

增减材复合制造模拟仿真及应力与变形演变规律

陈树君¹, 倪庆冕¹, 刘海滨¹, 陈平平¹, 闫朝阳¹, 谢瑞山^{1,2}

(1. 北京工业大学, 机械与能源工程学院, 北京, 100124; 2. 北京工业大学, 重庆研究院, 重庆, 401151)

摘要: 增材制造构件的最终成形精度不仅取决于增材过程中的应力累积及宏观变形, 而且和减材过程中的应力释放与再分布有重要的关系。为此, 建立了增减材复合制造的联合模拟仿真方法, 阐明了增材制造过程中的应力累积行为, 及其在后续减材过程应力释放及二次变形规律。结果表明, 电弧增材制造过程中在成形的最初几层以及最后的冷却阶段在零件和基板的交界位置处于三向拉应力; 在铣削减材过程中, 增材制造的残余应力逐渐释放并重新分布, 最大残余应力的位置改变并且拉应力减小, 同时在铣削过程中零件发生二次变形, 零件两端变形量大而中间变形量小。文中提出的增减材联合仿真方法对最终成形零件的变形调控提供理论指导。

创新点: (1) 建立了增减材复合制造的联合模拟仿真方法。
(2) 揭示增减材复合制造过程中应力与变形演变规律。

关键词: 增材制造; 铣削; 增减材复合制造; 残余应力; 变形

中图分类号: TG 444 文献标识码: A doi: 10.12073/j.hjxb.20240131002

Numerical simulation of hybrid additive and subtractive manufacturing and evolution behavior of stress and deformation

CHEN Shujun¹, NI Qingmian¹, LIU Haibin¹, CHEN Pingping¹, YAN Chaoyang¹, XIE Ruishan^{1,2}

(1. School of Mechanical and Energy Engineering, Beijing University of Technology, Beijing, 100124, China; 2. The Chongqing Research Institute of Beijing University of Technology, Chongqing, 401151, China)

Abstract: The final forming accuracy of additive manufacturing components depends not only on the stress accumulation and deformation during the additive manufacturing process, but also on the stress release and redistribution during milling. Therefore, a joint simulation method of hybrid additive and subtractive manufacturing was established, and the stress accumulation behavior in the process of additive manufacturing and its stress release and secondary deformation law in the subsequent material removal process were expounded. The results show that, in the process of arc additive manufacturing, there is a three-dimensional tensile stress at the interface between the part and the substrate in the first few layers and the final cooling stage. In the process of milling additive manufacturing, the residual stress is gradually released and redistributed, and the position of the maximum residual stress changes and the tensile stress decreases. At the same time, in the process of milling, the part undergoes secondary deformation, with large deformation at both ends and small deformation in the middle. The joint simulation method of hybrid additive and subtractive manufacturing proposed in this paper provides theoretical guidance for the deformation control of the final formed part.

Highlights: (1) Simulation method of hybrid additive and subtractive manufacturing was established.
(2) The evolution of stress and deformation during the hybrid process was revealed.

Key words: additive manufacturing; milling; hybrid additive and subtractive manufacturing; residual stress; deformation

0 序言

增减材复合加工技术是一种将增材制造与减材制造相结合的新技术^[1-2]. 增材制造利用计算机生成的三维模型, 并针对模型生成数控代码, 最终实现三维实体零件的加工, 减材制造则是对成形零件进行铣削. 在同一台设备上完成增减材加工, 可以提高制造精度和生产效率, 尽管增减材复合制造的优势已经被广泛认可, 但其仍有很多技术难题有待解决. 增材制造过程中构件内部产生复杂的内应力, 在后续铣削减材中, 随着材料的不断去除会导致构件残余应力的部分释放和再分布^[3], 并引起构件二次变形^[4]. 因此, 构件的最终成形精度不仅取决于增材过程中的应力累积及宏观变形, 而且与减材过程中的应力释放与再分布有重要的关系.

在增材制造中, 热力耦合有限元分析是理解和揭示零件在增材制造过程中瞬态热/力学行为的主要手段^[5-7]. DING 等人^[8] 使用了三维热弹性塑性瞬态模型和基于高级稳态热分析的模型, 有效的加快了计算时间, 并且稳态热模型能够有效的模拟构件的温度及应力场; DENLINGER 等人^[9] 研究了通过增材制造工艺构建的大型零件的变形抑制技术, 用简单的有限元模拟验证了变形抑制策略的有效性; SUN 等人^[10] 通过数值模拟分析了铝合金电弧增材中残余应力的分布特征, 得到了电弧增材多层沉积后零件上残余应力分布的规律; HUANG 等人^[11] 以壁结构和管结构两种典型结构为例, 建立了增材制造热力耦合模型, 研究了两种典型结构残余应力的分布特征. 大量文献表明, 顺序耦合求解在减少计算量的同时并没有损失太多的计算精度^[12-13], 因此目前研究人员均以顺序耦合^[14-15] 的方式求解增材制造的热力耦合问题.

