# 基于逐块有限元方法 TA15 钛合金 LPBF 成形应力与变形模拟及试验研究

张晓杭[1]，黄雪莹[1]，冉　兴[2, 3]，王　哲[2, 3]，唐诚江[2]，徐　伟[1]，路　新[1]

（1. 北京科技大学 高效轧制与智能制造国家工程中心 工程技术研究院，北京 100083；
2. 中航重机股份有限公司，贵州贵阳 550005；3. 中航重机技术研究院，贵州贵阳 550005）

**摘要：**为实现TA15钛合金激光粉末床熔融（LPBF）成形过程中的应力与变形精确控制，提升高性能件的制造质量，提出了一种基于热-力间接耦合的改进型逐块有限元模型，并从工艺参数、扫描策略、支撑结构等多个维度进行了系统模拟分析与试验验证。结果表明，相较于传统逐点模型，逐块模型温度与应力场计算耗时缩减了56%~83%，模拟结果误差控制在5%以内；相较于逐层模型，逐块模型保证了温度与应力场的模拟精度。此外，不同成形参量下最大残余应力和最大变形量的预测值与试验值也较为接近。研究成果为LPBF成形钛合金复杂零件的应力/变形调控和高质量制造设计提供了理论依据。

**关键词：**TA15钛合金；激光粉末床熔融（LPBF）；逐块有限元法；残余应力；变形

作者简介：
张晓杭（2001–），女，硕士生，主要研究方向为增材制造钛合金研究工作。电话：13082787886，E-mail：1134614069@qq.com
通信作者：
冉兴，男，博士，研究员。电话：0851-88152190，E-mail：ranxingavic@163.com
徐伟，男，博士，副研究员。电话：010-62332598-6832，E-mail：weixu@ustb.edu.cn

中图分类号：TG146.21
文献标识码：A
文章编号：1001-4977（2025）11-1464-12

基金项目：
中航重机创新基金（ZJQT-2025-06）；国家自然科学基金（52301029，52571028）；中国科学技术协会青年人才托举工程（2023QNRC001）。
收稿日期：
2025−03−31 收到初稿，
2025−05−08 收到修订稿。

增材制造（Additive Manufacturing，AM）作为一种先进制造技术，近年来得到了越来越广泛的关注。其中，激光粉末床熔融（Laser Powder Bed Fusion，LPBF）技术凭借其实现零部件一体化近净成形的优势，已成为应用最为广泛的AM技术之一，并被用于多种材料的制备。在诸多应用材料中，钛合金由于其优异的综合力学性能和良好的生物相容性，受到了极大的关注[1-2]。然而，在LPBF成形过程中，由于激光在局部区域的高速加热和冷却，会在制件内部引发显著的热应力。这些热应力在制件冷却后会以高残余应力形式保留，在一定程度上容易引起制件的翘曲变形甚至开裂，从而严重影响成形件的质量[3]。因此，深入研究LPBF成形过程中残余应力的形成机理及其调控策略，对于提升成形制件的性能与成形质量具有重要意义。

由于LPBF复杂多变的成形过程，难以通过试验方法记录激光点下快速变化的温度历史。为了避免试验试错造成的高成本，并更好地理解LPBF工艺中的热传递过程，数值模拟方法得到了广泛应用。例如，Vastola等人提出了一种有限元模型来量化TC4零件增材制造过程中的残余应力场，表明可以通过选择合理的激光束尺寸来实现残余应力控制[4]。Chen等人基于有限元方法预测了TC4合金的残余应力演变，发现固态相之间的体积变化对残余应力的积累有显著影响[5]。Li等人开发了LPBF成形钛制件的耦合热机械模型，探究工艺诱导的缺陷对完工零件的热机械行为的影响[6]。目前的研究中多采用逐点、逐层和逐块的有限元模型，其中逐点和逐层模型分别存在有计算效率低下和模拟精度不足的问题。而逐块模型通过将多个粉末层作为一个等效层并分成大小均匀的小块，模拟每一个小块的成形过程，考虑了扫描策略带来的影响，在保证模拟精度的同时保证了模拟效率[7-8]。但是目前仍然缺少成形参量如工艺参数、扫描策略和支撑结构对于制件内部热应力影响的研究，并且模拟输出的温度场与应力场结果的准确性也有待进一步验证。

本文建立了基于热-力耦合的高效LPBF逐块有限元模型。并将该模型的温度场和应力场求解结果从工艺参数、扫描策略和支撑结构三个角度与逐点和逐层模型进行对比，证实了该模型较高的求解精度和模拟效率。最后进行了残余应力和变形量的

试验验证，表明了该模型在实际制件尺度的输出应力场结果替代实际试验测试结果的可能性。研究成果为LPBF成形钛合金复杂零件的应力/变形调控和高质量制造设计提供了理论依据。

# 1 试验材料与方法

## 1.1 逐块有限元模型的建立

本文以TA15钛合金为粉末层材料，并通过多方搜集不同温度下的TA15的热物性参数和力学性能参数带以确保温度场和应力场求解的准确性[9-11]。在成形过程中，仅发生α到β相转变，且变化过程的体积变化可以忽略不计，相变应力影响较弱[12-13]。因此本文仅考虑成形过程中热应力。基于ANSYS APDL语言建立了一种高效的热-力间接耦合分析的逐块有限元模型[14-15]，用于研究LPBF成形过程中温度场与应力场的变化。其中热力间接耦合分析采用分别求解温度场和应力场的分步求解方法，避免了直接耦合分析中巨大的耦合矩阵运算，提高了模型的收敛能力。另外温度场与应力场结果分开求解，可以独立观察温度场与热应力的演化，更清晰地分析各物理过程对最终结果的影响。逐块模型成形策略示意图如图1所示，将整体制件分割成大小均匀的小块，并对每个块体的成形状态进行有序的逐层模拟，最终得到所需制件。

在本模型边界条件的设定中，将热源等效为均匀

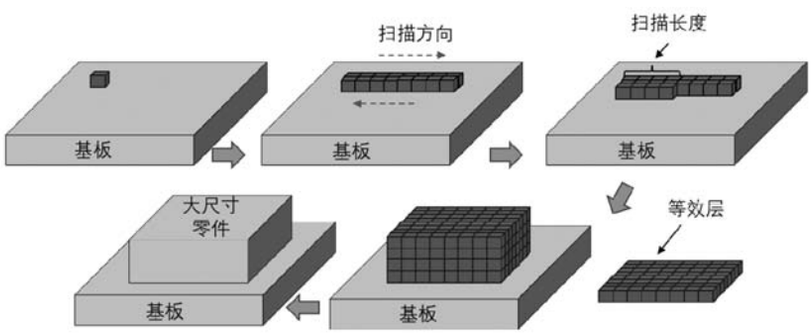



图1 逐块模型成形示意图

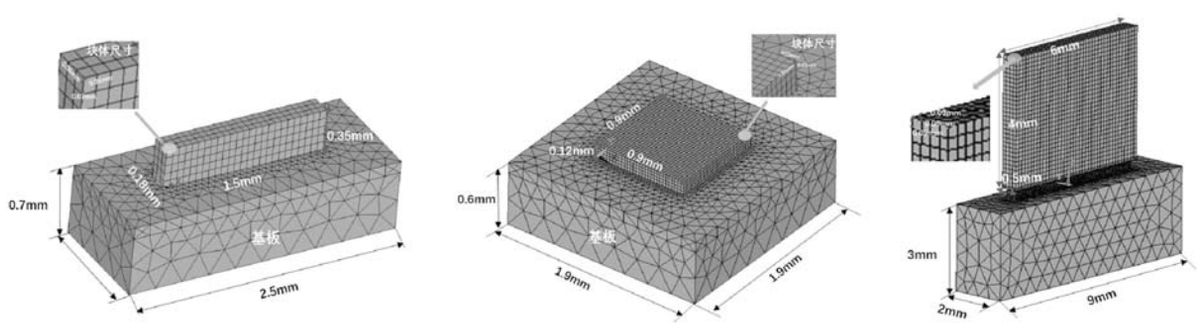
Fig. 1 Forming block by block model

分布的体热源，其表达式如式（1）：

$$q_B=m_B\frac{AP}{DHt_L} \quad (1)$$

式中：$A$为粉末对激光的吸收率，取0.3；$P$为激光功率；$D$为光斑直径；$H$为扫描间距；$t_L$为铺粉层厚；$m_B$为逐块模型热源系数。

在网格划分时，温度场计算采用Solid 70单元进行离散化。应力场计算时与温度场网格划分模式相同，单元类型变为Solid 185。采用渐变网格划分的方法，具体制件尺寸如图2所示。其中工艺参数模型网格尺寸为0.06 mm × 0.06 mm × 0.06 mm，扫描策略模型网格尺寸为0.03 mm × 0.03 mm × 0.03 mm，支撑结构模型网格尺寸为0.09 mm × 0.09 mm × 0.09 mm。根据零件尺寸选择合适的等效层数。




