

文章编号: 0258-7025(2009)12-3226-07

金属激光立体成形热应力场参数化有限元模型

马良 黄卫东 于君 王波 杨海欧

(西北工业大学凝固技术国家重点实验室, 陕西 西安 710072)

摘要 针对金属材料的激光立体成形 (MLSF) 工艺, 利用大型有限元分析工具 Ansys 的二次开发语言 APDL, 开发了成形过程温度场、应力场的参数化有限元模型。该模型综合考虑了随温度变化的材料非线性、高斯激光能量分布、对流/辐射换热边界条件、相变以及自由变形约束等一系列问题。通过使用过渡网格划分技术, 在提高计算精度的基础上, 大幅减少了单元数目, 从而实现了金属激光立体成形过程的整体建模。采用移动热源和单元生死技术, 对激光成形过程热应力场进行了有效仿真, 在准确计算温度场演化规律的基础上, 揭示了塑性压缩区、塑性拉伸区、卸载区等热应力场产生的原因。使用该参数化模型便于研究金属激光立体成形工艺条件、不同材料等对成形过程热应力场的影响。

关键词 激光技术; 金属激光立体成形; 热应力场; 有限元仿真

中图分类号 TN249; TG665 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL20093612.3226

Parametric Finite Element Model of Temperature/Stress Field Evolution by Metal Laser Solid Forming

Ma Liang Huang Weidong Yu Jun Wang Bo Yang Haiou

(State Key Laboratory of Solidification Processing, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, Shaanxi 710072, China)

Abstract Based on Ansys secondary development language APDL, a parametric temperature/stress finite element model for metal laser solid forming (MLSF) process was developed. The model allows for non-linear behavior of material properties, Gaussian distribution of laser energy, thermal convection and radiation boundary condition, phase change, free deformation constraints condition *et al.* A full finite element model of MLSF process is established by transition mesh technology. Accuracy of simulation is improved and the element number is reduced under the model. The temperature/stress evolution of MLSF process is simulated based on moving laser beam and element birth and death technology. On the basis of the temperature distribution is evolution, the reason of inducing the compress plastic stress, tensile plastic stress and unloading zones is analyzed. The influence of MLSF process conditions on temperature/stress can be studied by utilizing the parametric finite element model in order to optimize the MLSF process.

Key words laser technique; metal laser solid forming; temperature/stress field; finite element simulation

1 引言

金属激光立体成形 (MLSF) 技术是在快速原型技术和大功率激光熔覆技术蓬勃发展的基础上迅速发展起来的一项新的先进制造技术。该技术综合了激光技术、材料技术、计算机辅助设计/计算机辅助制造 (CAD/CAM) 技术、数控技术等先进制造技术, 通过逐层熔化、堆积金属粉末, 能够直接从 CAD 数据生成三维 (3D) 实体零件, 可以实现高性能复杂结

构致密金属零件的快速、无模具、近净成形。这项技术尤其适用于大型复杂结构零件的整体制造, 在航空航天等高技术领域具有广阔的发展前景^[1]。

由于金属激光立体成形工艺自身能量密度很高 ($10^8 \sim 10^{10} \text{ W/m}^2$) 的特点, 激光作用区域瞬时形成熔池, 激光移去后熔池迅速凝固收缩, 成形过程会出现剧烈的膨胀和收缩现象, 从而导致成形件变形、开裂。上述现象已经成为制约金属激光立体成形工艺

收稿日期: 2009-01-08; 收到修改稿日期: 2009-04-12

基金项目: 国家自然科学基金 (50331010) 资助项目。

作者简介: 马良 (1978—), 男, 博士后, 主要从事复杂金属零件的激光立体成形研究。E-mail: maliang@nwpu.edu.cn

发展的主要障碍,由于目前应力测试手段的限制(小孔法和中子衍射法很难实现应力的动态测试)^[2],以及有限元仿真方法的迅猛发展,研究者们转而采用有限元计算的办法来研究激光成形过程热应力演化问题,取得了较好的成果,使其成为目前获取激光成形过程温度场、应力场演化信息的最佳手段。

Weidong Hong 等^[3]采用有限差分结合流体体积法(VOF)研究了激光快速成形过程熔覆熔池流场/温度场演化过程;贾文鹏等^[4,5]对空心叶片的激光快速成形过程进行了有限元研究;M. Alimardani 等^[6,7]采用有限元结合单元生死技术研究了激光快速成形过程温度场的演变和熔覆层的生长;K. Dai 等^[8,9]采用热弹塑性理论及有限元法对多道粉末激光选择烧结(laser selected sintering)过程进行了模拟,分析了激光快速成形工艺和路径对应力及变形的影响。