在传统的减材制造中, 随着材料的去除, 会引起零件初始残余应力的释放和再分布, 目前针对增减材复合制造过程的模拟仿真较少. SALONITIS 等人^[16] 进行了激光熔覆增材成形复合减材制造的变形—应力联合数值仿真, 发现减材只能修正部分变形, 这是因为有较大初始残余应力的存在; 赵宇辉等人^[17] 利用数值模拟探究了增减材复合制造过程中减材工艺的介入时机对工件表面的应力状态的影响; SUNNY 等人^[18] 研究了定向沉积的薄壁结构

加工中, 以不同刀具路径加工, 零件上的残余应力和变形存在差异, 并且初始残余应力对后续铣削加工产生的残余应力和变形会产生影响; WEBER 等人^[19] 研究了整体铝块零件在铣削成薄壁零件的过程中, 初始体积内的残余应力和铣削后诱导的残余应力对零件变形的影响; LANDWEHR 等人^[20] 通过一种新的加工变形预测方法研究航空薄壁零件上加工时的残余应力引起的变形, 演示了薄壁零件的变形预测. 以上大部分文献研究了铣削对残余应力以及变形的影响, 但是对于增减材复合加工制造中残余应力及变形的产生演变以及再分布没有过多的阐明.

增减材复合制造构件的最终成形精度不仅取决于增材过程中非均匀温度场导致的变形和应力累积, 而且和减材过程中的应力释放与二次变形有重要的关系. 当前增减材构件的变形研究尚处于起步阶段, 变形控制主要依靠试验经验, 热—力学过程基础研究不足. 文中通过建立电弧增减材复合制造的仿真模型和联合模拟方法, 研究增减材复合制造中的应力与变形的演变规律, 为构件的精度控制提供参考.

1 增减材复合制造有限元模型

1.1 增材制造模拟

文中主要研究增减材过程的应力与变形演变规律, 对该过程进行了合理简化, 忽略了电弧增材表面可能出现的凹凸不平的现象. 焊接残余应力的产生归因于焊接热源引起的温度分布不均匀^[21], 热源模型决定了热量的输入密度和分布方式. 采用电弧增材常用的双椭球热源模型, 即

$$q_1(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3\eta Pf_1}}{\pi\sqrt{\pi a_1 bc}} \exp\left(-3\frac{x^2}{a_1^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}\right), x \geq 0 \quad (1)$$

$$q_2(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3\eta Pf_2}}{\pi\sqrt{\pi a_2 bc}} \exp\left(-3\frac{x^2}{a_2^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}\right), x \geq 0 \quad (2)$$

$$f_1 + f_2 = 2.0 \quad (3)$$

式中: q_1, q_2 为前半部分和后半部分椭球热流密度; P 为功率; η 为吸收率; ηP 为有效功率; f_1, f_2 为热量在前后两部分之间的比例; a, b, c 为双椭球的形状参数.

电弧增材数值模拟计算过程中涉及的材料热性能参数主要包括密度、热传导系数、比热容等系数。在该模型中, 同时考虑对流和辐射两种方式分析工件与外界环境之间的热交换, 对流换热由牛顿定律描述, 而辐射换热由斯蒂芬玻尔兹曼定律描述, 即

$$q_c = -h_c(T_S - T_0) \quad (4)$$

$$q_r = -\varepsilon\sigma(T_S^4 - T_0^4) \quad (5)$$

式中: q_c 为对流散热系数; h_c 为对流换热系数; q_r 为辐射散热; ε 为发射率; σ 为斯蒂芬玻尔兹曼常数; T_S 为指定边界温度; T_0 为环境温度。

在电弧增材过程中, 总应力是多种应力相互叠加的结果。首先, 由弹性应变、热应变、塑性应变及相变导致的应变等构成总应变; 其次, 根据广义的胡克定律, 成形制件所承受的等效应力由这几种应变对应的分应力叠加而成, 应力和变形遵循热弹塑性理论, 总应变为

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_t \quad (6)$$

式中: $\varepsilon_{\text{total}}$ 为总变形; ε_e 为弹性应变; ε_p 为塑性应变; ε_t 为热变形。

模拟时考虑了材料的各项性能受温度变化的影响, 热物理参数见表 1^[22]。

表 1 6061 铝合金材料参数
Table 1 Material properties of 6061 aluminum alloy

温度 T/K	比热容 $c/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1})$	传导率 $\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1})$	膨胀系数 $\alpha/10^{-5}\text{ K}^{-1}$	弹性系数 E/GPa	塑性系数 R/MPa
293	728	176	2.22	71	300
373	795	180	2.38	65	284
573	963	188	2.53	49	100
773	1290	198	2.69	40	30
973	1580	200	3.02	28	10

使用 ABAQUS 模拟多道多层电弧增材制造工艺, 在 ABAQUS 软件中创建有限元模型, 增材部分尺寸为 $100\text{ mm} \times 20\text{ mm} \times 6\text{ mm}$, 基材部分的尺寸为 $200\text{ mm} \times 100\text{ mm} \times 6\text{ mm}$, 增材部分和基材材料同为 6061 铝合金, 模型如图 1 所示。

