

# 交叉筋壁板激光弯曲成形仿真研究

陈亚利, 杨立军, 付守冲, 王 扬

哈尔滨工业大学机电工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001

**摘要** 采用顺序耦合的方法建立了交叉筋壁板激光弯曲成形的有限元模型,对壁板成形过程中的温度场和应变场进行分析,提出一种变功率扫描策略来减小壁板的非期望变形。结果显示,恒参数扫描时交叉筋壁板不仅发生横向弯曲,还发生纵向弯曲,并且扫描线上的蒙皮发生下凹。分析表明,蒙皮的下凹是由横向弯曲变形不一致导致的,纵向弯曲是由纵向塑性压应变导致的;采用提出的变功率扫描策略可以有效减小壁板的非期望变形,将蒙皮的最大下陷量和自由端的相对弯曲程度分别减小了80%和58%。

**关键词** 激光技术; 激光弯曲成形; 有限元仿真; 交叉筋壁板; 非期望变形

**中图分类号** TN249

**文献标识码** A

**doi:** 10.3788/CJL201744.1002004

## Simulation of Laser Bending of Cross-Stiffened Integral Panel

Chen Yali, Yang Lijun, Fu Shouchong, Wang Yang

School of Mechatronics Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin, Heilongjiang 150001, China

**Abstract** A finite element model of laser bending of cross-stiffened integral panel (CSIP) is established by use of sequential coupling method. The deformation process of CSIP is investigated by analyses of the temperature field and the strain field. Then a varying power scanning strategy is proposed to reduce the undesirable deformation. The results show that not only transverse bending but also longitudinal bending occur when the CSIP is scanned with constant parameters. And the skin near scanning line is sunken to somewhat extent. The analyses suggest that the nonuniform transverse bending and the existence of longitudinal plastic strain lead to the concave of skin and longitudinal bending, respectively. The varying power strategy could reduce the undesirable deformation effectively, which reduces the maximum sinkage of skin and relative bending of free end by 80% and 58%, respectively.

**Key words** laser technique; laser bending; finite element simulation; cross-stiffened integral panel; undesirable deformation

**OCIS codes** 140.3390; 140.6810; 160.3900

## 1 引言

交叉筋壁板(CSIP)由厚平板一体化加工而成<sup>[1]</sup>,主要用于航天器整体壁板式密封舱体的制造。纵横双向加强筋的存在大大增加了交叉筋壁板成形的难度,因此壁板的弯曲成形是舱体制造过程中的难点,也是工艺人员研究的热点<sup>[2]</sup>。

激光弯曲成形技术是一种无模、高柔性的成形方法,其成形原理是激光束在板材一侧沿预定路径进行扫描,诱导板材内部产生非均匀分布的温度场,进而产生非均匀分布的热应力。当热应力超过材料的屈服强度,板材将发生塑性变形。利用激光弯曲成形技术使交叉筋壁板成形具有如下优点<sup>[3-6]</sup>:不需要模具,大大节省了成本和时间;成形过程不存在外力,回弹较小;热塑性成形,壁板受载温和,加强筋不会断裂失效;激光控制精度高,容易实现成形加工的数字化和自动化。

**收稿日期:** 2017-05-22; **收到修改稿日期:** 2017-06-15

**基金项目:** 国家科技重大专项(2014ZX04001-151)、国家自然科学基金(51375120)

**作者简介:** 陈亚利(1991—),男,硕士研究生,主要从事激光弯曲成形方面的研究。E-mail: chenyl@hit.edu.cn

**导师简介:** 王 扬(1960—),男,博士,教授,博士生导师,主要从事激光加工和无损检测方面的研究。

E-mail: wyyh@hit.edu.cn(通信联系人)

自激光弯曲成形技术被提出以来,国内外学者对其成形规律<sup>[7-8]</sup>、数值模拟<sup>[9-10]</sup>、精度控制<sup>[11-12]</sup>等方面进行了大量研究,但研究对象主要是平板,对带筋壁板的激光弯曲成形研究很少。Zaeh等<sup>[13]</sup>对带有单向加强筋的铝合金板进行了激光弯曲成形试验,激光扫描方向与加强筋方向平行,成形后板材发生明显扭曲;魏裕君<sup>[14]</sup>和付守冲等<sup>[3]</sup>对带有纵横双向交叉筋的铝合金板进行了激光弯曲成形试验,其中一个方向的加强筋参与弯曲变形,成形后的壁板也发生严重扭曲。由于加强筋的存在,交叉筋壁板的激光弯曲成形较平板更加复杂,成形时更容易产生非期望变形。因此,有必要对交叉筋壁板的单道扫描过程进行仿真研究,揭示其成形机理,为实现高精度成形奠定基础。

本文以 5A06 铝合金交叉筋壁板为研究对象,基于有限元软件 ABAQUS 建立激光弯曲成形的有限元模型,通过对温度场和应变场的分析,揭示交叉筋壁板单道扫描的成形机理。在此基础上,提出一种变功率扫描策略来减小壁板的非期望变形,并通过有限元仿真检验其效果。

