

## 基于固有应变法的激光增材制造特征结构应力与变形高效预测

尹清远, 韦辉亮\*, 张昌春, 刘婷婷, 廖文和

南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094

**摘要** 在激光粉末床熔融过程中,热循环和热积累导致零件产生残余应力和变形,对零件的成形精度带来极大的影响。由于计算量过大,利用热弹塑性模型难以实现尺寸较大的结构残余应力和变形的模拟。为了实现快速准确的预测,基于改进的固有应变理论,从热弹塑性模型中提取固有应变变量并逐层施加至典型特征结构中,系统性地研究了四种扫描策略下特征结构的残余应力和变形分布。研究发现,在不同扫描策略下,薄壁结构、悬臂梁和悬垂圆孔结构表现出相同的变形趋势,即扫描方向沿短边时变形最小。其原因一为扫描方向沿短边方向时扫描矢量长度较小,二为相同应力下短边变形小于长边变形,从而产生小的残余应力及变形。对悬垂结构增加支撑有利于减小翘曲变形,提高成形质量。在悬垂圆孔结构外侧,随打印高度逐渐增大的竖直方向的拉应力是影响其变形的主要原因。所得结果可对获得低应力、高精度增材制造结构以及提高增材制造成形质量提供有效技术支撑。

**关键词** 激光技术;激光粉末床熔融;固有应变;特征结构;扫描策略;变形预测

中图分类号 TF124

文献标志码 A

DOI: 10.3788/CJL202249.1402207

### 1 引言

激光粉末床熔融(laser powder bed fusion, LPBF)是一种以金属粉末为原料,以高能激光束为热源,基于粉体铺设打印复杂结构金属零件的典型增材制造技术<sup>[1-2]</sup>。打印过程中移动热源作用下的熔池周围存在高温梯度,并且沉积体各区域经历多重加热和冷却循环<sup>[3-4]</sup>,导致增材制造零件中极易出现残余应力和变形<sup>[5-6]</sup>,从而影响零件的成形精度与打印质量<sup>[7]</sup>。因此高效精确地预测结构的残余应力与变形,揭示打印参数对残余应力和变形的影响规律,对于有效控制残余应力和变形及提高零件成形质量十分关键。

残余应力和变形的研究方法包括实验测量和数值模拟等<sup>[8-9]</sup>。通过实验方法来测量残余应力和变形可以获得重要的源数据<sup>[8]</sup>。然而,实验测量可能损伤构件,在数据完整度等方面也可能存在诸多不足。例如,利用钻孔法等机械测量法测量零件的残余应力,会对零件造成破坏性损伤<sup>[10]</sup>;利用X射线法和中子衍射法等测量增材制造零件的残余应力和变形,仅能测量试样近表面附近的残余应力<sup>[11]</sup>。数值模拟的方法可以弥补实验测量的缺点,获得更为全面的应力与变形时

空数据。以往的研究中常使用热弹塑性模型来模拟增材制造过程,即先进行温度场的模拟,然后将温度场的数据导入力学模型中计算残余应力和变形<sup>[12-13]</sup>。吴侯等<sup>[14]</sup>利用ABAQUS有限元软件建立热弹塑性模型,研究了单向扫描和往复扫描两种情况下激光熔覆层的温度场及应力场,发现往复扫描策略下有更大的热累积,导致熔覆层中的残余应力更大。杨光等<sup>[15]</sup>利用热力耦合模型模拟了L型与T型两种特征区域的沉积制造过程,分析了不同扫描起点位置对特征区域温度场分布和基材节点热循环的影响。陈德宁等<sup>[16]</sup>建立了三维瞬态有限元模型,模拟岛形扫描和分区扫描下的温度场分布,发现岛形扫描下的整体温度场分布均匀,有利于减小应力集中。樊鹏等<sup>[17]</sup>建立了增材制造钛合金梯度材料的热力耦合模型,发现沉积区域的残余应力主要表现为拉应力,沿扫描方向的残余应力较大,且不同材料组分交界面处的残余应力分布不连续。由以上研究可知,利用热弹塑性模型可以较为准确地预测残余应力和变形的分布,但研究对象均为小尺寸模型,且需要较长计算时间。例如,Ding等<sup>[18]</sup>利用三维热弹塑性模型进行了长度为50 mm的薄壁结构打印模型的温度和变形的预测,并对预测结果与实验结果进行了比较,验证了模型对温度和变形预测的准确

收稿日期: 2022-01-10; 修回日期: 2022-02-13; 录用日期: 2022-03-07

基金项目: 国家自然科学基金(52175330)、江苏省自然科学基金(BK20202007)、中央高校基本科研业务费专项资金(30921011202)

通信作者: \*hlwei@njust.edu.cn

性,模拟时间需要约 75 h。Cheng 等<sup>[13]</sup>建立了尺寸为 6 mm×6 mm×0.09 mm 的三维顺序热力耦合有限元模型,研究了 8 种扫描策略对结构残余应力和变形的影响,模型对温度场与应力场的模拟需要 92 h。更大尺寸结构的残余应力和变形模拟仿真将面临更为严峻的计算量与计算效率挑战,这导致热弹塑性模型难以满足相关研究需求。

鉴于热弹塑性模型的计算效率局限性,研究一种能够快速预测激光粉末床熔融构件残余应力和变形的的方法尤为重要。固有应变法常被应用于金属增材制造及焊接结构的残余应力和变形的预测<sup>[19-21]</sup>。例如,倪辰旖等<sup>[21]</sup>建立了一种“热源-局部-结构件”三级递进模型,模拟了层层制造过程,并逐层施加固有应变,有效地预测了结构件的变形。陈昌棚等<sup>[22]</sup>基于等效层思想,建立了大尺寸热力结构间接耦合有限元数值模型,预测了实体和空心结构的变形分布,预测结果与实验结果基本吻合。Liang 等<sup>[23]</sup>提出了一种改进的固有应变模型,并将其应用到增材制造领域,即从精准的增材制造热力耦合模型中提取固有应变,进而将其加载到大尺寸结构中进行模拟以预测变形。Chen 等<sup>[24]</sup>提出了一种多尺度过程建模框架,利用热弹塑性模型有效、准确地模拟小尺寸结构的残余应力和变形,基于改进的固有应变模型从热弹塑性模型中提取固有应变,然后通过有限元分析将固有应变用于大尺寸结构的模拟。Liang 等<sup>[25]</sup>将不同激光扫描策略的影响纳入改进的固有应变建模框架中,模拟了 6 种扫描策略下的悬臂梁的变形,模拟结果相比实验结果有较小的误差。Tran 等<sup>[26]</sup>利用基于局部-整体分析方法的固有应变模拟,预测了大型复杂零件在固体点阵支撑界面上的开裂现象。综上所述,许多研究已经证明了利用固有应变法预测残余应力和变形的准确性与可靠性。然而,以往的研究仅关注单一扫描策略对薄壁、实体结构的影响<sup>[22]</sup>或多种扫描策略下单一特征结构的变形<sup>[25]</sup>,缺乏多种扫描策略下薄壁、悬垂等多种特征结构变形影响的系统性分析。

对于薄壁、悬垂等多种典型特征结构的零件,不同的扫描策略会引起不同程度的残余应力和变形。本文针对多种典型特征结构,利用热弹塑性模型和固有应变法,兼顾计算效率和计算精度,预测了不同扫描策略下典型特征结构的变形,系统性研究了不同扫描策略对典型特征结构变形的影响。针对不同特征结构选择合适扫描策略的方法为以后研究具有多种特征的复杂结构的扫描策略的分配提供了理论基础。

## 2 固有应变理论及模拟方法

基于固有应变法预测激光粉末床熔融结构的残余应力和变形主要分为以下步骤:1) 建立热弹塑性模

型,提取多种扫描策略下的固有应变矢量;2) 划分典型特征结构的等效层厚度,将固有应变矢量作为热膨胀系数加载到特征结构中,进行残余应力和变形的预测。本节以下两部分分别介绍激光粉末床熔融典型特征结构的热弹塑性计算模型与固有应变法模型的构成及参数。

### 2.1 激光粉末床熔融应力与变形的热弹塑性计算模型

利用 ABAQUS 有限元软件建立热弹塑性模型,模拟 Ti-6Al-4V 两层激光粉末床熔融的温度场和应力场,从两层模型中确定固有应变矢量,包含层间影响<sup>[27]</sup>。基板的尺寸为 1400 μm×2000 μm×600 μm,沉积层的尺寸为 1200 μm×600 μm×50 μm,每层沉积层的厚度为 25 μm。沉积区网格尺寸为 25 μm,随着基板区与沉积区距离的增加,网格逐渐稀疏,网格划分如图 1(a)所示。首先进行温度场模拟,然后将温度场结果导入力学模型中进行应力场模拟。Ti-6Al-4V 激光粉末床熔融的工艺参数如表 1 所示。利用热弹塑性模型,模拟层间无旋转往返扫描策略下的温度场和应力场分布,扫描策略如图 1(b)所示。

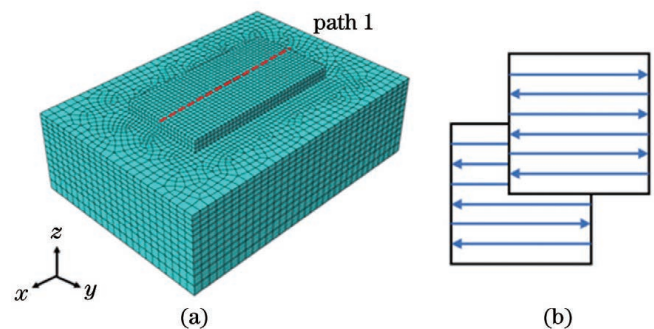


图 1 模型及扫描策略。(a)网格划分;(b)层间无旋转往返扫描  
Fig. 1 Model and scanning strategy. (a) Meshing; (b) scanning without interlayer rotation

表 1 激光粉末床熔融 Ti-6Al-4V 工艺参数

Table 1 Process parameters used for LPBF of Ti-6Al-4V

Process parameter	Value
Laser power / W	150
Laser scan speed / (m · s <sup>-1</sup> )	1.2
Radius of laser spot / μm	50
Emissivity	0.3
Hatch spacing / μm	100
Optical penetration depth / μm	65

利用三维热传导方程<sup>[28]</sup>计算沉积区域的瞬态温度分布  $T(x, y, z, t)$ :

$$\rho \frac{\partial(c_p T)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q, \quad (1)$$

式中: $\rho$  为粉末的密度; $c_p$  为比热容; $t$  为时间; $T$  为温

度;  $K$  为粉末的导热系数;  $Q$  为体热源;  $x, y, z$  为坐标值。材料的热物理参数随温度的变化而变化, Ti-6Al-4V 的热物理参数如表 2 所示。利用 DFLUX 子程序实现各个扫描策略下的移动热源  $Q(x, y, z, t)$ , 热源采用高斯分布热源, 热源方程<sup>[12]</sup>为

$$Q(x, y, z, t) = \frac{2AP}{\pi r^2 D} \exp\left(-2 \times \frac{x^2 + y^2}{r^2}\right) \exp\left(-\frac{|z|}{D}\right), \quad (2)$$

