

DOI: 10.11973/jxgccl202011010

三维打印工件的热残余应力和变形解析解

张钊燊, 舒小平

(江苏海洋大学机械工程学院, 连云港 222005)

摘要: 针对三维打印工件的热残余应力和变形现象, 引入底板和动态降温梯度两个关键要素, 建立了三维打印过程中热残余应力和变形的解析表达式, 并进行了算例验证。结果表明: 引入底板和动态降温梯度后, 计算结果与实际情况相符; 底板温度与成形温度相差越大, 降温梯度、热残余应力和变形越大; 打印完成后无论何时拆除底板都不会影响热残余应力和变形程度; 忽略底板的影响会使解析解产生很大的误差; 底板保持恒温可显著降低热残余应力, 且保温温度越接近制备温度, 热残余应力越小。

关键词: 三维打印; 热残余应力; 变形; 底板; 梯度降温; 解析解

中图分类号: TH161

文献标志码: A

文章编号: 1000-3738(2020)11-0053-06

Analytical Solutions of Thermal Residual Stress and Deformation of 3D Printed Parts

ZHANG Zhaoshen, SHU Xiaoping

(School of Mechanical Engineering, Jiangsu Ocean University, Lianyungang 222005, China)

Abstract: For the thermal residual stress and deformation phenomenon of 3D printing parts, two key factors of platform and dynamic cooling gradient were introduced, and the analytical expressions of thermal residual stress and deformation were established and verified by numerical examples. The results show that the calculation was consistent with the actual situation after introducing the platform and dynamic cooling gradient. The greater the difference between the platform temperature and the forming temperature, the greater the cooling gradient, the thermal residual stress and the deformation. The platform removal time after printing had no effect on the thermal residual stress and deformation level, but ignoring the influence of the platform caused a large error in the analytical solution. Keeping the platform at a constant temperature significantly reduced the thermal residual stress, and the closer the holding temperature to the printing temperature, the lower the thermal residual stress.

Key words: 3D printing; thermal residual stress; deformation; platform; gradient cooling; analytical solution

0 引言

三维打印(3D Printing)技术近年来发展迅速, 其主要包括熔融沉积(fused deposition modeling)^[1-2]、选区激光烧结(selective laser sintering)^[3]、分层实体制造(laminated object manufacturing)^[4]、光固化成型(stereolithography)^[5]等, 工艺特点是逐层制备。目前三维打印技术存在一个共性问题, 即材料会产生热残余应力和变形, 从而影响成形质量^[6]; 各层材料

间的性能差异以及成形过程中的温度梯度是引起该现象的主要原因。以往主要针对各层材料性能差异^[7-8]来进行模拟^[9-10]与试验^[11]研究, 然后对制备工艺进行优化^[12]; 但这些研究均是基于“同步降温”假设而进行的, 认为各层制备完成后均从制备温度同步降至室温, 而实际的降温过程是动态的。作者团队依据实际成形工艺, 首次对分层实体制造技术提出“梯度降温”的概念^[13-14], 充分考虑了成形过程中各层制备和降温的时差。这种基于制备过程热残余应力和变形的分析虽然难度增加, 但因其更接近实际情况而显著提升了分析精度。梯度降温概念目前已应用于更为复杂的复合材料增材制造热残余应力和变形问题研究^[15]。

收稿日期: 2020-05-18; 修订日期: 2020-09-04

基金项目: 江苏省协同创新中心项目资助(2018-26)

作者简介: 张钊燊(1994—), 男, 河南平顶山人, 硕士研究生

通信作者(导师): 舒小平教授

除成形过程中的梯度降温现象外,底板对三维打印工件热残余应力和变形的影响也通常会被忽略。个别打印工艺,如在类固态流体中的悬浮打印,可以不用底板。但大部分三维打印工件是在一块刚度较大的底板上逐层制备而成的,工件和底板粘连,打印完毕后再进行分离。打印过程中,底板因刚度大,弯曲变形小,会使工件产生面内热变形。去除底板后,解除约束的工件会进一步发生变形,甚至弯曲。因此,必须考虑底板的影响以进一步提高三维打印成形件的制造精度。

