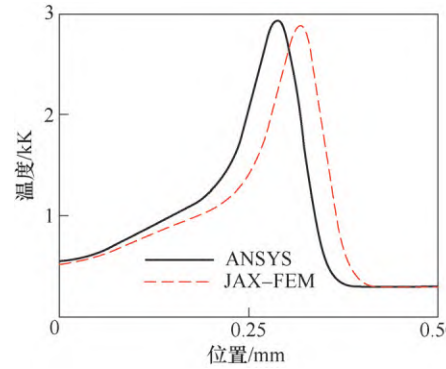


图3 不同时间下JAX-FEM与ANSYS求解的温度场分布对比



a) 250 μs 时表面粉末层中线上温度变化对比



b) 500 μs 时表面粉末层中线上温度变化对比

图4 沿表面粉末层中线上不同时刻的温度变化对比

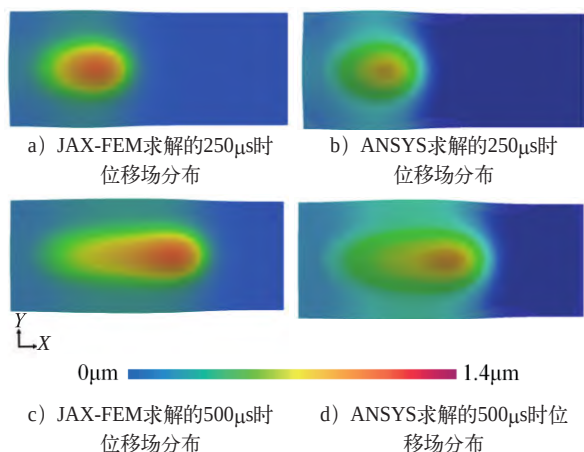


图5 不同时间下JAX-FEM与ANSYS求解的位移场分布对比
注：变形比例因子为20。

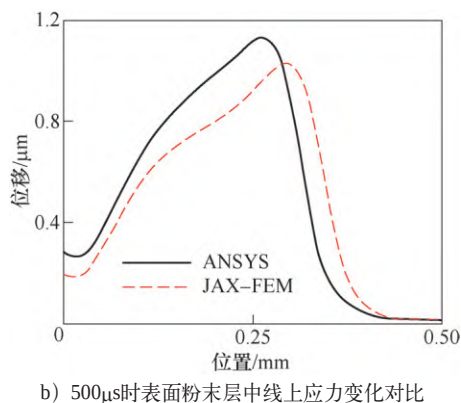
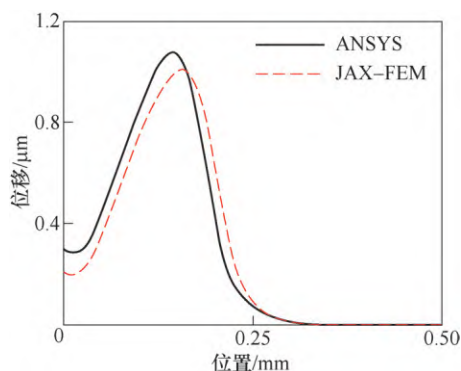


图6 沿表面粉末层中线上不同时刻的位移变化对比

3.2 全尺寸热-力耦合模型试验验证

为了保证提出的等效方法的准确性，有必要开展全尺寸热-力耦合模型的试验验证。计算实际尺寸制件的LPBF成形过程的变形及残余应力，将计算结果与已有试验结果^[27]进行对比。制件的几何形状如图8所示。金属材料为316L，具体参数设置见表4。表5为不同时刻下的温度场、状态场、位移场和应力场。图9所示为计算结果与试验结果的对比，图9a、