（a）工艺参数模型 （b）扫描策略模型 （c）支撑结构模型

图2 逐块模型网格划分

Fig. 2 Grid division of the block by block model

## 1.2 材料和制备

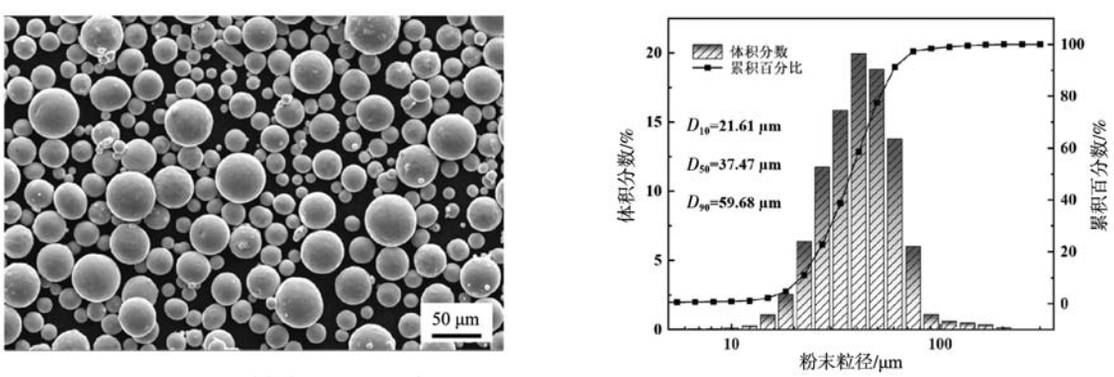
试验所用的球形TA15粉末由气雾化工艺制备，粉末基本元素含量参数如表1所示。粉末整体呈现良好的球形度，没有明显的团聚现象，整体流动性比较

表1 球形TA15粉末化学成分及含量

Tab. 1 Chemical composition and content of spherical TA15 powder $w_B$/%

| Al | Fe | Mo | V | Zr | C | O | N | H | Ti |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 6.55 | 0.02 | 1.45 | 2.02 | 2.2 | < 0.01 | < 0.01 | < 0.01 | < 0.01 | 余量 |

好，约为28.3 s/50 g，满足DB31/T 1410—2023的相关要求。粉末的粒径范围在15~53 μm内，其粒径分布为：$D_{10}$=21.61 μm，$D_{50}$=37.47 μm，$D_{90}$=59.68 μm，粉末形貌及具体粒径分布如图3所示。使用前先在真空干燥箱中对粉末进行烘干，烘干温度为80 ℃，烘干时间为6小时。试验中LPBF的成形使用器械为天津镭明激光科技有限公司的LiM-X150A型号，配备了IPG激光器，最大激光功率可达到500 W。试验所用样品尺寸为40 mm × 3 mm × 20 mm的薄壁墙制件。LPBF成形过程及制件冷却时保证通入浓度为99.99%的超高纯度氩气，使氧气浓度保持在$800 \times 10^{-6}$以下。




（a）TA15粉末SEM形貌　　（b）TA15粉末粒径分布

图3 TA15粉末SEM形貌与粒径分布

Fig. 3 the SEM image and the particle size distribution of TA15 powder

### 1.3 性能检测

测量LPBF钛制件变形时，采用了符合国家标准的数显游标卡尺，测量精度为5 μm。采用X射线衍射法来测量应力分布和应力值，以进行残余应力分析[16]。在测量残余应力之前首先需要对增材结构件进行表面清理，用钢刷将增材制造过程中产生的灰层等进行打磨，减少试验的测量误差。测量前，需将试样放于X射线残余应力测试仪的探测器下方，防止收集的衍射信号不稳定，在测试时尽量避免扰动。残余应力测量时使用Pulstec μ-X360n衍射仪，X射线的光斑直径为2 mm，测量Ti-α{110}的晶格应变，采用Ti-Kα的特性谱线，工作电压为30 kV，工作电流为6.7 mA[11, 17]。测量XRD表面残余应力时，为了避免边缘变形的不均匀性，在$X$–$Z$平面上距离边缘3 mm处沿–方向设置路径。并在该路径上等间距（5 mm）取三个点作为残余应力的测试点，分别为靠近基板位置、基板中间位置以及远离基板位置。为了避免测量误差，进行表面抛光至$Ra$<0.5 μm，避免粗糙度>1 μm导致的峰宽化误差；仪器用标准样品校准衍射角，激光定位样品倾角$\psi$抑制位移误差，并开启探测器振荡消除织构干扰。

该设备进行残余应力测试的原理是基于样品晶面间距的变化进行计算的，当X射线射入样品表面时，设备探测器接收到来自样品测试位置360°的全方位衍射信息，从而形成德拜环。当样品中存在明显的残余应力时，德拜环会发生变形从而产生应变，基于德拜环的应变和cosα法，可计算得到残余应力数值，计算方法如下：

$$\alpha = \frac{1}{2}\left[\left(\varepsilon_{\alpha}-\varepsilon_{\pi+\alpha}\right)+\left(\varepsilon_{-\alpha}-\varepsilon_{\pi-\alpha}\right)\right] \quad (2)$$

式中：$\alpha$为德拜环上的任意衍射角度，$\varepsilon_{\alpha}$、$\varepsilon_{\pi+\alpha}$、$\varepsilon_{-\alpha}$、$\varepsilon_{\pi-\alpha}$为德拜环上对应的应变数值，最终残余应力的计算公式如下：

$$\sigma_x = \frac{E}{1+\nu}\frac{1}{\sin 2\psi_0}\frac{1}{\sin 2\eta}\left(-\frac{\partial\alpha}{\partial\cos 2\alpha}\right) \quad (3)$$

式中：$\sigma_x$为测试方向上的残余应力数值，$E$、$\upsilon$分别为材料的弹性模量和泊松比，$\psi_0$为测量的角度，$\eta$则为与α互补的角度值。