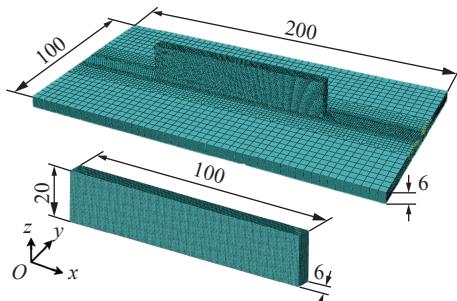


图 1 电弧增材单壁结构有限元模型 (mm)
Fig. 1 WAAM finite element model (mm)

为了保证数值模拟过程的准确性, 实际增材过程中, 成形件外表面主要通过与空气热辐射、对流换热和与基板热传导接触进行散热。设置对流传热系数为 $50\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ^[23], 辐射换热系数为 0.4。为了防止电弧增材过程中由于热积累过大导致基板变形, 在增材基板四周通过向压板施加载荷从而限制基板 z 轴方向变形, 故设置约束上, 在基板 4 个角

施加了 z 轴上的约束以及 xOy 面的转动约束, 考虑到实际情况基板总是与装夹处相连, 故设置基板底面的 z 轴上的位移约束。

1.2 铣削减材过程模拟

材料本构模型是金属切削仿真技术中的核心要素之一。本构模型的精确性对金属切削仿真的精度有重要影响, 文中选用 Johnson-Cook 模型(简称 J-C 模型), 综合考虑了材料成形过程中的应变速率、应变等各种因素对流动应力的影响, 建立了应变强化、应变率强化与温度软化的函数, J-C 模型可用于大变形、大应变速率条件下的材料变形计算。6061 铝合金的 Johnson-Cook 参数见表 2^[24]。

在材料切削加工过程中, 应力、应变以及温度的变化发生区域主要集中在切屑与坯料的分离阶段, 在这一过程中有着非常复杂的物理、化学变化过程。因此, 合理选择材料的分离准则表征切屑的分离过程是仿真结果正确性的直接影响因素。选用的 J-C damage 模型是物理分离准则中应用最为广泛的损伤模型。6061 铝合金的 Johnson-Cook 失效模型参数见表 3^[24]。

减材刀具采用与试验相同的钨钢圆柱三头铣

表 2 6061 铝合金 J-C 模型参数
Table 2 Johnson-Cook plasticity model parameters for 6061 aluminum alloy

屈服强度 R_{el}/MPa	硬化模量 ϵ/MPa	C	n	m	ϵ_0	熔点 T_c/K	室温 T/K
324	114	0.0128	0.42	1.34	1	893	293

表 3 6061 铝合金 J-C 失效模型参数
Table 3 Johnson-Cook damage model parameters for 6061 aluminum alloy

d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	ϵ_0	熔点 T_c/K	室温 T/K
-0.77	1.45	-0.47	0	1.6	1	893	293

刀, 直径为 10 mm, 刀具定义为刚体, 在铣刀中轴线上选一点建立参考点, 将刀具与参考点进行耦合, 在边界条件中定义刀具的加工参数, 切削速度 5 m/s, 转速 3 000 r/min. 刀具与被铣削工件接触选用表面与表面接触, 为了降低计算量, 指定两对接触面, 即沉积层与刀具的接触及沉积层与自身的接触. 文中采用库伦摩擦定律描述铝合金切削模型中的摩擦行为, 在切削加工仿真中正向摩擦选用罚函数, 摩擦系数为 0.2^[24]. 零件及刀具的网格划分如图 2 所示. 在薄壁零件铣削加工过程中, 将刀具考虑为刚体, 将零件与刀具进行刚性约束, 通过设置参考点实现刚性连接. 研究增减材一体化模拟仿真模型, 将增材制造后的残余应力映射到铣削的几何模型中, 作为铣削模拟仿真的初始条件, 之后进行铣削加工过程的模拟. 通过对刀具旋转运动以及进给运动进行定义并且进行相应约束, 同时对边界条件进行定义, 并对整个铣削过程进行定义和约束.

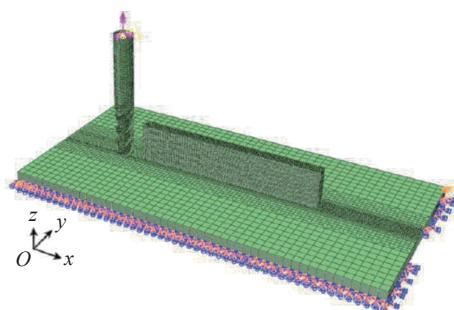


图 2 铣削过程建模
Fig. 2 Modeling of milling process

2 试验验证

2.1 试验设备

试验装置包括 KUKA KR210 型号机器人搭配弗尼斯 CMT Advanced 焊机组成的电弧增材制造

系统, 机器人其负载重量为 210 kg, 重复定位精度为 0.05 mm. 铣削减材装置为 KUKA KR500 机器人, 负载重量为 500 kg, 重复定位精度为 0.05 mm, 该机器人末端配备 ES779 高速铣削头, 最高转速为 22 000 r/min. 铣削时采用钨钢材料的三头铣刀, 刀具全长 100 mm, 刀片长 45 mm, 直径 12 mm, 螺旋角 55°.

2.2 温度的比较

试验前对试验和模拟仿真的温度结果进行了比较, 图 3(b) 中所示 A 点与 B 点为提取温度循环曲线的位置. 由图 3(c) 和图 3(d) 中可以看出, 试验中测得的温度循环曲线与模拟仿真中提取的温度循环曲线较为吻合, 可以说明, 有限元模型可以较好地反映模型中的温度场分布.