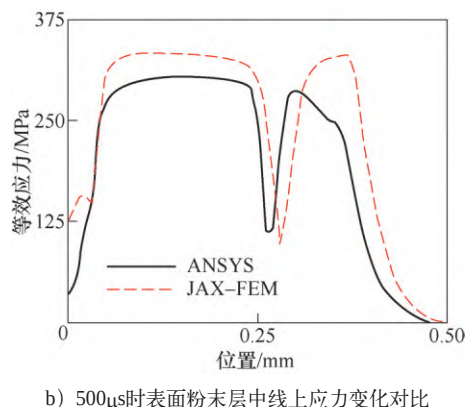
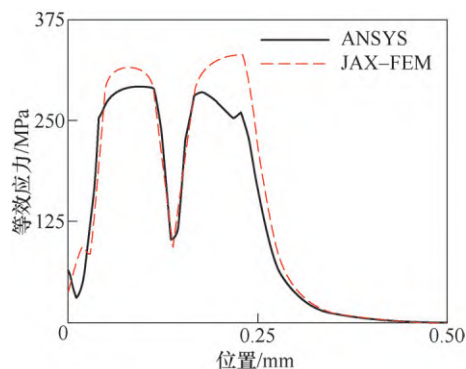


图7 沿表面粉末层中线上不同时刻的应力变化对比

b所示为L形制件沿Z方向15mm剖面的残余应力 σ_{zz} 对比，图9c所示为A-B线段上残余应力 σ_{zz} 对比。从对比结果可知，残余应力 σ_{zz} 的分布规律一致，4个直角处均存在应力集中现象。基于JAX-FEM计算得到的A-B线段上最大拉伸残余应力 σ_{zz} 约为135MPa。根据图9b所示绘制A-B线段上拉伸残余应力 σ_{zz} 分布，得到A-B线段上最大拉伸残余应力 σ_{zz} 约为152MPa。两者相差11.1%，其主要原因在于：本文数值模拟研究是基于一定的假设以及考虑了热-力耦合的作用下

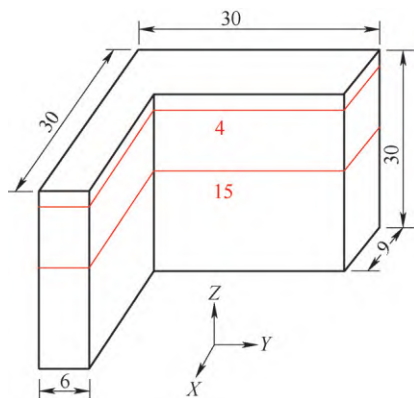


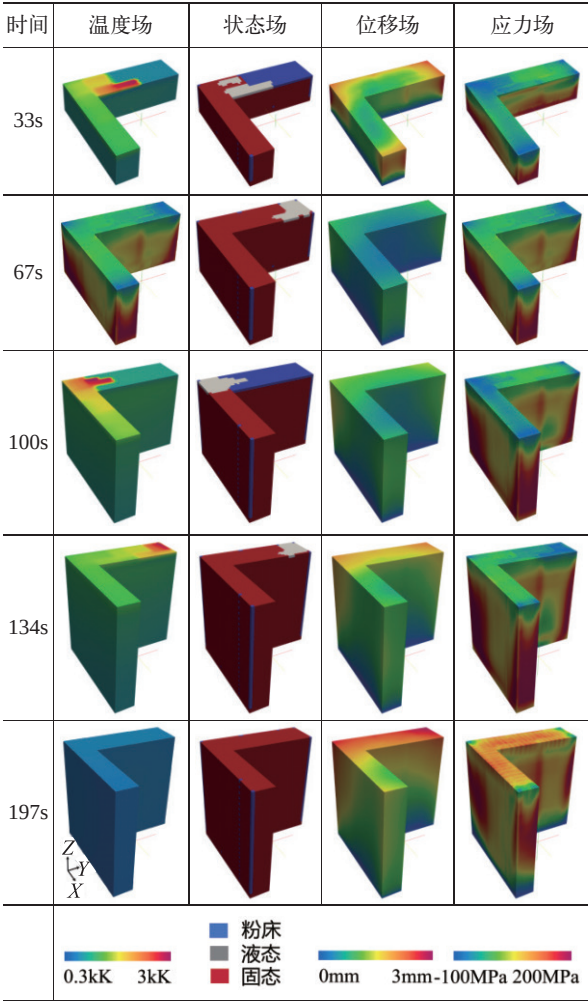
图8 L形制件几何尺寸

展开，而实际LPBF成形过程包括粉末的铺展、熔池的流动，是典型的多相-多物理场-多尺度的耦合过程，当前难以完全重现完整的全尺寸成形过程。因此，本文主要目的是在可接受的误差范围内，提出一种全尺寸热-力耦合数值模拟方法并定量对比不同工艺参数对热-力耦合行为的影响。