## 2 激光弯曲成形有限元模型的建立与验证

### 2.1 有限元模型的建立

激光弯曲成形是一个复杂的热力耦合过程,激光加热产生热应力,使板材发生变形,板材变形同时也产生热量,影响温度场的分布。但变形产生的热量与激光照射产生的热量相比很小,可以忽略不计<sup>[15]</sup>。因此本文采用顺序耦合的方法对激光弯曲成形过程进行建模,首先进行传热分析,求解温度场,然后将温度场作为载荷进行热应力分析,求解变形场。

#### 2.1.1 温度场模型

在笛卡尔坐标系下,三维导热微分方程为

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v, \quad (1)$$

式中  $\rho$ 、 $c$ 、 $k$  分别为材料的密度、比热容和导热系数,  $T$  为板材的温度,  $t$  为时间,  $q_v$  为内热源强度,  $x$ 、 $y$ 、 $z$  为笛卡尔坐标系的三个方向。

将激光热源视为理想的高斯热源,当其以一定的速度  $v$  在二维平面  $xoy$  内沿  $y$  向扫描板材时,施加在板材表面的热流密度可表示为<sup>[16]</sup>

$$q_G = \frac{2PA}{\pi R^2} \exp \left[ -2 \times \frac{(x - x_0)^2 + (y - y_0 - vt)^2}{R^2} \right], \quad (2)$$

式中  $P$  为激光功率,  $A$  为板材表面对激光的吸收率,  $R$  为光斑半径,  $(x_0, y_0)$  为起始位置光斑中心的坐标,  $v$  为光斑移动速度。在 ABAQUS 中,通过用户子程序 DFLUX 实现移动热源的加载。

初始时刻壁板和周围环境的温度均为  $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ,忽略周围环境温度的变化。加热后板材通过辐射和对流散热,但通过辐射散失的热量很少,因此不考虑<sup>[15]</sup>。对流换热符合牛顿冷却定律,其热流密度为  $q_c = h_c(T - T_0)$ ,其中  $h_c$  为对流换热系数,设为  $10 \text{ W}/(\text{mm}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$ 。

温度场分析的有限元控制方程为

$$C \frac{dT}{dt} + kT = Q, \quad (3)$$

式中  $C$  为比热矩阵,  $k$  为传导矩阵,  $T$  和  $dT/dt$  分别为节点温度向量和节点温度对时间的导数向量,  $Q$  为节点热流向量。

#### 2.1.2 变形场模型

对体积为  $V$ 、边界为  $S$  的连续介质,已知  $t$  时刻的状态,根据虚功原理,  $t + \Delta t$  时刻的能量平衡方程为

$$\int_V \sigma \cdot \delta \epsilon \cdot dV = \int_V q \cdot \delta u \cdot dV + \int_S p \cdot \delta u \cdot dS, \quad (4)$$

式中  $\sigma$  和  $\epsilon$  分别为遵循拉格朗日方程的应力和应变张量,  $q$  和  $p$  为体积力和面积力,  $\delta u$  为虚位移。变形场分析的有限元方程可表示为

$$K \Delta u = F + F_{in}, \quad (5)$$



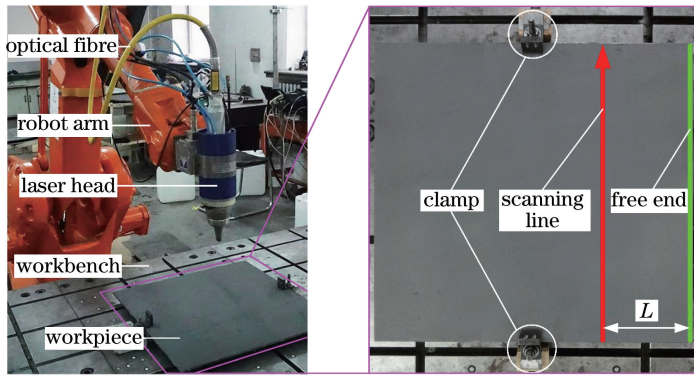


图 3 激光弯曲成形试验系统

Fig. 3 Experimental system of laser bending

### 2.2.2 温度场验证

温度场的验证参考文献[19],该文献对激光扫描 5A06 铝合金平板时的温度场进行了测量,平板表面同样涂覆了水基石墨。测温设备为 Flir SC325 热像仪,测温试验前用热电偶校正了材料的发射率。采用的扫描参数为激光功率  $P=1100\text{ W}$ ,扫描速度  $v=10\text{ mm/s}$ ,光斑直径  $D=8\text{ mm}$ 。