式中:  $A$  是粉末的激光吸收率;  $P$  是激光功率 (W);  $r$  是光束半径 ( $\mu\text{m}$ );  $D$  是激光穿透深度 ( $\mu\text{m}$ )。在施加

表 2 Ti-6Al-4V 的热物理参数<sup>[30]</sup>

Table 2 Thermo-physical parameter of Ti-6Al-4V<sup>[30]</sup>

Thermo-physical parameter	Content
Solidus temperature /K	1878
Liquidus temperature /K	1928
Thermal conductivity [W/(m·K)]	$1.57 + 1.6 \times 10^{-2} T - 7 \times 10^{-6} T^2 @ 273-2273 \text{ K}$
Specific heat [J/(kg·K)]	$512.4 + 0.15 T - 1 \times 10^{-6} T^2 @ 273-2273 \text{ K}$
Density /( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	4000

通过热传导模拟得出温度场的分布之后, 将计算所得的温度场结果导入力学模型中, 进行应力场的分析, 其中应力与应变的关系<sup>[31]</sup>为

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}^e, \quad (5)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{th}}, \quad (6)$$

式中:  $\boldsymbol{\sigma}$  为应力矢量;  $\mathbf{D}$  为弹性矩阵;  $\boldsymbol{\varepsilon}^e$  为弹性应变矢

表 3 Ti-6Al-4V 的力学参数<sup>[6]</sup>

Table 3 Mechanical properties of Ti-6Al-4V<sup>[6]</sup>

Temperature /K	Young's modulus /( $10^9 \text{ Pa}$ )	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient /( $10^{-5} \text{ K}^{-1}$ )	Temperature /K	Yield stress / ( $10^8 \text{ Pa}$ )
300	$1.25 \times 10^2$	0.345	$8.76 \times 10^{-1}$	300	9.55
533	$1.10 \times 10^2$	0.35	$9.83 \times 10^{-1}$	573	8.36
589	$1.00 \times 10^2$	0.37	1.00	773	7.32
700	$9.30 \times 10$	0.43	1.07	1023	5.81
755	$8.00 \times 10$	0.43	1.11	1073	5.47
811	$7.40 \times 10$	0.43	1.12	1173	4.8
923	$5.50 \times 10$	0.43	1.17	1273	4.05
1073	$2.70 \times 10$	0.43	1.22	1373	3.3
1098	$2.20 \times 10$	0.43	1.23	—	—
1123	$1.80 \times 10$	0.43	1.24	—	—
1573	$1.20 \times 10$	0.43	1.30	—	—
1873	9.00	0.43	1.63	—	—

采用生死单元技术模拟增材制造逐层打印的制造过程。首先激活基板和第一层沉积层, 模拟打印过程中热源的移动, 第一层模拟结束后, 冷却 20 s; 随后激

热源之前, 初始温度分布  $T(x, y, z, t)$  表示为

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z), \quad (3)$$

式中:  $T_0(x, y, z)$  表示环境温度为 293 K。模型考虑对流和辐射对温度场分布的影响, 边界条件<sup>[29]</sup>表示为

$$K \frac{\partial T}{\partial n} + h_c(T - T_0) + \beta\sigma(T^4 - T_0^4) = 0, \quad (4)$$

式中:  $\frac{\partial T}{\partial n}$  为温度沿表面法向方向的分布;  $h_c$  为对流传热系数;  $\beta$  为辐射系数;  $\sigma$  为玻尔兹曼常数。

量;  $\boldsymbol{\varepsilon}$  为总应变矢量;  $\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{th}}$  为热应变矢量。在模拟过程中将基板底面固定, 限制底面的移动和变形:

$$U_x = U_y = U_z = 0, \quad (7)$$

式中:  $U_x, U_y, U_z$  分别为  $x, y, z$  方向的位移大小。

采用随温度变化的杨氏模量、热膨胀系数和屈服应力, Ti-6Al-4V 的力学参数如表 3 所示。

活第二层, 完成打印后冷却到室温。通过精准的热弹塑性模型, 可以得到沉积区各个位置的温度、应力和应变的变化过程, 图 2 所示为打印第一层过程中温度场



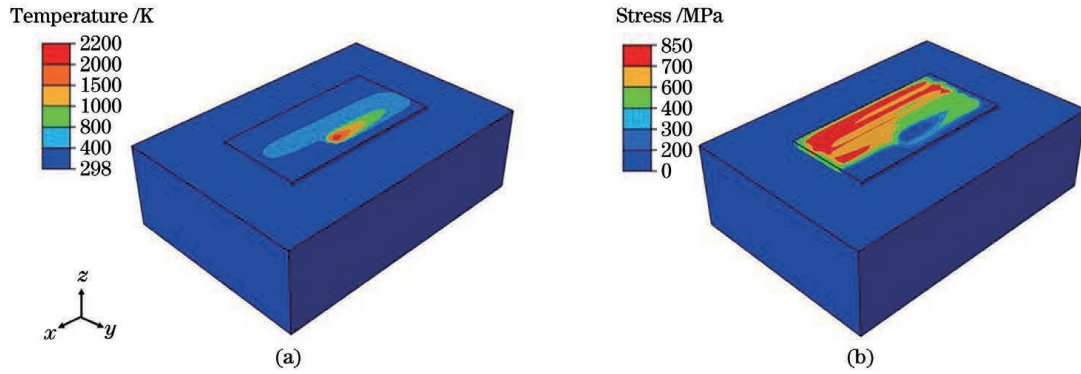


图 2 打印第一层过程中温度场和应力场的分布。(a)温度场;(b)应力场

Fig. 2 Distributions of temperature field and stress field during printing of first layer. (a) Temperature field; (b) stress field

和应力场的分布。

## 2.2 激光粉末床熔融应力与变形的固有应变法计算模型

### 2.2.1 固有应变理论

原始的固有应变理论常被用于焊接领域残余应力与变形的预测<sup>[19-20]</sup>。在焊接过程中,材料会在短时间内被加热、熔化和凝固,产生大的温度梯度,应力应变的变化过程非常复杂,总应变包含弹性应变、塑性应变、热应变、蠕变应变和相变。

$$\boldsymbol{\varepsilon}^* = \boldsymbol{\varepsilon}^p + \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^{th} + \boldsymbol{\varepsilon}^{cr} + \boldsymbol{\varepsilon}^{pt}, \quad (8)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}^*$ 为总应变; $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 为塑性应变; $\boldsymbol{\varepsilon}^{cr}$ 为蠕变应变; $\boldsymbol{\varepsilon}^{pt}$ 为相变。将焊接过程分为三个状态:焊接前材料处于既无应力也无应变时为基准状态,焊接后为应力状态,消除残余应力之后为自由状态。原始固有应变是材料在自由状态时相比基准状态所发生的应变<sup>[32]</sup>。由于弹性应变在焊接结束后可以自行消失,在原始的固有应变理论中,原始固有应变即为总应变减去弹性应变<sup>[33-34]</sup>:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^1 = \boldsymbol{\varepsilon}^* - \boldsymbol{\varepsilon}^e, \quad (9)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}^1$ 为原始固有应变。由于在焊接结束后,金属零件冷却至室温,零件中的热应变消失,因此在固有应变中不考虑热应变。由于相变引起的应变较小,相变和蠕变应变通常也忽略,即原始固有应变仅包含塑性应变<sup>[33-34]</sup>:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^1 = \boldsymbol{\varepsilon}^p. \quad (10)$$

在原始的固有应变理论中,仅需要通过实验测量或进行小尺寸的焊接仿真获得焊接后的塑性应变<sup>[33]</sup>,即可进一步通过有限元分析预测出焊接区域的残余应力与变形。增材制造过程与焊接不同,增材制造为逐层制造的过程,上层沉积层的冷却收缩会影响下层的变形和应力变化,同样由于下层的约束,上层的收缩会受到限制。层间的相互作用使得应力和应变更加复杂。直接根据原始的固有应变理论预测打印件的残余应力和变形存在较大的误差。Liang 等<sup>[23]</sup>提出一种改进的固有应变理论来更为准确地预测增材制造结构的残余应力与变形。由于上层的冷却收缩会对之前的沉积层产生影响,且新的沉积层总是会受到之前沉积层

的约束,弹性应变会作用于先前的沉积层,引起其变形,因此将原始固有应变中被忽略的弹性应变考虑了进来,改进后的固有应变<sup>[24]</sup>定义为

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{in} = \boldsymbol{\varepsilon}_{t1}^p + \boldsymbol{\varepsilon}_{t1}^e - \boldsymbol{\varepsilon}_{t2}^e, \quad (11)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}^{in}$ 为改进后的固有应变; $\boldsymbol{\varepsilon}_{t1}^p$ 为中间状态下的塑性应变; $\boldsymbol{\varepsilon}_{t1}^e$ 为中间状态下的弹性应变; $\boldsymbol{\varepsilon}_{t2}^e$ 为稳定状态下的弹性应变。中间状态即为热源中心到达测量点时,材料被加热熔化,压缩应变达到峰值时的状态。当热源中心经过测量点后,冷却到室温的状态为稳定状态。此时材料开始冷却收缩,在此过程中由于受到先前沉积层的约束,弹性应变影响先前沉积层的变形。

在力学分析中,应力应变一般存在六个分量,利用改进的固有应变法预测变形时,忽略了三个方向的剪切应变分量( $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ )<sup>[35]</sup>。虽然剪切应变会在一定程度上影响最终的结构变形,但是沉积层的厚度较其他两个维度的尺寸小得多,新的沉积层对先前沉积层产生的剪切应力十分有限,因此常常被忽略。在三个方向的正应变分量( $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ )中, $\sigma_z$ 对结构变形的影响也可以忽略,Liang 等<sup>[25]</sup>证明了竖直方向的固有应变矢量对结果的影响非常小。由于最上面的沉积层仅受到下面沉积层的约束,其上面是不受约束的,因此其竖直方向的应变只是使当前层收缩,对下面的沉积层不会产生作用力<sup>[36]</sup>。在沉积过程中,当前层的冷却收缩会受到下层的约束,水平方向的正应变分量不但会导致当前层的收缩变形,而且会产生切向的分量,牵引下面的沉积层,从而对下层产生竖直方向的应力。因此,只考虑水平方向的固有应变基本不会影响模拟结果。

### 2.2.2 固有应变的提取及加载

根据热弹塑性模型的结果,沿图 1(a)中路径 1 提取第一层各点随时间变化的应变,根据式(11),计算出各点的固有应变矢量。对多点的固有应变矢量取平均得出最终的层间无旋转往返扫描策略下的固有应变矢量。对于层间旋转 90°往返扫描策略,扫描方向周期性的旋转会均匀化各向应力,故将层间无旋转往返扫描策略下沿扫描方向和垂直扫描方向的固有应变矢量平均化,即得到该扫描策略下的固有应变矢量。在特

征结构打印过程中,采用与热弹塑性模型相同的工艺参数,如表 1 所示,该工艺参数下层间无旋转往返扫描策略下的固有应变为 $(-0.025, -0.017, 0)$ ,层间旋转  $90^\circ$  往返扫描策略下的固有应变为 $(-0.021, -0.021, 0)$ 。