表4 计算所需参数

金属密度/(kg/m ³)	7980
金属杨氏模量/Pa	193 × 10 ⁶
金属泊松比	0.3
粉末紧实度	0.45
线膨胀系数/(1/K)	1.65 × 10 ⁻⁵
屈服强度/Pa	177 × 10 ⁶
比热容/[J/(Kg·K)]	502
导热系数/[W/(m·K)]	16.2
熔化温度/K	1648
吸收率	0.25
发射率	0.3
史蒂芬-玻尔兹曼常数/[W/(m ² ·K ⁴)]	5.67 × 10 ⁸
气化潜热/(J/kg)	7.45 × 10 ⁶
玻尔兹曼常数/(J/K)	1.38 × 10 ⁻²³
标准大气压/Pa	1.01325 × 10 ⁵
气化温度/K	3090
金属分子质量/kg	9.23 × 10 ⁻²⁶
环境温度/K	300
激光功率/W	2.4 × 10 ⁴
扫描速度/(m/s)	1.8
时间步长/s	8.5 × 10 ⁻⁵
单元尺寸/mm	0.3
扫描策略/mm	5 × 5岛型

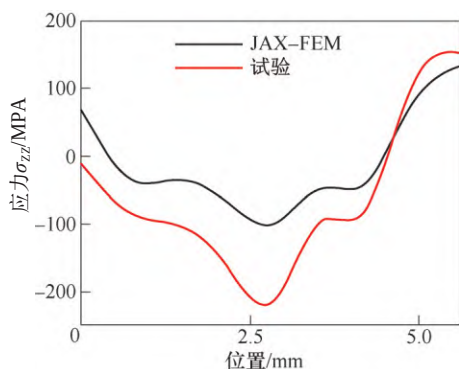
表5 不同时刻下的计算结果



3.3 工艺参数分析

本文旨在提出一种能够在合理时间内计算全尺寸制件的LPBF成形残余应力与位移的模型，并且能够考虑激光扫描策略的影响。本文提出的全尺寸热-力耦合模型的准确性已在前文中得到验证，下面将针对实际制件的LPBF成形时不同扫描策略、扫描速度的影响进行对比分析。制件的几何尺寸如图10所示。制件材料为316L，具体物性参数设置同表4，单元尺寸、激光功率、时间步长的设置见表6。

(1) 扫描策略对热-力耦合行为的影响 为了分析扫描策略对热-力耦合行为的影响，本文设计了不同扫描策略下的计算方案，见表7。图11所示为各扫描策略的示意。首先，根据该制件的几何模型（见图12）生成打印路径文件，并根据表4设置所有物性参数。然后，运行代码开始迭代求解，本代码根据打印路径文件生成移动激光热源，通过生死单元设置实现逐层逐道打印，总打印时长为85s。打印完