将相同条件下的仿真结果与文献中的温度场测试结果进行对比,从图 4 可以看出,仿真结果和测试结果吻合得较好,说明有限元模型能较好地模拟激光扫描过程中的温度场。

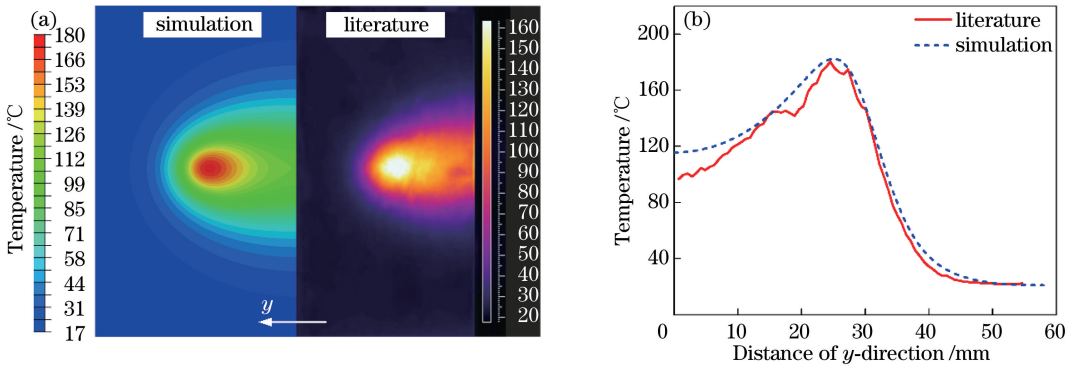


图 4 温度场对比。(a)板材下表面的温度分布;(b)板材下表面扫描线上的温度分布

Fig. 4 Comparison of temperature field. (a) Temperature distribution of bottom surface for panel;  
(b) temperature distribution of scanning line on bottom surface for panel

### 2.2.3 位移场验证

位移场的验证通过对交叉筋壁板进行激光弯曲成形试验来进行,壁板的变形使用 FARO Cobalt 250 三维成像仪测量。采用的扫描参数为激光功率  $P=1800\text{ W}$ ,扫描速度  $v=100\text{ mm/s}$ ,光斑直径  $D=8\text{ mm}$ ,扫描线距离自由端的距离  $L=126\text{ mm}$ ,整体扫描次数  $N=1$ ,本文以  $P1800v100D8L126N1$  来表示这种扫描参数组合。

仿真结果与试验结果的对比如图 5 所示。因为变形主要发生在扫描线和自由端之间,所以只关注右侧变形。从图 5 中可以看出,位移场的仿真结果和试验结果吻合得较好,误差较小,证明了有限元模型的有效性。

## 3 交叉筋壁板成形机理分析

### 3.1 壁板的变形特点

图 6 为以  $P1800v100D8L126N1$  对交叉筋壁板进行扫描并冷却后的位移场结果。可以看出交叉筋壁板的变形特点与平板不同:扫描线上蒙皮区发生下凹, $z$  向位移分布曲线类似“W”形;自由端两边角处位移大,中间位移小,位移分布曲线类似“U”形;蒙皮区弯曲角度最大,沿扫描线弯曲角度分布类似“M”形。

横向为垂直于扫描线的方向,纵向为平行于扫描线的方向。从图 6 可以看出,壁板除了发生横向弯曲



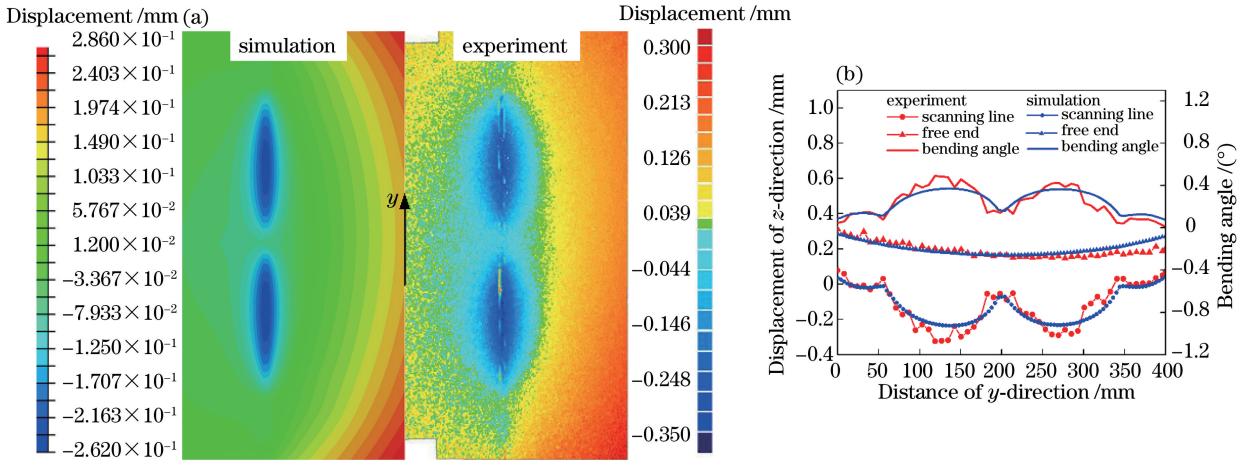


图 5 位移场对比。(a)  $z$  向位移云图;(b)扫描线和自由端的  $z$  向位移分布以及沿扫描线的弯曲角度分布  
Fig. 5 Comparison of displacement field. (a) Contour of  $z$ -displacement; (b)  $z$ -displacement distribution of scanning line and free end and the bending angle along scanning line