2.3 应力的比较

在电弧增材制造时, 由于温度不均匀分布的影响, 导致沉积层的成形不均匀, 在沉积层表面较为凹凸不平, 不易测量应力. 因此在文中选择了铣削后沉积层上较为平整的区域进行应力的测量, 如图 4(c) 所示, 选择 Path3 路径上进行试验和模拟仿真应力的对比. 采用 X 射线衍射的方法对沉积层侧面选择的 5 个点进行测量. 为了计算几个点位的应力分量, 选择了 $-2.5^\circ \sim 43.5^\circ$ 的 phi 角, 采用 311 衍射晶面对峰位进行测定, 使用了 1 mm 的 Cr 靶材探测直径, 在 139° 处的衍射角为 2θ , 在这些条件下对应力进行测量, X 射线仪 (X'Pert Pro MPD) 由荷兰帕纳科公司制造.

图 5 将试验结果与仿真结果在横向和纵向残余应力分布上进行了比较, 图 5 中的 5 个点对应仿真中 Path3 上的 5 个位置. 可以看出, 预测的纵向残余应力分布以及横向残余应力分布形状和大小与试验结果吻合良好.

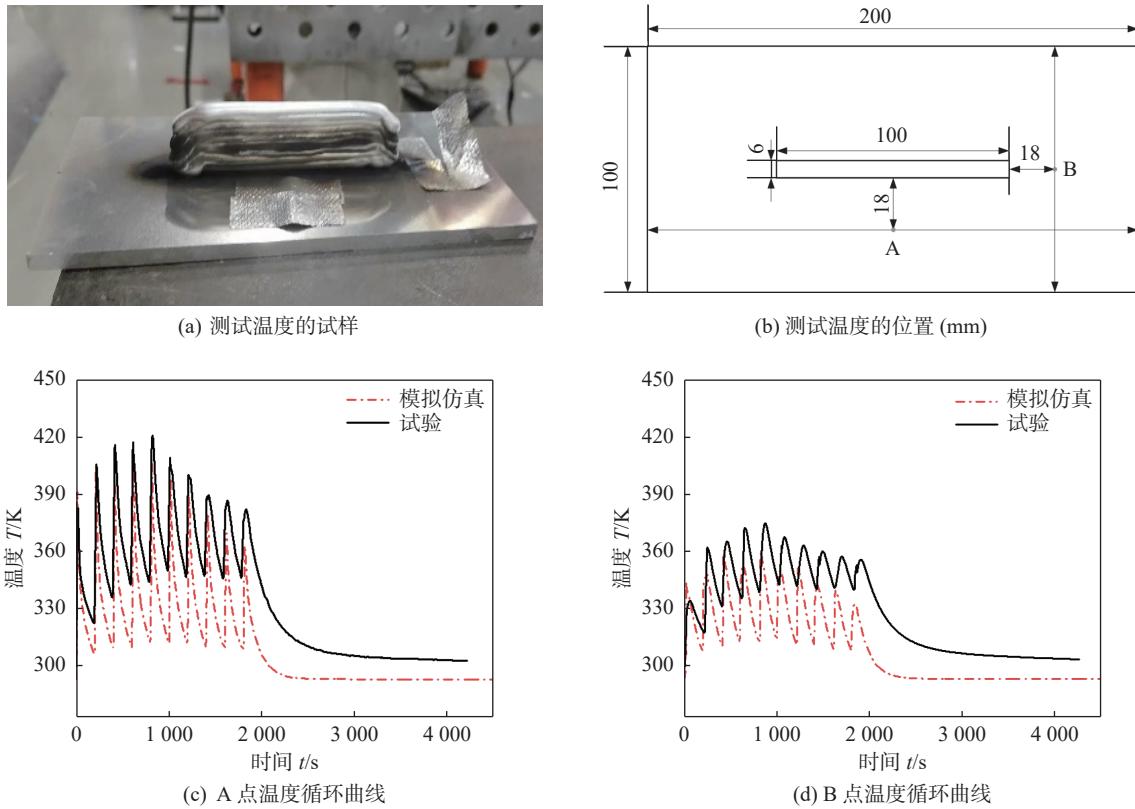


图 3 A 点与 B 点温度循环曲线及测量样件

Fig. 3 Temperature cycle curves and measurement samples at point A and point B. (a) measurement samples; (b) location of temperature testing; (c) temperature cycle of A; (d) temperature cycle of B