c) A-B线段上残余应力 σ_{xx} 对比

图9 计算结果与试验对比

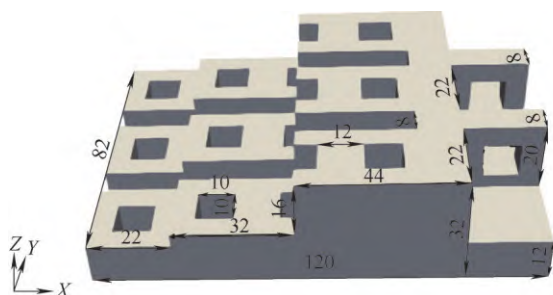


图10 几何尺寸

表6 计算所需参数

激光功率/W	时间步长/s	单元尺寸/mm
2.4×10^4	25×10^{-6}	2

图12所示为方案A1~A4下位移、等效应力分布以及特定线段A-B的位置。由图12可知,采用水平以及水平Z形扫描策略所产生的位移、残余应力水平相较于垂直以及垂直Z形扫描策略有所下降。水平Z形扫描策略所产生的位移、残余应力最小,其制件整体的最大位移为0.76mm,最大残余应力为3.8MPa;垂直扫描策略所产生的位移、残余应力最大,其制件整体的最大位移为1mm,最大残余应力为4.4MPa。水平Z形扫描策略相较于垂直扫描策略所产生的最大位移降低了24.0%,最大残余应力降低了13.6%。图13所示为方案A1~A4下特定线段的位移、应力分布。由图13可知,采用水平及水平Z形扫描策略沿A-B线段的位移降低了约10.8%,应力降低了58.2%。其主要原因:在成形过程中,成形层的几何形状为其主要原因在于特定线段的选取朝向为沿着水平方向选取,对于计算竖直扫描策略及竖直Z形扫描策略属于平行于材料成形方向选取,该方向的温度梯度变化随时间的变化相较于平行方向是剧烈的,导致不同区域的材料产生了不同的温度梯度,进而引发不同程度的膨胀、收缩,相互约束,产生更大的残余应力。因此,在成形过程中,对于每一成形层而言,采用水平Z形扫描策略能够减少温度梯度的变化、降低位移变化的幅度,进而减

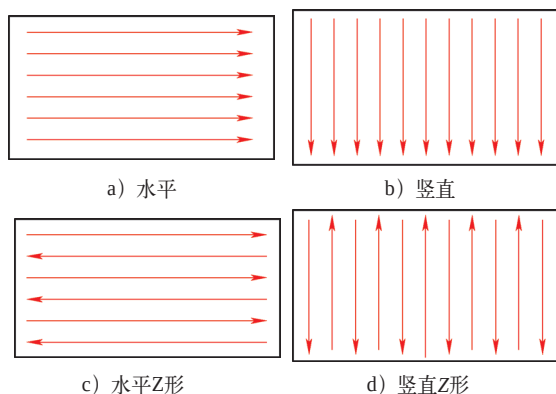
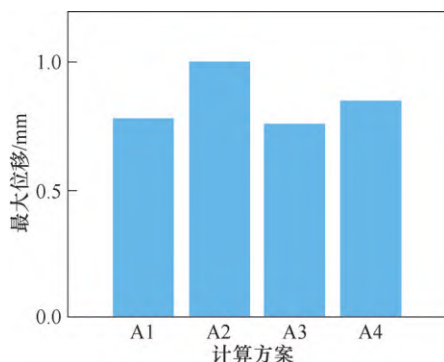
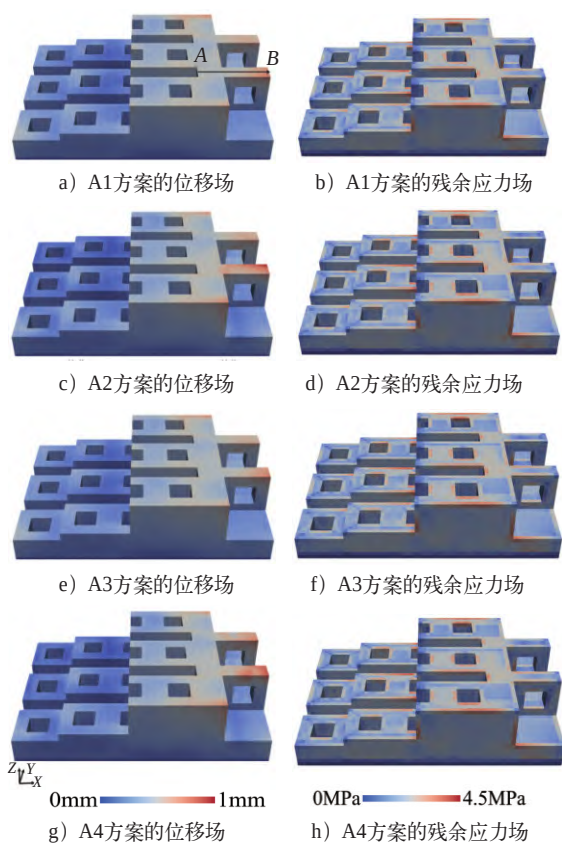