在激光粉末床熔融制造零件时,需要数千甚至上万层的实际打印层,若在有限元模拟时采用实际的层厚和层数,计算量会大大增加,将多个实际的打印层合并为一个等效层,既可以减小计算压力,又不会忽略层间影响,较为准确地体现了增材制造中的层层打印。随着打印高度的逐渐增加,由于热循环和沉积层间的相互影响,不同高度沉积层的弹性应变和塑性应变存在差异<sup>[27]</sup>,进而每一层的固有应变值也会不同,若对每一层加载不同的固有应变值,计算成本和计算时间会显著增加。为了简化模型,本文对同一扫描策略下的每层等效层施加相同的固有应变值。

为了更为准确地模拟增材制造过程中逐层“堆积”的制造过程和层间影响,需要逐层加载固有应变矢量,将固有应变矢量作为热膨胀系数,逐层激活等效层,并将该等效层的温度提高 1 K 以引入固有应变值<sup>[37]</sup>:

$$\epsilon_i = \epsilon_i^m, i = x, y, z, \quad (12)$$

$$\epsilon_i = \alpha_i \Delta T, i = x, y, z, \quad (13)$$

式中: $\epsilon_i$  为热应变; $\epsilon_i^m$  为固有应变; $\alpha_i$  为等效热膨胀系数; $\Delta T$  为温度变化量。对于层间无旋转的往返扫描策略,不同的扫描方向也会对变形产生影响。假设扫描方向沿  $x$  方向为  $0^\circ$  方向,则垂直于  $x$  方向即为  $90^\circ$  方向,与  $x$  方向夹角  $45^\circ$  即为沿  $45^\circ$  方向。通过改变材料属性方向来改变固有应变矢量方向,从而实现不同扫描方向的模拟。当同时包含两种扫描策略时,需要先进行特征区域的划分,根据特征区域的扫描策略确定对应的材料属性方向,加载对应的固有应变矢量,从而实现结构变形的模拟。

利用 ABAQUS 有限元软件模拟特征结构的残余应力和变形。确定结构的等效层厚度,根据扫描策略确定对应的材料属性方向,进一步施加从热弹塑性模型中提取的固有应变矢量。使用生死单元技术,首先将全部单元“杀死”,激活第一层等效层,施加热源使其温度升高 1 K,以引入固有应变值;该层出现残余应力和变形后,在第一层等效层的变形基础上激活第二层等效层,逐层激活直至完成整个结构的模拟。

### 3 分析与讨论

#### 3.1 固有应变法与热弹塑性模型

图 3 所示为基板尺寸为  $2000 \mu\text{m} \times 500 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$ 、沉积区尺寸为  $1200 \mu\text{m} \times 100 \mu\text{m} \times 300 \mu\text{m}$  的 10 层薄壁结构的网格划分,沉积区网格尺寸为  $15 \mu\text{m}$ 。采用单道层间无旋转沿  $0^\circ$  方向的扫描策略,其他工艺参数和材料属性等与表 1~3 保持一致。利用热弹塑性模型与固有应变法预测该模型的残余应力和变形。

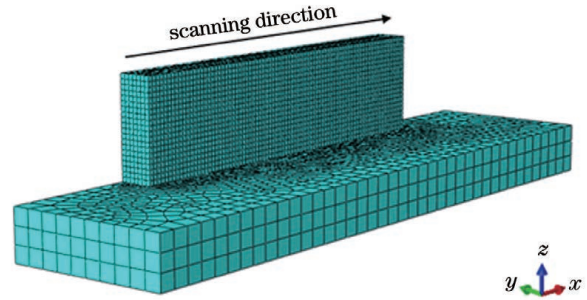


图 3 薄壁结构的网格划分

Fig. 3 Meshing of thin-walled structure

进一步对比分析固有应变法与热弹塑性模型所得薄壁结构的残余应力和变形结果。图 4 所示为提取薄壁结构边缘侧的  $x$  方向的变形,两种方法下薄壁结构均表现为收缩变形且变形趋势一致,二者的最大误差为 8.5%。图 5 所示为薄壁结构的 Mises 应力分布,在两种预测结果中,应力主要集中于结构的两侧与顶面附近,但固有应变法预测的残余应力的值稍大于热弹塑性模型,可能原因为所用固有应变法未考虑随温度变化的材料属性等因素<sup>[38]</sup>。固有应变法模拟所需时间为 15 min,而热弹塑性模型模拟需要 3 h,固有应变法的计算时间减少了 91%。

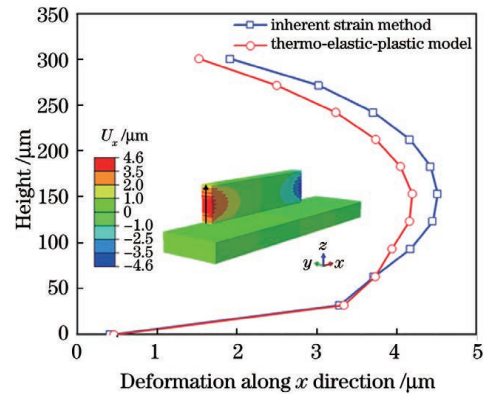


图 4 两种方法下薄壁结构边缘侧的变形

Fig. 4 Deformation of thin-walled structure using two methods

#### 3.2 典型特征结构模型及尺寸

图 6 所示为 5 个典型特征结构的三维模型及网格划分,包含薄壁、悬垂结构和悬垂圆孔三个大类,具体的特征结构尺寸如表 4 所示,其中  $L$  为长度, $W$  为宽度, $H$  为高度, $\varphi$  为半径, $\delta_1$  为悬臂梁厚度, $\delta_2$  为薄壁厚度。由于各个特征结构的尺寸不相同,为了兼顾计算效率和计算精度,网格尺寸和等效层厚度会有所不同,各个特征结构的网格尺寸、单元数量和等效层厚度如表 5 所示。在打印过程中,实际层的层厚为  $25 \mu\text{m}$ 。图 6(a)所示的十字薄壁结构的网格尺寸为  $1 \text{ mm}$ ,单元数量为 44000 个,等效层厚为  $1 \text{ mm}$ ,每个等效层包含 40 个实际层。图 6(b)所示为悬垂长度为  $30 \text{ mm}$  的无支撑悬臂梁,网格尺寸为  $0.5 \text{ mm}$ ,单元数量为 16920 个,等效层厚度为  $0.5 \text{ mm}$ ,每个等效层包含 20 个实际层。图 6(c)所示为悬垂长度为  $60 \text{ mm}$  的无

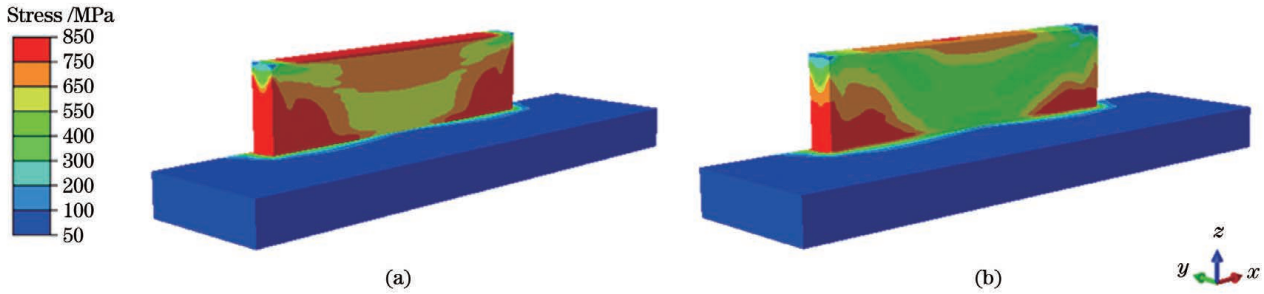


图 5 两种方法下薄壁结构的残余应力。(a)固有应变法;(b)热弹塑性模型

Fig. 5 Residual stress of thin-walled structure using two methods. (a) Inherent strain method; (b) thermal-elastic-plastic model

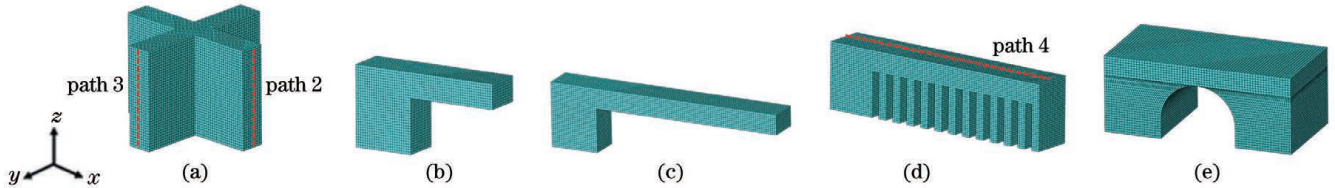


图 6 典型特征结构的三维模型及网格划分。(a)十字薄壁;(b)无支撑悬臂梁(短);(c)无支撑悬臂梁(长);(d)有支撑悬臂梁;(e)悬垂圆孔

Fig. 6 3D models and mesh generations of typical characteristic structures. (a) Crossed thin wall; (b) unsupported cantilever beam (short); (c) unsupported cantilever beam (long); (d) supported cantilever beam; (e) suspended circular hole

表 4 典型特征结构的尺寸

Table 4 Dimensional sizes of typical characteristic structures

Typical characteristic structure	Dimensional size
Crossed thin wall	$L=60\text{ mm}, W=60\text{ mm}, H=40\text{ mm}, \delta_2=10\text{ mm}$
Unsupported cantilever beam (short)	$L=30\text{ mm}, W=7.5\text{ mm}, H=16\text{ mm}, \delta_1=5\text{ mm}$
Unsupported cantilever beam (long)	$L=60\text{ mm}, W=7.5\text{ mm}, H=16\text{ mm}, \delta_1=5\text{ mm}$
Supported cantilever beam	$L=60\text{ mm}, W=10\text{ mm}, H=16\text{ mm}, \delta_1=5\text{ mm}$
Suspended circular hole	$L=20\text{ mm}, W=10\text{ mm}, H=8\text{ mm}, \varphi=4\text{ mm}$

表 5 典型特征结构的网格尺寸、单元数量和等效层厚

Table 5 Mesh sizes, numbers of elements and equivalent layer thicknesses of typical characteristic structures

Typical characteristic structure	Mesh size /mm	Number of elements	Equivalent layer thickness /mm
Crossed thin wall	1	44000	1
Unsupported cantilever beam (short)	0.5	16920	0.5
Unsupported cantilever beam (long)	0.5	25920	0.5
Supported cantilever beam	0.5	55680	0.5
Suspended circular hole	0.25	96600	0.25

支撑悬臂梁, 网格尺寸为 0.5 mm, 单元数量为 25920 个, 等效层厚度为 0.5 mm, 每个等效层包含 20 个实际层。图 6(d) 所示为有支撑悬臂梁, 网格尺寸为 0.5 mm, 单元数量为 55680 个, 等效层厚度为 0.5 mm, 每个等效层包含 20 个实际层。图 6(e) 所示的悬垂圆孔结构的网格尺寸为 0.25 mm, 单元数量为 96600 个, 等效层厚度为 0.25 mm, 每个等效层包含 10 个实际层。所有特征结构均采用六面体网格划分。5 个特征结构中所用网格数量最多的为悬垂圆孔结构, 模拟所需时间仅为 21 min。在相同情况下, 若采用热弹塑性模型进行计算, 预估需要 96 h 以上长