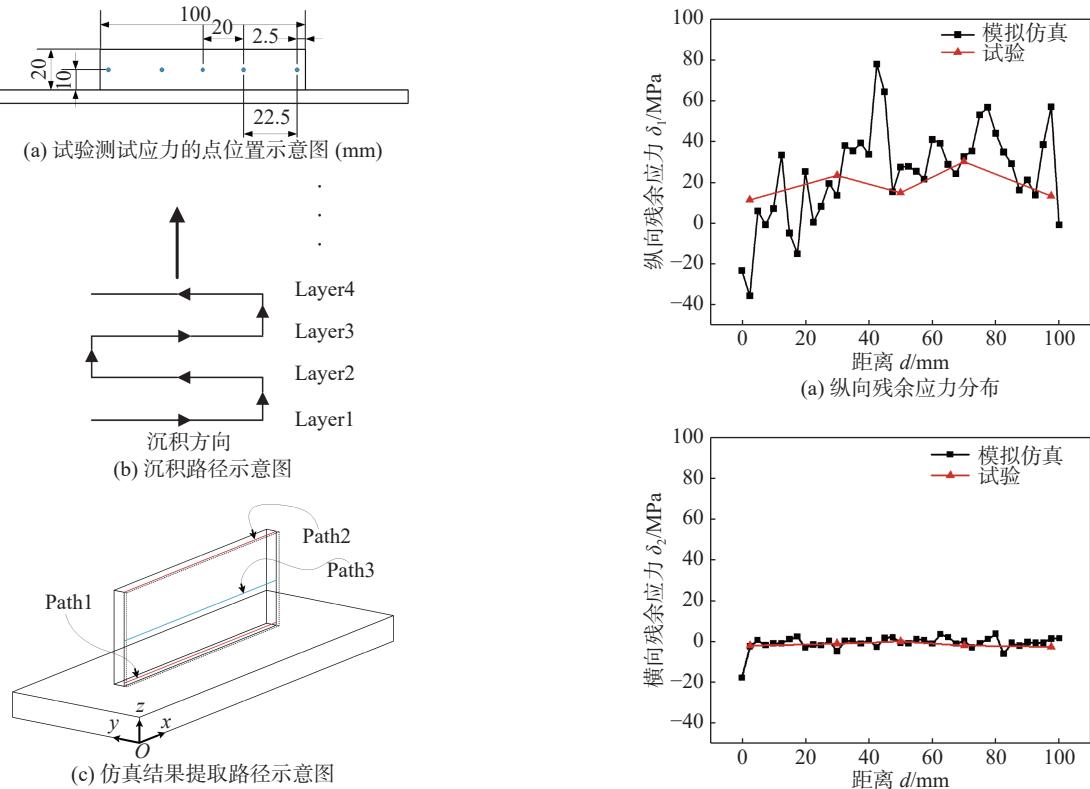


图 4 残余应力测试点与沉积路径

Fig. 4 Residual stress testing point and deposition path. (a) location of testing point; (b) deposition path; (c) schematic diagram of the path for extracting simulation

Fig. 5 Residual stress distribution along Path3. (a) longitudinal residual stress; (b) horizontal residual stress

图 5 沿 Path3 的残余应力分布

3 结果与讨论

3.1 增材过程应力演变规律

在沉积过程中,纵向残余应力的演化过程如图 6 所示,在每一层沉积进行到达中点时,由于该处的单元未被激活,所以该位置的应力数值为零。沉积到达中点后,单元被激活,由于此时热源移动到此处,该位置的单元对应实际增材过程中的熔化过程,而在熔化时,对应的有限元单元中也没有应力的产生,所以应力也为零。当热源离开中点继续移动,熔化的区域开始凝固,凝固的区域开始产生应力并逐渐增大,在这一层沉积结束与下一层沉积开始之前,该区域的应力达到最大值。在初始时刻,零件上的纵向应力主要为拉应力,且分布在沉

积层的中间,如图 6(a) 所示。在沉积了五层之后,沉积层下方的应力从拉应力变成压应力,尤其是熔池下方的区域,压应力较大,如图 6(b) 所示。最后一层沉积时,沉积层中间区域以拉应力为主,上方出现压应力,这是由于沉积到第十层时,由于热输入不断累积,应力逐渐增大,沉积层上层区域的变形量增大,出现了压缩应变,从而产生了较大的压应力,如图 6(c) 所示。沉积结束冷却时,沉积层中间区域压应力大的区域压应力逐渐恢复成拉应力,整体沉积层的纵向应力分布又以拉应力为主,而在两侧区域依然保留了压应力区域。结束冷却后,薄壁零件在基板交接处的应力较大,尤其是在两端位置处,并且在沉积层上,中间区域的残余应力较大而两侧的残余应力较小,如图 6(d) 所示。

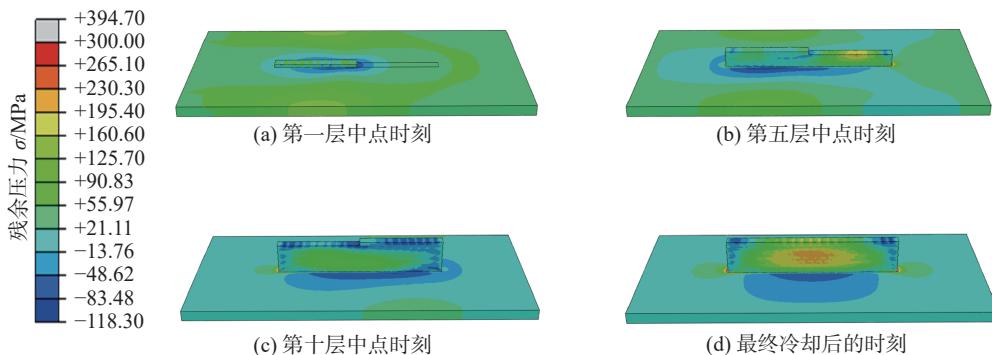


图 6 增材过程中纵向应力演化图

Fig. 6 Longitudinal stress evolution diagram during additive manufacturing. (a) first floor; (b) fifth floor; (c) tenth floor; (d) moment of final cooling