本文在充分吸收了上述学者研究成果的基础上,利用 Ansys 的二次开发语言 APDL,建立了金属激光立体成形热应力场参数化分析模型,简化了分析过程。

2 基本假设与理论基础

2.1 基本假设

由于激光熔池是一个极快速的熔化、凝固过程,而且熔池的尺寸相对于整个成形件一般很小,当进入准稳态后熔池大小及温度场基本保持恒定,所以分析过程遵循以下假设:

- 1) 激光快速成形开始后立刻进入准稳态,准稳态熔池大小及温度场保持恒定;
- 2) 激光快速成形熔覆层生长速度与激光扫描速度相等;
- 3) 与温度有关的力学性能、应力应变在微小的时间增量内线性变化;
- 4) 材料初始应力为零,服从双线性强化准则;
- 5) 材料服从冯米赛斯(Von Mises)屈服准则。

2.2 热应力场分析理论基础

激光立体成形热过程满足 3D 瞬态导热控制方程,表示为

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \nabla \cdot (UH) - \nabla \cdot (K \nabla T) = Q, \quad (1)$$

式中 $H = \int \rho c(T) dT$ 为焓, U 为工件移动速度, Q 为单位体积热生成率。

温度场对流和辐射边界条件为

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_{\text{amb}} - T) + \sigma \epsilon_s (T^4 - T_{\text{amb}}^4), \quad (2)$$

式中 n 为表面法线方向, h 为表面换热系数, T_{amb} 为环境温度, σ 为玻尔兹曼常数, ϵ_s 为物体的发射率。

应力应变演化满足非线性热弹塑性的应力应变关系,在成形区域中力平衡方程为

$$\sigma_{ij,j} = 0, \quad (3)$$

式中 σ_{ij} 为应力分量,已包括热应力项。热应变可描述为

$$\boldsymbol{\epsilon}_{ij}^T = \alpha_{ij} (T - T_0) \delta_{ij}, \quad (4)$$

式中 $\boldsymbol{\epsilon}_{ij}^T$ 为热应变张量, α_{ij} 为热膨胀系数, T_0 为参考温度, δ_{ij} 为 δ 算子。

应力应变间的本构方程为

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl} (d\epsilon_{kl} - d\epsilon_{kl}^p - d\epsilon_{kl}^c - d\epsilon_{kl}^T), \quad (5)$$

式中 D_{ijkl} 为弹性本构张量系数, $d\epsilon_{kl}$, $d\epsilon_{kl}^p$, $d\epsilon_{kl}^c$, $d\epsilon_{kl}^T$ 分别为总应变、塑性应变、蠕变应变和热应变。

3 有限元模拟方法

对上述温度场控制方程和热弹塑性平衡方程在一定边界条件下进行求解,就可以获得金属激光立体成形过程温度场、应力场和变形的相关信息。一般情况下,对温度场和应力场采用顺序耦合分析方法,即首先求解激光成形过程每一时刻的温度场分布,然后将上述求解的温度场作为体载荷施加在热应力分析模型上,求解出与温度场对应的位移场及热应力场的分布,具体过程如图 1 所示。

3.1 几何模型与网格划分

金属激光立体成形是在一块厚大基板上开始进行沉积的,基板尺寸一般较大,而由于激光成形过程温度场、应力场分布较为复杂,通常不具有典型的对称性,很难简化模型,所以需要建立完整的 3D 模型。另一方面,由于金属激光立体成形过程中温度场、应力场变化剧烈,尤其在激光成形的路径上更为剧烈,所以在成形路径经过的位置上需要较细的网格划分,否则将会降低计算精度,甚至导致热应力计算不收敛。

上述矛盾导致:如果采用较稀疏的网格划分,则计算精度无法保证,计算不易收敛;如果统一采用较细的网格划分,则单元数目很多,极其耗费计算资源。例如,本文中的基板尺寸为 $76.8 \text{ mm} \times 76.8 \text{ mm} \times 4.0 \text{ mm}$,如果采用 $0.4 \text{ mm} \times 0.4 \text{ mm}$ 的网格划分(即将激光光斑划分为 4×4 份,激光光斑直径为 1.6 mm),则一层就需要 36864 个单元。如果划分 10 层,那么一般的工作站将无法完成上述计