时间。

### 3.3 十字薄壁结构

薄壁结构在增材制造过程中容易发生沿长度方向的变形, 为了提高薄壁结构的制造精度, 研究了扫描策略对薄壁结构的影响。模拟了层间无旋转沿  $0^\circ$  方向往返扫描、沿  $90^\circ$  方向往返扫描和沿壁厚方向往返扫描及层间旋转  $90^\circ$  扫描策略下十字薄壁的变形, 扫描策略如图 7 所示。四种不同扫描策略下十字薄壁  $x$  方向的变形如图 8 所示,  $y$  方向的变形如图 9 所示。 $x$  和  $y$  方向的变形均表现为两侧沿长度方向向内凹陷, 收缩变形, 且在高度方向上变形分布不均匀, 变形量随



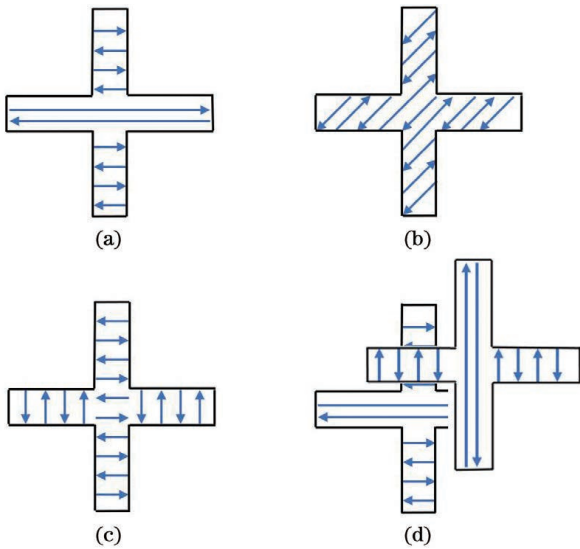


图 7 十字薄壁的扫描策略。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描；(b)层间无旋转沿 45°方向扫描；(c)层间无旋转沿壁厚方向扫描；(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 7 Scanning strategies of crossed thin wall. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) thickness directional line scanning; (d) 90° rotation scanning

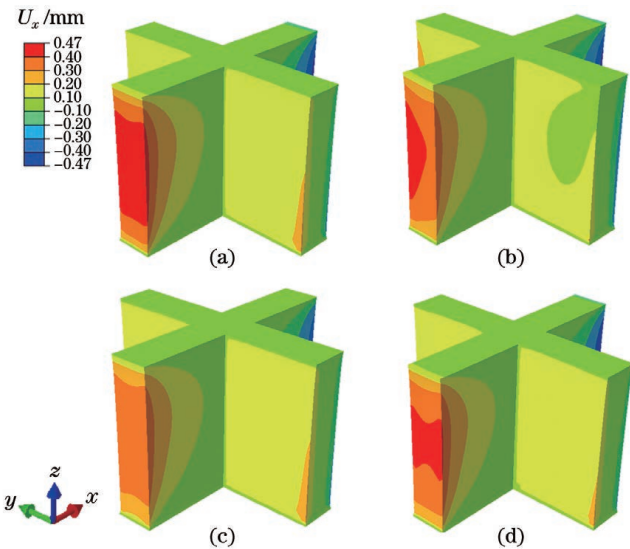


图 8 四种扫描策略下十字薄壁结构沿  $x$  方向的变形。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描；(b)层间无旋转沿 45°方向扫描；(c)层间无旋转沿壁厚方向扫描；(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 8  $x$ -directional deformations of crossed thin-walled structure under four scanning strategies. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) thickness directional line scanning; (d) 90° rotation scanning

随着打印高度的增加先增大后减小,在薄壁的中间位置达到最大。这归因于打印过程中的非对称约束,具体为:在打印第一层时,由于直接受到基板的约束,变形较小,随着打印层数的增加,约束作用逐渐减弱,变形逐渐增大;当打印层数增加一定程度时,由于铺粉面积和扫描长度不变,变形将不再继续增大,且由于下层沉积层对上层的约束作用,变形将逐渐减小。

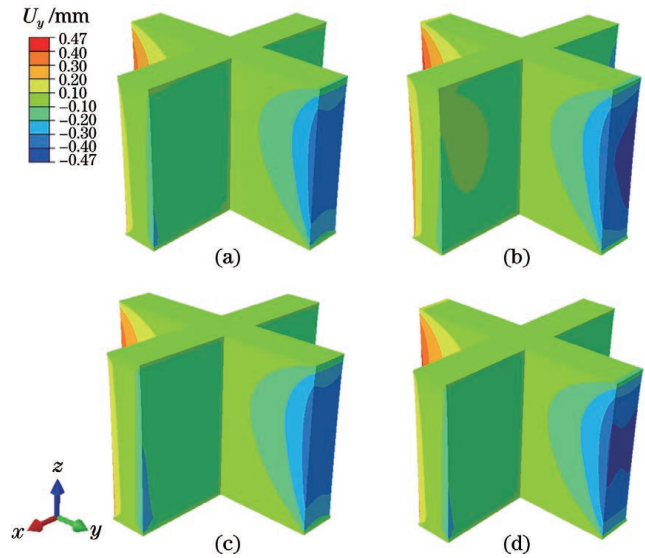


图 9 四种扫描策略下十字薄壁结构沿  $y$  方向的变形。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描；(b)层间无旋转沿 45°方向扫描；(c)层间无旋转沿壁厚方向扫描；(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 9  $y$ -directional deformations of crossed thin-walled structure under four scanning strategies. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) thickness directional line scanning; (d) 90° rotation scanning

对比图 8(b)和图 9(b)可发现,当采用层间无旋转沿 45°方向扫描策略时, $x$  和  $y$  方向的变形沿中间平面呈不均匀分布。在其余三种扫描策略下, $x$  和  $y$  方向的变形沿中间平面呈对称分布。原因是当采用层间无旋转沿 45°方向扫描策略时,由于扫描矢量与  $x$ 、 $y$  方向均呈 45°夹角,同一薄壁下边缘附近的扫描矢量长度不同,因此变形量不同。

为了进一步详细分析打印过程中十字薄壁结构的瞬态变形,提取了采用层间无旋转沿 0°方向扫描策略时十字薄壁在 10, 20, 40 mm 打印高度下的变形分布,如图 10 所示。随着打印高度的增加, $x$  和  $y$  方向的收缩变形量均逐渐增大,其原因为高度越高,基板对结构的约束越小,且随着尺寸的增大,收缩变形量增加,变形亦增大。

四种扫描策略下十字薄壁沿  $x$  和  $y$  方向的变形量均不同,为了进一步研究不同扫描策略下十字薄壁的变形,沿图 6(a)中路径 2 提取薄壁  $x$  方向的变形量,如图 11(a)所示。沿图 6(a)中路径 3 提取薄壁  $y$  方向的变形量,如图 11(b)所示。采用层间无旋转沿壁厚方向扫描策略时, $x$  方向的变形量最小;采用层间无旋转沿 0°方向扫描策略和层间无旋转沿壁厚方向扫描策略时,二者  $y$  方向的变形较小;而采用层间无旋转沿 0°方向扫描策略时,产生最大的  $x$  方向的变形。其原因一为,沿长度方向的扫描矢量长度大于沿宽度方向的,扫描矢量长度越长,产生的残余应力越大,进而变形越严重;原因二为沿扫描方向的残余应力大于垂直扫描方向的,即沿扫描方向的固有应变矢量

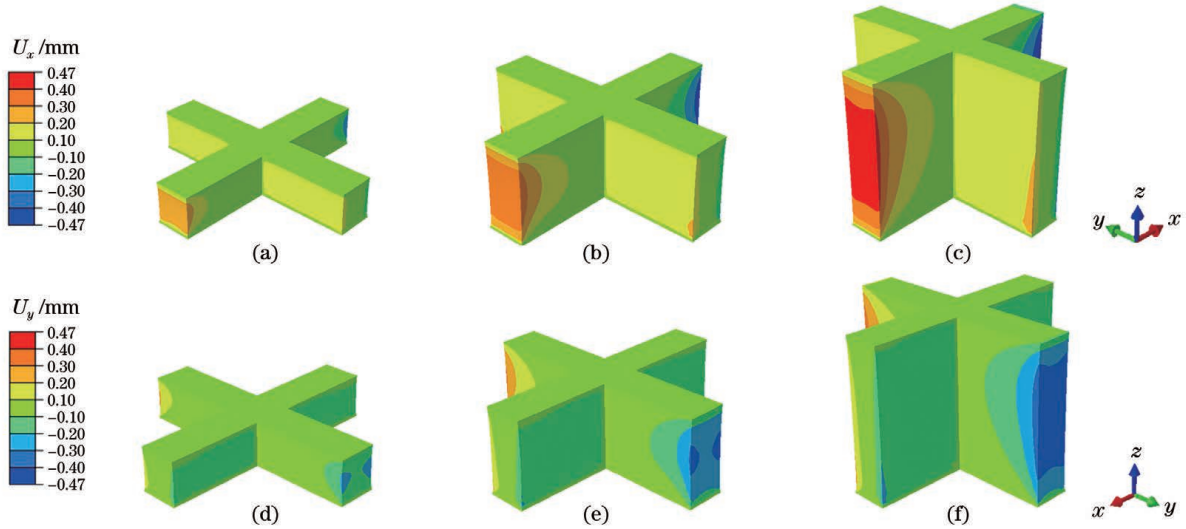


图 10 十字薄壁结构在不同打印高度下的变形。 $x$  方向的变形:(a)10 mm,(b)20 mm,(c)40 mm; $y$  方向的变形:(d)10 mm,(e)20 mm,(f)40 mm

Fig. 10 Deformations of crossed thin-walled structures with different printing heights.  $x$ -directional deformation: (a) 10 mm, (b) 20 mm, (c) 40 mm;  $y$ -directional deformation: (d) 10 mm, (e) 20 mm, (f) 40 mm

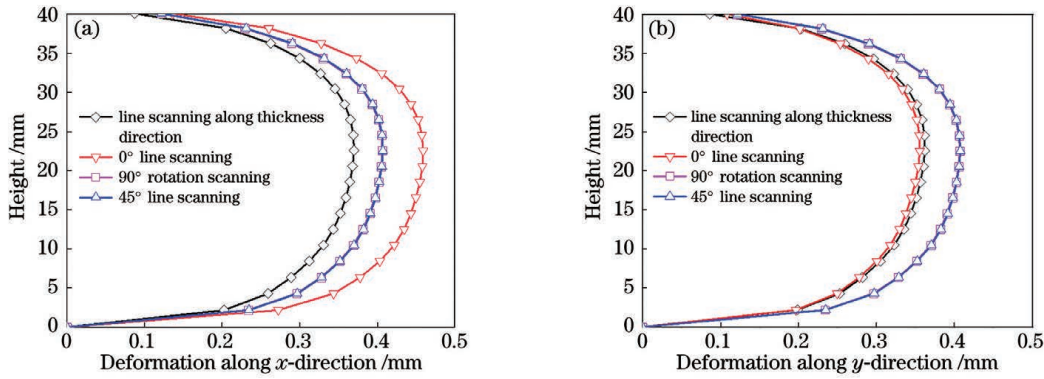


图 11 不同扫描策略下十字薄壁结构边缘侧的变形。(a)  $x$  方向的变形;(b)  $y$  方向的变形

Fig. 11 Deformation of edge side of crossed thin-walled structure for different scanning strategies. (a)  $x$ -directional deformation; (b)  $y$ -directional deformation

