

高度对激光沉积薄壁件残余应力分布的影响

姚少科^{1,2}, 彭青^{3*}, 李正阳²¹中国科学院大学工程科学学院, 北京 100049;²中国科学院力学研究所先进制造工艺力学实验室, 北京 100190;³中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室, 北京 100190

摘要 为了研究激光沉积薄壁件的高度对残余应力分布的影响规律,建立了热力耦合有限元模型,并模拟了激光沉积 316L 不锈钢薄壁件的温度场和应力场。将测试结果与模拟结果进行对比,验证了模型的正确性。结果表明:随着高度的增加,沿着高度方向的纵向应力从均匀分布的较大拉应力逐渐转变为下部拉应力较小、上部拉应力较大。边界处的垂直方向应力随着高度的增加而逐渐增大,且拉应力较大的区域,尺寸逐渐增大。沿着长度方向的纵向应力随着高度的增加而略有减小。由于沉积带来热循环,下层的纵向应力逐渐消减。随着高度的增加,薄壁件底部的垂直应力逐渐变为两端呈拉应力、中间呈压应力,且应力大小随着高度的增加而增加。

关键词 激光光学; 激光金属沉积; 薄壁件; 残余应力; 有限元方法

中图分类号 TG142

文献标志码 A

doi: 10.3788/LOP202259.0714007

Effect of Height on Residual Stress Distribution in Laser Deposited Thin-Walled Parts

Yao Shaoke^{1,2}, Peng Qing^{3*}, Li Zhengyang²¹School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;²Laboratory of Mechanics in Advanced Manufacturing, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;³The State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China

Abstract In order to study the effect of height on the residual stress distribution in laser-deposited thin-walled parts, a fully coupled thermomechanical finite element model is built to simulate the temperature and stress fields in the laser-deposited 316L stainless steel thin-walled parts. The simulated results are compared with the experimental results to verify the model. The results show that as the height increases, the longitudinal stress distribution along the height direction gradually changes from uniformly distributed larger tensile stress to smaller tensile stress at the bottom and larger tensile stress at the top. The vertical stress at the boundary increases as the height increases, and the size of the zone with large tensile stress gradually increases. The longitudinal stress along the length decreases slightly as the height increases. The longitudinal stress in the lower layer gradually decreases due to thermal cycling caused by deposition. As the height increases, the vertical stress distribution at the bottom of the thin-walled part gradually becomes tensile stress at both ends and compressive stress in the middle, and the stress increases with the increase of height.

Key words laser optics; laser metal deposition; thin-walled parts; residual stress; finite element model

收稿日期: 2021-06-15; 修回日期: 2021-06-23; 录用日期: 2021-06-28

基金项目: 国家重点研发计划(2017YFB1104002)

通信作者: *qpeng@imech.ac.cn

1 引言

金属材料的增材制造技术是在程序控制下,通过激光、电子束等高能热源将原材料熔化,逐层沉积出目标零件的先进制造技术^[1-2]。该技术能制造出传统方法难以实现的复杂零件,在航空、医疗、电子等领域有很好的应用前景^[3]。然而,在制造过程中,加工区域具有高温梯度、高冷却速率等特点^[4-5],这会导致增材制造的部件产生显著的残余应力,使得构件容易发生开裂和变形^[6-7]。针对该难题,学者们已经通过大量实验和数值模拟研究了多种材料增材制造金属件的残余应力分布^[8-13]。实验测试比较准确,但是增材制造构件不允许采用破坏性测试方法;基于X射线衍射的无损检测方法通常很难表达构件内部的残余应力分布;中子衍射法、同步辐射法一般只能在大型中子源、同步辐射站上开展研究,不适于工程应用。因此,通过数值模拟,研究增材制造构件的残余应力分布规律显得尤为重要^[8]。

Walker等^[14]模拟了单道单层沉积的Inconel 718合金的残余应力场,结果表明,激光扫描方向(纵向)的应力分量最大,热影响区的纵向应力为拉应力,其峰值位于沉积层中心。龚丞等^[15]模拟了316L不锈钢单道单层熔覆层的残余应力,得出最大残余应力位置在距离基材0.2 mm处。石力开等^[16]模拟了316L不锈钢直薄壁件激光沉积的热应力,指出在基板与薄壁件界面和薄壁件顶部存在拉应力区,最大拉应力出现在基板与薄壁件界面的两个边缘部位。上述研究在激光沉积金属件的残余应力分布规律方面进行了有益的探索,但是分析对象比较单一,没有对比不同尺寸样品的残余应力分布。Chew等^[17]模拟了单道和多道激光熔覆试样的残余应力,结果表明,与单道熔覆相比,多道熔覆的重复加热会减小熔覆层的残余拉应力。Alimardani等^[18]模拟了单道多层激光沉积304L不锈钢薄壁件的残余应力,结果表明,随着沉积层数的增加,薄壁件两端的残余应力逐渐增大,薄壁件中间区域的残余应力逐渐减小。Cao等^[19]模拟了单层、6层和11层Ti-6Al-4V薄壁件的应力和变形,结果表明,纵向应力的分布呈双峰状,沉积前三层时变形逐渐增加,之后变形开始减小。Mukherjee等^[20]模拟了Inconel 718薄壁件沉积过程中的温度场和应力场,分析了不同层数沉积结束时的残余应力分布,结果表明,

最大纵向应力位于薄壁件顶部,对于厚度方向的应力分量,薄壁件两端为拉应力,薄壁件中间为压应力。上述研究在激光沉积有限元模型的建立上有较好的创新性,为后续研究的模型建立提供了指导,但是其研究的沉积件层数在10左右或少于10,未进一步揭示当沉积高度达到多少之后,残余应力分布达到稳定。此外,对残余应力分布随着尺寸变化的分析主要是定性分析,对残余应力分布随着沉积层数变化的定量分析较少,缺乏公式描述。

本文建立了激光沉积热力耦合的有限元模型,并激光沉积了单道10层薄壁样品,用X射线衍射法测试了样品的表面残余应力,验证了计算模型的正确性。基于该模型,模拟了单道50层薄壁件残余应力场的演化过程,探讨了残余应力分布随着薄壁零件几何特征的变化规律,并进行了公式描述。