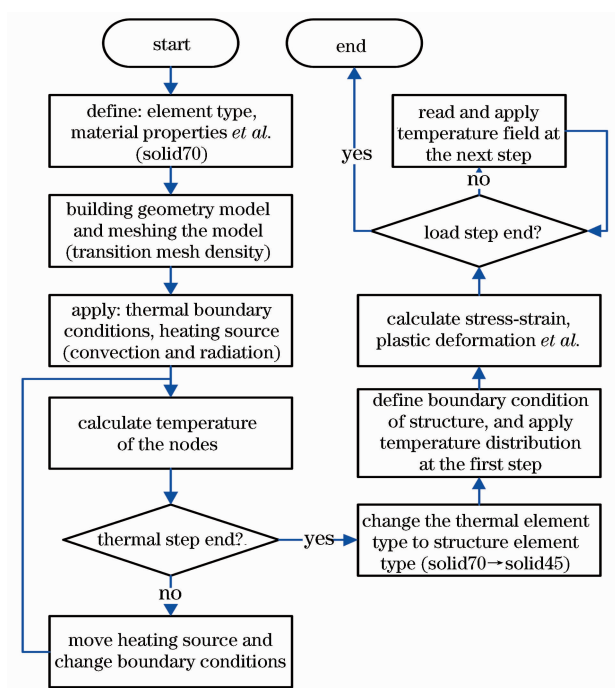


图1 金属激光立体成形热应力场求解过程

Fig. 1 Solving process of temperature and stress field in MLSF

算工作。

通过分析激光成形过程中的热应力场可以发现,在热影响区外的部分,单元的热应力场变化较为平缓,因此可以只对沉积部分进行较密的网格划分,而沉积层外可以采用稀疏的网格划分,从而在提高精度的基础上有效减少了单元数目。由于 Ansys 进行过渡网格划分较为复杂,本课题组使用 TrueGrid 划分工具进行了几何模型的过渡网格划分,生成结点和单元数据后,再导入 Ansys 中进行后续分析。图 2 为 Ansys 中加载的过渡网格单元,其模型由熔覆层、过渡层和扩展层 3 部分构成。熔覆层网格最致密(0.4 mm×0.4 mm),过渡层逐渐增大网格尺寸(采用 2 级过渡),而扩展层网格尺寸最大(2.4 mm×2.4 mm)。采用上述网格划分策略,在提高计算精度的同时,大大降低单元的数目,建立模型每层的单元数仅为 4000 个左右。

3.2 高斯激光束

在金属激光立体成形热应力场有限元分析中,激光束是作为热载荷施加在模型上的,可以采用温度载荷、面载荷和体载荷。温度载荷就是将激光束等效为一个温度值直接施加在模型表面上,温度一般由实验测定(一般为 $T_m + 200\text{ }^\circ\text{C}$,其中 T_m 为金属材料熔点),面载荷和体载荷可由激光功率、光斑半径和扫描速度等工艺参数计算得到。早期热应力有

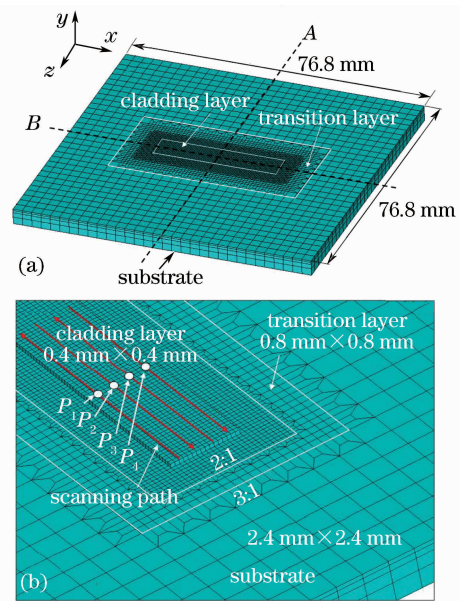


图2 网格划分。(a) 整体视图;(b) 局部视图
Fig. 2 Meshes of the model. (a) overall view;
(b) local view