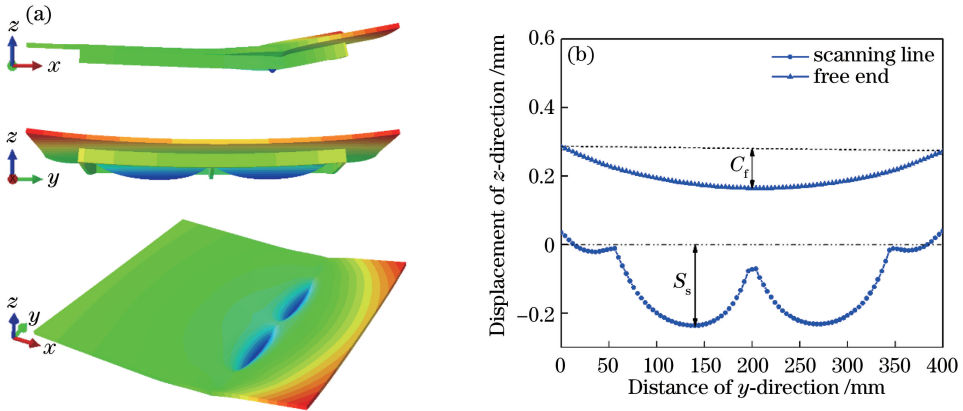


图 6 位移场结果。(a)壁板变形;(b)扫描线和自由端的  $z$  向位移分布

Fig. 6 Results of displacement field. (a) Deformation of CSIP (deformation magnification  $100\times$ ); (b)  $z$ -displacement distribution of scanning line and free end

(绕  $y$  轴的弯曲变形),还发生了纵向弯曲(绕  $x$  轴的弯曲变形),并且扫描线上蒙皮区发生明显下凹。除了横向弯曲,后两种变形均为非期望变形,二者严重影响壁板的成形精度,因此需对其进行认真研究。

为了定量表示非期望变形的大小,定义了蒙皮下凹和纵向弯曲的量化表示方法。其中蒙皮下凹用蒙皮的最大下陷量  $S_s$  表示,纵向弯曲用自由端的相对弯曲程度  $R_c$  表示,计算方法为

$$S_s = |z_{\min}|, \quad (6)$$

$$R_c = \frac{C_f}{\bar{z}_f} = \frac{(z_{fl} + z_{fr})/2 - z_{fm}}{\bar{z}_f}, \quad (7)$$

式中  $z_{\min}$  为扫描线上蒙皮区的最小位移,  $C_f$  为自由端的弯曲程度,  $\bar{z}_f$  为自由端的平均位移,  $z_{fl}$ 、 $z_{fr}$ 、 $z_{fm}$  分别为自由端两边角和中点的  $z$  向位移。因此,蒙皮的最大下陷量  $S_s$  越大,相对弯曲程度  $R_c$  越大,壁板的非期望变形就越严重。

### 3.2 温度场分析

壁板的变形受温度分布和变化规律的影响。图 7(a)为以  $P1800v100D8L126N1$  的参数扫描壁板时扫描线上下表面的最高温度分布,其中 A、B、C、D、E 分别代表光斑进入位置、边缘区、蒙皮区、加强筋位置和光斑离开位置。可以看出最高温度的大小与所处位置密切相关:在上表面,光斑离开位置 E 处的最高温度最高,蒙皮区次之,光斑进入位置 A 处的最高温度最低;在下表面,蒙皮区最高,加强筋处最低,边缘区居中。图 7(b)为 A、B、C、D、E 5 个典型位置上下表面的温度随时间的变化曲线,从中可以看出:在温度上升阶段,

各位置上表面的温度都迅速升高,但下表面的升温速度明显不同,位置 C 最快,位置 A、B、E 次之,位置 D 最慢;在温度下降阶段,位置 C 处的降温速度明显慢于其他位置。

板材厚度和边界条件的差异导致扫描线上温度分布和变化规律不同。光斑移动到位置 A 时,壁板整体温度较低,热量向周围传导较快,所以此处达到的最高温度较低;光斑移动到位置 E 时,扫描线前方没有铝合金材料,只有空气介质,热量散失速度变慢,所以此处的最高温度较高。在扫描线中间,板材越薄的位置,厚度方向的铝合金材料就越少,输入能量相同的情况下,达到的最高温度就越高。板材越薄,加热时上表面向下表面传热的热阻就越小,热流量就越大,在加热时间近似的情况下升温速度就越快;降温时热量主要由加热区向水平方向传递,板材越薄,截面积就越小,热阻越大,所以降温速度越慢。