2 实验条件

采用光内同轴送粉熔覆装置进行激光沉积实验,其环形光斑产生机理如图1所示^[21]。

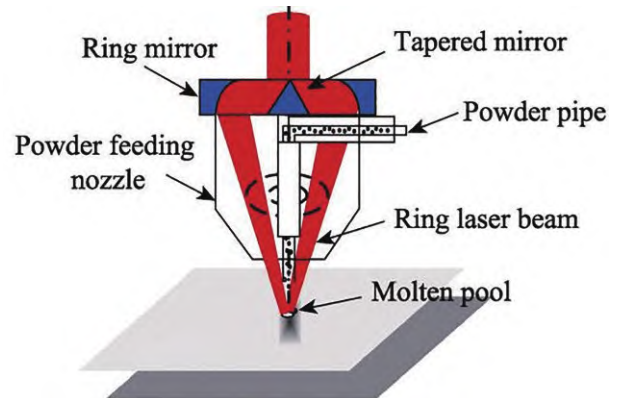


图1 中空环形激光光斑产生机理^[21]

Fig. 1 Mechanism for generating hollow-ring laser spot^[21]

基板和沉积层的材料均为316L不锈钢。基板厚度为20 mm,远大于待成型零件的几何尺寸,因此,沉积过程中基板的翘曲很小,基板竖直方向的位移可以忽略。本实验通过单道多层沉积的方法成型薄壁件,每层的激光扫描方向相同,实验采用的工艺参数如表1所示。

激光沉积10层获得的沉积成型件如图2所示,成型件尺寸为40 mm×2 mm×3 mm。

沉积结束后,采用X-350A型应力检测仪在沉积成型的薄壁件上表面进行残余应力测试,测试的应力方向为长度方向。图2(b)标出了残余应力测试点的位置和编号。测试方法为侧倾固定 Ψ 法,定

表 1 实验工艺参数

Table 1 Experimental process parameters

Parameter	Content
Powder diameter / μm	50–100
Laser power / W	800
Laser beam shape	Ring
Outside diameter of laser beam / mm	2.0
Inside diameter of laser beam / mm	1.3
Scanning speed / $(\text{mm}\cdot\text{s}^{-1})$	6
Powder feed rate / $(\text{g}\cdot\text{min}^{-1})$	10.9
Layer thickness / mm	0.3

峰方法为交相关法, X 光管发出的 X 射线为 Cr 靶的 K_{α} 辐射, 针对奥氏体相, 选择的衍射晶面为 (220), 衍射角 (2θ) 扫描起始角为 135° , 2θ 扫描终止角为 121° , 2θ 扫描步距为 0.10° , 计数时间为 0.5 s , X 光管高压为 20 kV , X 光管电流为 5.0 mA 。四个测试点

表 2 残余应力的测试结果

Table 2 Test results of residual stress

Point No.	1	2	3	4
Residual stress / MPa	83.2 ± 212	242 ± 138	298 ± 156	-290 ± 216

3 有限元模型

3.1 几何模型与网格划分

本文使用商业有限元软件 ABAQUS 建立适用于增材制造的有限元模型。针对实验沉积的薄壁件, 参考前人的模型^[19-22], 将沉积层断面形状简化为矩形, 建立的几何模型和网格划分如图 3 所示, 直薄壁件共 10 层, 每层 0.3 mm 厚, 每层沉积长度为 40 mm , 尺寸为 $40\text{ mm} \times 2\text{ mm} \times 3\text{ mm}$ 。考虑到薄壁件制造过程中基板、薄壁件、载荷、边界条件均关于图 3 中的 xz 平面对称, 因此只需要建立半模型^[22]。在激光沉积过程中, 材料逐渐增加, 因此模型的几何区域需要逐渐增加。本模型在激光沉积之前将薄壁

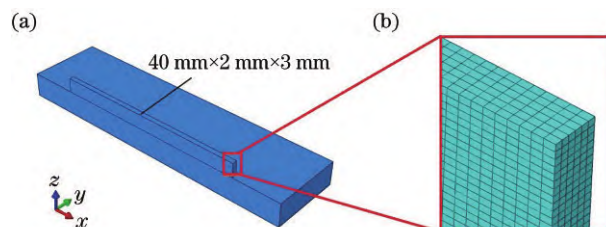


图 3 几何模型和网格划分。(a) 几何模型; (b) 网格局部视图
Fig. 3 Geometrical model and meshing. (a) Geometrical model; (b) local view of mesh

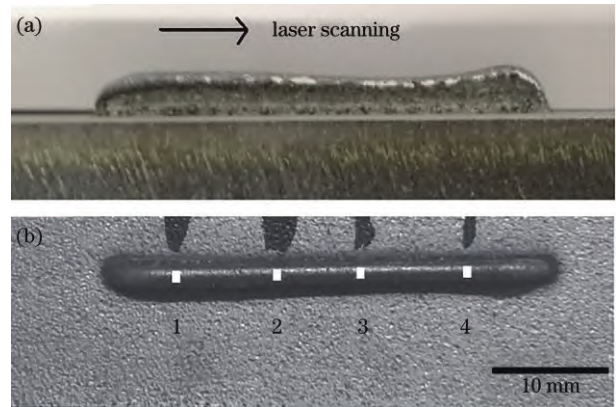


图 2 激光沉积成型件。(a) 正视图; (b) 俯视图
Fig. 2 Laser deposited specimen. (a) Front view; (b) top view

的残余应力测试结果如表 2 所示。在薄壁件的中间存在较大的残余拉应力, 薄壁件两端为压应力或较小的拉应力。

件的单元去除(通过 ABAQUS 软件的 Model Change 命令), 然后在激光沉积的过程中根据激光的扫描位置逐渐激活对应的单元, 以实现材料的增加。

薄壁件采用均匀划分且细小的网格, 尺寸为 $0.25\text{ mm} \times 0.16\text{ mm} \times 0.15\text{ mm}$, 薄壁件网格总数为 19200, 如图 3(b) 所示。对于与薄壁件相邻的基体部分, 网格尺寸与薄壁件尺寸一致, 从靠近薄壁件的区域到远离薄壁件的区域, 网格尺寸逐渐增大。在远离薄壁件的区域, 温度变化小, 材料的属性基本不变, 模拟结果对网格尺寸不敏感, 采用大网格也是有效的^[14]。考虑到在模拟焊接、激光沉积等工艺时采用高阶单元不会显著提高结果的精度^[14], 本模型采用线性六面体单元 C3D8T。