大于垂直扫描方向的,两个方向的固有应变分量分别影响对应方向的弯曲变形,且沿扫描方向的固有应变起主要作用,而结构的壁厚小于长度,相同应力下壁厚方向的变形小于长度方向的变形,故扫描方向沿壁厚方向时变形最小。

在打印过程中,随着打印高度的增加,十字薄壁结构各个位置的变形会不断变化。在层间无旋转沿  $0^\circ$  方向扫描策略下,提取了图 6(a)路径 2 中高度分别为 6,12,18,24,30 mm 的 5 个监测点的  $x$  方向的变形值随打印高度的变化曲线,如图 12(a)所示。同样提取

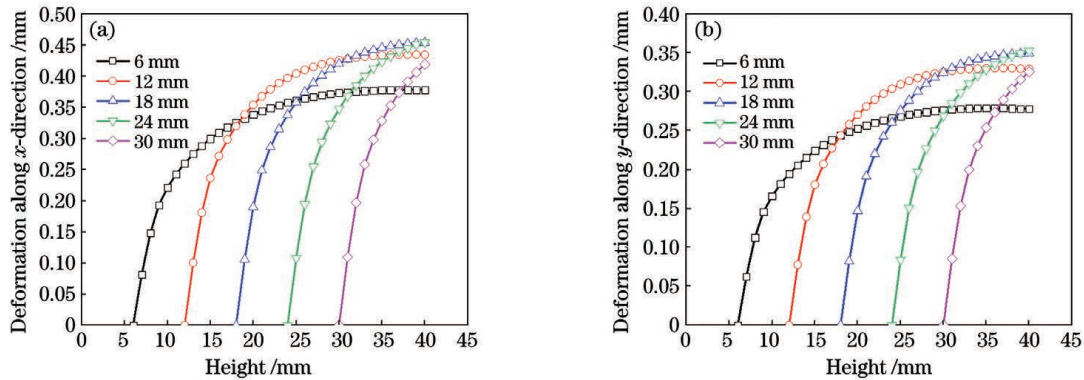


图 12 层间无旋转沿  $0^\circ$  方向扫描策略下十字薄壁结构边缘侧 5 个不同高度监测点的变形。(a)  $x$  方向的变形;(b)  $y$  方向的变形

Fig. 12 Deformations of five different height points on edge side of crossed thin-walled structure for  $0^\circ$  line scanning. (a)  $x$ -directional deformation; (b)  $y$ -directional deformation



图 6(a) 路径 3 中高度分别为 6, 12, 18, 24, 30 mm 的 5 个监测点的  $y$  方向的变形值随打印高度的变化曲线, 如图 12(b) 所示。在监测点所在的层生成之后,  $x$  和  $y$  方向的变形值随打印高度的增加逐渐增大, 随后趋于平稳。其原因为该层刚打印完成后, 温度快速下降, 结构冷却收缩, 变形逐渐增大, 由于上层沉积层的限制以及冷却速率的减小, 收缩逐渐趋于平缓。随着所取点的高度的增加, 变形的速率逐渐增大。所取监测点越接近十字薄壁中间时, 变形量越大; 所取监测点距离十字薄壁中间越远时, 变形量越小。对于高度分别为 6 mm 和 12 mm 的监测点, 变形逐渐增大到最大值后, 会有小幅度的下降。其原因为, 随着打印高度的增加, 结构会产生竖直方向的拉伸应力, 限制横向的收缩, 甚至会对之前的沉积层产生向外的拉伸, 从而导致收缩部分产生拉伸恢复。

上述研究表明, 激光粉末床熔融十字薄壁结构的变形主要表现为沿结构长度方向的凹陷收缩。为了实

现薄壁结构的高精度制造, 确定打印方案的扫描策略时应考虑增大沿壁厚方向的扫描所占的比重, 并减小沿结构长度方向的扫描所占的比重以降低应力和减小变形。

### 3.4 悬垂结构

#### 3.4.1 无支撑悬臂梁

悬垂结构在打印过程中易出现翘曲变形, 且在不同的悬垂角度、悬垂长度等条件下, 翘曲变形程度可能不同。图 13 所示为两种尺寸的无支撑悬臂梁模拟打印到 0.5 mm 厚度时的翘曲变形。由图 13(a) 可知, 对于长度为 60 mm 的悬臂梁, 翘曲变形量为 30 mm, 相对悬垂长度, 翘曲变形率为 50%; 将悬臂梁长度减小一半即为 30 mm 时, 如图 13(b) 所示, 翘曲变形量为 5.15 mm, 翘曲变形率为 17%。即使悬垂长度大幅减小, 由于缺少支撑约束, 翘曲变形仍然严重, 难以成功打印。为了实现悬臂梁的成功打印, 往往会在悬垂部分增加支撑, 以限制其翘曲变形。

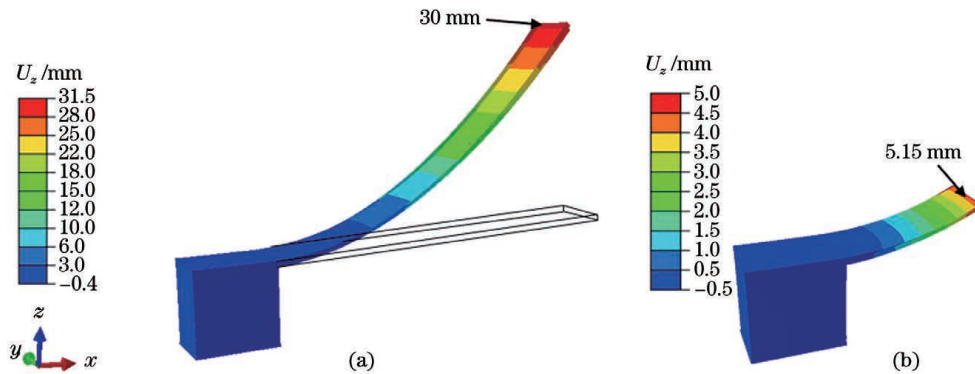


图 13 不同悬臂梁长的无支撑悬臂梁的翘曲变形。(a) 60 mm; (b) 30 mm

Fig. 13 Deformations of unsupported cantilever beams with different lengths. (a) 60 mm; (b) 30 mm

#### 3.4.2 有支撑悬臂梁

对于增加支撑结构的悬臂梁打印, 扫描策略对悬臂梁翘曲变形的影响至关重要。本部分模拟了四种扫描策略下有支撑悬臂梁的变形, 扫描策略如图 14 所示。支撑切割后悬臂梁的翘曲变形如图 15 所示。采

用层间无旋转沿  $0^\circ$  方向扫描策略时, 翘曲变形量最大, 为 4.04 mm, 翘曲变形率为 6.7%, 相较于同尺寸的无支撑悬臂梁翘曲变形大大减小。与十字薄壁结构相同, 由于较短的扫描矢量长度, 层间无旋转沿  $90^\circ$  方向扫描时翘曲变形最小, 为 3.38 mm, 翘曲变形率为 5.6%。

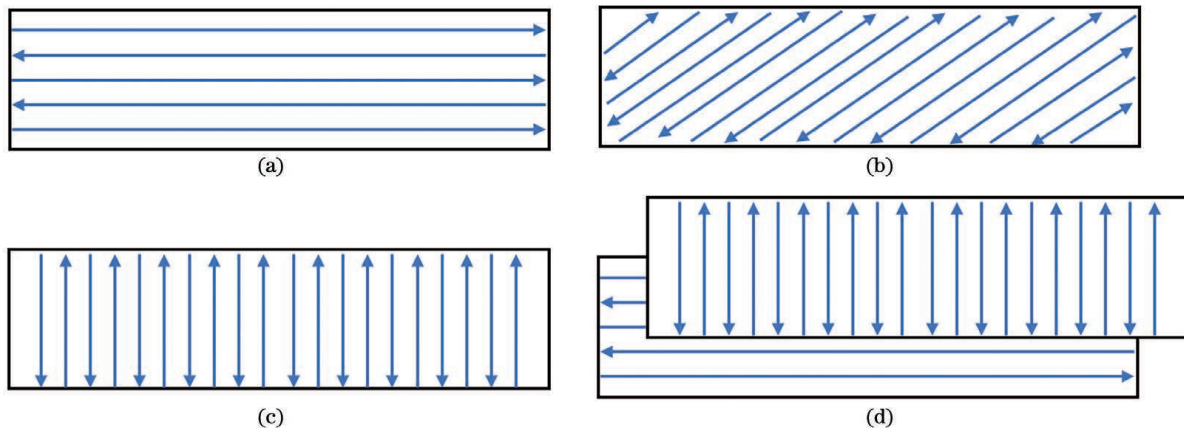


图 14 有支撑悬臂梁的扫描策略。(a) 层间无旋转沿  $0^\circ$  方向扫描; (b) 层间无旋转沿  $45^\circ$  方向扫描; (c) 层间无旋转沿  $90^\circ$  方向扫描; (d) 层间旋转  $90^\circ$  扫描

Fig. 14 Scanning strategies of supported cantilever beam. (a)  $0^\circ$  line scanning; (b)  $45^\circ$  line scanning; (c)  $90^\circ$  line scanning; (d)  $90^\circ$  rotation scanning

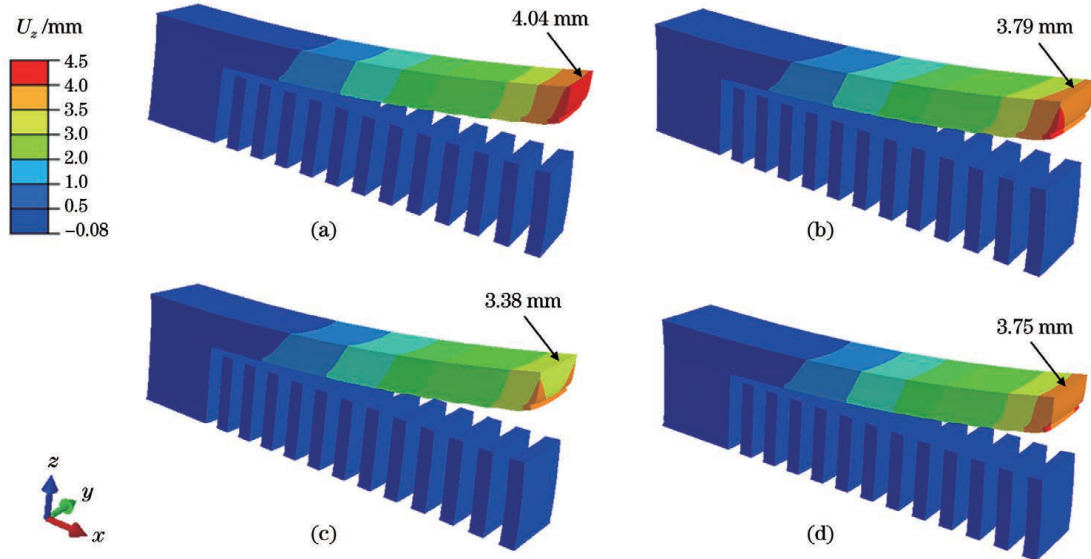


图 15 四种扫描策略下有支撑悬臂梁的支撑切割后的翘曲变形。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描;(b)层间无旋转沿 45°方向扫描;(c)层间无旋转沿 90°方向扫描;(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 15 Deformation of supported cantilever beam after cutting under four scanning strategies. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) 90° line scanning; (d) 90° rotation scanning