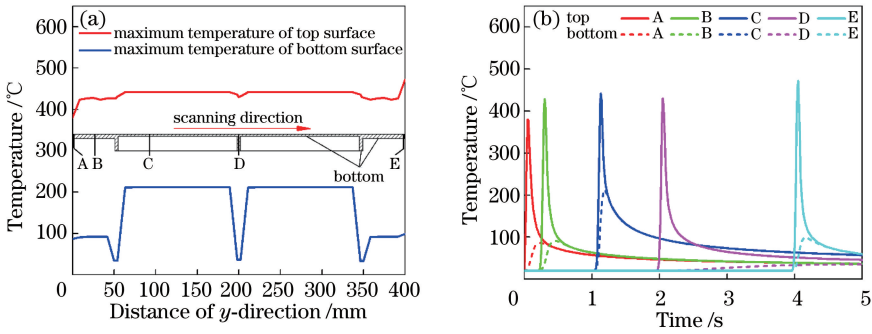


图 7 温度分布和变化图。(a)上下表面最高温度沿扫描线的分布;(b)5个典型位置的温度变化

Fig. 7 Temperature distribution and variation. (a) Maximum temperature distribution of top and bottom surfaces along scanning line; (b) temperature versus time at five typical positions

从图 5(b)的弯曲角度分布曲线和图 7(a)的最高温度分布曲线对比中可见,两者的分布规律相似:最高温度高的位置弯曲角度大,最高温度低的位置弯曲角度小。这是因为温度高的位置热应力大、屈服强度低,所以变形大,反之变形小。

### 3.3 应变场分析

图 8 为以 P1800v100D8L126N1 的参数扫描壁板并冷却后的横向塑性应变分布。可以看出横向塑性应变主要发生在扫描线附近,扫描线上表面均为塑性压应变,蒙皮区的应变(绝对值)明显大于其他位置;扫描线下表面只有蒙皮区存在塑性压应变,其他位置未发生塑性变形。扫描线上横向塑性应变的分布受温度场的影响,温度越高,则热应力越大、屈服强度越低,塑性应变越大。蒙皮区下表面的最高温度远高于其他位置下表面,热应力达到了相应的屈服强度,所以产生了塑性应变,这说明蒙皮区的变形机理属于耦合机理<sup>[21]</sup>,而边缘区和加强筋处的变形机理属于温度梯度机理。

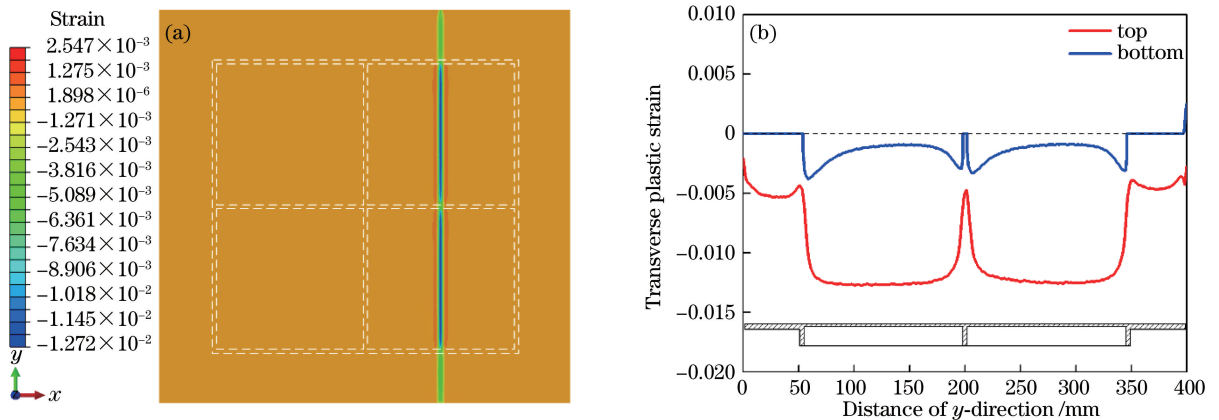


图 8 横向塑性应变分布。(a)横向应变云图;(b)扫描线上下表面的横向应变分布

Fig. 8 Distribution of transverse plastic strain. (a) Contour of transverse strain; (b) transverse strain distribution of top and bottom surfaces on scanning line

横向塑性压应变的存在使壁板发生横向收缩,由于上下表面的收缩量不一致,所以壁板发生横向弯曲,这种变形是希望得到的。但是由于扫描线上蒙皮区塑性变形大,边缘区和加强筋处塑性变形小,所以壁板各部分的横向弯曲变形不一致:蒙皮区大,边缘区和加强筋处小。由于壁板的结构具有连续性,所以各部分之间满足变形协调关系。如图 9 所示,以蒙皮区和加强筋之间的变形协调为例,蒙皮区变形大而加强筋变形小,因此蒙皮与加强筋的连接处存在相互作用力,加强筋对蒙皮两侧和端部有向下的拉力,同时蒙皮也对加强筋有相反的作用力;因为蒙皮的抗弯刚度( $EI$ ,  $E$  为弹性模量,  $I$  为横截面对中性轴的惯性矩)小,加强筋的抗弯刚度大,所以在内力的作用下,蒙皮区将发生较大的下移,而加强筋发生微小的上移。因此,变形协调后壁板不同位置的横向弯曲变形如图 10 所示,蒙皮区明显下凹。