3.2 温度场模型

模型采用瞬态热传导的分析类型。瞬态热传导的控制方程^[23]为

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \nabla T) = Q, \quad (1)$$

式中: ρ 是密度; C_p 是比热容; T 是材料的温度; t 是时间; k 是导热系数; Q 是体热源。

借鉴文献[16], 模型将激光热源简化为能量均匀分布的体热源, 图 1 所示的环形光斑对应的体热源的表达式为

$$Q(r, d) = \frac{AP}{\pi(r_a^2 - r_b^2)h_0}, r_a \leq r \leq r_b, 0 \leq d \leq h_0, (2)$$

式中: r 是点到光束中心轴的距离; d 是点到当前加工表面的距离; A 是激光吸收系数; P 是功率; r_b 是环形光斑外径; r_a 是环形光斑内径; h_0 是激光沉积层的层厚。

模型考虑了表面对流换热和热辐射散热作用, 表达式^[23]为

$$q = h(T - T_e) + \epsilon_0 \sigma_{SB}(T^4 - T_e^4), (3)$$

式中: q 是表面向外的热通量大小; h 是对流换热系数; T_e 是环境温度; ϵ_0 是表面辐射率; σ_{SB} 是 Stefan-Boltzmann 常数, 取值为 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$ 。

模型考虑了相变, 并近似为线性过程, 相变时焓随温度变化的表达式为

$$\Delta H_1 = L \left(1 - \frac{T_2 - T}{T_2 - T_1} \right), (4)$$

式中: H_1 为焓; L 为相变潜热; T_2 为材料的液相线温度; T_1 为材料的固相线温度。

3.3 应力场模型

本文建立的模型为热力耦合的准静态模型。模型针对激光沉积过程中的各个时刻进行迭代计算, 以求解平衡状态, 从而得到激光沉积过程中残余应力的动态变化过程。

本模型中由体积力引起的应力非常小, 可以忽略。在忽略体积力的情况下, 计算应力场的控制方程^[23]为

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = 0, (5)$$

式中: $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力张量。

应力-应变关系采用理想弹塑性模型。弹性应变与应力的关系^[23]为

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\epsilon}_e, (6)$$

式中: \mathbf{C} 为弹性张量; $\boldsymbol{\epsilon}_e$ 为弹性应变张量。

模型采用的屈服准则为 Mises 屈服准则, 表达式为

$$\sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]} = \sigma_y, (7)$$

式中: σ_1 , σ_2 和 σ_3 是主应力; σ_y 是屈服应力。

塑性本构关系采用增量理论表示, 表达式为

$$d\mathbf{e}^p = d\lambda \cdot \mathbf{s}, (8)$$

式中: \mathbf{e}^p 为塑性应变偏量; $d\lambda$ 为比例因子; \mathbf{s} 为偏应力张量。

材料的应变不仅与外力有关, 还与温度变化有关, 材料的总应变表达式^[23]为

$$\boldsymbol{\epsilon} = \boldsymbol{\epsilon}_e + \boldsymbol{\epsilon}_p + \boldsymbol{\epsilon}_T, (9)$$

式中: $\boldsymbol{\epsilon}$ 为总应变; $\boldsymbol{\epsilon}_e$ 为弹性应变; $\boldsymbol{\epsilon}_p$ 为塑性应变; $\boldsymbol{\epsilon}_T$ 为热应变。

热应变的表达式^[24]为

$$\boldsymbol{\epsilon}_T = \alpha(T - T_{\text{ref}}) \mathbf{I}, (10)$$

式中: α 为各向同性的线膨胀系数; T_{ref} 是热应变为 0 时的温度, 本模型取常温; \mathbf{I} 是二阶单位张量。

定义适当的力学边界条件是计算收敛的关键, 必须对足够的节点施加约束, 否则整个模型有可能发生平移或刚体转动, 使得模型最终不收敛。本模型计算的情况为基板平放在工作台上, 基板足够厚, 基板的翘曲可以忽略不计, 因此边界条件设置为: 对基板底面上的所有节点施加 z 方向的位移约束, 对底面上的少量节点施加 x 方向和 y 方向的位移约束, 以防止模型发生平移或刚体转动。

3.4 材料参数

在激光增材制造的过程中, 模型的温度变化高达几千摄氏度, 材料会经过熔化-凝固循环, 一些材料属性会发生剧烈变化, 特别是弹性模量和屈服强度。所以, 必须考虑这些参数随着温度的变化。

基体及沉积层的材料均选用 316L 不锈钢。模型采用了随温度变化的弹性模量和屈服强度。弹性模量随着温度的上升而下降, 温度达到熔点后几乎为 0, 因为液相的弹性可忽略。屈服强度随着温度的上升而下降, 这表明材料在高温下容易发生塑性变形。文献[14]采用的热物性参数是熔融状态和常温状态的中间值, 这增强了计算的收敛性, 其计算结果仍较为准确。本文借鉴文献[14], 对于热物性参数, 取熔融状态和常温状态的中间值。考虑到熔池内热毛细对流对传热的影响, 在熔融状态下, 采用线性增加的导热系数, 如表 3 所示。考虑到送粉过程中保护气具有强制对流换热作用, 模型采

表 3 316L 不锈钢的热物性参数^[15, 25]

Table 3 Thermo-physical parameters of 316L stainless steel^[15, 25]

Parameter	Content
Density $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	8000
Specific heat $C_p / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	600
Conductivity of solid $k_s / (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	30
Melting point T_m / K	1673
Latent heat $L / (\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	300
Conductivity of liquid $k_l / (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	$30 + 10(T - 1300)$
Absorptivity A	0.35
Coefficient of convection $h / (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	30
Emissivity ϵ_0	0.8

用的对流换热系数大于自然对流换热系数,为 $30 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$,环境温度设置为 30 C 。模型采用的力学性能参数如表 4 所示^[15,25]。

在激光沉积制造过程中,材料会发生熔化,熔

化区域的应力会释放,因此,本模型采用了退火函数,使模型与实际更为接近,从而保证应力场计算的准确性^[14]。退火函数的作用是:当温度超过材料的熔点时,材料积累的塑性应变都将清零。

表 4 316L 不锈钢的力学性能参数^[15, 25]

Table 4 Mechanical performance parameters of 316L stainless steel^[15, 25]