作者引入底板和动态降温梯度两个要素,构建了热残余应力和变形的解析表达式,分析了打印过程中工件的热残余应力和变形,以及底板因素对工件热残余应力和变形的影响。因热残余应力和变形主要由沿厚度方向的温度梯度引起,为计算方便,不考虑平面内的温度梯度。

1 底板去除前的热残余应力和变形

假设工件分 n 层打印,取中面为坐标 z 的原点,第 j 层上下界面的 z 坐标记为 z_j 和 z_{j-1} ,厚度为 h_j 。第 j 层材料的弹性模量、泊松比和热膨胀系数分别记为 E_j, ν_j 和 α_j ,底板的记为 E_0, ν_0 和 α_0 。由于底板刚度大,因此工件剥离底板前可视为只产生平面内的热变形,无弯曲变形。

工件打印过程中符合以下物理方程:

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} [\epsilon_x + \nu \epsilon_y - (1+\nu)\alpha \Delta t] \\ \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} [\epsilon_y + \nu \epsilon_x - (1+\nu)\alpha \Delta t] \end{cases} \quad (1)$$

式中: σ_x 和 σ_y 分别为 x 和 y 方向的应力; ϵ_x 和 ϵ_y 分别为 x 和 y 方向的应变; Δt 为温差。

因材料各向同性,故热残余应变 ϵ 在 x 和 y 方向相等,即 $\epsilon_x = \epsilon_y = \epsilon$,热残余应变导致的热残余应力 σ 在 x 和 y 方向也相等,即 $\sigma_x = \sigma_y = \sigma$ 。因此,以下推导不再分 x 和 y 方向,式(1)可简化为

$$\sigma = \bar{E}(\epsilon - \alpha \Delta t) \quad (2)$$

式中: $\bar{E}$ 为当量弹性模量,对于板结构, $\bar{E} = E/(1+\nu)$,对于梁结构, $\bar{E} = E$ 。

三维打印成形过程中,由于打印存在时差,各层逐次降温使得沿厚度方向形成明显的随时间不断变化的温度梯度,成形完成后各层再整体降至室温。为便于建模,每层的温度梯度取其平均值,将工件制备和降温的动态过程近似分解成以下步骤。

(1) 当第 1 层成形完毕开始制备第 2 层时,假设

底板温度降低 $\Delta t_0^{(1)}$,第 1 层温度降低 $\Delta t_1^{(1)}$,底板和第 1 层共同产生的热应变为 $\epsilon^{(1)}$,则材料和温度梯度的差异导致底板和第 1 层的热内力 $N_0^{(1)}, N_1^{(1)}$ 分别为

$$\begin{cases} N_0^{(1)} = \bar{E}_0 h_0 (\epsilon^{(1)} - \alpha_0 \Delta t_0^{(1)}) \\ N_1^{(1)} = \bar{E}_1 h_1 (\epsilon^{(1)} - \alpha_1 \Delta t_1^{(1)}) \end{cases} \quad (3)$$

因无外力作用,截面的内力平衡,即 $N_0^{(1)} + N_1^{(1)} = 0$,可得

$$\epsilon^{(1)} = \frac{\bar{E}_0 h_0 \alpha_0 \Delta t_0^{(1)} + \bar{E}_1 h_1 \alpha_1 \Delta t_1^{(1)}}{\bar{E}_0 h_0 + \bar{E}_1 h_1} \quad (4)$$