## 2 结果与讨论

### 2.1 不同工艺参数下的温度场与应力场

为验证建立的逐块模型在不同工艺参数下预测温度场和应力场结果的准确性以及求解的高效率，设置

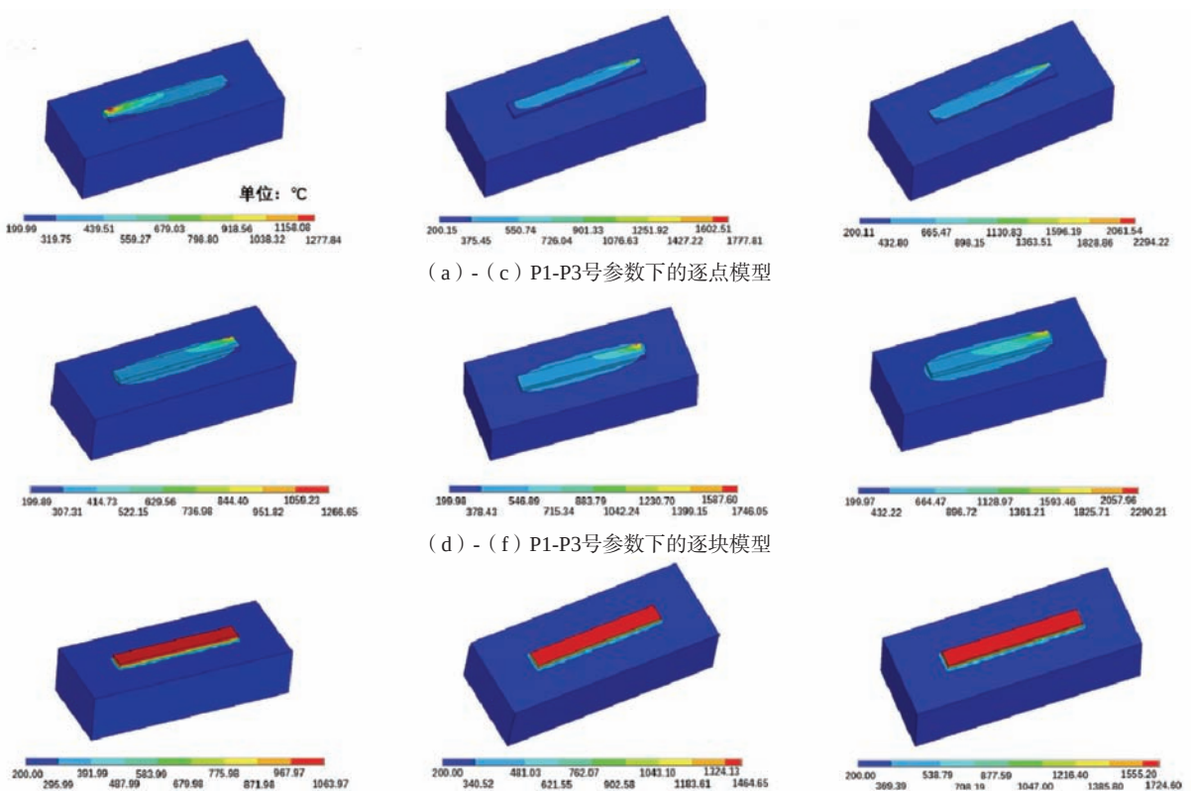
了如表2所示的不同体能量密度[18-20]（Volumetric Energy Density，VED）。其中包含不同激光功率（Power，P）、扫描速度（Velocity，V）、扫描间距（Hatch spacing，H）和铺粉层厚（Layer thickness，T）的工艺参数分组，并进行了逐点、逐块、逐层模型下不同工艺参数的温度场结果输出。除设置不同工艺参数外，其他条件均相同。

**表2　温度场模拟中使用的工艺参数**
**Tab. 2 Process parameters used in temperature field simulation**

| 参数代号 | *P*/W | *V*/（mm·s$^{-1}$） | *H*/mm | *T*/mm | VED/（J·mm$^{-3}$） |
|---|---|---|---|---|---|
| P1 | 150 | 800 | 0.12 | 0.035 | 44.64 |
| P2 | 200 | 1 000 | 0.1 | 0.03 | 66.66 |
| P3 | 300 | 1 200 | 0.08 | 0.035 | 89.29 |

不同工艺参数下逐点、逐块和逐层模型进行第一层扫描到最后时刻的温度场模拟结果如图4所示。从图4中可以看出，在温度分布上，无论工艺参数与能量密度如何变化，逐块模型与逐点模型高度相似，都是离热源的部分低而离光斑近的部分高，而逐层模型有较大区别。而从温度数值方面，图4（d）-（f）逐块模型中的数值最高点出现位置与图4（a）-（c）逐点模型中的位置一样，且数值较为接近。而图4（g）-（i）逐层模型中的数值最高点以层进行分布，最顶层数值最高并且数值与逐点模型相差较远。

不同工艺参数下逐点、逐块、逐层模拟制件冷却至室温的残余应力云图如图5所示。其中，逐点和逐块模型的应力分布趋于一致，最大残余应力数值相差不到5%，分布规律均为实体上表面及与基板接触区域的




（a）-（c）P1-P3号参数下的逐点模型

（d）-（f）P1-P3号参数下的逐块模型

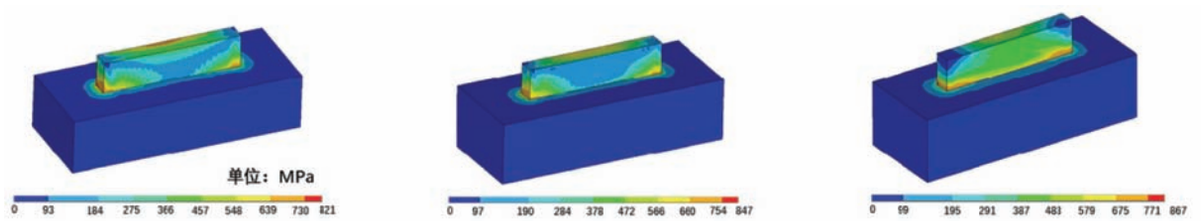
（g）-（i）P1-P3号参数下的逐层模型

图4　不同能量密度下三种模型的温度云图

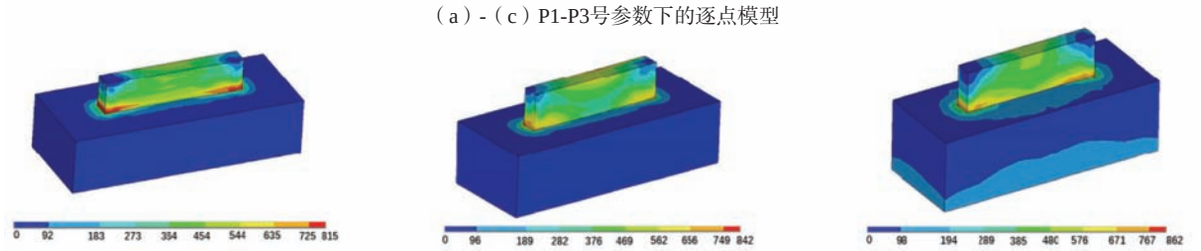
Fig. 4 Temperature cloud charts of the three models under different energy densities

残余应力值较高，而中段及上表面边缘部位的残余应力水平较低。基板部分除连接界面附近存在应力集中外，整体应力分布较为均匀，这种应力分布特征可归因于LPBF的快速冷却过程[21]。在此过程中，制件收缩变形受到基板的约束，导致界面区产生显著的残余拉伸应力。而随着VED的增高，这两种模型的最高残余应力也增加，这与图4和中随VED增加的最高温度相对应，最高温度增加，温度梯度越大，所以产生更大的残余应力。而逐层模型与逐点模型应力分布和最大残余应力数值差异则都较大。

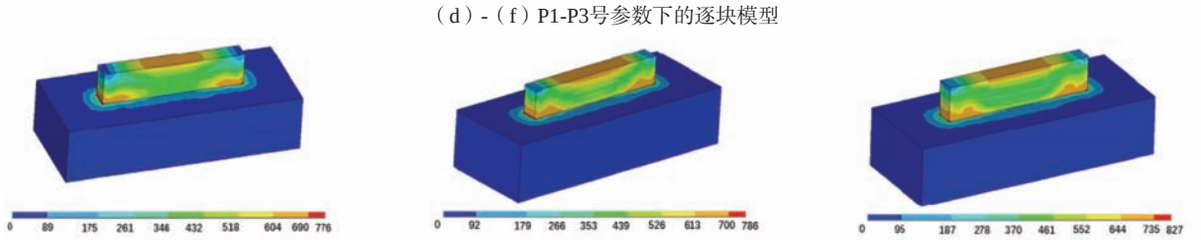
如表3所示，选择P1号参数分别对三种模型的温度场和应力场求解效率进行了对比。由表中数据可以得