Temperature / °C	Young's modulus / GPa	Yield strength / MPa	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient / K ⁻¹
20	195.6	297	0.29	1.5×10^{-5}
200	185.7	221	0.29	1.5×10^{-5}
400	172.6	202	0.29	1.5×10^{-5}
700	144.1	99	0.29	1.5×10^{-5}
1000	100.0	89	0.29	1.5×10^{-5}
1200	57.0	59	0.29	1.5×10^{-5}

3.5 模型验证

图 4 为实验样件上表面的残余应力模拟结果与测试结果的对比,其中 H 为薄壁件高度, L 为薄壁件长度。为了更直观地反映残余应力水平,将残余应力 σ_{11} 与室温下材料屈服应力 σ_y 进行对比,图 4 采用无量纲量 σ_{11}/σ_y 来表示残余应力大小。实验结果与模拟结果中的残余应力分布特点是一致的,沉积层的中间区域为残余拉应力,其大小接近室温下的材料屈服应力,沉积层两端的残余拉应力较小,在两端小范围内的残余应力为压应力。值得注意的是,残余应力分布与扫描方向有关,在扫描的起点附近,残余应力主要为拉应力,在扫描的终点附近,残余应力为压应力。实验结果与模拟结果的吻合验证了残余应力的有限元模型的正确性。

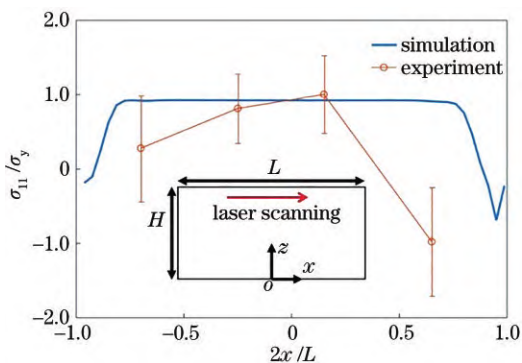


图 4 残余应力的测试结果与模拟结果

Fig. 4 Measured and simulated residual stresses

4 计算结果与讨论

基于本文建立的有限元模型,模拟了单道 50 层不锈钢薄壁件每层沉积结束并冷却后的残余应力

场,进而分析了薄壁件高度对残余应力分布的影响。为了方便结果的表达,本文用无量纲高度 ξ 来表示薄壁件的高度,表达式为

$$\xi = \frac{2H}{L}, \quad (11)$$

式中: ξ 为无量纲高度。模型中 L 取值 30 mm。

首先分析了残余应力的分布特征。 x 方向应力在中间区域较为显著,因此主要分析沿着中心线的应力分布; z 方向应力在边界处较为显著,因此主要分析沿边缘线的应力分布。

4.1 薄壁件残余应力的分布特征

当 ξ 为 1 时,薄壁件沉积结束并冷却后的残余应力分布如图 5 所示。图 5(a) 给出了 x 方向的应力 (S_{11}) 云图,在薄壁件的顶部以及薄壁件与基板的界面处,拉应力最大,在 300 MPa 左右。图 5(b) 给出了 y 方向的应力 (S_{22}) 云图,整个薄壁件的 y 方向应力在 40 MPa 左右,几乎可以忽略。因为薄壁件受到的 y 方向的约束非常弱,薄壁件的受力状态近似为平面应力状态,而薄壁件与基板界面处的拉应力较大,在 240 MPa 左右。图 5(c) 给出了 z 方向的应力 (S_{33}) 云图,在沉积件的首尾两端的底部有大约 350 MPa 的拉应力,这容易导致基板与薄壁件结合处产生水平裂纹,这与文献[20]的结果吻合。图 5(d) 给出了 Mises 应力云图,薄壁件四周的 Mises 应力较大,在 250 MPa 左右,薄壁件中心区域的 Mises 应力较小,应力值小于 100 MPa。薄壁件和基板界面处各个方向的拉应力的成因如下:冷却前薄壁件温度高于基板温度,冷却时基板的降温 and 收缩较小,从而会约束薄壁件的收缩。图 5(e) 为薄壁件的最终变形示意图,变形的放大倍数为 30。图 5(e)