限元分析大多采用温度载荷(计算相对简单),但不能对激光成形过程进行很好的仿真,目前基本上都采用面载荷和体载荷作为激光等效热源。

激光束能量一般服从高斯分布,但是目前激光等效热源大多数仍然采用均匀热载荷,主要是因为如果采用高斯热载荷,那么激光光斑就需要细分(至少需要将激光束分为 4×4 份,如本文中的划分所示),激光光斑尺寸一般仅为 1~2 mm,而基板的尺寸一般较大,如果采用统一较细的网格划分,则产生的网格数目过多,无法进行计算,而过渡网格划分技术可以有效解决上述困难。

激光束服从的高斯能量分布为

$$q = \frac{2Q_1\alpha_a}{\pi R_1^2} \exp\left(-\frac{2R^2}{R_1^2}\right), \quad (6)$$

式中 Q_1 为激光功率, α_a 为熔池对激光束的吸收率, R_1 为激光光斑半径, R 为空间一点到激光光斑中心的距离。

图 3 为激光高斯能量分布,中心区域激光能量最强,随着远离激光光斑中心,激光能量不断衰减。将激光光斑划分为 4×4 份,为了施加高斯热载荷,就需要知道每个区域的衰减系数(衰减系数 A 定义为激光强度与最大激光强度的比值,即 $A = I/I_{\max}$),为此首先将激光光斑离散为 64×64 个点阵,分别计算每个点阵处的激光衰减系数,然后加权平均某一区域内的所有点阵的衰减系数,从而得到该区域的平均衰减系数。图 3 中区域 1,2,3 的平均衰减系数

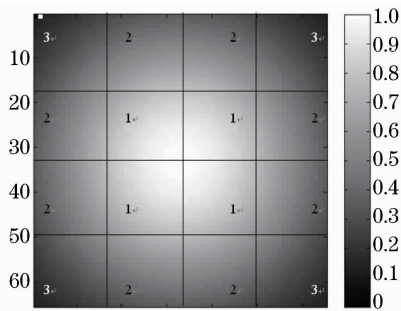


图 3 激光高斯能量分布

Fig. 3 Laser Gaussian energy distribution

分别为 0.8359552, 0.5226424, 0.3267576。

3.3 热源移动与单元生死

金属激光立体成形是一种通过不断堆积金属材料成形零件的添材制造工艺,为了仿真金属材料不断堆积过程,需要使用 Ansys 的单元生死技术,即通过控制单元的“生”与“死”来仿真激光成形过程。Ansys 单元生死技术不允许在有限元分析过程中产生新的单元,即在分析开始时所有单元必须生成,其中包括准备杀死并在随后激活的单元,所以在分析开始时熔覆层单元和基板单元必须全部确定,如图 2 所示。

在热应力场循环求解开始时,首先杀死所有熔覆层单元,然后根据激光扫描路径,依次激活熔覆层单元,用来仿真激光动态熔覆过程。图 4(a), (b) 分别为第一载荷步和第二载荷步时高斯热源加载和单元生死的示意图。图 4(a) 为在第一个载荷步时,激光照射的区域内,以前杀死的熔覆层单元被重新激活,并在激活的单元上施加高斯分布的能量载荷;图 4(b) 为第二个载荷步时的情况,与第一步不同的是,第二个载荷步是在第一个载荷步的基础上前进了一个单元长度(0.4 mm),这就要在进行第二步分析时,首先要删除第一步高斯分布的能量载荷,然后根据第二步的位置重新确定每个激活单元的能量载荷,具体施加情况如图 4 所示。后续的载荷步与第二步类似。

采用 GUI 模式是很难完成上述任务的,需要使

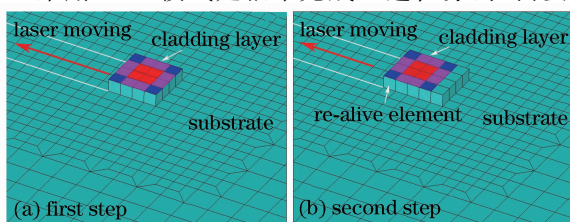


图 4 热源移动与单元生死

Fig. 4 Moving thermal loads & element birth and death

用 Ansys 的 APDL 语言, APDL 语言提供了循环、分支、选择等所有 Ansys 命令,使用 APDL 开发了激光立体成形过程热应力场有限元分析程序,使用时只要给出材料热物理参数、扫描路径、激光功率和扫描速度等工艺参数,程序就会自动进行单元生死等相关设定,并进行热应力场的循环计算,从而大大简化了金属激光热应力场分析过程。