(2) 当第 2 层成形完毕开始制备第 3 层时,假设底板温度累计降低 $\Delta t_0^{(2)}$,第 1 层温度累计降低 $\Delta t_1^{(2)}$,第 2 层温度降低 $\Delta t_2^{(2)}$,此时工件产生的热应变为 $\epsilon^{(2)}$,则底板与各层中的热内力分别为

$$\begin{cases} N_0^{(2)} = \bar{E}_0 h_0 (\epsilon^{(1)} + \epsilon^{(2)} - \alpha_0 \Delta t_0^{(2)}) \\ N_1^{(2)} = \bar{E}_1 h_1 (\epsilon^{(1)} + \epsilon^{(2)} - \alpha_1 \Delta t_1^{(2)}) \\ N_2^{(2)} = \bar{E}_2 h_2 (\epsilon^{(2)} - \alpha_2 \Delta t_2^{(2)}) \end{cases} \quad (5)$$

由 $N_0^{(2)} + N_1^{(2)} + N_2^{(2)} = 0$ 解得

$$\epsilon^{(2)} = \frac{-\sum_{k=0}^1 \bar{E}_k h_k \epsilon^{(1)} + \sum_{k=0}^2 \bar{E}_k h_k \alpha_k \Delta t_k^{(2)}}{\sum_{k=0}^2 \bar{E}_k h_k} \quad (6)$$

以此类推,第 j 层 ($j=2,3,\dots,n-1$) 成形完毕制备第 $j+1$ 层时,

$$\epsilon^{(j)} = \frac{-\bar{E}_0 h_0 \sum_{k=1}^{j-1} \epsilon^{(k)} - \sum_{k=1}^{j-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{j-1} \epsilon^{(m)}}{\sum_{k=0}^j \bar{E}_k h_k} + \frac{\sum_{k=0}^j \bar{E}_k h_k \alpha_k \Delta t_k^{(j)}}{\sum_{k=0}^j \bar{E}_k h_k} \quad (j=2,\dots,n-1) \quad (7)$$

(3) 当最后一层成形完成后,工件将整体降至室温,设成形完成后的工作温度与室温的温差为 Δt_D ,底板从成形完成后的工作温度降至室温时的温差为 $\Delta t_0^{(n)}$ 。则工件制备完成后的热应变 $\epsilon^{(n)}$ 为

$$\epsilon^{(n)} = \frac{-\bar{E}_0 h_0 \sum_{k=1}^{n-1} \epsilon^{(k)} - \sum_{k=1}^{n-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{n-1} \epsilon^{(m)}}{\sum_{k=0}^n \bar{E}_k h_k} + \frac{(\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \alpha_k) \Delta t_D + \bar{E}_0 h_0 \alpha_0 \Delta t_0^{(n)}}{\sum_{k=0}^n \bar{E}_k h_k} \quad (8)$$

三维打印成形过程中产生的热残余应变可分别

由式(4),式(7),式(8)计算得到。

2 底板去除后的热残余应力和变形

打印完成后,工件须从底板上剥离,剥离后的工件会重新达到力的平衡和变形协调。这个过程既会产生面内变形,也会产生弯曲变形,实际变形为两者的叠加。下面分别对两种变形进行分析。

2.1 面内变形和应力

假设去除底板后各层继续产生的面内应变为 $\epsilon^{(n+1)}$, 则其热内力为

$$N_k^{(n+1)} = \bar{E}_k h_k \left(\sum_{m=k}^n \epsilon^{(m)} + \epsilon^{(n+1)} - \alpha_k \Delta t_D \right) \quad (9)$$

由截面内力平衡得

$$\epsilon^{(n+1)} = \frac{-\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^n \epsilon^{(m)} + \left(\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \alpha_k \right) \Delta t_D}{\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k} \quad (10)$$

因此,第 j 层最终产生的累计应变为 $\sum_{k=j}^{n+1} \epsilon^{(k)}$, 则第 j 层的面内热残余应力 σ_{jN} 为

$$\sigma_{jN} = \bar{E}_j \left(\sum_{k=j}^{n+1} \epsilon^{(k)} - \alpha_j \Delta t_D \right) \quad (11)$$