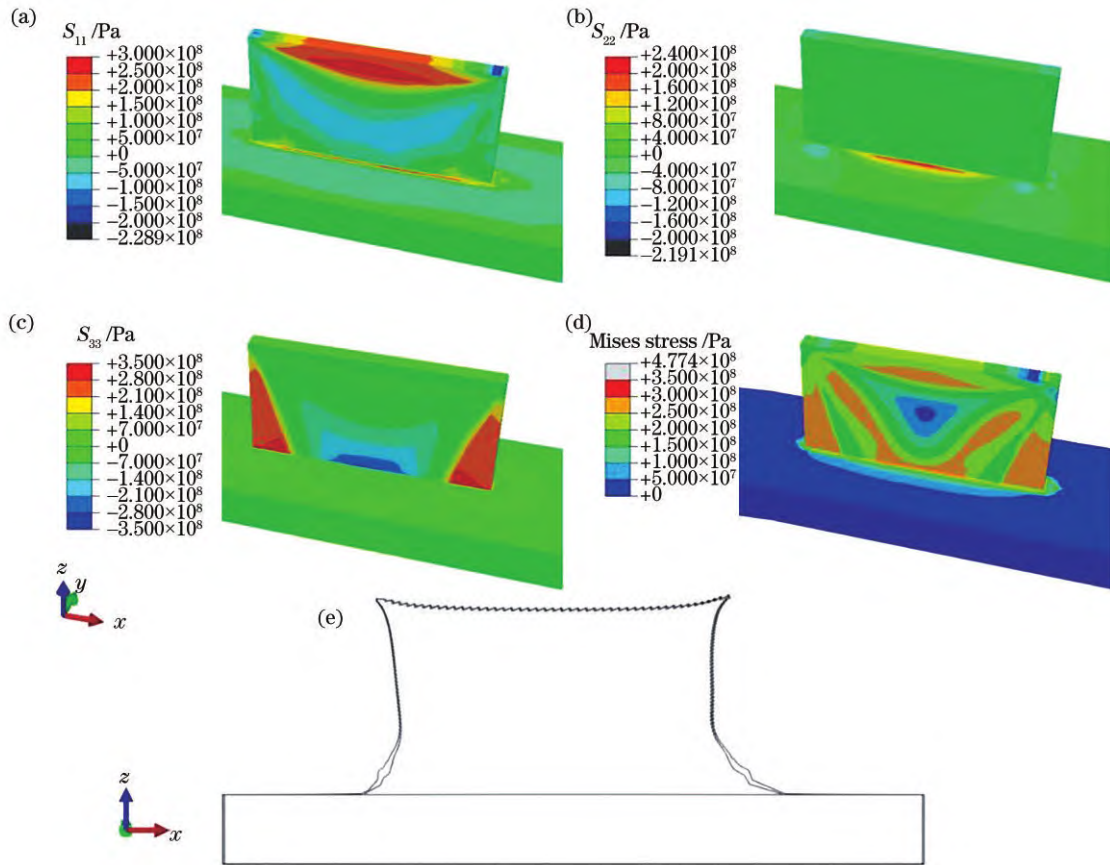


图 5 薄壁件沉积结束后的应力场和变形。(a) S_{11} ; (b) S_{22} ; (c) S_{33} ; (d) Mises 应力; (e) 变形示意图

Fig. 5 Stress field and deformation of thin-wall part after deposition. (a) S_{11} ; (b) S_{22} ; (c) S_{33} ; (d) Mises stress; (e) schematic of deformation

直观反映了薄壁件在冷却过程中的收缩趋势。

4.2 薄壁件高度对沿高度方向分布的应力的影响

不同高度薄壁件沉积结束并冷却后, x 方向的应力分量 S_{11} 的分布云图如图 6 所示。由图 6 可知, 最大拉应力的位置均在薄壁件的顶部, 例如, 第 11 层沉积结束并冷却后, 最大拉应力的位置在第 11 层附近, 在后续的沉积过程中, 第 11 层会经历重新加热和冷却, 这会使得第 11 层的应力得到部分释放^[20], 待到第 21 层沉积结束并冷却后, 最大拉应力的位置已经变为在第 21 层附近。根据温度梯度机理^[5,8], 顶部残余应力的成因如下: 在激光沉积过程中, 顶部会迅速升温并剧烈膨胀, 而周围材料的升温 and 受热膨胀较小, 从而会约束顶部的膨胀, 进而导致顶部的压应力; 同样, 在冷却过程中, 顶部会迅速降温并剧烈收缩, 而周围材料的降温和收缩较小, 从而约束顶部的收缩, 进而导致顶部的拉应力, 若冷却后薄壁件的温度不再发生变化, 则顶部的拉应力会保留下来。

图 7(a) 为不同高度薄壁件的 x 方向应力分量 S_{11}

沿着中心路径 (path 1) 的分布, 中心路径如图 7(b) 所示。当沉积高度较小时, S_{11} 沿路径 1 均匀分布, 且应力值较大, 接近屈服应力的 9/10, 如图 7(a) 中 $\xi=0.2$ 对应的曲线所示。随着沉积高度的增加, 沿着路径 1 的应力曲线可分为应力上升阶段和应力均匀阶段, 应力均匀阶段的应力大小仍为屈服应力的 9/10, 如图 7(a) 中 $\xi=0.3$ 和 $\xi=0.5$ 对应的曲线所示。沉积高度继续增加, 沿着路径 1 的应力曲线可分为应力下降阶段、应力上升阶段和应力均匀阶段, 应力均匀阶段的应力大小仍为屈服应力的 9/10, 如图 7(a) 中 $\xi=0.7$ 、 $\xi=0.9$ 和 $\xi=1$ 对应的曲线所示。当沉积高度较小时, 在顶部沉积结束后的冷却过程中, 整个薄壁件都有收缩的趋势, 基板会约束薄壁件的收缩, 因此整个薄壁件都有较大的拉应力。随着沉积高度的增加, 在顶部沉积结束后的冷却过程中, 只有顶部有收缩的趋势, 因此只有顶部受到约束, 有较大的拉应力。此外, 随着沉积高度的增加, 基板与薄壁件顶部的距离变大, 基板对薄壁件的约束减弱, 薄壁件顶部主要被薄壁件底部

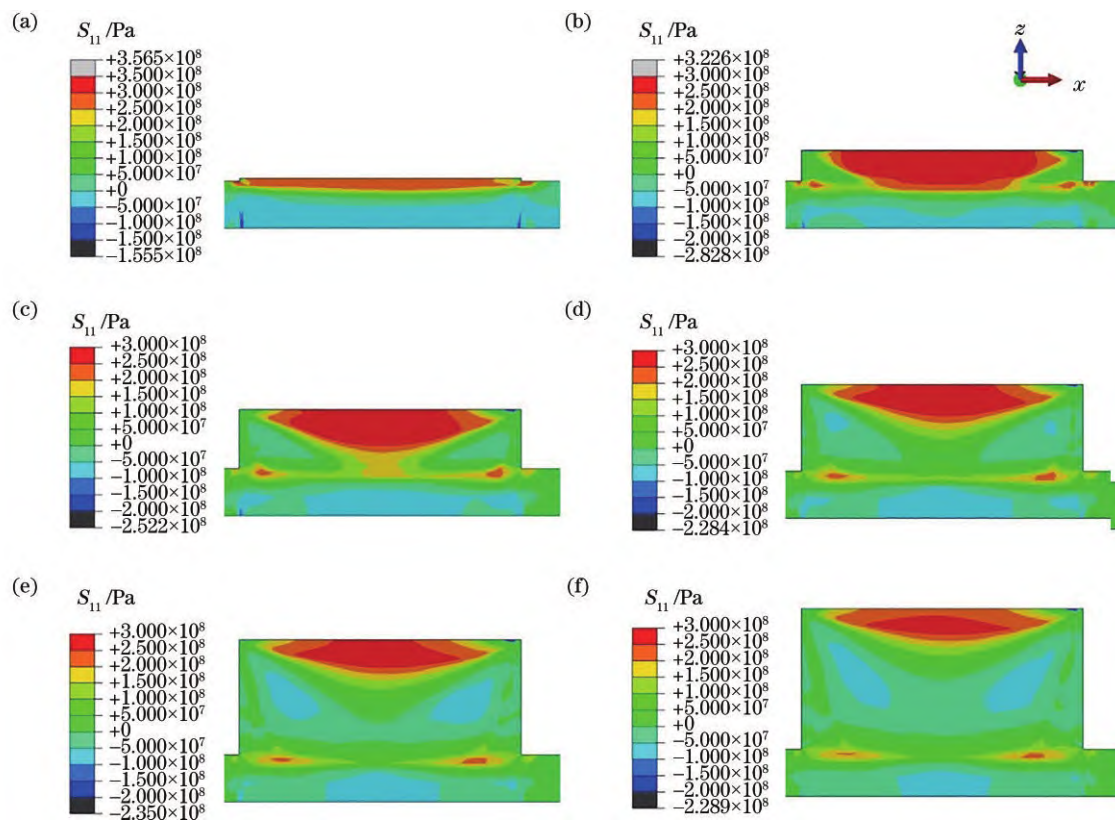


图 6 不同高度薄壁件的应力分量 S_{11} 。(a) 1 层; (b) 11 层; (c) 21 层; (d) 31 层; (e) 41 层; (f) 50 层