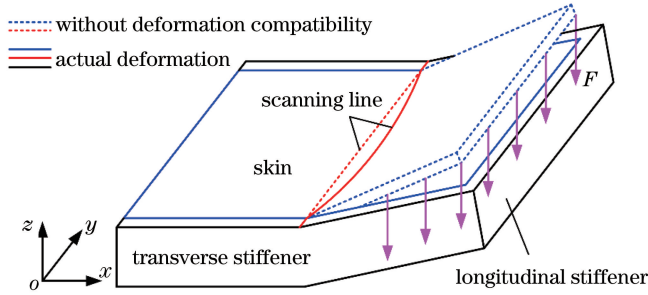


图 9 蒙皮和加强筋间的变形协调示意图

Fig. 9 Schematic of deformation compatibility between skin and stiffeners



图 10 不同位置的横向弯曲变形(变形放大 30 倍)

Fig. 10 Transverse bending deformation of different positions (deformation magnification 30×)

图 11 为以  $P1800\varphi 100D12L126N1$  的参数扫描壁板并冷却后的纵向塑性应变分布。可以看出纵向塑性应变的分布规律与横向塑性应变类似,扫描线上表面均为塑性压应变,扫描线下表面也只有蒙皮区存在塑性压应变。与横向塑性应变的不同之处在于上表面的纵向塑性应变大小比较接近,这可能是由于材料沿纵

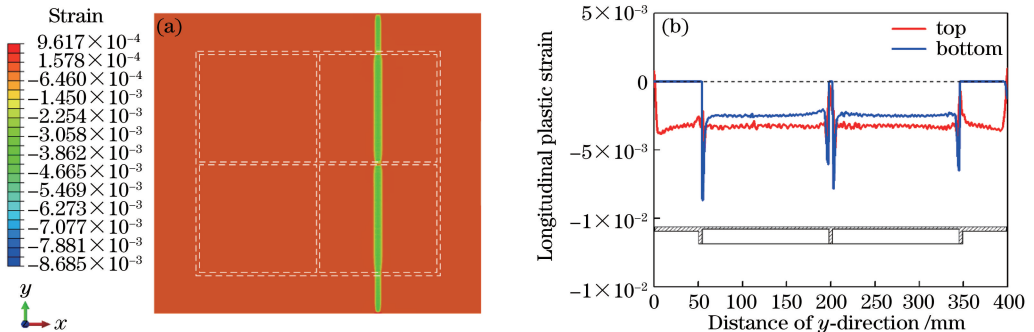


图 11 纵向塑性应变分布。(a)纵向应变云图;(b)扫描线上下表面的纵向应变分布

Fig. 11 Distribution of longitudinal plastic strain. (a) Contour of longitudinal strain; (b) longitudinal strain distribution of top and bottom surfaces on scanning line

向膨胀时,扫描线上各个位置的纵向约束比较接近。

纵向塑性压应变的存在使壁板发生纵向收缩,如图 12 所示,在蒙皮区,上下表面均为塑性压应变,但上表面的应变量大于下表面,所以上表面的收缩量大于下表面;在边缘区和加强筋处,上表面存在塑性压应变而下表面不存在,所以也是上表面收缩。因此,上表面整体收缩量大于下表面,壁板将发生纵向弯曲,并进一步增大蒙皮的下凹量。

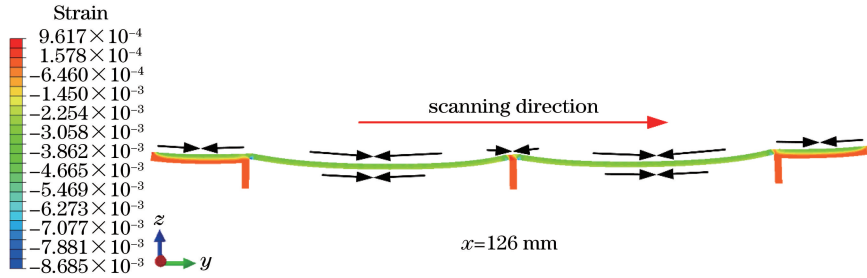


图 12 交叉筋壁板的纵向弯曲变形(变形放大 30 倍)

Fig. 12 Longitudinal bending deformation of CSIP (deformation magnification 30×)

#### 4 变功率扫描策略

从上述分析可知,横向弯曲变形不一致和纵向塑性应变的存在是导致非期望变形产生的原因,因此可以采用在不同位置输入不同的能量来保证横向弯曲的一致性,从而减小非期望变形。采用如图 13 所示的功率变化策略对交叉筋壁板进行仿真,其他扫描参数为  $v100D12L126N1$ ,恒功率扫描为对照组。在边缘区,越靠近光斑进入位置(或离开位置),材料所受约束越小,扫描时产生的塑性应变变量越小,所以采用斜坡下降(或上升)的功率变化方案来提高光斑进入位置(或离开位置)的塑性应变变量。

扫描完成并冷却后的位移场仿真结果如图 14 所示。可以看出采用变功率扫描策略后扫描线和自由端的位移曲线更加平直。图 15 为恒功率扫描和变功率扫描时壁板的非期望变形对比。恒功率扫描时蒙皮的