（a）-（c）P1-P3号参数下的逐点模型




（d）-（f）P1-P3号参数下的逐块模型




（g）-（i）P1-P3号参数下的逐层模型

图5　不同能量密度下三种模型的室温残余应力云图

Fig. 5 The residual stress cloud diagram of the three models at room temperature under different energy densities

**表3　不同模型在P1号工艺参数下的温度场和应力场求解效率对比**

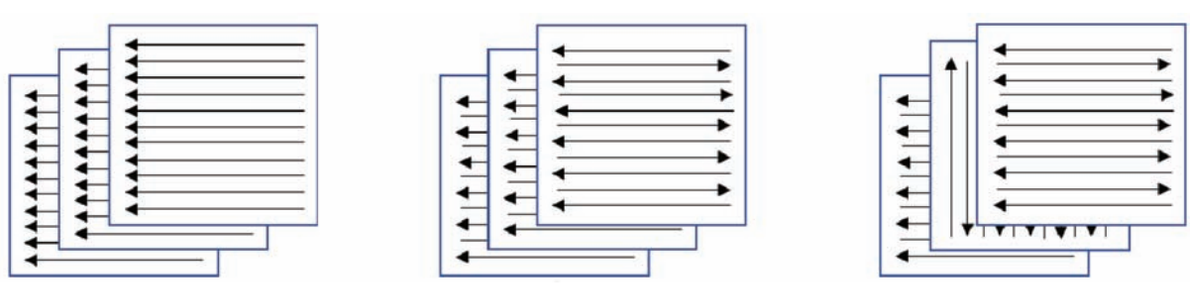
**Tab. 3 Comparison of temperature field and stress field solution efficiency for different models under process parameter P1**

| 模型种类 | 成形尺寸/mm | 温度场求解时间/min | 与逐点模型的温度差异/% | 应力场求解时间/h | 与逐点模型的应力差异/% |
|---|---|---|---|---|---|
| 逐点模型 | | 约30 | — | 约1.5 | — |
| 逐块模型 | 1.5×0.18×0.35 | 约15 | ＜5 | 约0.5 | ＜1 |
| 逐层模型 | | 约5 | ＜20 | 约0.3 | ＞5 |

知相比于逐层模型，逐块模型有着更高的求解精度；相比于逐点模型，逐块模型有着更短的求解时间。因此，逐块模型在不同工艺参数下均能保证与逐点模型相近的温度场与应力场求解结果，说明了其较高的求解精度和在不同成形工艺参数下的适应性。

## 2.2　不同扫描策略下的温度场与应力场

为验证建立的逐块模型在不同扫描策略下模型预测温度场和应力场的准确性以及求解的高效率，设置了如图6所示的不同扫描策略（单向式、往复式和往复+层间90°旋转），三种扫描策略代号分别为S1、S2和



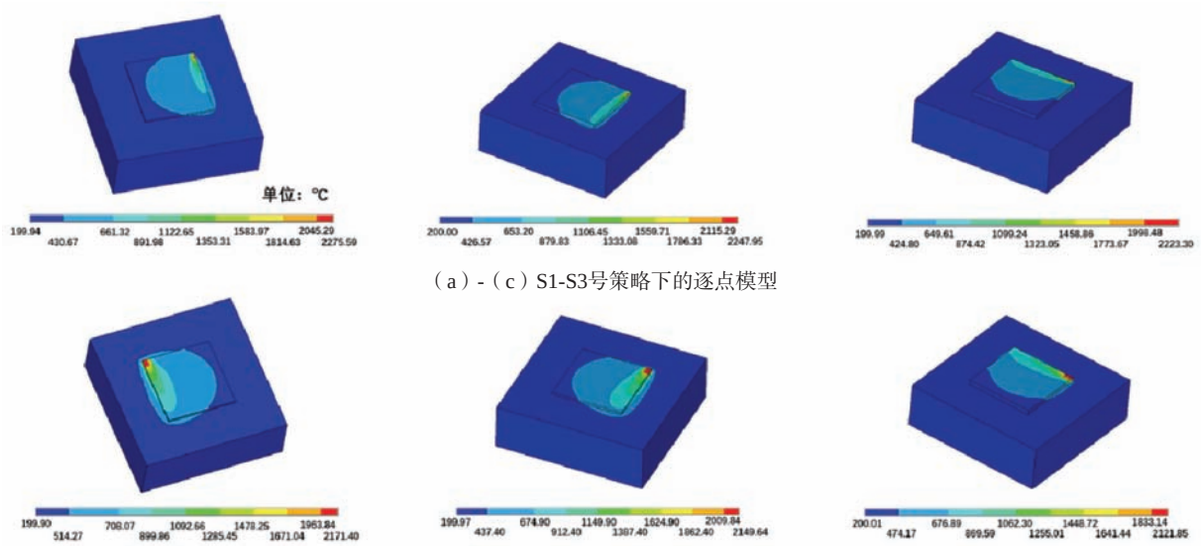
（a）S1号　（b）S2号　（c）S3号

图6　不同扫描策略示意图

Fig. 6 Schematics of different scanning strategies

S3号。由于逐层模型无法实现不同扫描策略的变化，仅进行了逐块与逐点模型的对比。除设置扫描策略不同外，其他条件均相同。

图7所示为不同扫描策略下第二层扫描结束时刻逐点和逐块模型的温度云图。从图中可以看出，两种模型在不同扫描策略下，仍然保持了相同的温度分布及相近的峰值温度数值，逐块模型均匀加热的区域大小接近于逐点模型中高斯热源加热的区域大小。相比单向扫描策略，往复扫描策略由于激光方向交替促使热量分布更加均匀，减少了层内的热量集中，最高温度明显下降；而层间旋转90°扫描策略由于不同层的扫描方向正交化，减少了熔池温度梯度的方向性积累，进一步消除了层间的热量集中[22]，所以最高温度进一步下降。



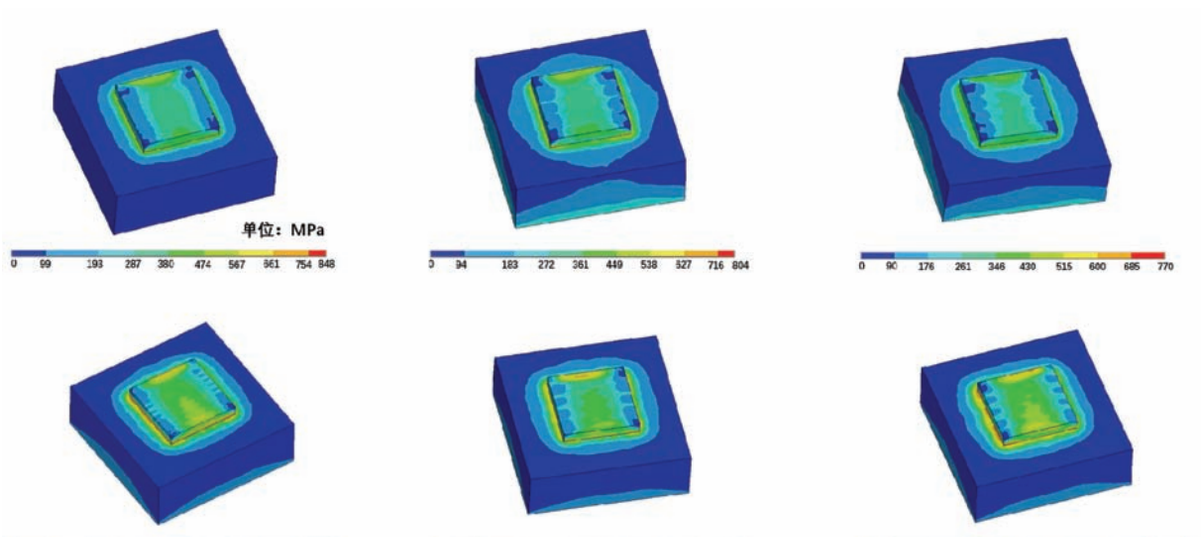

（a）-（c）S1-S3号策略下的逐点模型

（d）-（f）S1-S3号策略下的逐块模型

图7 不同扫描策略下两种模型的温度云图

Fig. 7 Temperature cloud charts of the two models under different scanning strategies