2.2 弯曲变形和应力

设工件在 x 和 y 方向的弯曲变形曲率分别为 K_x 和 K_y , 则第 j 层的弯曲热残余应力 σ_{xjM} 和 σ_{yjM} 为

$$\begin{cases} \sigma_{xjM} = \frac{E_j}{1-\nu_j^2} (K_x + \nu_j K_y) (z + \delta_x) \\ \sigma_{yjM} = \frac{E_j}{1-\nu_j^2} (K_y + \nu_j K_x) (z + \delta_y) \end{cases} \quad (12)$$

式中: δ_x 和 δ_y 分别为 y - z 截面和 x - z 截面的弯曲中心到中面($z=0$)的距离。

因材料各向同性,即 $\delta_x = \delta_y = \delta$, $K_x = K_y = K$, 因此式(12)可简化为

$$\sigma_{xjM} = \sigma_{yjM} = \sigma_{jM} = \bar{E}_j K (z + \delta) \quad (13)$$

由于工件不受外力作用,面内应力 σ_{jN} 和弯曲应力 σ_{jM} 形成的截面力和截面弯矩为 0, 即

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^n \int_{z_{j-1}}^{z_j} (\sigma_{jN} + \sigma_{jM}) dz = 0 \\ \sum_{j=1}^n \int_{z_{j-1}}^{z_j} (\sigma_{jN} + \sigma_{jM}) (z + \delta) dz = 0 \end{cases} \quad (14)$$

解得

$$\delta = \frac{-\sum_{j=1}^n \bar{E}_j h_j (z_j + z_{j-1})}{2 \sum_{j=1}^n \bar{E}_j h_j} \quad (15)$$

$$K = \frac{-3 \sum_{j=1}^n \sigma_{jN} h_j (z_j + z_{j-1})}{2 \sum_{j=1}^n \bar{E}_j h_j (z_j^2 + z_j z_{j-1} + z_{j-1}^2 - 3\delta^2)} \quad (16)$$

由式(15)和式(16)分别得到两个表征弯曲变形的几何参数 δ 和 K , 代入式(13)可计算得到弯曲变形引起的热残余应力 σ_{jM} 。

由于曲率 K 为常数,板会弯曲成一个半径为 $1/K$ 的球面,梁会弯曲成一段半径为 $1/K$ 的圆弧, 为了便于测量,弯曲变形也可以用挠度 w 表示。若取中点为坐标原点,梁和板由热弯曲变形引起的挠度可以分别表示为

$$w = \frac{1}{K} - \sqrt{\frac{1}{K^2} - x^2} \quad (-l/2 \leq x \leq l/2) \quad (17)$$

$$w = \frac{1}{K} - \sqrt{\frac{1}{K^2} - (x^2 + y^2)} = \frac{1}{K} - \sqrt{\frac{1}{K^2} - r^2} \quad (18)$$

式中: l 为梁型工件的长度。

2.3 应力合成

底板去除后,工件总的热残余应力 σ_j 为面内应力 σ_{jN} 和弯曲应力 σ_{jM} 之和, 即

$$\sigma_j = \sigma_{jN} + \sigma_{jM} \quad (19)$$

3 底板拆除时刻的影响

三维打印时,底板可以在成形完成后立即拆除,也可以在工件冷却至室温后拆除。下面针对底板拆除时间对热残余应力和变形的影响进行讨论。

(1) 若工件打印完成后立即拆除底板,则工件内各层热内力为

$$N_{k(a)} = \bar{E}_k h_k \left(\sum_{m=k}^n \epsilon_{(a)}^{(m)} - \alpha_k \Delta t_D \right) \quad (k=1, \dots, n) \quad (20)$$

截面内力之和为

$$\sum_{k=1}^n N_{k(a)} = \sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \left(\sum_{m=k}^n \epsilon_{(a)}^{(m)} - n \alpha_k \Delta t_D \right) = 0 \quad (21)$$

(2) 若工件打印完成后降至室温时再拆除底板,则工件内各层热内力为

$$N_{k(b)} = \bar{E}_k h_k \left(\sum_{m=k}^{n+1} \epsilon_{(b)}^{(m)} - \alpha_k \Delta t_D \right) \quad (k=1, \dots, n) \quad (22)$$