3.2 铣削过程应力演化

为探究铣削过程中残余应力的演化规律以及铣削后产生的二次变形,在数值模拟的结果中分别提取某条路径上残余应力以及变形的数值进行分析,文中选取应力与变形变化较大的路径进行分析,Path1 为提取二次变形的路径,Path2 为提取纵向残余应力的路径,Path3 为试验验证时所提取应力数据的路径,如图 4(c) 所示。

图 7 为薄壁零件铣削过程的纵向应力演变过程。随着铣削过程的进一步进行,可以看出在铣削过程中,随着进给运动的不断进行,薄壁零件上多余的材料被去除,同时图中可以发现在铣削减材过程中增材过程产生的残余应力出现重新分布。增材制造结束后,薄壁零件在基板交接处的应力较大,尤其是在两端位置处,并且在沉积层上,中间区域的残余应力较大而两侧的残余应力较小,如图 7(a) 所示。当高速旋转的铣刀接近工件时,铣刀前方的

拉应力逐渐减小,而且与铣削刚开始的时候相比,左边应力集中的情况不再明显,如图 7(b) 和图 7(c) 所示,这是由于随着铣削过程的进行,铣削实际上可以为零件施加部分压应力,抵消部分之前产生的残余拉应力。如图 7(d) 所示,最终在零件中间与基板交界的位置产生较大的残余拉应力,但是与初始状态相比,零件表面的高残余应力区域的残余应力明显减小了很多。

图 8 为薄壁零件铣削过程在特定路径下的纵向应力曲线,可以看到,在铣削加工之前,纵向残余应力在两侧的值较低,而越接近中心区域靠拢纵向残余应力的值越高,呈现出一个中间高两边低的分布态势。而在铣削过程中,随着切削刃进入加工零件,可以看到铣削前方的纵向应力略有减小,而且在铣削后方的区域纵向残余应力有明显的减小。在铣削完成后,该路径上整体的纵向残余应力减小,最大值从 240 MPa 降低到 40 MPa 左右。纵向残余

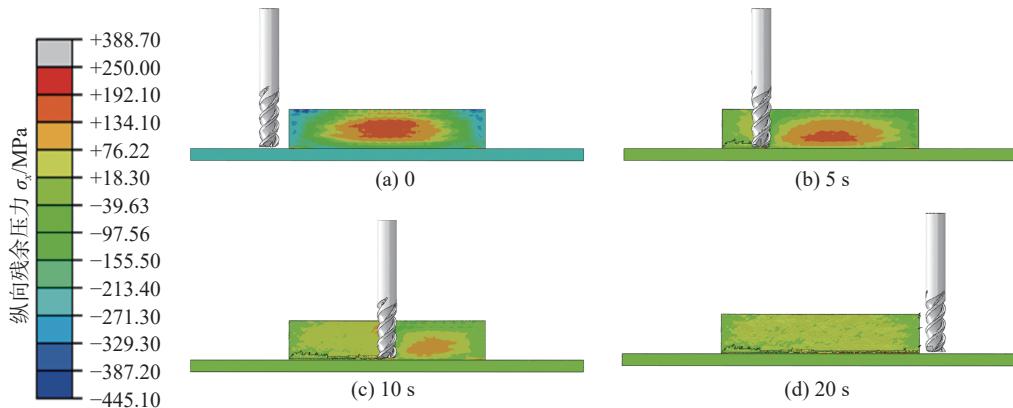


图 7 减材加工过程中纵向残余应力的演化过程云图

Fig. 7 Evolution of longitudinal residual stress during milling. (a) 0; (b) 5 s; (c) 10 s; (d) 20 s

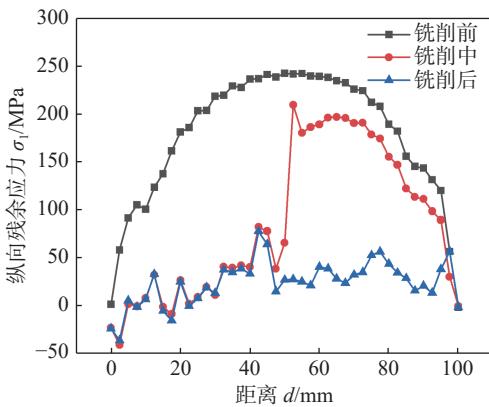


图 8 减材加工过程中纵向残余应力的演化过程曲线

Fig. 8 Evolution curve of longitudinal residual stress during milling

应力整体的分布态势在图 8 中可以看出也有了明显的改变。因此, 铣削过程中, 增材制造薄壁零件内部残余应力是逐渐释放且重新分配的过程, 并且整体上降低了零件内部的残余应力。