3.4 初始条件和边界条件

激光立体成形热应力场有限元分析就是求解在给定初始条件和边界条件下,热应力控制微分方程的定解问题。

对于激光成形过程温度场求解来说,初始条件一般取为室温,激光束等效为热载荷边界条件。本文通过采用表面效应 Surf152 来处理对流和辐射换热边界条件,即首先在模型的外表面生成一层表面效应单元,然后在表面效应单元上同时施加对流换热和辐射换热边界条件,在计算时只要选择表面效应单元,就会包含对流和辐射效应。

温度场的求解相对容易,一般不会出现不收敛的情况,但是热应力的求解相对困难。主要是求解过程往往导致收敛失败,这与材料热物理性质、单元形状、边界约束条件甚至 Ansys 本身求解的理论基础都有关系。如果遇到热应力求解不收敛的情况,可以考虑放松非线性收敛准则、增加荷载步数、增加每次计算的迭代次数以及重新划分单元进行测试等方法。

由于 304L 热物理性质数据较为全面,以及粉末颗粒制备工艺成熟和激光成形性能良好等因素,本文针对其展开实验和仿真研究。实验研究是在西北工业大学凝固技术国家重点实验室建立的激光立体成形系统上完成的,该系统由 2 kW Nd:YAG 激光器、四轴联动数控工作台、惰性气氛保护箱、高精度送粉器和同轴送粉喷嘴组成。仿真研究计算条件与实验匹配为:激光功率 2000 W,光斑直径 1.6 mm,扫描速度 360 mm/min,熔覆层厚度 0.4 mm,304L 材料热物理属性如表 1 所示^[10],其中 T 为温度, K 为导热系数, C_p 为比热容, α 为热膨胀系数, E 为弹性模量, G 为剪切模量, F_{ys} 为屈服应力, ρ 为密度, h 为对流换热系数, μ 为泊松比, H 为热焓。激光成形实验中,基板水平放置在工作台面上,无夹持,因此仿真时,需要计算无约束情况下基板的热应力场,但是如果不施加任何边界约束条件,则计算过程中基板会发生旋转和扭曲等问题。所以采用“十字对称”约束,即将基板中心下表面结点的 3 个方向自由度

完全约束($U_x=U_y=U_z=0$),垂直于 x 轴的中心对称面(如图 2(a)中的虚线 A 所示)施加 x 方向约束($U_x=0$),同样的垂直于 z 轴的中心对称面(如图 2

(a)中的虚线 B 所示)施加 z 方向约束($U_z=0$),从而既将基板完全约束又保证基板可以自由变形,基板不会发生旋转或扭曲。

表 1 不同温度下 304L 的材料热物性参数

Table 1 Thermal and mechanical properties of 304L stainless steel at different temperatures

| T /K | 300 | 473 | 573 | 673 | 773 | 873 | 973 | 1073 | 1170 | 1370 | 1500 |
|------------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| K /[W/(m·K)] | 12.6 | 13.1 | 14.0 | 15.6 | 17.2 | 19.2 | 20.7 | 22.8 | 24.0 | 26.3 | 31.7 |
| C_p /[J/(kg·K)] | 446 | 487 | 522 | 564 | 580 | 613 | 622 | 635 | 646 | 666 | 682 |
| α /(10^{-6} /K) | 14.0 | 14.7 | 15.9 | 16.8 | 17.7 | 18.3 | 18.7 | 19.0 | 19.2 | 19.5 | 2.00 |
| E /GPa | 200 | 195 | 190 | 185 | 173 | 165 | 155 | 144 | 103 | 71 | 11 |
| G /GPa | 1.96 | 1.92 | 1.90 | 1.82 | 1.69 | 1.61 | 1.47 | 0.72 | 0.51 | 0.36 | 0.06 |
| F_{ys} /MPa | 278 | 254 | 208 | 182 | 159 | 140 | 124 | 108 | 90 | 70 | 20 |
| ρ /(kg/m^3) | 7964 | 7890 | 7804 | 7716 | 7631 | 7539 | 7492 | 7444 | 7396 | 7301 | 7273 |
| h /(W/m^2) | 6 | 22 | 50 | 80 | 103 | 120 | 147 | 180 | 200 | 250 | 378 |
| μ | 0.3 | | | | | | | | | | |
| H /(10^9 J/ m^3) | 0.96 | 1.60 | 2.37 | 3.18 | 4.01 | 4.87 | 5.33 | 5.77 | 6.24 | 6.50 | 6.65 |