截面内力之和为

$$\sum_{k=1}^n N_{k(b)} = \sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \left(\sum_{m=k}^{n+1} \epsilon_{(b)}^{(m)} - n \alpha_k \Delta t_D \right) = 0 \quad (23)$$

两种情况下,第 n 层制备完成前的应变相同,即

$$\sum_{k=1}^{n-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{n-1} \epsilon_{(a)}^{(m)} = \sum_{k=1}^{n-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{n-1} \epsilon_{(b)}^{(m)} \quad (24)$$

由式(22)~(24)可得

$$\epsilon_{(a)}^{(n)} = \epsilon_{(b)}^{(n)} + \epsilon_{(b)}^{(n+1)} \quad (25)$$

由式(11)和式(16)可知,两种情况下工件面内热残余应力、弯曲变形程度和弯曲应力均相同。可见,不同的底板拆除时间不会影响工件的热残余应力和变形程度。

4 无底板时的变形和应力

若不考虑底板的影响,各层打印成形后的面内应变和应力可以简化为

$$\left\{ \begin{aligned} \epsilon^{(1)} &= \alpha_1 \Delta t_1^{(1)} \\ \epsilon^{(j)} &= \frac{-\sum_{k=1}^{j-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{j-1} \epsilon^{(m)} + \sum_{k=1}^j \bar{E}_k h_k \alpha_k \Delta t_k^{(j)}}{\sum_{k=1}^j \bar{E}_k h_k} \\ &\quad (j=2, \dots, n-1) \\ \epsilon^{(n)} &= \frac{-\sum_{k=1}^{n-1} \bar{E}_k h_k \sum_{m=k}^{n-1} \epsilon^{(m)} + \left(\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k \alpha_k \right) \Delta t_D}{\sum_{k=1}^n \bar{E}_k h_k} \end{aligned} \right. \quad (26)$$

$$\sigma_{jN} = \bar{E}_j \left(\sum_{k=j}^n \epsilon^{(k)} - \alpha_j \Delta t_D \right) \quad (27)$$

弯曲变形和弯曲应力的计算公式不变。

5 算例验证

5.1 可靠性验证

通过试验验证上述解析解的可靠性。以艾格特 ABS 3.0mm 3D 通用线材为原材料,使用 ANYCUBIC I3 MEGA 三维打印设备制备 ABS 梁型工件。工件长 200 mm,共沉积 25 层,工艺参数如表 1 所示。工件的热膨胀系数为 $11.0 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$,弹性模量由 UTM5305 型电子万能试验机测得,为 1 075 MPa。

底板材料为晶格玻璃,弹性模量为 60 GPa,厚度为 4 mm。不同底板温度下打印得到的 ABS 梁型工件如图 1 所示。

表 1 三维打印工艺参数

Table 1 3D printing process parameters

喷嘴直径/mm	挤出倍率/%	层高/mm	打印温度/℃	底板温度/℃	打印速度/(mm·min ⁻¹)
0.4	100	0.2	210	20~80	1 900

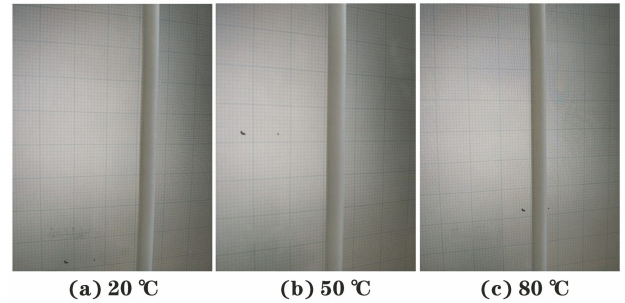


图 1 不同底板温度下打印得到 ABS 梁型工件的宏观形貌

Fig.1 Macromorphology of ABS beams printed at different platform temperatures

由图 2 可以看出,不同底板温度下,工件最大挠度的试验值和解析解均反映了相同的规律,即底板温度越高,三维打印工件的热变形越小,且两者误差在 4%~12%之间,表明了解析解的可靠性。