图8所示为不同扫描策略下逐点、逐块模拟制件冷却至室温的残余应力云图。由图可知，两张模型在不同扫描策略下的应力分布规律及数值都极为相近：最大应力集中在模型与基板连接处，特别是连接拐角处；制件顶面的应力沿激光扫描方向分布，每个扫描道中央及扫描轨道交接处都会产生较高的残余应力。




（d）-（f）S1-S3号策略下的逐块模型

图8 不同扫描策略下两种模型的室温残余应力云图

Fig. 8 The residual stress cloud diagram of the two models at room temperature under different scanning strategies

最大残余应力随着扫描方式的复杂程度的增加而降低，这是因为往复扫描策略在前一次扫描结束后，从终点返回到第二次扫描的起点，使得前一扫描道的温度分布更均匀，温度梯度和冷却速率降低，从而减少了残余应力。

如表4所示，选择S1号扫描策略分别对两种模型的温度场和应力场求解效率进行了对比。可以看出，相比逐点模型，逐块模型能在模拟时间缩短约67%的条件下，完成精度基本相当的温度场和应力场结果输出，说明了其在不同扫描策略下的适应性。

**表4　不同模型在S1号扫描策略下的温度场和应力场求解效率对比**

**Tab. 4 Comparison of temperature field and stress field solution efficiency of different models under scanning strategy S1**

| 模型种类 | 成形尺寸/ mm | 温度场求解时间/ h | 与逐点模型的温度差异 | 应力场求解时间/ h | 与逐点模型的应力差异 |
|---|---|---|---|---|---|
| 逐点模型 | 0.9 × 0.9 × 0.12 | 约3 | — | 约1.5 | — |
| 逐块模型 | | 约1 | < 5% | 约0.5 | < 1% |

## 2.3　不同支撑结构下的温度场与应力场

为了验证建立的逐块模型在不同支撑结构设置下预测温度场和应力场结果的准确性以及求解的高效率，选取当前研究中导热性能最好，能有效降低制件残余应力及变形量的块状支撑结构作为研究目标[23]。由于逐点模型无法实现不同支撑结构的变化，仅进行了逐块与逐层模型的对比。设置了如表5所示的不同支撑结构，改变不同的齿高作为影响变量，除设置支撑结构不同外，其他条件均相同。

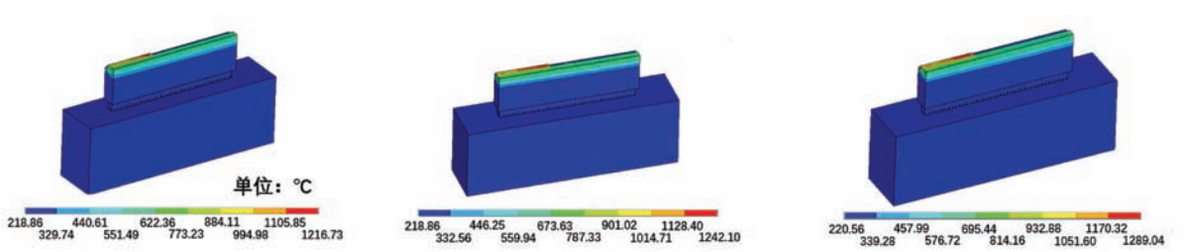
**表5　温度场模拟中使用的支撑结构**

**Tab. 5 The supporting structure used in the simulation of temperature field**

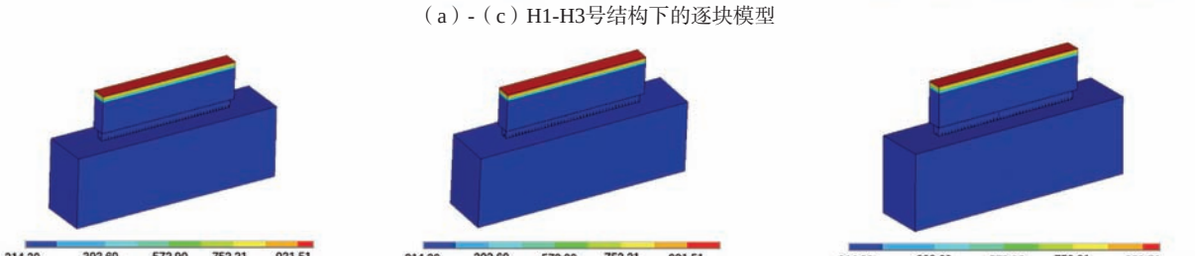
| 支撑结构代号 | 齿高/mm | 齿顶宽/mm | 齿根宽/mm |
|---|---|---|---|
| H1 | 0.1 | 0.12 | 0.14 |
| H2 | 0.12 | 0.12 | 0.14 |
| H3 | 0.14 | 0.12 | 0.14 |

图9所示为逐块和逐层模型在三种支撑结构下，第十层扫描某一时刻下的温度场云图。从图9可以看出，逐块模型在支撑结构模拟的温度云图结果依然比较好的贴合了实际LPBF工况：等效热源正在加热的块体温度最高，制件已经成形部分的温度，随着与热源中心距离的增加而依次降低，同一层内已经成形的区域由于激光扫描的重复加热仍然保持了较高的温度，说明了逐块模型的较高精度。相反的，逐层模型的温度云图由于等效了整层的温度加热，使得一层内都保持为均匀的温度，与实际相差较大。并且逐块模型表现随着支撑高度的增加，最高温度也增加的趋势，进一步印证了增加支撑高度影响支撑散热这条结论的准确性。而逐层模型的三种支撑结构则再次表现出了相同的最高温度，背离了实际规律[24-26]，难以准确反映不同支撑结构下温度场变化的模拟结果。

图10所示为逐层和逐块模型在三种支撑结构下，冷却至室温下制件部分的残余应力云图。从图10可以



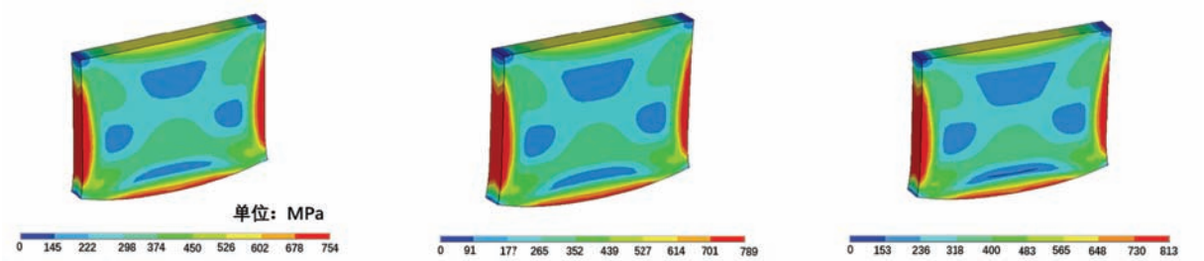

（a）-（c）H1-H3号结构下的逐块模型



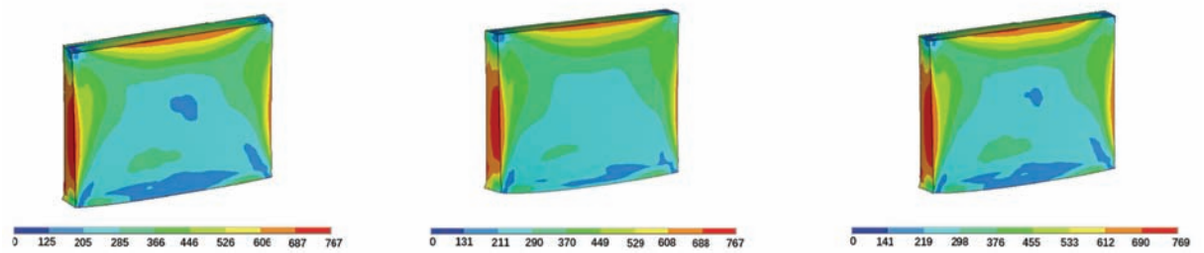

（d）-（f）H1-H3号结构下的逐层模型

图9　两种模型三种支撑结构下某一加工时刻的温度云图

Fig. 9 Temperature cloud diagrams of a certain processing moment under two models and three supporting structures