Fig. 6 Stress component S_{11} of thin-walled parts with different heights. (a) 1 layer; (b) 11 layers; (c) 21 layers; (d) 31 layers; (e) 41 layers; (f) 50 layers

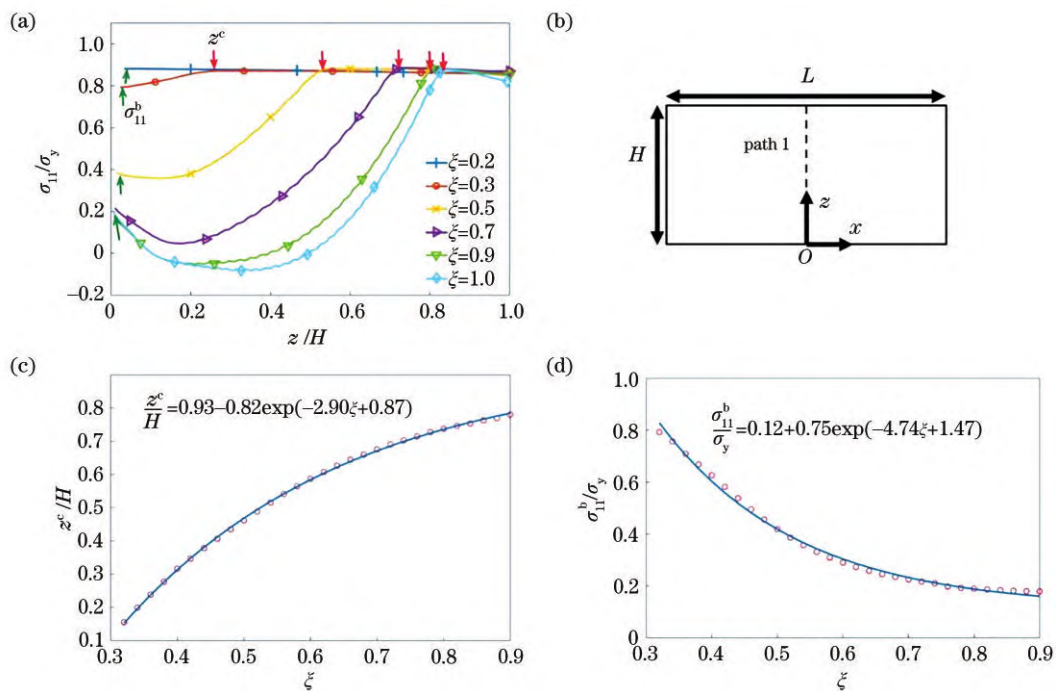


图 7 S_{11} 的分布。(a) 不同高度薄壁件的 S_{11} 沿高度方向的分布; (b) 高度方向的路径示意图; (c) 临界点位置随薄壁件高度的变化; (d) 边界应力随薄壁件高度的变化

Fig. 7 S_{11} distribution. (a) S_{11} distributions along height of thin-walled part with different heights; (b) schematic of vertical path; (c) critical point position versus height of thin-walled part; (d) boundary stress versus height of thin-walled part

约束,因此,薄壁件底部的拉应力逐渐消减,甚至演化为压应力。

将应力上升段和应力均匀段的分界点定义为临界点,临界点坐标 z^c 越大,说明应力均匀段的范围越小。如图 7(a)所示,临界点坐标随着薄壁件高度的增加有单调增加的趋势,且逐渐趋于稳定。这是因为随着薄壁件高度的增大,基板对薄壁件顶部的约束越来越弱,顶部拉应力区域逐渐减小。为了进一步研究该趋势,采用指数函数对临界点坐标与高度的关系进行拟合,如图 7(c)所示,拟合的表达式为

$$\frac{z^c}{H} = 0.93 - 0.82 \exp(-2.90\xi + 0.87) \quad (12)$$

将路径 1 最底部的应力定义为边界应力。如图 7(a)所示,边界应力随着薄壁件高度的增加有单调减小的趋势,且逐渐趋于稳定。为了进一步研究该趋势,采用指数函数对边界应力与高度的关系进行拟合,如图 7(d)所示,拟合的表达式为

$$\frac{\sigma_{11}^b}{\sigma_y} = 0.12 + 0.75 \exp(-4.74\xi + 1.47) \quad (13)$$

式中: σ_{11}^b 为边界应力。

图 8 给出了 z 方向的应力分量 S_{33} 沿着边缘 (path 2) 的分布。由图 8 可知, z 方向的应力分量在薄壁件底部较大。随着沉积高度的增加,拉应力区域逐渐增大,并且应力大小逐渐增大。当无量纲高度大于 0.7 之后,应力分布逐渐趋于稳定,最大应力大小与室温下的屈服应力大致相等。

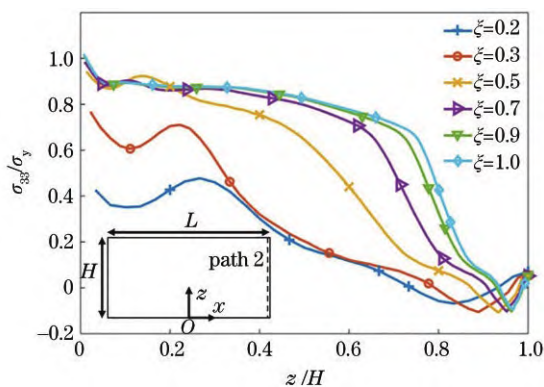


图 8 不同高度薄壁件的 S_{33} 沿路径 2 的分布

Fig. 8 S_{33} distributions along path 2 of thin-walled parts with different heights