4 计算结果与讨论

4.1 激光成形过程典型温度场

金属激光立体成形过程中典型瞬时温度场分布如图 5 所示。其中激光束沿 x 轴正向移动,在激光照射位置温度场最高,达到 1887 °C,超过 304L 粉末的熔点,从而形成熔池;随着激光束向前移动,由于基板热传导以及对流和辐射换热的共同作用,扫描位置后方沉积层温度快速降低到熔点以下,从而冷却成形。从图 5 中的等温线分布规律中可以看出,在激光束照射位置前端,等温线之间距离较小(即热梯度较大),这主要是由于基板在初始时为室温,没有经过充分预热;而激光束照射过的区域,等温线之间的距离较大,形成了长长的“彗尾”。通过对仿真结果的分析发现,随着扫描不断进行,后续扫描过程中“彗尾”(即等温线)不断扩大,这主要是由于在激光成形过程中产生了热累积效应,基板温度不断升高导致的。

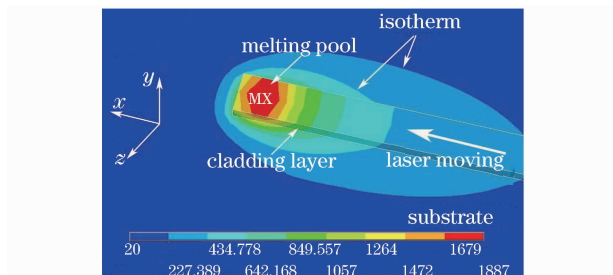


图 5 $t=2.6$ s 时激光立体成形件瞬时温度分布

Fig. 5 Temperature distribution of laser solid forming component at $t=2.6$ s

图 6 为金属激光立体成形过程中模型上 4 个点的热循环图。其中 P_1, P_2, P_3 和 P_4 点分别表示激

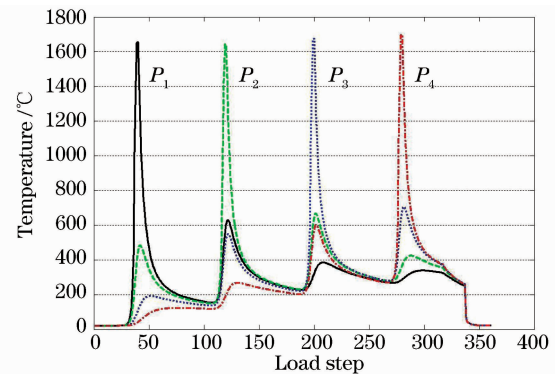


图 6 金属激光立体成形模型温度场热循环曲线

Fig. 6 Thermal cycle curve of points at different position for MLSF

光扫描路径上,每道扫描中点位置基板上表面的结点(如图 2(b)所示)。可见随着激光扫描过程的进行,后续扫描路径上结点的最高温度较前面扫描路径上结点的最高温度略有升高,同样的次级温度循环也有类似规律。上述现象主要是由于激光成形过程中热累积效应造成的。在实际加工过程中,热累积效应一般会导致熔池温度不断增高,熔池不断扩大,俘获金属粉末颗粒的能力不断增强,从而使沉积层宽度和高度的变化影响金属激光立体成形的精度。因此,需要对不同结构的成形件进行有限元仿真分析,找出容易导致熔池温度不稳定的区域,在这些区域通过修改工艺参数(改变扫描速度等),稳定熔池,提高成形件精度。

图 7 为熔池表面红外线测温的结果。开始激光快速成形前,基座温度快速上升,进入准稳态后由红外线测温及近距实时观察测得熔池大小约为 $1.5 \text{ mm} \times 1.5 \text{ mm} \times 0.45 \text{ mm}$,熔池表面温度平均