（a）-（c）H1-H3号结构下的逐块模型




（d）-（f）H1-H3号结构下的逐层模型

图10 两种模型三种支撑结构下的室温等效残余应力云图

Fig. 10 Equivalent residual stress contour maps at room temperature under two models and three supporting structures

看出，逐块模型在三种支撑结构下残余应力分布均表现出相同的规律：制件底部以及两端的残余应力较大，而制件中部及顶部的两端残余应力较小。这是由于制件底部以及两端会发生不均匀的冷却从而形成陡峭的温度梯度，并且两种位置都会受到支撑的约束而收缩受限，使得该部位无法通过自由变形释放应力，从而形成较高的残余应力。而制件中部及顶部则是形成了压应力与拉应力的平衡区域，故等效残余应力较低[28]。并且逐块模型随着支撑结构高度的增加，最大等效应力明显增加，从高度0.1 mm下的754 MPa增加至1.4 mm下的813 MPa，这印证了支撑结构对应力的影响。而逐层模型应力数值则没有反映出随支撑结构变化的趋势，数值稳定在767 MPa左右，明显违背了实际的支撑结构影响规律[27-29]。

如表6所示，选择H1号支撑结构分别对两种模型的温度场和应力场求解效率进行了对比。可以看出，相比于逐层模型，逐块模型的求解时间延长。但其模拟的温度场和应力场结果符合不同支撑结构下的实际规律，表现出较高的求解精度，说明了其在不同支撑结构下的适应性。

**表6 不同模型在H1号支撑结构下的温度场和应力场求解效率对比**

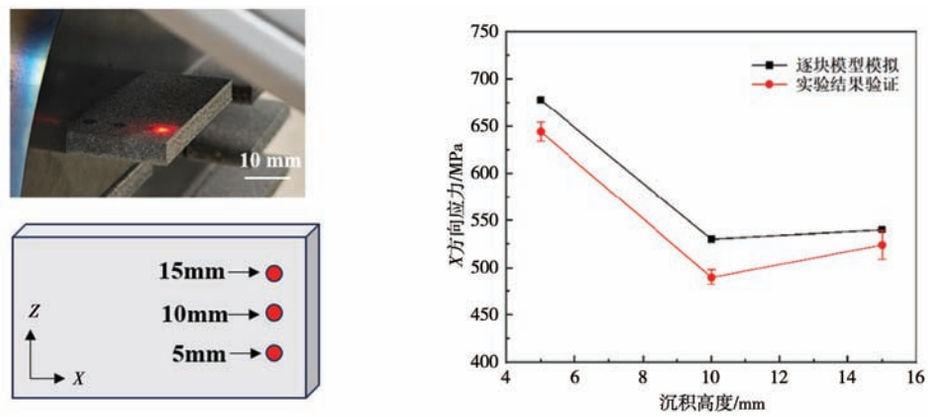
**Tab. 6 Comparison of temperature field and stress field solution efficiency of different models under support structure H1**

| 模型种类 | 成形尺寸/ mm | 温度场求解时间/ h | 能否反映不同支撑结构下温度场变化 | 应力场求解时间/ h | 能否反映不同支撑结构下应力场变化 |
|---|---|---|---|---|---|
| 逐块模型 | 0.5×4×6 | 约4 | 能 | 约8 | 能 |
| 逐层模型 | | 约1.5 | 否 | 约3.5 | 否 |

## 2.4 试验验证

为了更深入地确认逐块模型能否在实际制件尺度下精确的预测，对不同成形参量下残余应力和变形量的数值和分布状况进行试验验证。图11展示了逐块模型模拟结果与X射线测定残余应力数据的对比结果，试验中测量的具体位置如图11（a）所示。从图11（b）可以看出，逐块模型的应力分布模拟结果与试验测量结果趋势一致：靠近基板处由于冷却速率高，温度梯度大，残余应力也明显较大，制件中部应力较小，数值上较为接近，模拟与试验的残余应力相差不超过10%，且应力均为正值，属于拉应力状态[30]。因此，逐块模型能够较精确地预测实际制件尺度下的制件不同位置的残余应力分布。

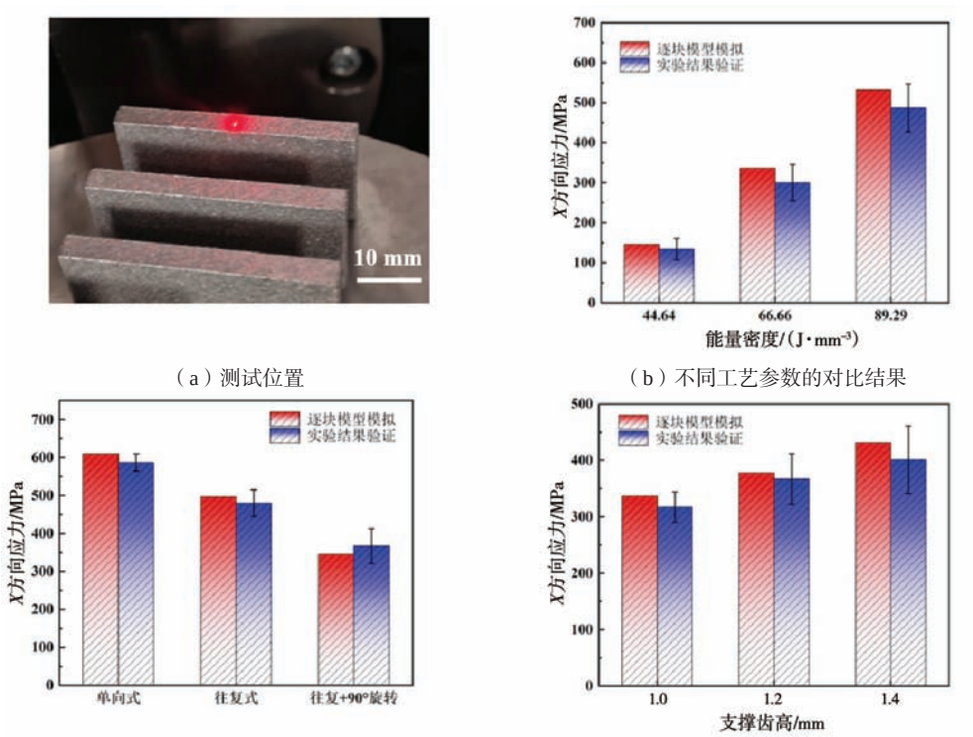
如图12所示为逐块模型在不同成形参量下的残余应力预测结果与试验测量结果对比，成形制件以及测量位置如图12（a）所示。从图12（b）可以看出，随着体能量密度的增加，模拟和试验测量点处的应力均表现出明显增加的趋势，且模拟和试验的残余应力值差距不超过10%。从图12（c）可以看出，扫描策略从单向改变到往复层间旋转90°，模拟和试验测量点处的




（a）测试位置示意图　　（b）不同位置的测量结果

图11　模拟预测残余应力和试验结果对比

Fig. 11 Comparison between simulated prediction of residual stress and test results