4.3 薄壁件高度对沿长度方向分布的应力的影响

不同高度薄壁件的 z 向应力分量 S_{33} 在薄壁件底部的分布如图 9 所示。 z 向应力沿着长度方向大致对称分布。随着薄壁件高度的增加,在薄壁件底

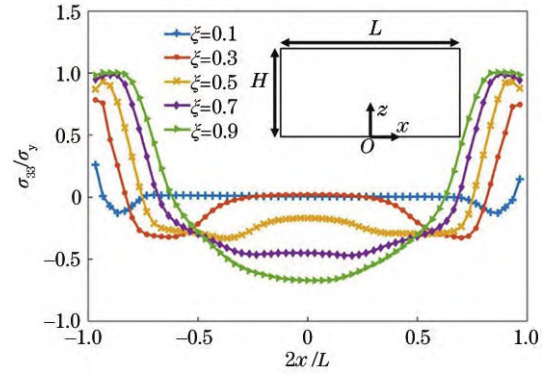


图 9 不同高度薄壁件的 S_{33} 在底部的分布

Fig. 9 S_{33} distributions at bottom of thin-walled parts with different heights

部的中间, z 向应力逐渐演化为压应力,且大小逐渐增大。薄壁件底部的首尾两端存在拉应力,随着高度的增大,拉应力逐渐增大,且拉应力区域逐渐增大。

图 9 所示的应力分量 S_{33} 随薄壁件高度的变化规律可以通过静力平衡条件来解释。取薄壁件的一半 (图 9 中 z 轴右侧部分) 为隔离体进行分析,如图 10 所示,其中 O 点为薄壁件底边的中点。为了与顶部拉应力区的应力相平衡,薄壁件底部的应力如图 10 所示,其中 σ_c 为薄壁件底边中间位置的压应力, σ_t 为薄壁件底边端部的拉应力。随着薄壁件高度的增大,顶部拉应力区的应力对 O 点的力矩逐渐增大,因此 σ_c 与 σ_t 随之增大,以保证静力平衡。

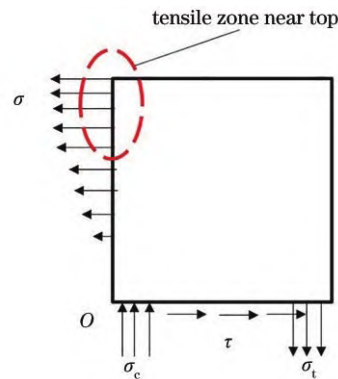
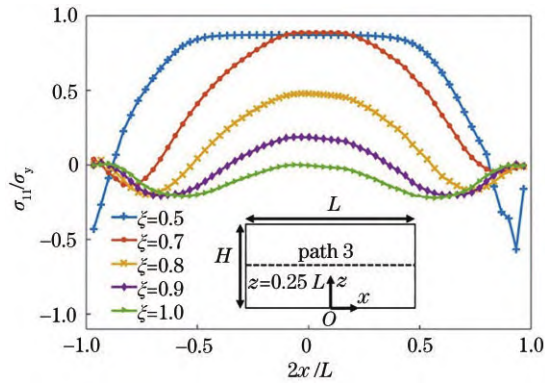


图 10 隔离体的受力分析

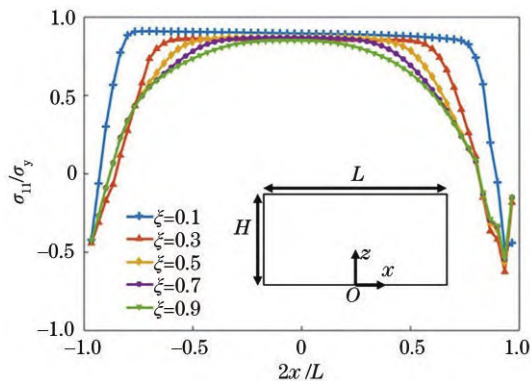
Fig. 10 Stress analysis of isolated body

不同高度薄壁件的 x 向应力分量 S_{11} 沿路径 3 的分布如图 11 所示。其中,路径 3 表示 $z=0.25L$ 的路径。当 $\xi=0.5$ 时,即路径 3 沉积结束并冷却后,存在较长的拉应力段,且应力较大,为屈服应力的 $4/5$ 。随着 ξ 的增大,即在路径 3 上方继续沉积的过程中,路径 3 上的残余应力逐渐减小,当 $\xi=1.0$ 时,应力减

图 11 不同高度薄壁件的 S_{11} 沿路径 3 的分布Fig. 11 S_{11} distributions along path 3 of thin-walled parts with different heights

小至零左右。这说明在激光沉积过程中,上方的沉积会使得沉积层下方的残余应力分量 S_{11} 逐渐减小。

不同高度薄壁件顶部的应力分量 S_{11} 的分布如图 12 所示。应力沿着长度方向大致对称分布,且应力值较大,最大应力为屈服应力的 4/5。随着高度的增加,应力分布曲线逐渐平滑,应力有微弱减小,这是因为随着沉积高度的增加,薄壁件顶部在冷却时发生收缩,其不再被基板约束,而是逐渐转变为被薄壁件底部约束,约束略有减弱。

图 12 不同高度薄壁件的 S_{11} 在顶部的分布Fig. 12 S_{11} distributions at top of thin-walled parts with different heights

5 结 论

建立了激光沉积的热力耦合有限元模型,并通过测试单道 10 层不锈钢薄壁件的残余应力,验证了计算模型的正确性。然后,采用该计算模型对单道 50 层不锈钢薄壁件的残余应力场进行了模拟,揭示了其残余应力分布随着高度的变化规律。

随着高度的增加,应力分量 S_{11} 沿着高度方向的分布从均匀分布的较大拉应力逐渐转变为下部拉

应力较小、上部拉应力较大。当 $\xi=0.2$ 时,沿着路径 1 的应力分量 S_{11} 均匀分布,当 $\xi=0.3, 0.5, 0.7, 0.9$ 时,路径 1 的底部拉应力较小,上部拉应力较大。

随着高度的增加,薄壁件底部的应力分量 S_{11} 逐渐释放。当 $\xi=0.5$ 时,沿着路径 3 的应力分量 S_{11} 最大为屈服应力的 4/5。当 $\xi=0.8$ 时,沿着路径 3 的应力分量 S_{11} 最大为屈服应力的 1/2。当 $\xi=1.0$ 时,沿着路径 3 的应力分量 S_{11} 接近为 0。