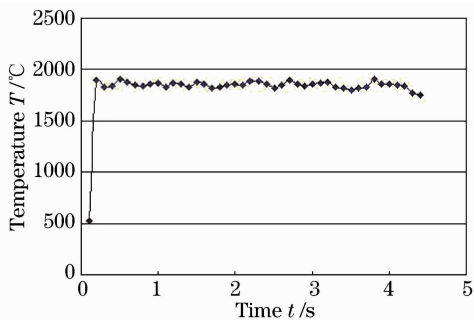


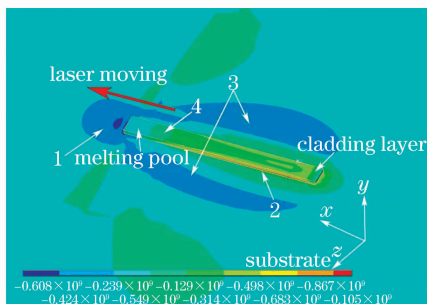
图 7 熔池表面温度红外线测温

Fig. 7 Surface temperature of melting pool from infrared measurement

为 1800 °C。测定的温度与仿真计算结果基本吻合。

4.2 激光成形过程典型应力场

由于现有的实验方法对瞬时热应力场进行测定较为困难,因此有限元计算已经成为分析金属激光立体成形过程热应力场演化的重要手段。图 8 为 2.6 s 时,成形过程 x 方向的瞬时热应力分布,其中 1 表示塑性压缩区,2 表示塑性拉伸区,3 表示弹塑性压缩区,4 表示激光卸载区。

图 8 $t=2.6$ s 时 x 方向瞬时应力分布Fig. 8 x -stress distribution at $t=2.6$ s

熔池为液态金属,其剪切模量很小,所以熔池为零应力区域,在有限元循环计算时,要杀死这些零应力状态的单元。而熔池附近的单元受热膨胀,由于受到周围冷却单元的约束作用,从而产生压缩应力,当单元产生的压缩应力超过材料的抗压极限时,就会形成塑性压缩区域,如图 8 中 1 所示位置。当激光束继续向前移动时,前一步产生的塑性压缩区域会部分熔化,而熔化的区域为零应力状态。因此在激光束运动的后方会形成卸载区,如图 8 中 4 所示位置。当激光束继续向前移动,卸载区熔覆层的高温金属将迅速降温收缩,由于基板的刚性,熔覆层下表面被基板约束,而上表面不断收缩,因此熔覆层下表面与基板相连的区域受到拉伸应力,形成塑性拉伸区,如图 8 中 2 所示位置。图 8 中 3 所示的弹塑性压缩区是由于激光束周围产生的塑性压缩区域没

有完全卸载,还有部分弹塑性变形残留在基板上,从而形成弹塑性压缩区。通过对上述金属激光立体成形瞬时应力场的分析可见,激光束的高能量输入会使周围组织产生塑性压缩应力,而激光束经过后,会在基板上留下残余弹塑性压缩应力。在激光束后方会有一卸载区,紧跟在卸载区后面的是熔覆层收缩导致的塑性拉伸区。

图 9 为金属激光立体成形基板最终变形情况,依次为激光成形实验基板的变形情况俯视图和侧视图。在金属激光立体成形实验中,304L 基板被放置在工作台上,没有进行任何夹持,从而允许基板自由变形,激光成形一层后,基板发生翘曲,其中基板的四个角明显向内翘曲。其中图 9(a)激光成形扫描了 16 道,扫描了一层,而图 9(b)激光成形扫描了 4 道,扫描了一层。通过实验发现随着相同方向扫描道数的增加,基板的最终变形不断累加。通过实际测量,激光成形扫描四道后基板的四个顶角的变形量为 0.32, 0.41, 0.47 和 0.51 mm。

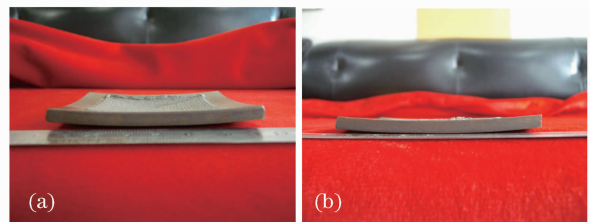


图 9 金属激光立体成形基板的最终变形实验结果

Fig. 9 Experiment results of substrate distort of MLSF

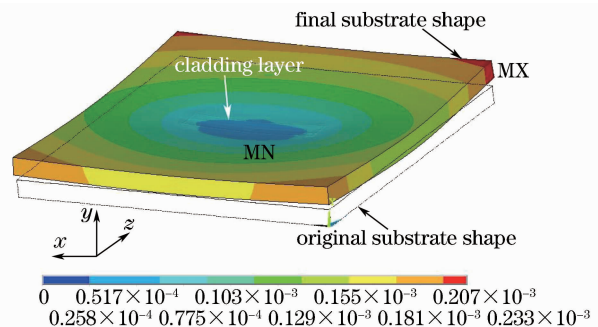


图 10 金属激光立体成形基板的最终变形有限元仿真结果

Fig. 10 Finite element simulation of substrate distort of MLSF

图 10 为有限元仿真基板的变形情况。有限元模型如果不进行任何约束将会发生旋转和扭曲情况,为此采用“十字对称”约束,仿真结果显示有限元模型的四个角向内收缩,其中距离激光束结束位置最近的基板的边角收缩最大,而熔覆层所在的中心位置变形最小。采用有限元仿真分析,激光成形扫描四道后基板的四个顶角的变形量为 0.19, 0.21,