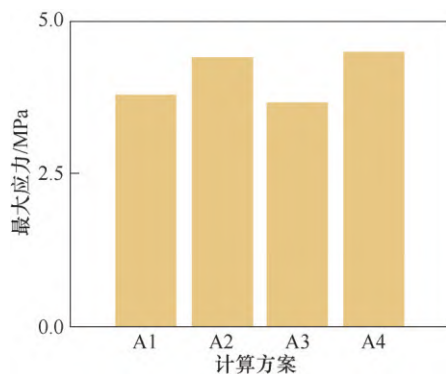
图11 扫描策略示意

表7 不同扫描策略下的计算方案

计算方案	A1	A2	A3	A4
扫描策略	水平	竖直	水平Z形	竖直Z形



i) A1~A4最大位移对比



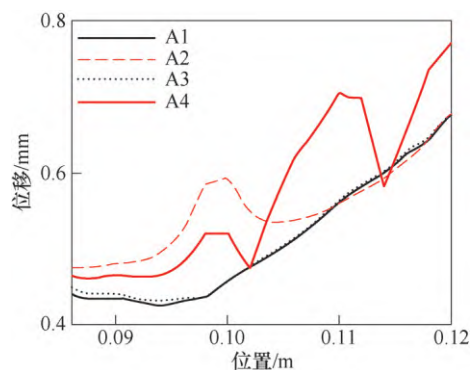
j) A1~A4最大应力对比

图12 方案A1~A4下位移、等效应力分布

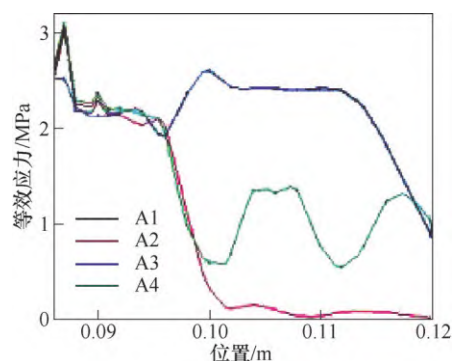
少残余应力的产生。

根据本节不同计算方案对比,选择水平Z形扫

描策略能产生最低的位移、残余应力。



a) A1~A4下A-B线段的位移分布



b) A1~A4下A-B线段的应力分布

图13 方案A1~A4下特定线段的位移、应力分布

(2) 扫描速度对热-力耦合行为的影响 为了分析扫描速度对热-力耦合行为的影响,本文设计了不同扫描速度下的计算方案,见表8。图14所示为方案B1~B6下位移、等效应力分布以及特定线段A-B的位置。由图14可知,随着扫描速度增大,所产生的位移、残余应力水平有所下降。其中,B1方案所产生的位移、残余应力最大,其制件整体的最大位移为0.78mm,最大残余应力为3.8MPa,B6方案虽然产生的位移、残余应力最小,但随着扫描速度增大,激光边缘温度逐渐降低(见图15)。当扫描速度为2m/s时,激光边缘温度低于金属熔化温度,出现金属粉末未熔化区域(见图16)。说明过快的扫描速度导致粉末材料没有足够的热量积累,金属粉末未能充分熔化,从而影响制件成形。因此,在实际成形过程中,采用该扫描速度可能引发熔融不充分,进而导致打印失败。因此,采用B5方案能够充分熔化金属粉末,同时能够降低位移及残余应力,其制件整体的最大位移为0.73mm,最大残余应力为3.6MPa,相较于B1方案所产生的最大位移降低了

6.4%，最大残余应力降低了5.2%。图17所示为方案B1~B6下特定线段的位移、应力分布，其特定线段位置与图15a一致。由图17可知，随着扫描速度从0.8m/s增大到2m/s，制件顶面特定线段的位移逐渐减少，残余应力水平有所降低，但具体数值相差不大。

根据本节不同计算方案对比，成形该制件时选

择的扫描速度设置为1.6m/s能产生最低的位移、残余应力。

表8 不同扫描速度下的计算方案 (m/s)