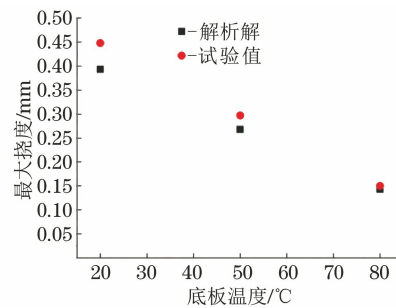


图 2 不同底板温度下工件最大挠度试验值和解析解

Fig.2 Test values and analytical solution of maximum deflection of workpiece at different platform temperatures

5.2 工艺参数的影响

采用聚苯乙烯粉末进行三维打印,以验证工艺参数的影响,其弹性模量为 3.6 GPa,热膨胀系数为 $8 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。底板为铝板,厚度为 4 mm,弹性模量为 69 GPa,热膨胀系数为 $1.9 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 。工件厚度为 10 mm,分 5 层打印,打印温度为 110 °C,室温为 10 °C。

为方便对比和讨论,使用同一算例比较不同打印工艺的热残余应力,沿厚度方向的降温按以下 4 种模式进行。

模式 1:底板在制备过程中保持 80 °C 恒温;工

件在制备过程中温度沿厚度(从当次打印层到底板)呈均匀梯度分布。

模式 2:底板在制备过程中保持 60 °C 恒温;工件在制备过程中温度沿厚度呈均匀梯度分布。

模式 3:底板预热至 80 °C,在制备过程中匀速降温,每次的降温幅度为 20 °C;工件在制备过程中温度沿厚度呈均匀梯度分布。

模式 4:不考虑底板的影响,工件在制备过程中温度沿厚度呈均匀梯度分布。

使用无量纲厚度 z/h 对数据进行归一化处理, z 为厚度坐标, h 为工件厚度。由表 2 和图 3 可知,底板恒温状态下,其温度越接近制备温度(110 °C),打印过程产生的降温梯度就越小,热残余应力也越小。并且各层界面处(同一深度)存在两个不同的残余应力,这是由三维打印过程中沿板厚形成的温度梯度使各层收缩率(热应变)不同所导致的。

表 2 4 种模式下打印成形件的曲率和最大挠度

Table 2 Curvatures and maximum deflections of printed parts in 4 modes

降温模式	曲率/ m^{-1}	最大挠度/mm
1	0.033	0.09
2	0.056	0.16
3	0.204	0.58
4	0.480	1.35

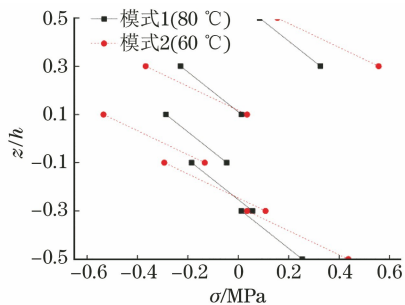


图 3 不同底板温度下热残余应力沿厚度的分布

Fig. 3 Distribution of thermal residual stress along the thickness at different platform temperatures

由表 2 和图 4 可知,打印过程中底板保持恒温(模式 1)有利于降低制备过程中的温度梯度,使制备结束后底板与工件同时降到室温时产生的热残余应力最小。若制备过程中底板自然匀速降温(模式 3),各层温度梯度增加,热残余应力亦会因此增大。

由表 2 和图 5 可知:底板的存在(模式 1)会大幅降低三维打印工件的热残余应力和变形,其原因因为底板较高的刚度及保温措施能够减少已打印层的收缩应变,从而减少各层间的应变差,去除底板后,