进一步沿图 6(d)中路径 4 提取悬臂梁的翘曲变形,如图 16 所示。发现距离块体越远,悬臂梁的翘曲变形值越大。其原因为随着距离的增加,块体对梁的约束逐渐减小,故变形逐渐增加。层间无旋转沿 45°方向扫描和层间旋转 90°扫描策略下的变形情况基本一致。这是由于层间无旋转沿 45°方向扫描策略下的矢量方向沿  $x$  方向偏移 45°,  $x$ 、 $y$  方向的变形量基本相等,层间旋转 90°周期性扫描策略会均匀化各向应力,同样产生相等的各向变形<sup>[39]</sup>,故二者变形基本一致。

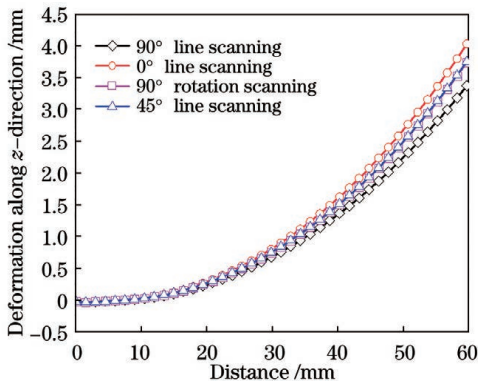


图 16 不同扫描策略下沿悬臂梁长度方向的翘曲变形量  
Fig. 16 Length directional deformations of cantilever beams under different scanning strategies

上述研究表明,在打印无支撑悬臂梁时会出现大幅度翘曲变形,难以满足高精度的制造要求。在支撑约束下悬臂梁的变形大幅减小,且采用层间无旋转沿 90°方向扫描策略时,在较短的扫描矢量长度下,悬臂梁的变形进一步减小。因此,增加支撑与选择合适的扫描策略在悬垂结构制造中至关重要。然而,去除支撑后,悬臂梁仍可能发生严重变形。相关解决方案可

考虑去支撑前对整体结构进行去应力退火处理,以及在打印过程中增加应力转移结构或平衡结构。

### 3.5 悬垂圆孔结构

与悬臂梁结构类似,增材制造悬垂圆孔结构也可能产生翘曲变形,从而降低结构的成形精度,进一步影响圆孔结构的形状精度及其与其他零件的配合。图 17 所示为悬垂圆孔激光粉末床熔融打印的四种扫描策略。悬垂圆孔打印结束后,将一端从基板上切割下,该自由端相对于基板的翘曲变形如图 18 所示。相较于有支撑的悬臂梁而言,扫描策略对悬垂圆孔的影响规律类似,最大的翘曲发生在层间无旋转沿 0°方向扫描策略下,变形量为 0.68 mm,最小的翘曲发生在层

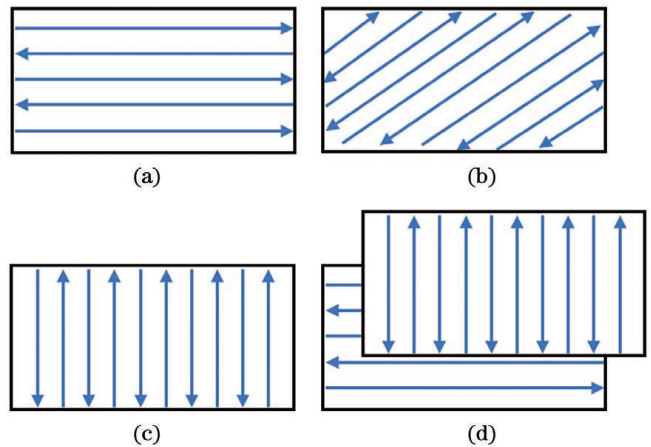


图 17 悬垂圆孔的扫描策略。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描;(b)层间无旋转沿 45°方向扫描;(c)层间无旋转沿 90°方向扫描;(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 17 Scanning strategies of suspended circular hole. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) 90° line scanning; (d) 90° rotation scanning

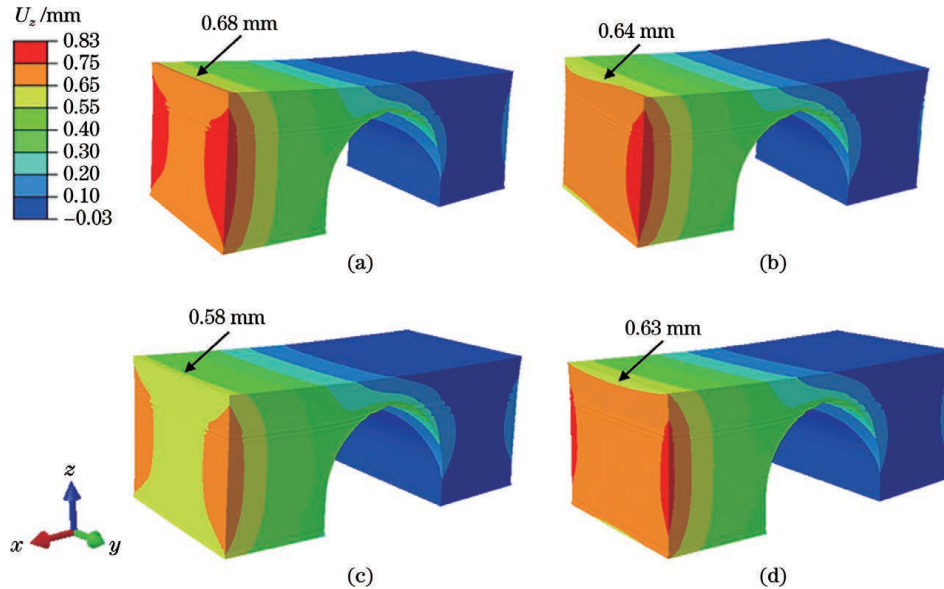


图 18 四种扫描策略下从基板切割下悬垂圆孔后自由端相对于基板的翘曲变形。(a)层间无旋转沿 0°方向扫描;(b)层间无旋转沿 45°方向扫描;(c)层间无旋转沿 90°方向扫描;(d)层间旋转 90°扫描

Fig. 18 Deformation of suspended circular hole after cutting under four scanning strategies. (a) 0° line scanning; (b) 45° line scanning; (c) 90° line scanning; (d) 90° rotation scanning

间无旋转沿 90°方向扫描策略下,变形量为 0.58 mm。

选择与文献[40]中相同的材料、工艺参数、扫描策略和屈服强度等,激光功率为 100 W,扫描速度为 600 mm/s,激光直径为 54 μm,屈服强度为 1200 MPa。通过两层 Ti-6Al-4V 热弹塑性模型所得的固有应变,进行层间旋转 90°扫描策略下悬垂圆孔残余应力的模拟。图 19 所示为在悬垂圆孔打印过程中,打印高度分别为 10,22,25,32 mm 时中间平面的各向残余应力分布。对于不同的打印高度,均在顶面附近存在  $x$  和  $y$

方向的拉应力,在结构两侧均存在  $z$  方向的拉应力,在结构的块体支撑中存在  $z$  方向的压应力。随着高度的增加,在圆孔两侧和上方逐渐产生  $x$  方向的压应力且逐渐增大,存在于圆孔附近的  $z$  方向的拉应力逐渐减小,结构外侧的拉应力和块体支撑内部的压应力逐渐增加。其因为在基板的约束下,随着打印高度的增大,热积累的增加导致两侧  $z$  方向的拉伸残余应力增大,悬垂圆孔两端翘曲变形的趋势逐渐增大。

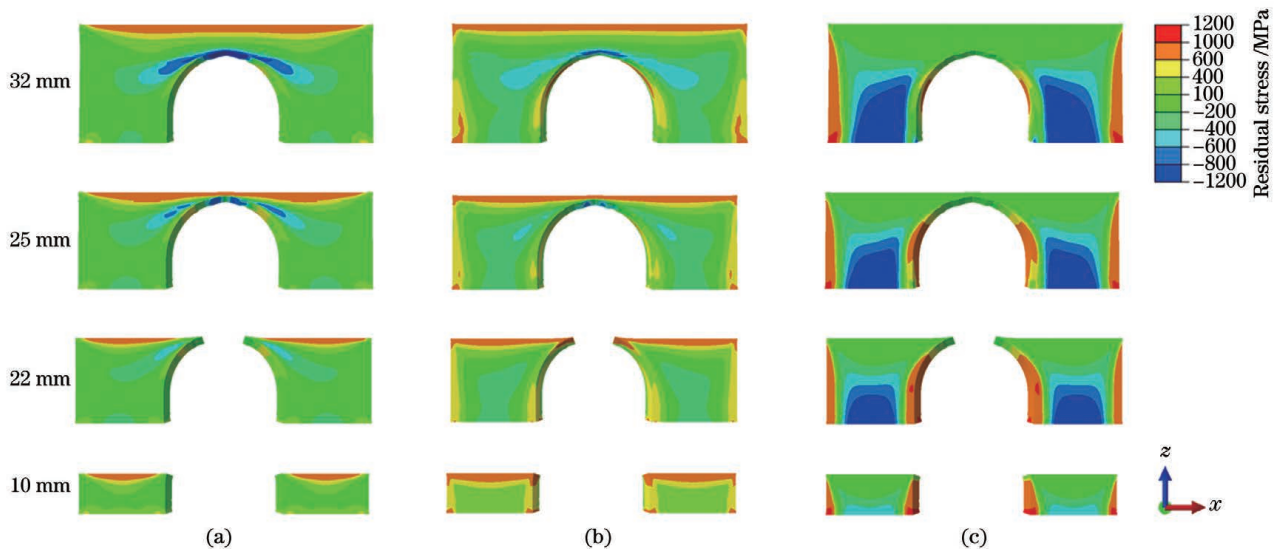


图 19 不同打印高度下悬垂圆孔的各向残余应力。(a)  $x$  方向的残余应力;(b)  $y$  方向的残余应力;(c)  $z$  方向的残余应力  
Fig. 19 Residual stresses of suspended circular holes with different printing heights. (a) Residual stress along  $x$  direction; (b) residual stress along  $y$  direction; (c) residual stress along  $z$  direction

为了进一步分析悬垂圆孔切割后的变形过程和应力变化,提取切割前后中间平面的各向残余应力,并与文献[40]中的 X 射线衍射(X-ray diffraction, XRD)实

测值进行对比,结果如图 20 所示。在切割前, $x$  和  $y$  方向的拉伸残余应力主要集中于结构的顶面以及与基板固定的底面,而在圆孔的上方区域存在压缩残余应