计算方案	B1	B2	B3	B4	B5	B6
扫描速度	0.8	1	1.2	1.4	1.6	2

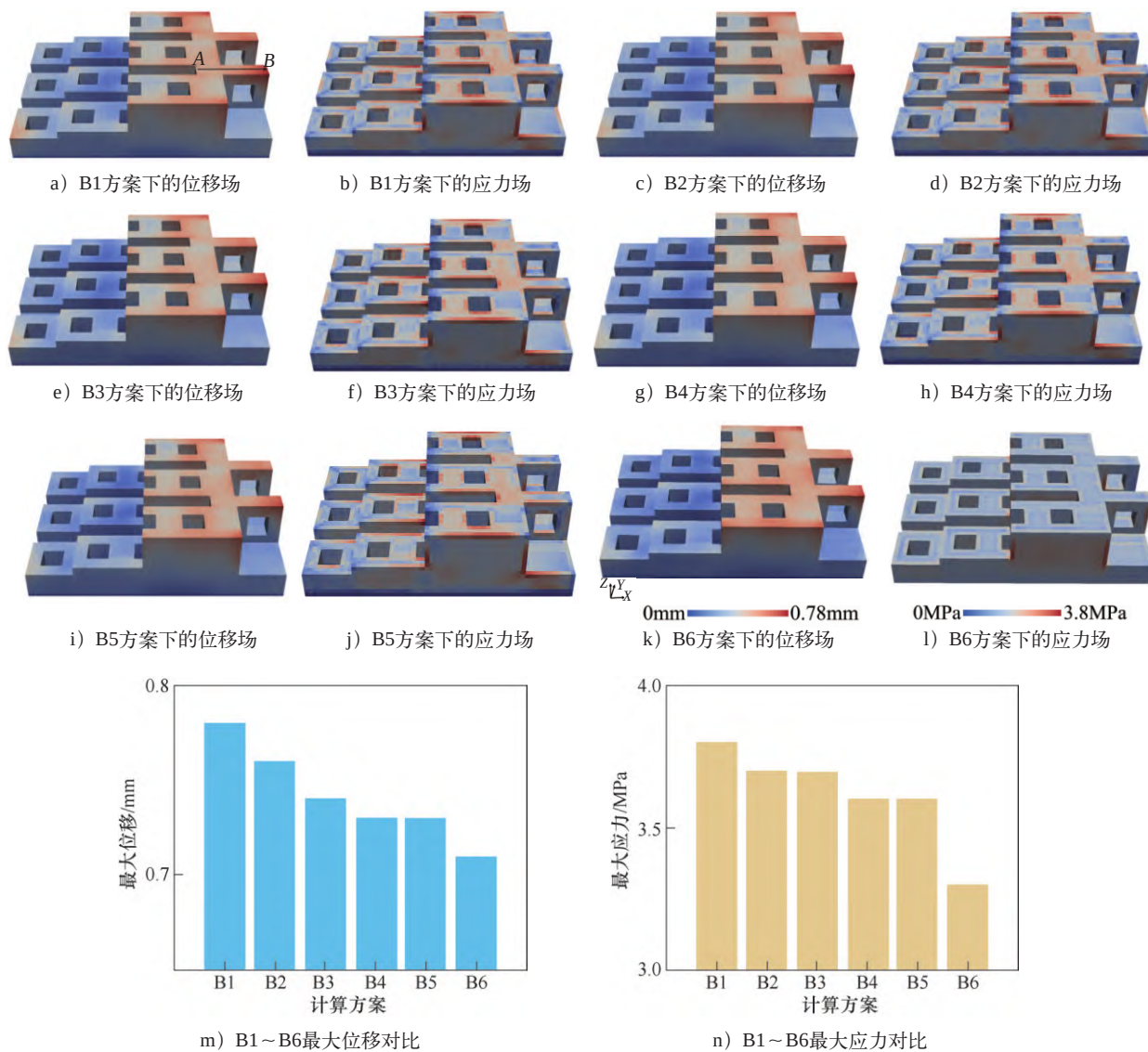


图14 方案B1~B6下位移、等效应力分布

4 结束语

1) 基于开源计算有限元代码JAX-FEM开展了LPBF全尺寸热-力耦合数值模拟研究。其中，根据能量守恒定律确定等效激光功率、等效激光半径及扫描速度，简化计算模型、减少计算时间。在计算一层LPBF加工时，直接激活一层等效粉末层的所有