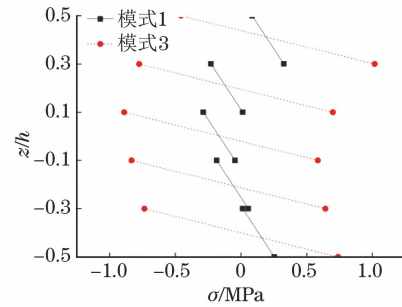


图 4 不同底板降温模式下热残余应力沿厚度的分布

Fig. 4 Distribution of thermal residual stress along the thickness under different platform cooling modes

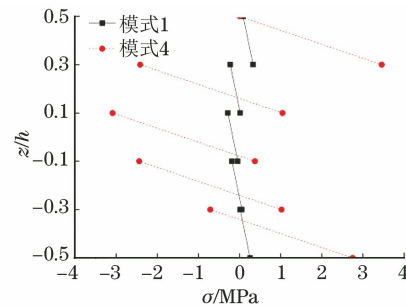


图 5 考虑和忽略底板情况下热残余应力沿厚度的分布

Fig. 5 Distribution of thermal residual stress along the thickness with and without platform

因变形协调引起的热残余应力会显著下降;对于含有底板的三维打印工艺,忽略底板对热残余应力的影响会导致分析结果产生很大的误差,因此必须对不考虑底板的解析解^[8-10]予以修正。

6 结 论

(1) 引入底板和动态降温梯度两个关键要素,逐层模拟三维打印和冷却过程,建立了热残余应力和变形的解析表达式;底板拆除时刻不会影响工件的热残余应力和变形。

(2) 引入底板和动态降温梯度后,计算结果与实际相符;底板温度与成形温度相差越大,打印过程中温度梯度越大,热残余应力越明显。

(3) 在三维打印过程中,底板保持恒温有利于降低工件的热残余应力和变形;底板保温温度越接近成形温度,热残余应力越小;对于有底板的三维打印工艺,忽略底板的影响会产生很大的计算误差。

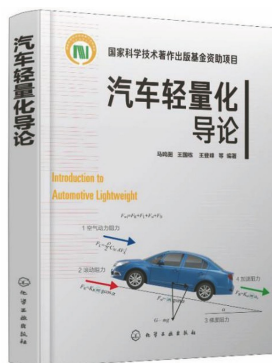
参考文献:

- [1] NING F D, CONG W L, QIU J J, et al. Additive manufacturing of carbon fiber reinforced thermoplastic composites using fused deposition modeling [J]. Composites Part B: Engineering, 2015, 80: 369-378.
- [2] POPESCU D, ZAPCIU A, AMZA C, et al. FDM process