3.3 铣削过程变形演变规律

图 9 为铣削过程中增材零件的变形演变过程。由于薄壁零件的刚度较低, 变形较大, 而刀具的

刚度较高, 变形很小, 因此在分析过程中忽略刀具的变形。铣削加工过程中, 薄壁零件在 x 、 y 、 z (纵向、横向、法向)方向都会产生一定的变形。模拟中发现薄壁零件的加工变形主要发生在 y 方向, x 、 y 方向的加工变形在铣削加工过程中, 随着刀具与工件的接触, 在开始接触时位置处应力较为集中导致接触的位置变形较大, 如图 9(b) 所示, 同时释放的薄壁零件本身的内应力, 因此在两侧变形量较大, 而加工中间部位由于应力集中现象不再明显, 因此变形量较小, 见图 9(c)。同时随着刀具的高速转动, 残余应力出现再分布现象, 也导致薄壁零件出现在两端变形量较大的情况, 如图 9(d) 所示。图 10 为铣削减材过程沿着所取路径 y 方向变形的演化曲线, 可以看到在铣削过程中, 进刀的位置变形量最大, 可以达到 0.15 mm, 随着铣削减材过程的结束, 在这个表面上刀具经过的区域整体出现了变形, 产生变形的原因部分归因于加工过程中刀具施加的切削力和产生的切削热, 另一方面, 铣削加工结束后, 原有的增材制造过程中积累的内应力得以释放, 导致

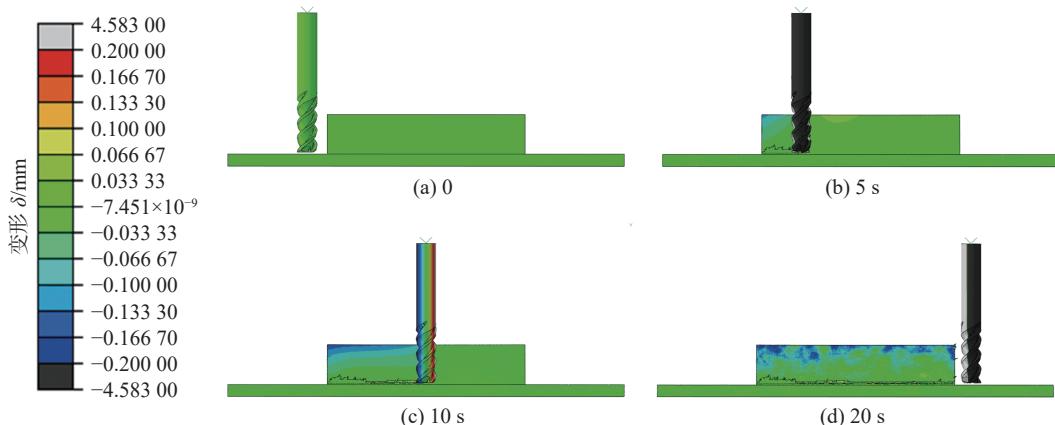


图 9 铣削减材过程中薄壁零件的二次变形云图

Fig. 9 Deformation of parts during milling. (a) 0; (b) 5 s; (c) 10 s; (d) 20 s

应力重新分布,进而引发了零件的变形。

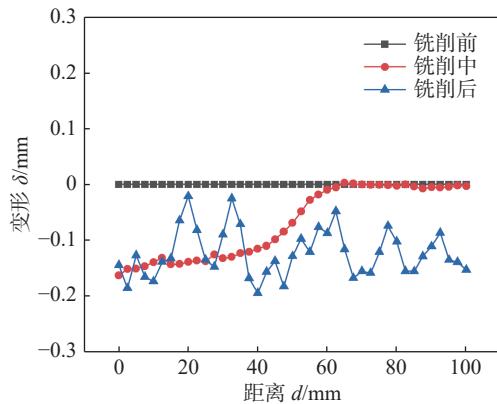


图 10 铣削减材过程中薄壁零件的二次变形曲线

Fig. 10 Secondary deformation curve of parts during milling

4 结论

(1) 建立了增减材一体化的仿真模型,采用了预定义场的方式实现了两个工艺温度场和应力场的衔接,实现了增减材复合加工的数值模拟计算。

(2) 增材制造后薄壁零件在基板交接处的应力较大,尤其是在两端位置,并且在沉积层上中间区域的残余应力较大,而两侧的残余应力较小。

(3) 由于铣刀切削力和切削热的联合作用,铣削过程中沉积层上残余应力是一个不断释放和再分布的过程。铣削后整体残余应力减小,峰值从 240 MPa 降低到 40 MPa 左右。铣削完之后残余应力分布有明显的改变,分布更为均匀。