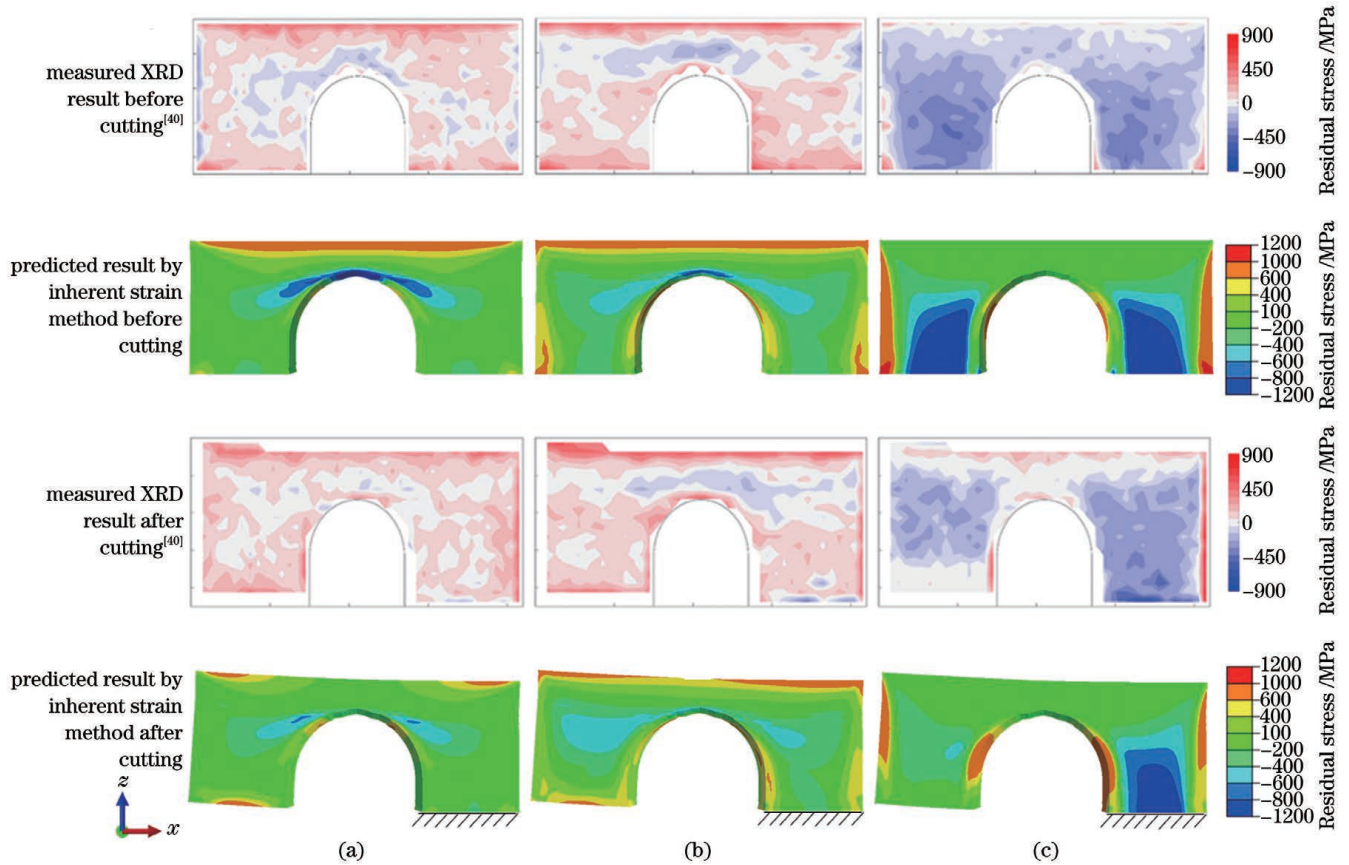


图 20 切割前后悬垂圆孔的各向残余应力。(a)  $x$  方向的残余应力;(b)  $y$  方向的残余应力;(c)  $z$  方向的残余应力

Fig. 20 Residual stress of suspension circular hole before and after cutting. (a) Residual stress along  $x$  direction; (b) residual stress along  $y$  direction; (c) residual stress along  $z$  direction

力。 $z$  方向的拉应力分布于结构左右两侧的外表面附近,且越接近基板, $z$  方向的压应力越大,结构具有两端向上翘曲变形的趋势。计算所得的残余应力分布与实验结果相近,较为准确地体现了应力的空间特征。计算值略高于实测值,可能源于所用固有应变法未考虑随温度变化的材料属性等因素<sup>[38]</sup>。将悬垂圆孔的一侧基板切割后,发生自由端的向上翘曲变形,应力得到释放。圆孔附近  $x$  方向的压应力减小,同时自由端外侧  $z$  方向的拉应力明显减小,自由端翘曲变形,由于没有基板的约束,自由端  $z$  方向的压应力也基本消失。

上述研究表明,悬垂圆孔结构外侧垂直方向的拉应力是造成翘曲变形的的主要原因,且随着打印高度的增加,拉应力不断增大。从根本上减小悬垂圆孔外侧垂直方向的拉应力,才能进一步减小其翘曲变形的趋势和切割后的翘曲变形。

通过研究多种扫描策略下十字薄壁、悬臂梁和悬垂圆孔结构的残余应力和变形发现,三种特征结构的变形趋势有所不同,十字薄壁的变形主要表现为沿长度方向的收缩变形,悬臂梁和悬垂圆孔的变形主要表现为垂直方向的翘曲变形。其原因为十字薄壁结构在打印过程中受到基板限制及非对称性约束。而对于悬臂梁和悬垂圆孔,由于其悬垂特性,部分结构缺少支撑

和基板约束而发生翘曲变形。三种特征结构的变形在多种扫描策略下出现相同的变化趋势,即扫描方向沿短边方向时,三种特征结构表现出最小变形。因此,为了提高特征结构的制造精度,需要选择合适的扫描策略等以调控应力并减小特征结构变形。

## 4 结 论

面向低应力、高精度的制造需求,采用固有应变法建立了激光粉末床熔融 Ti-6Al-4V 典型特征结构的有限元模型,实现了典型扫描策略下特征结构残余应力与变形的快速准确的预测,得出了扫描策略对典型特征结构的影响规律,为典型结构的精确制造提供了理论支撑。以下为主要研究结论。

1) 十字薄壁结构在打印过程中出现沿长度方向的收缩变形,且变形量沿高度方向先增大后减小。其原因在于打印过程中的非对称约束。在打印第一层时,由于直接受到基板的约束,结构变形较小,而随着打印层数的增加,约束作用逐渐减弱,变形逐渐增大;当打印层数增加一定程度时,由于铺粉面积和扫描长度不变,变形将不再继续增大,且由于下层沉积层对上层的约束作用,变形将逐渐减小。

2) 对于悬垂结构,当悬垂结构无支撑时,随着悬垂长度的增加,变形增大,打印 0.5 mm 厚度时翘曲变

形率高达 50%，结构严重变形，无法满足高精度制造要求。当悬垂结构增加支撑时，打印结束将悬臂梁与支撑切割开，悬垂部分出现翘曲，翘曲变形量与扫描策略相关，翘曲变形率最大为 6.7%。因此对于此类悬垂结构的打印，可以通过增加支撑结构和采用沿宽度方向的扫描策略等方法来减小翘曲变形。

3) 对于悬垂圆孔结构，切割前由于基板约束，结构外侧产生垂直方向拉应力；将一侧从基板切割后，变形表现为自由端的向上翘曲变形。其原因为悬垂圆孔结构外侧的应力得到释放，拉应力转化为自由端的翘曲变形。采用层间无旋转沿 90°方向扫描策略，可以减小结构外侧垂直方向的应力，从而进一步减小悬垂圆孔的变形。

4) 对于十字薄壁、悬臂梁和悬垂圆孔结构，扫描方向沿长边方向时变形最大而沿短边方向时变形最小。其原因一为扫描方向沿短边方向时扫描矢量长度较小，二为相同应力下短边变形小于长边变形，从而产生小的残余应力及变形。