（a）测试位置　　（b）不同工艺参数的对比结果

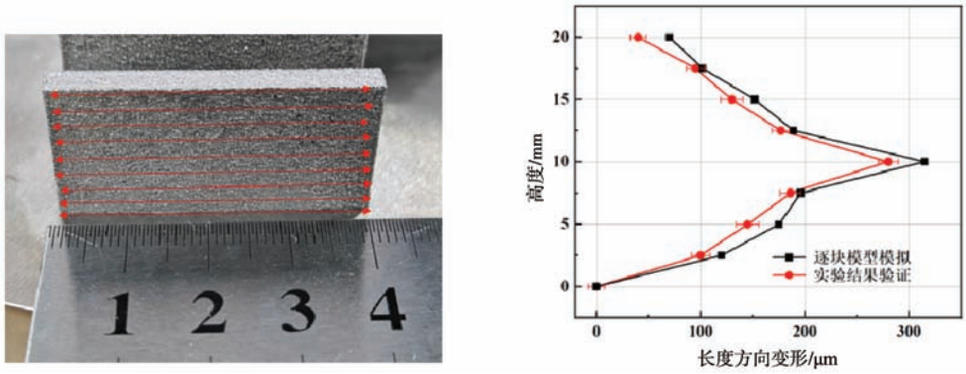
（c）扫描策略的对比结果　　（d）支撑结构的对比结果

图12　不同成形参量残余应力预测结果和试验结果对比

Fig. 12 Comparison of simulation prediction results and experimental results of residual stress with different forming parameters

应力均表现出明显减小趋势，模拟和试验数值也较为相近。从图12（d）可以看出，支撑齿高从1 mm增加至1.4 mm，模拟和试验测量点处的应力均表现出明显增加的趋势，两者数值相差不大。以上现象很好的对应了前文中不同成形参量下的残余应力数值变化规律，也证明了逐块模型在预测实际大尺寸零件以及其不同成形参量下的残余应力数值及分布情况具有相当高的精度。值得注意的是，模拟计算得到的残余应力数值基本都大于试验测定值，主要原因如下：①在数值模拟中，未将成形过程中材料体积收缩的影响纳入考量，因而预测的应力值偏高；②从试验成形结束到进行测量之间存在一定时间差，导致制件内部的残余应力已部分消散。

图13呈现了逐块模型模拟结果与试验测得变形量的对比分析结果，变形测量位置如图13（a）所示，模拟计算与试验测量的收缩变形量对比结果如图13（b）所示。从图中可以发现，模拟和试验测量的结果均表现为制件两侧向内进行凹陷，这是成形制件冷却至室



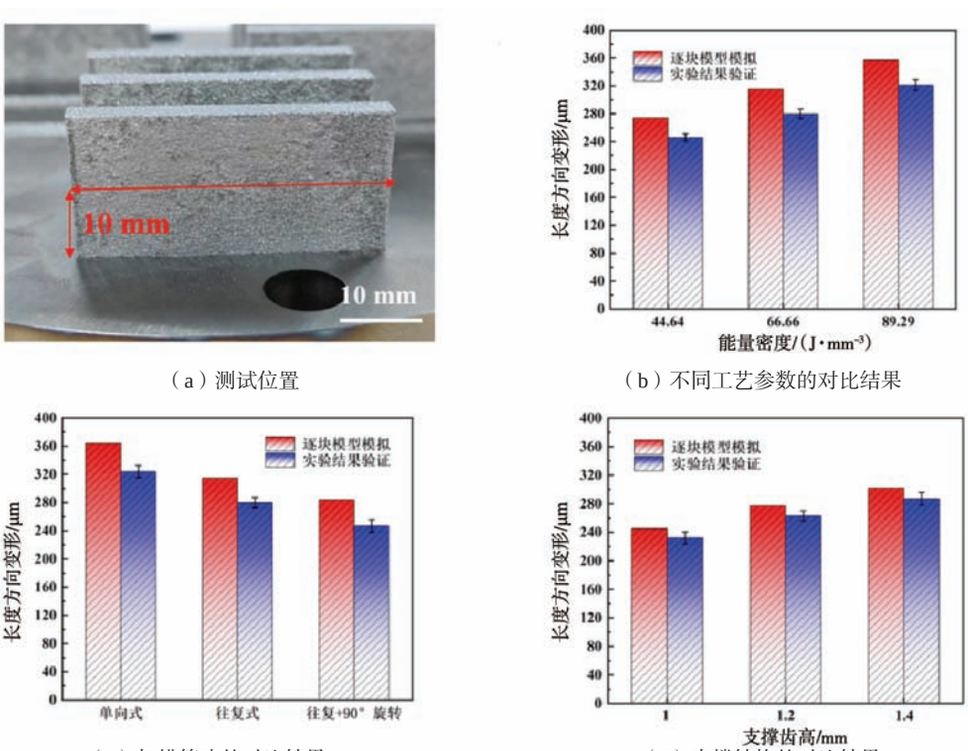

（a）测试位置示意图　　（b）不同位置的测量结果

图13　逐块模型预测变形量与试验对比

Fig. 13 Comparison between deformation predicted by the block-by-block model and experimental results

温所致。模拟预测的最大变形量为315.0 μm，试验测量为280.0 μm，两者相差明显不到15%，展现出逐块模型较低的误差。逐块模型变形量的试验验证结果表明，本文所构建的改进逐块模型精确可靠，可用于LPBF成形中的变形数值及变形分布规律分析。

如图14所示为逐块模型在不同成形参量下模拟结果与试验结果对比，成形制件以及测量位置如图14（a）所示。从图14（b）-（d）可以看出：随着体能量密度的增加，模拟和试验测量处的变形量均表现出明显增加的趋势，且模拟和试验的变形量值差距不超过10%。扫描策略从单向改变到往复层间旋转90°，模拟和试验测量处的变形量均表现出明显减小的趋势，两者变形量数值相差也较小。支撑齿高从1 mm增加至1.4 mm，模拟和试验测量处的变形量均表现出明显增加的趋势。以上结果均证明逐块模型在预测实际大尺寸零件以及其不同成形参量下的变形量数值及分布情况具有相当高的精度，模拟与实际测试的差距在可接受范围内。此外，由图12和图14可以看出变形量的变化规律与残余应力一致，这主要归因于LPBF过程的不均匀热应力及其塑性应变响应。在LPBF过程中，激光快速加热和冷却产生极高的温度梯度，导致材料局部热胀冷缩受到约束，从而产生巨大的热应力。当该应




（a）测试位置　　（b）不同工艺参数的对比结果

（c）扫描策略的对比结果　　（d）支撑结构的对比结果

图14　不同成形参量变形量预测结果和试验结果对比

Fig. 14 The deformation prediction results of different forming parameters are compared with the experimental results

力超过材料屈服强度时，会发生不可逆的塑性应变。冷却后，这种不均匀的塑性应变被“锁定”在构件内部，形成了残余应力。为了满足内部应力自平衡的要求，构件必然通过宏观变形（如翘曲）来释放能量，因此残余应力的分布和大小直接决定了变形的程度，二者随成形参量的变化呈现协同一致的变化规律[31]。

## 3 结论

本文采用热-力间接耦合方法建立了改进的LPBF逐块有限元模型，并对其模拟精度及效率进行探究。相比逐点模型，改进逐块模型可以在包括工艺参数和扫描策略的不同成形参量条件下，实现误差小于5%的温度场及应力场结果输出，且计算时间缩短了56%~83%倍。相比逐层模型，改进逐块模型可以在包括工艺参数和支撑结构的不同成形参量下，实现更贴近实际LPBF成形过程的温度场及应力场结果输出。该模型有效弥补了两种传统模型计算效率和精度上的不足。试验验证结果表明，该模型在实际制件尺度下不同成形参量的残余应力和变形量模拟结果与试验误差能稳定在15%以下。研究结果为LPBF成形钛合金复杂零件的应力与变形调控及高质量制造设计提供了理论依据和技术支持，对于促进钛合金增材制造领域的工艺优化与工程应用具有重要意义。

**参考文献：**


[1] 李伟东，史许娜，李晨阳，等. 钛及钛合金铸锭制备工艺发展现状 [J]. 钛工业进展，2024，41（5）：42–48.