0.20和0.23 mm。有限元仿真趋势与实验吻合,仿真的变形量略小于实际值。

5 结 论

针对金属材料的激光立体成形工艺,利用大型有限元分析工具 Ansys 的二次开发语言 APDL,开发了金属激光立体成形过程温度场、应力场的参数化有限元模型,该模型综合考虑了热应力计算过程中各方面的问题,具有下列特点:

1) 该模型综合考虑了随温度变化的材料非线性、高斯激光能量分布、对流及辐射换热边界条件、相变以及自由变形约束等特征;

2) 几何模型采用2级网格过渡,在提高计算精度的情况下大大减少了单元数目,可以对厚大的激光立体成形基板进行整体建模,从而有利于对激光成形过程的整体分析;

3) 采用移动热源和单元生死技术对激光成形过程进行了有效的仿真,较为真实地反应了激光成形过程中温度场、应力场和变形的演化过程。

采用“十字对称”约束,在保证计算过程中模型不发生旋转和扭曲的情况下,较好地对金属激光立体成形基板的自由变形进行仿真,仿真结果与实验结果基本吻合。

通过使用上述参数化模型,可以研究不同种类的材料、工艺参数和激光特性等对成形过程温度场、应力场和变形的影响,从而比较不同工艺参数的优缺点,有利于优化激光成形工艺参数。

参 考 文 献

- Huang Weidong, Li Yanmin, Feng Liping *et al.*. Laser solid forming of metal powder materials [J]. *Journal of Materials Engineering*, 2002, (3):40~43
- Yang Jian, Chen Jing, Yang Haiou *et al.*. Experimental study on residual stress distribution of laser rapid forming process [J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2004, **33**(12):1304~1307
- 杨 健,陈 静,杨海欧等. 激光快速成形过程中残余应力分布的实验研究[J]. *稀有金属材料与工程*, 2004, **33**(12):1304~1307
- Weidong Huang, Zhenxia Liu, Xin Lin. A new treatment of interface condition in temperature field calculation during high energy beam processing of materials [J]. *Materials Science & Engineering*, 2000, **292**(2):216~218
- Jia Wenpeng, Lin Xin, Chen Jing *et al.*. Temperature/stress field numerical simulation of hollow blade produced by laser rapid forming [J]. *Chinese J. Lasers*, 2007, **34**(9):1308~1312
- 贾文鹏,林 鑫,陈 静等. 空心叶片激光快速成形过程的温度/应力场数值模拟[J]. *中国激光*, 2007, **34**(9):1308~1312
- Jia Wenpeng, Lin Xin, Tan Hua *et al.*. Numerical simulation for temperature field of TC4 titanium alloy hollow blade during laser rapid forming process [J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2007, **36**(7):1193~1199
- 贾文鹏,林 鑫,谭 华等. TC4钛合金空心叶片激光快速成形过程温度场数值模拟[J]. *稀有金属材料与工程*, 2007, **36**(7):1193~1199
- M. Alimardani, E. Toyserkani, J. P. Huissoon. 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
- Xi Mingzhe, Zhang Yongzhong, Shi Likai *et al.*. Numerical simulation of 3 D transient temperature field in thin-wall metal parts fabricated by laser direct deposition [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2003, **13**(4):887~892
- 席明哲,张永忠,石力开等. 激光快速成形金属薄壁零件的三维瞬态温度场数值模拟[J]. *中国有色金属学报*, 2003, **13**(4):887~892
- K. Dai, L. Shaw. Thermal and mechanical finite element modeling of laser forming from metal and ceramic powders [J]. *Acta Materialia*, 2004, **52**(1):69~80
- A. H. Nickel, D. M. Barnett, F. B. Priz. Thermal stresses and deposition patterns in layered manufacturing [J]. *Materials Science and Engineering*, 2001, **317**(1-2):59~64
- Xiaohong Chen, Yang Wang, Ming Gong *et al.*. Dynamic behavior of SUS304 stainless steel at elevated temperatures [J]. *Journal of Materials Science*, 2004, **39**(15):4869~4875