### 参 考 文 献

- [1] DebRoy T, Wei H L, Zuback J S, et al. Additive manufacturing of metallic components-process, structure and properties [J]. *Progress in Materials Science*, 2018, 92: 112-224.
- [2] Wei H L, Mukherjee T, Zhang W, et al. Mechanistic models for additive manufacturing of metallic components [J]. *Progress in Materials Science*, 2021, 116: 100703.
- [3] Wei H L, Liu F Q, Wei L, et al. Multiscale and multiphysics explorations of the transient deposition processes and additive characteristics during laser 3D printing [J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 2021, 77: 196-208.
- [4] Wei H L, Cao Y, Liao W H, et al. Mechanisms on inter-track void formation and phase transformation during laser powder bed fusion of Ti-6Al-4V [J]. *Additive Manufacturing*, 2020, 34: 101221.
- [5] DebRoy T, Mukherjee T, Wei H L, et al. Metallurgy, mechanistic models and machine learning in metal printing [J]. *Nature Reviews Materials*, 2021, 6(1): 48-68.
- [6] Bartlett J L, Li X D. An overview of residual stresses in metal powder bed fusion [J]. *Additive Manufacturing*, 2019, 27: 131-149.
- [7] Cao Y, Wei H L, Yang T, et al. Printability assessment with porosity and solidification cracking susceptibilities for a high strength aluminum alloy during laser powder bed fusion [J]. *Additive Manufacturing*, 2021, 46: 102103.
- [8] Strantz M, Ganeriwala R K, Clausen B, et al. Coupled experimental and computational study of residual stresses in additively manufactured Ti-6Al-4V components [J]. *Materials Letters*, 2018, 231: 221-224.
- [9] Mukherjee T, Zhang W, DebRoy T. An improved prediction of residual stresses and distortion in additive manufacturing [J]. *Computational Materials Science*, 2017, 126: 360-372.
- [10] 张铁浩, 王洋, 方喜凤, 等. 残余应力检测与消除方法的研究现状及发展 [J]. *精密成形工程*, 2017, 9(5): 122-127.  
Zhang T H, Wang Y, Fang X F, et al. Research status and development of residual stress detection and elimination methods [J]. *Journal of Netshape Forming Engineering*, 2017, 9(5): 122-127.
- [11] 徐小严, 吕玉廷, 张获, 等. 中子衍射测量残余应力研究进展 [J]. *材料导报*, 2015, 29(9): 117-122.  
Xu X Y, Lü Y T, Zhang D, et al. Measuring residual stress by neutron diffraction [J]. *Materials Review*, 2015, 29(9): 117-122.
- [12] Machirori T, Liu F Q, Yin Q Y, et al. Spatiotemporal variations of residual stresses during multi-track and multi-layer deposition for laser powder bed fusion of Ti-6Al-4V [J]. *Computational Materials Science*, 2021, 195: 110462.
- [13] Cheng B, Shrestha S, Chou K. Stress and deformation evaluations of scanning strategy effect in selective laser melting [J]. *Additive Manufacturing*, 2016, 12: 240-251.
- [14] 吴侯, 马朋召, 白文倩, 等. 不同扫描策略下 316L/AISI304 激光熔覆过程中温度场-应力场的数值模拟 [J]. *中国激光*, 2021, 48(22): 2202002.  
Wu Y, Ma P Z, Bai W Q, et al. Numerical simulation of temperature field and stress field in 316L/AISI304 laser cladding with different scanning strategies [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2021, 48(22): 2202002.
- [15] 杨光, 李雨航, 周思雨, 等. 基于特征区域的激光增材分区扫描热力学耦合研究 [J]. *中国激光*, 2021, 48(10): 1002115.  
Yang G, Li Y H, Zhou S Y, et al. Thermal-mechanical coupling of regional scanning based on characteristic regions in laser additive manufacturing [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2021, 48(10): 1002115.
- [16] 陈德宁, 刘婷婷, 廖文和, 等. 扫描策略对金属粉末选区激光熔化温度场的影响 [J]. *中国激光*, 2016, 43(4): 0403003.  
Chen D N, Liu T T, Liao W H, et al. Temperature field during selective laser melting of metal powder under different scanning strategies [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2016, 43(4): 0403003.
- [17] 樊鹏, 潘家腾, 葛一铭, 等. 激光增材制造 TC4/TC11 钛合金梯度材料残余应力的有限元分析 [J]. *中国激光*, 2021, 48(18): 1802012.  
Fan P, Pan J T, Ge Y M, et al. Finite element analysis of residual stress in TC4/TC11 titanium alloy gradient material produced by laser additive manufacturing [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2021, 48(18): 1802012.
- [18] Ding J, Colegrove P, Mehnen J, et al. Thermo-mechanical analysis of wire and arc additive layer manufacturing process on large multi-layer parts [J]. *Computational Materials Science*, 2011, 50(12): 3315-3322.
- [19] 唐琪, 陈鹏, 陈静青, 等. 基于 SYSWELD 的激光复合焊接变形数值模拟 [J]. *焊接学报*, 2019, 40(3): 32-36, 162.  
Tang Q, Chen P, Chen J Q, et al. Numerical simulation of welding deformation in laser hybrid welding based on SYSWELD [J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2019, 40(3): 32-36, 162.
- [20] 任帅, 李纯金, 李磊, 等. 基于固有应变理论的船体焊接变形仿真研究 [J]. *船舶工程*, 2015, 37(10): 84-88.  
Ren S, Li C J, Li L, et al. Study on deformation simulation of hull welding based on inherent strain method [J]. *Ship Engineering*, 2015, 37(10): 84-88.
- [21] 倪辰旖, 张长东, 刘婷婷, 等. 基于固有应变法的激光选区熔化成形变形趋势预测 [J]. *中国激光*, 2018, 45(7): 0702004.  
Ni C Y, Zhang C D, Liu T T, et al. Deformation prediction of metal selective laser melting based on inherent strain method [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2018, 45(7): 0702004.
- [22] 陈昌棚, 雷杨, 陈冰清, 等. 激光选区熔化增材制造 TC4 钛合金典型结构变形的数值模拟研究 [J]. *应用激光*, 2021, 41(4): 814-821.  
Chen C P, Lei Y, Chen B Q, et al. Numerical simulation of deformation of typical parts in selective laser melting additive manufacturing [J]. *Applied Laser*, 2021, 41(4): 814-821.
- [23] Liang X, Cheng L, Chen Q, et al. A modified method for estimating inherent strains from detailed process simulation for fast residual distortion prediction of single-walled structures fabricated by directed energy deposition [J]. *Additive Manufacturing*, 2018, 23: 471-486.
- [24] Chen Q, Liang X, Hayduke D, et al. An inherent strain based multiscale modeling framework for simulating part-scale residual

- deformation for direct metal laser sintering [J]. Additive Manufacturing, 2019, 28: 406-418.
- [25] Liang X, Dong W, Chen Q, et al. On incorporating scanning strategy effects into the modified inherent strain modeling framework for laser powder bed fusion[J]. Additive Manufacturing, 2021, 37: 101648.
- [26] Tran H T, Liang X, To A C. Efficient prediction of cracking at solid-lattice support interface during laser powder bed fusion via global-local J-integral analysis based on modified inherent strain method and lattice support homogenization [J]. Additive Manufacturing, 2020, 36: 101590.
- [27] Liang X, Chen Q, Cheng L, et al. Modified inherent strain method for efficient prediction of residual deformation in direct metal laser sintered components[J]. Computational Mechanics, 2019, 64(6): 1719-1733.
- [28] Foroozmehr A, Badrossamay M, Foroozmehr E, et al. Finite element simulation of selective laser melting process considering optical penetration depth of laser in powder bed[J]. Materials & Design, 2016, 89: 255-263.
- [29] Gu D D, He B B. Finite element simulation and experimental investigation of residual stresses in selective laser melted Ti-Ni shape memory alloy [J]. Computational Materials Science, 2016, 117: 221-232.
- [30] Shan X Y, Tan M J, O'Dowd N P. Developing a realistic FE analysis method for the welding of a NET single-bead-on-plate test specimen[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 192/193: 497-503.
- [31] Hussein A, Hao L, Yan C Z, et al. Finite element simulation of the temperature and stress fields in single layers built without-support in selective laser melting [J]. Materials & Design, 2013, 52: 638-647.
- [32] 汪建华, 陆皓, 魏良武. 固有应变有限元法预测焊接变形理论及其应用[J]. 焊接学报, 2002, 23(6): 3, 36-40.  
Wang J H, Lu H, Wei L W. Prediction of welding distortions based on theory of inherent strain by FEM and its application [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2002, 23(6): 3, 36-40.
- [33] Deng D A, Murakawa H, Liang W. Numerical simulation of welding distortion in large structures[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(45/46/47/48): 4613-4627.
- [34] Yuan M G, Ueda Y. Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1996, 118(2): 229-234.
- [35] Liang X, Dong W, Hinnebusch S, et al. Inherent strain homogenization for fast residual deformation simulation of thin-walled lattice support structures built by laser powder bed fusion additive manufacturing[J]. Additive Manufacturing, 2020, 32: 101091.
- [36] Siewert M, Neugebauer F, Epp J, et al. Validation of Mechanical Layer Equivalent Method for simulation of residual stresses in additive manufactured components[J]. Computers & Mathematics With Applications, 2019, 78(7): 2407-2416.
- [37] Wang Y X, Zhang P, Hou Z G, et al. Inherent strain method and thermal elastic-plastic analysis of welding deformation of a thin-wall beam[J]. Journal of Mechanics, 2008, 24(4): 301-309.
- [38] Dong W, Liang X, Chen Q, et al. A new procedure for implementing the modified inherent strain method with improved accuracy in predicting both residual stress and deformation for laser powder bed fusion[J]. Additive Manufacturing, 2021, 47: 102345.
- [39] Setien I, Chiumenti M, van der Veen S, et al. Empirical methodology to determine inherent strains in additive manufacturing[J]. Computers & Mathematics With Applications, 2019, 78(7): 2282-2295.
- [40] Strantzla M, Ganeriwala R K, Clausen B, et al. Effect of the scanning strategy on the formation of residual stresses in additively manufactured Ti-6Al-4V [J]. Additive Manufacturing, 2021, 45: 102003.

## Effect Prediction of Stress and Deformation for Laser Additive Manufacturing of Characteristic Structure Based on Inherent Strain Method

Yin Qingyuan, Wei Huiliang<sup>\*</sup>, Zhang Changchun, Liu Tingting, Liao Wenhe

*School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China*

### Abstract

**Objective** During laser powder bed fusion (PBF), the complex thermal cycles and intensive heat accumulation may lead to serious residual stress and deformation, which have a great impact on the forming accuracy of parts. For parts with characteristic structures such as thin-walled structures and cantilever beams, various scanning strategies can cause different residual stresses and deformations. Thus, it is important to study the influence of printing parameters on the characteristic structures to improve forming accuracy. Numerical simulation can be used to well predict the residual stress and deformation of characteristic structures in order to enhance the data integrity and further avoid the deficiencies of experimental measurements. However, it is difficult to simulate the residual stress and deformation of large-scale structures by using the thermal-elastic-plastic model due to the high computational cost. In this work, the inherent strain method is adopted to achieve a fast and accurate prediction of residual stress and deformation, which is based on the improved intrinsic strain theory for different characteristic structures under four scanning strategies.

**Methods** In order to achieve an efficient and accurate prediction of residual stress and deformation of characteristic structures, the modified inherent strain method is used for simulation. The thermal-elastic-plastic model is first established using the ABAQUS software to simulate the temperature and stress fields during the two-layer laser PBF of Ti-6Al-4V for the 0° line scanning strategy. Subsequently, the elastic and plastic strain vectors of multiple points along the scanning path are extracted. The inherent strain vector of each point and the averaged inherent strain vector for the 0°



line scanning strategy are finally calculated. The inherent strain vector for the scanning strategy along the  $0^\circ$  direction without rotation between layers is obtained via averaging the inherent strain vector of each point. Moreover, the inherent strain vector for the  $90^\circ$  rotation scanning strategy is obtained via averaging the inherent strain vectors in the  $x$  and  $y$  directions. The finite element model for the characteristic structures is established using the approach of equivalent layer containing several individual layers. The direction of the inherent strain vector is updated to realize the simulations along different scanning directions via changing the allocation of material properties. The simulation of residual stress and deformation for the whole structure is completed via taking the inherent strain as the thermal expansion coefficient and sequentially activating the equivalent layer with the increase of temperature.

**Results and Discussions** The modified inherent strain model is successfully used to predict the residual stress and deformation of characteristic structures during laser PBF. It is found that the crossed thin wall has concave shrinkage along the length direction (Fig. 8), and the deformation is asymmetrical along the height direction (Fig. 11) due to the asymmetric constraint during printing. The unsupported cantilever beam has serious warpage deformation and the deformation rate approaches 50% during the printing process (Fig. 13). The warpage deformation rate of the supported cantilever beam after cutting is reduced to 6.7% (Fig. 15). For the suspended circular hole structure, the vertical tensile stress on the outside of the structure increases with the increase of printing height (Fig. 19). After cutting from the substrate, the tensile stress along the  $z$ -direction on the outside of the free edge is obviously reduced and the warpage deformation occurs at the free edge (Fig. 20). The minimum deformation occurs in the scanning direction along the short side, which results from the corresponding shortest scanning vector length and deformation.

**Conclusions** The finite element model based on the inherent strain method is developed for the fast and accurate prediction of residual stress and deformation of characteristic structures under typical scanning strategies for laser PBF of Ti-6Al-4V. The crossed thin wall has shrinkage deformation along the length direction, and the deformation first increases and then decreases along the height direction as the consequence of asymmetric constraints during the printing process. The warpage deformation of the overhanging part is reduced after cutting from the substrate compared with that of the cantilever beam without support. For the suspended circular hole structure, the vertical tensile stress occurs on the outside of the structure due to the restraint of the substrate. After one side from the substrate is cut, the free edge shows the warping deformation. The reason is that the residual stress along the  $z$ -direction on the outside of the suspended circular hole structure is released and the warpage deformation of the free edge occurs. It is found that the thin-walled structure, cantilever beam, and suspended circular hole structure show the same deformation trend for different scanning strategies. The results obtained from this research can provide valuable support for the printing of low stress and high precision additive manufacturing parts.

**Key words** laser technique; laser powder bed fusion; inherent strain; characteristic structure; scanning strategy; deformation prediction