(4) 铣削中在沉积层上产生变形,沉积层中部和下部变形较小,变形主要集中在沉积层上部区域,在上部区域铣削过程中变形值可以达到 0.15 mm。

参考文献

- [1] SONG Y A, PARK S, CHOI D, et al. 3D welding and milling : Part I - a direct approach for freeform fabrication of metallic prototypes[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(9): 1057-1062.
- [2] KARUNAKARAN K P, SURYAKUMAR S, PUSHPA V, et al. Low cost integration of additive and subtractive processes for hybrid layered manufacturing[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2010, 26(5): 490 – 499.
- [3] SADEGHIFAR M, JAVIDIKA M, LOUCIF A, et al. Experimental and numerical analyses of residual stress redistributions in large steel dies: Influence of tempering cycles and rough
- milling[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 24: 395 – 406.
- [4] GE G, XIAO Y, FENG X, et al. An efficient prediction method for the dynamic deformation of thin-walled parts in flank milling[J]. Computer-Aided Design, 2022, 152: 103401.
- [5] XIE R, CHEN G, ZHAO Y, et al. In-situ observation and numerical simulation on the transient strain and distortion prediction during additive manufacturing[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2019, 38: 494 – 501.
- [6] XIE R, SHI Q , CHEN G. Improved distortion prediction in additive manufacturing using an experimental-based stress relaxation model[J]. Journal of Materials Science & Technology, 2020, 59: 83 – 91.
- [7] 韩文涛, 林健, 雷永平, 等. 不同层间停留时间下电弧增材制造 2Cr13 薄壁件热力学行为 [J]. 焊接学报, 2019, 40(12): 47 – 52. HAN Wentao, LIN Jian, LEI Yongping, et al. Thermodynamic behavior of 2Cr13 thin-walled components in arc additive manufacturing under different inter-layer dwell times[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(12): 47 – 52.
- [8] 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.
- [9] DENLINGER E R, MICHALERIS P. Mitigation of distortion in large additive manufacturing parts[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Enginee, 2017, 231(6): 983 – 993.
- [10] SUN J, HENSEL J, KöHLER M, et al. Residual stress in wire and arc additively manufactured aluminum components[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 65: 97 – 111.
- [11] HUANG W, WANG Q, MA N, et al. Distribution characteristics of residual stresses in typical wall and pipe components built by wire arc additive manufacturing[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2022, 82: 434 – 447.
- [12] LINDGREN L E. Numerical modelling of welding[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2006, 195(48): 6710 – 6736.
- [13] XIE R, ZHAO Y, CHEN G, et al. Development of efficient distortion prediction numerical method for laser additive manufactured parts[J]. Journal of Laser Applications, 2019, 31(2):022314.
- [14] HODGE N E, FERENCZ R M , SOLBERG J M . Implementation of a thermomechanical model for the simulation of selective laser melting[J]. Computational Mechanics, 2014, 54(1): 33 – 51.
- [15] 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.
- [16] SALONITIS K, D'ALVISE L, SCHINOCHORITIS B, et al. Additive manufacturing and post-processing simulation: laser

- cladding followed by high speed machining[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing*, 2016, 85(9-12): 2401 – 2411.
- [17] 赵宇辉, 高孟秋, 赵吉宾, 等. 基于有限元模型的增减材一体化复合制造技术热力耦合研究 [J]. *机械工程学报*, 2022, 58(15): 274 – 282.
ZHAO Yuhui, GAO Mengqiu, ZHAO Jibin, et al. Study on thermo mechanical coupling of the hybrid additive and subtractive manufacturing based on finite element model[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2022, 58(15): 274 – 282.
- [18] SUNNY S, MATHEWS R, GLEASON G, et al. Effect of metal additive manufacturing residual stress on post-process machining-induced stress and distortion[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2021, 202-203: 106534.
- [19] WEBER D, KIRSCH B, CHIGHIZOLA C R, et al. Investigation on the scale effects of initial bulk and machining induced residual stresses of thin walled milled monolithic aluminum workpieces on part distortions: experiments and finite element prediction model[J]. *Procedia CIRP*, 2021, 102: 337 – 342.
- [20] LANDWEHR M, SCHMID S, HOLLA V, et al. The finite cell method for the prediction of machining distortion caused by initial residual stresses in milling[J]. *Procedia CIRP*, 2021, 102: 144 – 149.
- [21] ALIPOORAMIRABAD H, PARADOWSKA A, GHOMASH-CHI R, et al. Investigating the effects of welding process on residual stresses, microstructure and mechanical properties in HSLA steel welds[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2017, 28: 70 – 81.
- [22] 陈健, 吕林, 方楷. 超声冲击改善 6061 铝合金焊接残余应力的数值模拟 [J]. *焊接学报*, 2013, 34(12): 88 – 92.
CHEN Jian, LYU Lin, FANG Kai. Numerical simulation of ultrasonic impact on improving welding residual stress in 6061 aluminum alloy[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2013, 34(12): 88 – 92.
- [23] LU X, LIN X, CHIUMENTI M, et al. Finite element analysis and experimental validation of the thermomechanical behavior in laser solid forming of Ti-6Al-4V[J]. *Additive Manufacturing*, 2018, 21: 30 – 40.
- [24] 王海龙, 王素娟. 6061 铝合金超精密切削仿真与实验研究 [J]. *机械设计与制造*, 2023(7): 147 – 150.
WANG Hailong, WANG Sujuan. Simulation and experimental study of ultra-precision cutting of 6061 aluminum alloy[J]. *Machinery Design & Manufacture*, 2023(7): 147 – 150.

第一作者: 陈树君, 博士, 教授, 博士研究生导师; 主要从事焊接与增材制造工艺及智能装备领域的研究; Email: sjchen@bjut.edu.cn.

通信作者: 谢瑞山, 博士, 副研究员; Email: xiers@bjut.edu.cn.

(编辑: 周珍珍)