- parameters influence over the mechanical properties of polymer specimens; A review[J]. Polymer Testing, 2018, 69: 157-166.
- [3] SUN B B, KULINSKY L. Fabrication of regular polystyrene foam structures with selective laser sintering[J]. Materials Today Communications, 2017, 13: 346-353.
- [4] 舒小平. 叠层制备结构热应力分析[M]. 南京: 南京大学出版社, 2015.
- [5] WANG J, DAS S, RAI R, et al. Data-driven simulation for fast prediction of pull-up process in bottom-up stereo-lithography[J]. Computer-Aided Design, 2018, 99: 29-42.
- [6] ZHAO X R, IYER A, PROMOPPATUM 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.
- [7] ZHANG X C, XU B S, WANG H D, et al. An analytical model for predicting thermal residual stresses in multilayer coating systems[J]. Thin Solid Films, 2005, 488(1/2): 274-282.
- [8] WANG L, WANG Y, SUN X G, et al. Finite element simulation of residual stress of double-ceramic-layer $\text{La}_2\text{Zr}_2\text{O}_7/8\text{YSZ}$ thermal barrier coatings using birth and death element technique[J]. Computational Materials Science, 2012, 53(1): 117-127.
- [9] EL MOUMEN A, TARFAOUI M, LAFDI K. Additive manufacturing of polymer composites: Processing and modeling approaches[J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 171: 166-182.
- [10] ÖHMAN M, EKH M, LARSSON F, et al. Finite element simulations of thermal residual stresses in realistic 3D WC-Co microstructures[J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2019, 85: 105065.
- [11] ALMOTAIRI A, FARHAT Z, WARKENTIN A. Thermal damage of conventional hard chromium coatings on 416 stainless steel[J]. Engineering Failure Analysis, 2019, 105: 1118-1130.
- [12] 曹师增, 宋发成, 刘元义, 等. 基于 FDM 的 3D 打印翘曲变形优化研究[J]. 塑料工业, 2017, 45(10): 51-54.
- [13] SHU X P, WANG R L. Thermal residual solutions of beams, plates and shells due to laminated object manufacturing with gradient cooling[J]. Composite Structures, 2017, 174: 366-374.
- [14] 王荣亮, 舒小平. 基于梯度降温的叠层制备热残余解析解[J]. 现代制造工程, 2017(11): 65-69.
- [15] 舒小平, 张少林. 三维打印碳纤维增强聚合物复合材料热残余解析解[J]. 复合材料学报, 2019, 36(5): 1151-1158.
- [55] LESHANSKY A M, RUBINSTEIN B Y. Nonlinear rupture of thin liquid films on solid surfaces[J]. Physical Review E, 2005, 71(4): 040601.
- [56] NAHAL A, MOSTAFAVI-AMJAD J, GHODS A, et al. Laser-induced dendritic microstructures on the surface of Ag^+ -doped glass[J]. Journal of Applied Physics, 2006, 100(5): 053503.
- [57] TRICE J, THOMAS D, FAVAZZA C, et al. Pulsed-laser-induced dewetting in nanoscopic metal films: Theory and experiments[J]. Physical Review B, 2007, 75(23): 235439.
- [58] 欧阳鸿武, 余文焘, 陈欣, 等. 利用“球化效应”激光扫描制备球形 Ti 粉的研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2007, 36(9): 1608-1612.
- [59] 欧阳鸿武, 刘卓民, 黄誓成, 等. 激光扫描金属粉末的“球化效应”及其应用[J]. 激光技术, 2008, 32(6): 572.
- [60] 欧阳鸿武, 余文焘, 何世文, 等. 激光扫描法制备球形黄铜粉末[J]. 中国有色金属学报, 2007, 17(5): 716-721.
- [61] 黄卫东, 薛蕾, 陈静, 等. 一种激光球化稀有难熔金属及硬质合金非球形粉末的方法: 101602107[P]. 2009-12-16.

(上接第 52 页)

新书速递:《汽车轻量化导论》



作者简介: 马鸣图, 教授、博导、博士后导师, 中国机械工程学会材料分会副主任委员, 《机械工程材料》杂志编辑委员会副主任。发表学术论文 300 余篇, 出版学术专著 8 部, 主编热冲压成形会议文集 4 部。目前参与承担国家自然科学基金委重点基金项目 3 项, 国家重点研发计划 1 项。

共获国家、省部级各类科技奖励 30 余项, 曾被授予国家级有突出贡献的中、青年专家, 有突出贡献的中国博士学位获得者等称号。

由马鸣图教授主编的《汽车轻量化导论》于 2020 年 5 月

出版。该书对汽车轻量化及其国内外的新近进展进行了全面系统的论述, 不仅论述了轻量化的基础, 包括轻量化的重要意义, 轻量化的表征参量、评价方法, 材料性能和汽车零部件功能之间的关系, 计算机模拟以及材料在高应变速率下的响应特性; 还为汽车轻量化指明了实施路径和方法, 包括轻量化的优化设计、合理选材和先进的成形技术。该书可供从事汽车生产、设计、研发的技术人员阅读, 也可供相关专业的师生参考。

本书定价 298 元, 16 开, 精装, 需要购买的读者请与本刊发行部联系。

联系人: 王敏

电话/传真: 021-65527634

电子邮箱: wm@mat-test.com

地址: 上海市虹口区邯郸路 99 号, 200437