单元，其材料状态视为粉床，采用等效的激光尺寸追踪扫描路径。

2) 分析了不同扫描策略对热-力耦合行为的影响，对比发现，对于典型双耳结构制件，水平Z形扫描策略相较于垂直扫描策略所产生的最大位移降低了24.0%，最大残余应力降低了13.6%。因此，对

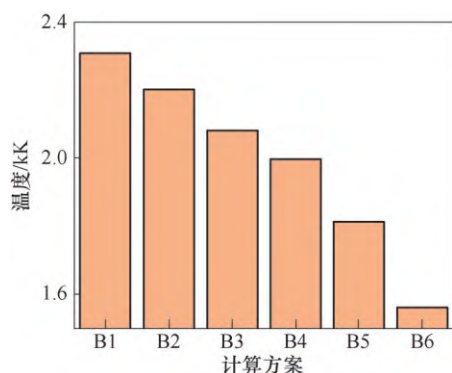


图15 方案B1~B6成形过程激光边缘温度对比

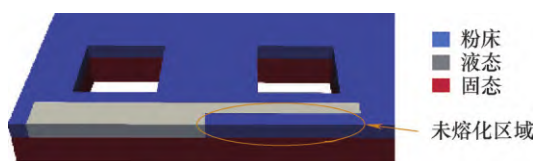
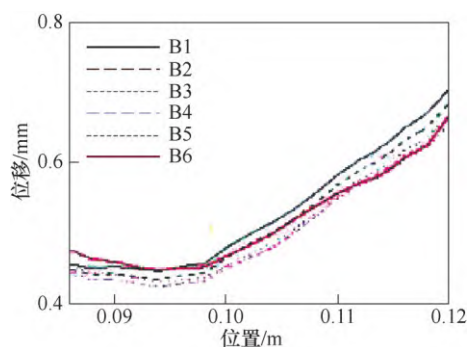
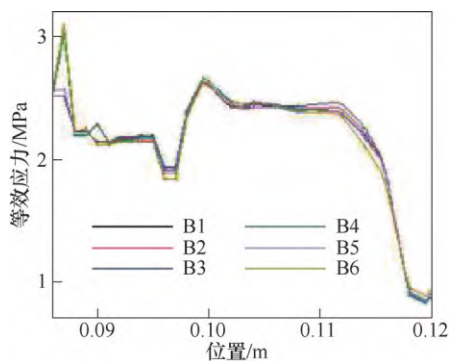


图16 方案B6成形过程局部图



a) B1~B6方案A-B线段的位移分布



b) B1~B6方案A-B线段的应力分布

图17 方案B1~B6的计算结果

于该制件选择水平Z形扫描策略更优。

3) 分析了不同扫描速度对热-力耦合行为的影响, 对比发现: 随着扫描速度逐渐提高, 制件整体的位移逐渐减小, 但过快的扫描速度会导致粉末材料没有足够的热量积累, 金属粉末未能充分熔化, 进而影响制件成形。采用1.6m/s扫描速度既能保证

充分熔合金属粉末, 同时能够降低位移及残余应力, 其最大位移降低了6.4%, 最大残余应力降低了5.2%。

参考文献:

- [1] 马剑雄, 夏张文, 周伟民. 金属增材制造技术的发展与展望[J]. 金属加工 (热加工), 2022 (3): 22-27.
- [2] 顾波. 增材制造技术国内外应用与发展趋势[J]. 金属加工 (热加工), 2022 (3): 1-16.
- [3] 唐诗白, 荆甫雷, 吴长波, 等. 金属增材制造数值模拟技术发展[J]. 航空动力, 2023 (4): 46-50.
- [4] KNOWLES C R, BECKER T H, TAIT R B. Residual stress measurements and structural integrity implications for selective laser melted Ti-6AL-4V[J]. South African Journal of Industrial Engineering, 2020, 31 (3): 96-107.
- [5] FANG Z, WU Z, HUANG C, et al. Review on residual stress in selective laser melting additive manufacturing of alloy parts[J]. Optics and Laser Technology, 2020, 129: 106283.
- [6] CHEN S, ZHANG Y, WU Q, et al. Effect of solid-state phase transformation on residual stress of selective laser melting Ti6Al4V[J]. Materials Science and Engineering: A, 2022, 860: 144234.
- [7] 王瑞鑫, 陈超越, 徐松哲, 等. 激光增材制造中残余应力形成机理、表征及调控方法的研究进展[J]. 材料工程, 2024, 52 (7): 15-32.
- [8] 杨帆, 李相伟, 张瑞尧, 等. 增材制造高温合金残余应力精确表征和调控[J]. 中国有色金属学报, 2024, 34 (9): 2989-3001.
- [9] 李宇, 蔡文昕, 高伟, 等. 管道焊接残余应力的X射线衍射法定量测试与数值模拟[J]. 热加工工艺, 2025, 54 (8): 125-130.
- [10] 高建波, 张书彦, 张瑞尧, 等. 浅析金属增材制造原位中子衍射试验装置和方法[J]. 中国设备工程, 2025 (9): 116-118.
- [11] KRUTH J P, FROYEN L, VAN VAERENBERGH J, et al. Selective laser melting of iron-based powder[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 149 (1-3): 616-622.
- [12] KAZMI K H, SHARMA S K, DAS A K, et al. Wire arc additive manufacturing of ER-

- 4043 aluminum alloy: Effect of tool speed on microstructure, mechanical properties and parameter optimization[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2024, 51: 302-318.
- [13] ZHAO H, GAO C, WANG Z, et al. Residual stress analysis of TC4/Inconel718 functionally graded material produced by laser additive manufacturing based on progressive activation element method[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2023, 129: 1443-1453.
- [14] ZHAO H J, LIU C, HU J X, et al. Residual stress and mechanical properties analysis of TC4 alloy fabricated by laser additive manufacturing[J]. Journal of Central South University, 2024, 31 (11) : 3983-3995.
- [15] YANG J, KANG D, YEON S M, et al. Interval island laser-scanning strategy of Ti-6Al-4V part additively manufactured for anisotropic stress reduction[J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2024, 25: 1087-1099.
- [16] WU A S, BROWN D W, KUMAR M, et al. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2014, 45: 6260-6270.
- [17] 潘露, 张恒华, 刘桐, 等. 激光粉末床熔融数值模拟研究进展[J]. 金属加工 (热加工), 2025 (5) : 1-17.
- [18] 阎琨, 刘怡, 赵延广, 等. 面向增材制造过程的改进固有应变分析方法[J/OL]. 计算力学学报, 1-8[2025-01-09]. <https://link.cnki.net/urlid/21.1373.03.20250108.1745.047>.
- [19] 曹流, 朱民富, 李峻荣, 等. 基于连续逐层添加的金属增材制造热-力耦合行为数值模拟研究[J]. 铸造, 2024, 73 (8) : 1065-1072.
- [20] PATCHARAPIT P, VITOON U. Part scale estimation of residual stress development in laser powder bed fusion additive manufacturing of Inconel 718[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2021, 189: 103528.
- [21] BAYERLEIN F, BODENSTEINER F, ZELLER C, et al. Transient development of residual stresses in laser beam melting—A neutron diffraction study[J]. Additive Manufacturing, 2018, 24: 587-594.
- [22] LI C, FU C H, GUO Y B, et al. A multiscale modeling approach for fast prediction of part distortion in selective laser melting[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2016, 229: 703-712.
- [23] CAO L. Study on the numerical simulation of laying powder for selective laser melting process[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 105: 2253-2269.
- [24] CAO L, GUAN W. Simulation and analysis of LPBF multi-layer single-track forming process under different particle size distributions[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 114: 2141-2157.
- [25] MASHHOOD M, PETERS B, ZILIAN A, et al. Developing the AM G-code based thermomechanical finite element platform for the analysis of thermal deformation and stress in metal additive manufacturing process[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2023, 37: 1103-1112.
- [26] XUE T J, LIAO S H, GAN Z T, et al. JAX-FEM: A differentiable GPU-accelerated 3D finite element solver for automatic inverse design and mechanistic data science[J]. Computer Physics Communications, 2023, 291: 108802.
- [27] WU A S, BROWN D W, KUMAR M, et al. An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2014, 45: 6260-6270.

(收稿日期: 20250703)