[2] SUN X，CHEN M，LIU T，et al. Characterization，preparation，and reuse of metallic powders for laser powder bed fusion：a review [J]. International Journal of Extreme Manufacturing，2024，6（1）：58–97.

[3] LIU Z，ZHOU Q，LIANG X，et al. Alloy design for laser powder bed fusion additive manufacturing：a critical review [J]. International Journal of Extreme Manufacturing，2024，6（2）：33–68.

[4] VASTOLA G，ZHANG G，PEI Q X，et al. Controlling of residual stress in additive manufacturing of Ti6Al4V by finite element modeling [J]. Additive Manufacturing，2016，12：231–239

[5] CHEN S G，ZHANG Y S，WU Q，et al. Effect of solid-state phase transformation on residual stress of selective laser melting Ti6Al4V [J]. Materials Science and Engineering A，2021，819：141299.

[6] LI Z L，XIAO Z H，ZHANG H L，et al. 3D numerical modeling for thermo-mechanical behavior of additively manufactured titanium alloy parts with process-induced defects [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer，2023，209（1）：124112.

[7] CHEN C，XIAO Z，ZHU H，et al. Distribution and evolution of thermal stress during multi-laser powder bed fusion of Ti-6Al-4V alloy [J]. Journal of Materials Processing Technology，2020，284：116726.

[8] YUE D，QIN R，LI D，et al. Numerical investigation of block support structures with different dimension parameters in laser powder bed fusion of AlSi10Mg [J]. Results in Physics，2023，44：106204.

[9] 杨光，丁林林，钦兰云，等. 激光沉积修复TA15钛合金热应力的数值模拟 [J]. 应用激光，2014，34（3）：181–187.

[10] 杨季鑫. 电子束选区熔化TA15钛合金显微组织演变及力学性能 [D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2022.

[11] CHEN Z，DAI J，YANG L，et al. Numerical simulation of keyhole-induced pores for TA15 in laser powder bed fusion（L-PBF）[J]. Infrared Physics & Technology，2024，140：105408.

[12] AHN J，HE E，CHEN L，et al. Prediction and measurement of residual stresses and distortions in fibre laser welded Ti-6Al-4V considering phase transformation [J]. Materials & Design，2017，115：441–457.

[13] SZKLINIARZ W，SMOŁKA G. Analysis of volume effects of phase transformation in titanium alloys [J]. Journal of Materials Processing Technology，1995，53：413–422.

[14] YIN J，ZHU H，KE L，et al. A finite element model of thermal evolution in laser micro sintering [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology，2016，83：1847–1859.

[15] LI Y，ZHOU K，TAN P，et al. Modeling temperature and residual stress fields in selective laser melting [J]. International Journal of Mechanical Sciences，2018，136：24–35.

[16] MAROLA S，BOSIA S，VELTRO A，et al. Residual stresses in additively manufactured AlSi10Mg：raman spectroscopy and X-ray diffraction analysis [J]. Materials & Design，2021，202：109550.

[17] 杨帆. 增材制造高温合金残余应力表征、模拟与控制研究 [D]. 广州：广州大学，2024.

[18] EVANGELOS G，EMMANOUI K T，NIKOLAOS K，et al. Nanoindentation creep behavior of additively manufactured H13 steel by utilizing selective laser melting technology [J]. Materials，2024，17（15）：3756–3756.

[19] MORCOS P，SHOUKR D，SUNDERMANN T，et al. An all-encompassing study on the joint effect of powder feedstock characteristics and manufacturing process parameters on the densification and mechanical properties of additively manufactured nickel alloy 718 [J]. Additive Manufacturing，2023，78：103828.

[20] LIU J，LI Y，JU H M，et al. Microstructures and mechanical properties of additively manufactured T91 steel and T91/316H bimetallic components by laser powder bed fusion [J]. Materials Science and Engineering A，2023，892：145277.
[21] MOHANRAJ J，SAHU J. Numerical prediction of residual stress and distortion for laser powder bed fusion （LPBF）AM process of Ti-6Al-4V [J]. Simulation Modelling Practice and Theory，2025，140：103094.
[22] NADAMMAL N，MISHUROVA T，FRITSCH T，et al. Critical role of scan strategies on the development of microstructure，texture，and residual stresses during laser powder bed fusion additive manufacturing [J]. Additive Manufacturing，2021，38：101792.
[23] 张国庆，杨永强，张自勉，等. 激光选区熔化成形零件支撑结构优化设计 [J]. 中国激光，2016，43（12）：59–66.
[24] HYUN K，LEE，YUN G J. Design optimization of thermally conductive support structure for laser powder-bed fusion process with part-scale thermal history [J]. Additive Manufacturing，2022，51：102627.
[25] XU S Z，LIU J K，SUN Y D，et al. Support structure topology optimization considering the residual distortion for laser powder bed fusion metal additive manufacturing [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization，2022，67：182–182.
[26] QI S W，HUANG G J，XU X R，et al. Effect of laser process parameters on thermal behavior and residual stress of high-strength aluminum alloy processed by laser powder bed fusion [J]. Journal of Materials Research and Technology，2024，33：3756–3768.
[27] XIAO Z X，QI Y，CHEN C P，et al. Analytical model of predicting residual stress-process parameter relationship for laser powder bed fusion of Ti6Al4V [J]. Journal of Materials Research and Technology，2023，27：7927–7934.
[28] XIAO Z X，ZHOU J F，QI Y，et al. The effect of support structure on residual stress in laser powder bed fusion of Ti6Al4V alloy [J]. Journal of Materials Research and Technology，2023，35：6372–6382.
[29] ARMAN K，FARZANEH F M，STEVE C，et al. The role of block-type support structure design on the thermal field and deformation in components fabricated by laser powder bed fusion [J]. Additive Manufacturing，2022，51：102644.
[30] XIAO Z X，CHEN C P，ZHU H L，et al. Study of residual stress in selective laser melting of Ti6Al4V [J]. Materials & Design，2024，193：108846.
[31] ZHAO L，MACíAS J G S，DOLIMONT A，et al. Comparison of residual stresses obtained by the crack compliance method for parts produced by different metal additive manufacturing techniques and after friction stir processing [J]. Additive Manufacturing，2020，36：101499.

# Simulation and Experimental Study on Stress and Deformation During LPBF of TA15 Titanium Alloy Using a Block-Wise Finite Element Method

ZHANG Xiao-hang[1], HUANG Xue-ying[1], RAN Xing[2, 3], WANG Zhe[2, 3], TANG Cheng-jiang[2], XU Wei[1], LU Xin[1]
(1. National Engineering Research Center for Advanced Rolling and Intelligent Manufacturing, Institute of Engineering Technology, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China; 2. AVIC Heavy Machinery Research Institute, Guiyang 550005, Guizhou, China; 3. AVIC Heavy Machinery Co. Ltd., Guiyang 550005, Guizhou, China)

**Abstract:**
To achieve precise control over stress and deformation during the Laser powder bed fusion (LPBF) process of TA15 titanium alloy and to enhance the manufacturing quality of high-performance components, this study proposes an improved block-wise finite element model based on indirect thermal-mechanical coupling. Systematic simulation analysis and experimental validation were conducted from multiple perspectives, including process parameters, scanning strategies, and support structures. The results showed that the block-wise model reduced the computation time for temperature and stress fields by 56%-83% with simulation errors controlled within 5% compared with the traditional point-by-point model. In addition, compared to the layer-by-layer model, the block-wise model maintained the simulation accuracy of temperature and stress fields. Furthermore, under different sets of process parameters, the predicted values of maximum residual stress and maximum deformation were also closely aligned with experimental results. The findings provided a theoretical basis for the stress/deformation control and high-quality manufacturing design of complex titanium alloy parts produced by LPBF.

**Key words:**
TA15 titanium alloy; laser powder bed fusion (LPBF); block-wise finite element method; residual stress; deformation

（编辑：刘东辉，ldh@foundryworld.com）