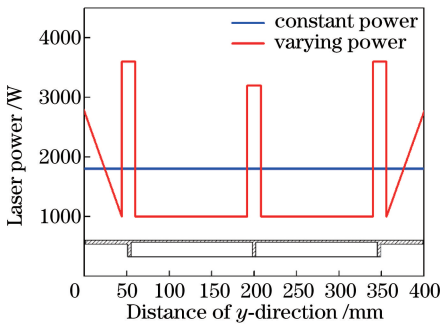


图 13 仿真过程中的功率变化策略

Fig. 13 Varying power strategy of simulation

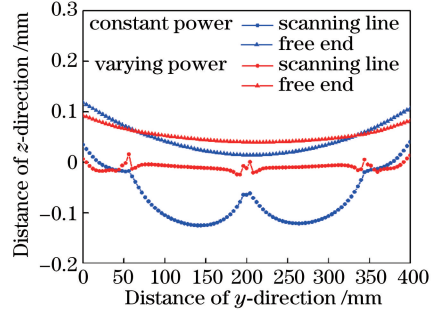


图 14 位移场仿真结果

Fig. 14 Simulation results of displacement field

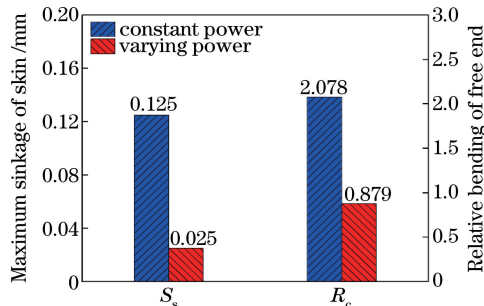


图 15 恒功率扫描与变功率扫描的非期望变形

Fig. 15 Undesirable deformation of constant power scanning and varying power scanning



最大下陷量  $S_s$  和自由端的相对弯曲程度  $R_c$  分别为 0.125 mm 和 2.078; 变功率扫描时  $S_s$  和  $R_c$  分别为 0.025 mm 和 0.879, 相比恒功率扫描分别下降了 80% 和 58%。因此变功率扫描显著地减小了壁板的非期望变形。

## 5 结 论

基于 ABAQUS, 采用顺序耦合的方法建立了激光弯曲成形的有限元模型, 温度场和位移场的结果证明该模型有效。利用有限元模型对交叉筋壁板激光弯曲成形的温度场和应变场进行了分析, 并提出一种变功率扫描策略来减小壁板的非期望变形, 得到以下结论。

1) 扫描线上的蒙皮下凹和壁板整体的纵向弯曲是交叉筋壁板激光弯曲成形过程中的非期望变形, 前者是由横向弯曲变形不一致导致的, 后者是由扫描过程中产生的纵向塑性应变导致的。

2) 交叉筋壁板的特殊结构影响温度场的分布, 进而影响应变场和位移场。在板材越厚的位置, 温度越低, 产生的热应力越小、屈服强度高, 塑性应变越小, 变形越小, 反之亦然, 这是导致横向弯曲变形不一致的主要原因。

3) 采用本文提出的变功率扫描策略能有效减小壁板的非期望变形, 提高成形趋势的可控性。相比恒功率扫描, 蒙皮下凹和纵向弯曲都有较大改善, 其中蒙皮的最大下陷量由 0.125 mm 减小至 0.025 mm, 减小了 80%, 自由端的相对弯曲程度由 2.078 减小至 0.879, 减小了 58%。