随着高度的增加,薄壁件两端的应力分量 S_{33} 显著增大。当 $\xi=0.1$ 时,薄壁件两端的应力分量 S_{33} 最大为屈服应力的 1/4。当 $\xi=0.3$ 时,薄壁件两端的应力分量 S_{33} 最大为屈服应力的 3/4。当 $\xi=0.9$ 时,薄壁件两端的应力分量 S_{33} 与屈服应力相当。

参 考 文 献

- [1] Frazier W E. Metal additive manufacturing: a review [J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2014, 23(6): 1917-1928.
- [2] Herzog D, Seyda V, Wycisk E, et al. Additive manufacturing of metals[J]. Acta Materialia, 2016, 117: 371-392.
- [3] Ngo T D, Kashani A, Imbalzano G, et al. Additive manufacturing (3D printing): a review of materials, methods, applications and challenges[J]. Composites Part B: Engineering, 2018, 143: 172-196.
- [4] Lewis G K, Schlienger E. Practical considerations and capabilities for laser assisted direct metal deposition [J]. Materials & Design, 2000, 21(4): 417-423.
- [5] Mercelis P, Kruth J P. Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting[J]. Rapid Prototyping Journal, 2006, 12(5): 254-265.
- [6] Lu Y J, Wu S Q, Gan Y L, et al. Study on the microstructure, mechanical property and residual stress of SLM Inconel-718 alloy manufactured by differing island scanning strategy[J]. Optics & Laser Technology, 2015, 75: 197-206.
- [7] Parry L, Ashcroft I A, Wildman R D. Understanding the effect of laser scan strategy on residual stress in selective laser melting through thermo-mechanical simulation[J]. Additive Manufacturing, 2016, 12: 1-15.
- [8] Carpenter K, Tabei A L. On residual stress development, prevention, and compensation in metal additive manufacturing[J]. Materials, 2020, 13(2): 255.
- [9] Ghasri-Khouzani M, Peng H, Rogge R, et al. Experimental measurement of residual stress and distortion in additively manufactured stainless steel

- components with various dimensions[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2017, 707: 689-700.
- [10] 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.
- [11] Shan Q B, Liu C, Yao J, et al. Effects of scanning strategy on the microstructure, properties, and residual stress of TC4 titanium alloy prepared by laser melting deposition[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2021, 58(11): 1114002.
单奇博, 刘忱, 姚静, 等. 扫描策略对激光熔化沉积态 TC4 钛合金组织性能及残余应力的影响[J]. *激光与光电子学进展*, 2021, 58(11): 1114002.
- [12] Zhang T G, Zhang Q, Yao B, et al. Numerical simulation of temperature field and stress field of Ni-based laser cladding layer on TC4[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2021, 58(3): 0314003.
张天刚, 张倩, 姚波, 等. TC4 表面 Ni 基激光熔覆层温度场和应力场数值模拟[J]. *激光与光电子学进展*, 2021, 58(3): 0314003.
- [13] Li L X, Zhang D Q, Li J H, et al. Residual stress analysis and shape optimization of laser clad Ni-based alloy coatings[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2020, 57(17): 171405.
李伦翔, 张德强, 李金华, 等. 激光熔覆镍基合金形貌优化及残余应力分析[J]. *激光与光电子学进展*, 2020, 57(17): 171405.
- [14] Walker T R, Bennett C J, Lee T L, et al. A validated analytical-numerical modelling strategy to predict residual stresses in single-track laser deposited IN718[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 151: 609-621.
- [15] Gong C, Wang L F, Zhu G X, et al. Numerical simulation of residual stress in 316L stainless steel cladding layer by laser additive manufacturing[J]. *Applied Laser*, 2018, 38(3): 402-408.
龚丞, 王丽芳, 朱刚贤, 等. 激光增材制造 316L 不锈钢熔覆层残余应力的数值模拟研究[J]. *应用激光*, 2018, 38(3): 402-408.
- [16] Shi L K, Gao S Y, Xi M Z, et al. Finite element simulation for laser direct depositing processes of metallic vertical thin wall parts II. The simulation for thermal stress field during depositing processes [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2006, 42(5): 454-458.
石力开, 高士友, 席明哲, 等. 金属直薄壁件激光直接沉积过程的有限元模拟 II. 沉积过程中热应力场的模拟[J]. *金属学报*, 2006, 42(5): 454-458.
- [17] Chew Y X, Pang J H L, Bi G J, et al. Thermo-mechanical model for simulating laser cladding induced residual stresses with single and multiple clad beads[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, 224: 89-101.
- [18] Alimardani M, Toyserkani E, Huissoon J P. A 3D dynamic numerical approach for temperature and thermal stress distributions in multilayer laser solid freeform fabrication process[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2007, 45(12): 1115-1130.
- [19] Cao J, Gharghoury M A, Nash P. Finite-element analysis and experimental validation of thermal residual stress and distortion in electron beam additive manufactured Ti-6Al-4V build plates[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, 237: 409-419.
- [20] 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.
- [21] Li G Q, Wang L F, Zhu G X, et al. Influence of scanning patterns on residual stress of cladding layer and substrate deformation produced by hollow-ring laser cladding[J]. *Surface Technology*, 2021, 50(3): 158-170.
李广琪, 王丽芳, 朱刚贤, 等. 扫描方式对中空环形激光熔覆层残余应力及基板变形的影响研究[J]. *表面技术*, 2021, 50(3): 158-170.
- [22] Ding J, Colegrove P, Mehnert 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.
- [23] Heigel J C, Michaleris P, Reutzel E W. Thermo-mechanical model development and validation of directed energy deposition additive manufacturing of Ti-6Al-4V[J]. *Additive Manufacturing*, 2015, 5: 9-19.
- [24] Zhao X R, Iyer A, Promopattum P, et al. Numerical modeling of the thermal behavior and residual stress in the direct metal laser sintering process of titanium alloy products[J]. *Additive Manufacturing*, 2017, 14: 126-136.
- [25] Smith M C, Bouchard P J, Turski M, et al. Accurate prediction of residual stress in stainless steel welds[J]. *Computational Materials Science*, 2012, 54: 312-328.