## 参 考 文 献

- [1] Chen Tongxiang, Zhang Lin, Zhao Changxi, *et al.* The technique of integrally stiffened structure for Tiangong-1 pressurized module[J]. *Scientia Sinica Technologica*, 2014, 44(2): 150-161.  
陈同祥, 张琳, 赵长喜, 等. 天宫一号整体壁板式密封舱结构技术[J]. *中国科学技术科学*, 2014, 44(2): 150-161.
- [2] Yu Dengyun, Lai Songbai, Chen Tongxiang. Review on integral stiffened shell structure technology of large space station[J]. *Chinese Space Science and Technology*, 2011, 31(5): 31-40.  
于登云, 赖松柏, 陈同祥. 大型空间站整体壁板结构技术进展[J]. *中国空间科学技术*, 2011, 31(5): 31-40.
- [3] Fu Shouchong, Yang Lijun, Wang Yang, *et al.* The study of the twisting phenomenon of panel with crossed reinforcing bars under laser forming technology[J]. *Science Technology and Engineering*, 2016, 16(35): 45-51.  
付守冲, 杨立军, 王扬, 等. 5A06 铝合金交叉筋壁板激光诱导自由成形扭曲现象研究[J]. *科学技术与工程*, 2016, 16(35): 45-51.
- [4] Yang Lijun, Zhang Hongzhi, Wu Xuefeng, *et al.* Laser machining technology with the effect of thermal soften and thermal stress[J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2011, 40(6): 1038-1043.  
杨立军, 张宏志, 吴雪峰, 等. 应用加热软化和应力效应的激光加工技术[J]. *红外与激光工程*, 2011, 40(6): 1038-1043.
- [5] Wang Xiufeng, Guo Xiaoli, Chen Guangnan, *et al.* Remark of integral panel forming[J]. *Modern Manufacturing Technology and Equipment*, 2008(3): 1-4.  
王秀凤, 郭晓丽, 陈光南, 等. 整体壁板成形评述[J]. *现代制造技术与装备*, 2008(3): 1-4.
- [6] Bao J, Yao Y L. Analysis and prediction of edge effects in laser bending[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2001, 123(1): 53-61.
- [7] Wu Qiang, Xu Lanying, Yang Yongqiang, *et al.* Experimental study on laser thermal stress forming of high strength steel[J]. *Acta Optica Sinica*, 2015, 35(s1): s114008.  
伍强, 徐兰英, 杨永强, 等. 高强钢激光热应力成形的试验研究[J]. *光学学报*, 2015, 35(s1): s114008.
- [8] Yang Lijun, Chen Yali, Wei Yujun, *et al.* Experimental investigation of laser induced thermoforming of 5A06 aluminum alloy sheet[J]. *Science Technology and Engineering*, 2016, 16(33): 18-23.  
杨立军, 陈亚利, 魏裕君, 等. 5A06 铝合金平板激光诱导热成形试验研究[J]. *科学技术与工程*, 2016, 16(33): 18-23.
- [9] Ji Zhong, Wu Shichun. FEM simulation on laser bending of sheet metal[J]. *Chinese J Lasers*, 2001, 28(10): 953-956.  
季忠, 吴诗惇. 板料激光弯曲成形数值模拟[J]. *中国激光*, 2001, 28(10): 953-956.
- [10] Chi Shanshan, Wang Xuyue, Xu Wenji. Numerical simulation on stainless steel-carbon steel laminated sheet considering interface during pulsed laser bending[J]. *Chinese J Lasers*, 2014, 41(11): 1103002.

- 池闪闪, 王续跃, 徐文骥. 考虑结合面的不锈钢-碳钢层合板脉冲激光弯曲数值模拟[J]. 中国激光, 2014, 41(11): 1103002.
- [11] Hu J, Xu H B, Dang D X. Modeling and reducing edge effects in laser bending[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(11): 1989-1996.
- [12] Zahrani E G, Marasi A. Experimental investigation of edge effect and longitudinal distortion in laser bending process [J]. Optics & Laser Technology, 2013, 45(1): 301-307.
- [13] Zaeh M F, Hornfeck T. Development of a robust laser beam bending process for aluminum fuselage structures[J]. Production Engineering, 2008, 2(2): 149-155.
- [14] Wei Yujun. Research on the laser induced thermoforming of lightweight aluminum alloy plate[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2015: 41-55.  
魏裕君. 铝合金轻量化壁板的激光诱导热成形研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015: 41-55.
- [15] Jamil C, Sheikh M A, Li L. A study of the effect of laser beam geometries on laser bending of sheet metal by buckling mechanism[J]. Optics & Laser Technology, 2011, 43(1): 183-193.
- [16] Wang Qiang, Jiao Junke, Zan Shaoping, *et al.* Effect of thermal contact conductance on temperature field of CFRTP stainless steel laser direct joining[J]. Chinese J Lasers, 2017, 44(4): 0402002.  
王强, 焦俊科, 咎少平, 等. 接触热导率对 CFRTP/不锈钢激光直接连接温度场的影响[J]. 中国激光, 2017, 44(4): 0402002.
- [17] Zhang L, Reutzel E W, Michaleris P. Finite element modeling discretization requirements for the laser forming process [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(4): 623-637.
- [18] Wang Zhutang, Tian Rongzhang. Processing manual of aluminum alloy[M]. Changsha: Central South University of Technology Press, 2000: 232-251.  
王祝堂, 田荣璋. 铝合金及其加工手册[M]. 长沙: 中南大学出版社, 2000: 232-251.
- [19] Fu Shouchong, Yang Lijun, Wang Yang, *et al.* The measurement of the laser absorption coefficient of aluminum alloy plate before and after being coated with graphite[J]. Science Technology and Engineering, 2016, 16(35): 171-175.  
付守冲, 杨立军, 王扬, 等. 铝合金板材涂覆石墨前后的激光吸收率确定方法[J]. 科学技术与工程, 2016, 16(35): 171-175.
- [20] Zeng Zhi, Wang Lijun. Engineering estimation method of 5A06 aluminum alloy's material properties by PDS [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2007, 28(11): 101-104.  
曾志, 王立君. 5A06 铝合金材料高温热物理参数的工程估算方法[J]. 焊接学报, 2007, 28(11): 101-104.
- [21] Shi Yongjun. Research on laser bending mechanism and forming process plan for 3D curved plates[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2007: 36-44.  
石永军. 激光热变形机理及复杂曲面板材热成形工艺规划研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2007: 36-44.