激光喷丸成形轴线几何效应解析建模

胡永祥*, 罗明生, 解宇飞, 姚振强

上海交通大学机械与动力工程学院, 机械系统与振动国家重点实验室, 上海 200240

*联系人, E-mail: huyx@sjtu.edu.cn

收稿日期: 2019-04-09; 接受日期: 2019-05-15; 网络出版日期: 2019-10-22

国家重大科技专项(编号: 2018ZX04005001)和国家自然科学基金(编号: 5137530)资助项目

摘要 激光喷丸成形作为一种基于单脉冲激光冲击累积效应的无模柔性成形技术, 成形中几何效应对于弯曲变形量的影响直接关系到成形精度控制. 轴线几何效应是复杂型面成形几何效应的重要组成部分, 其对弯曲变形的影响缺乏有效的分析方法. 基于圆弧轴线梁变形假设, 通过激光喷丸成形等效弯曲分析方法, 建立轴线几何效应分析解析模型, 实现弯曲方向轴线几何效应的分析. 通过激光喷丸成形固有应变数值模型验证表明, 该模型能够有效反映轴线初始几何特征对于激光喷丸弯曲变形的影响; 计算结果准确性与初始轴线圆弧半径有关; 初始轴线圆弧半径较小时, 误差相对较大. 轴线初始半径对于激光喷丸弯曲变形影响较大, 不同轴线初始半径分析结果表明, 轴线初始半径增大时, 轴线初始半径的几何效应逐渐减小.

关键词 激光喷丸成形, 几何效应, 弯曲变形

PACS: 81.20.Hy, 52.38.Mf, 46.70.De

1 引言

激光喷丸技术利用激光短脉冲诱导产生的高压等离子体作为冲击能量来源, 使金属表面产生一定深度的塑性应变层, 引入沿深度方向不均匀分布的残余压应力, 从而使板件弯曲变形^[1]. 通过调节激光脉冲能量、扫描路径、光斑搭接率等工艺参数, 实现激光喷丸成形的形状控制. 随着研究工作不断深入, 激光喷丸成形已经逐渐成为国际上带筋整体壁板尤其是机翼整体壁板成形的重要途径^[2].

金属表面强化改性是激光喷丸技术最早的应用方向. GE公司和LSPT公司合作研发激光喷丸强化技术,

成功应用于航空发动机风扇和压气机叶片, 大幅提高了其抗外物损伤能力和高周疲劳性能, 并获得进一步推广, 应用于核反应堆芯等重要结构件的强化处理中^[3]. 关于激光喷丸成形应用的公开报道最早见于2002年美国加利福尼亚大学申请的一项专利, 在该项专利中, Hackel等人^[4]提出利用激光喷丸在金属表面引入残余压应力实现金属板件三维弯曲的工艺方法. 2004年, 美国哥伦比亚大学Yao课题组^[5]使用微焦级激光研究了超薄材料的微细成形. 美国金属改进公司(MIC)从激光喷丸成形技术诞生以来, 一直致力于该方面的研究, 于2010年利用激光喷丸技术实现了波音747-8机翼大型壁板的成形制造, 并于2018年提出用于

引用格式: 胡永祥, 罗明生, 解宇飞, 等. 激光喷丸成形轴线几何效应解析建模. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2020, 50: 034206

Hu Y X, Luo M S, Xie Y F, et al. Analytical modeling of axis geometry effect in laser peen forming (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2020, 50: 034206, doi: 10.1360/SSPMA-2019-0116

实现增材制造工件校形^[6]. 国内方面, 江苏大学Zhang等人^[7]率先在该技术的工艺机理方面进行了初步探索, 并指出后期研究的关键问题. 上海交通大学Hu等人^[8]持续开展了激光喷丸成形研究工作, 包括基本工艺机理及工艺规律、揭示成形凹凸方向转变机理、预应力激光喷丸成形、成形预测数值建模方法等.

激光喷丸成形的基本原理是通过激光冲击作用在金属表面引入残余压应力, 不对称的应力分布相当于在喷丸区域对板件施加一个等效弯矩, 从而使板件发生一定的弯曲变形. 工件的变形量不仅取决于等效弯矩的大小, 还与工件本身的抗变形能力有关, 而几何形状是影响抗变形能力的重要因素之一. 几何效应的影响在各种成形工艺中都是不可忽视的, 也因此吸引了国内外大量研究人员的普遍关注. 2017年, Abeyrathna等人^[9]研究发现工件几何形状对于弯曲变形影响较大. 2018年, Navarrete等人^[10]研究发现激光热成形中板平面形状对于弯曲变形影响显著. 几何效应的研究对于成形坯料选取、工艺参数确定、加工变形控制等方面均具有重要的指导意义. 由于激光喷丸成形技术发展历史较短, 在几何效应方向的研究鲜有报道. Hu等人^[11]以单曲率圆柱面板件为对象, 研究了轴线长度、截面弧长和截面半径等典型几何参数的激光喷丸成形几何效应, 提出了等效评价参量. 但是这方面的研究工作仅仅针对单曲率圆柱板. 在航空航天制造业对大型整体壁板成形精度要求日渐提高的背景下, 开展复杂型面激光喷丸成形几何效应研究十分必要.

本文研究了面向复杂型面激光喷丸成形的应用, 分析了复杂双曲外形几何效应参数特征; 针对双曲率几何形状, 建立了激光喷丸成形等效弯矩分析方法; 引入轴线初始形状几何特征参数, 研究了激光喷丸成形轴线初始形状几何效应, 建立了双曲轴线初始形状几何效应解析模型, 并通过数值模型进行解析模型验证. 在此基础上, 分析轴线几何特征对于弯曲变形的影响.

2 激光喷丸成形与几何效应

激光喷丸技术利用激光短脉冲诱导产生的高压等离子体作为冲击能量来源, 使金属表面产生一定深度的塑性应变层, 引入沿深度方向不均匀分布的残余压应力, 从而使板件弯曲变形. 其具体原理如图1所示,

图1 (网络版彩图)激光喷丸成形原理

Figure 1 (Color online) Schematic of laser peen forming.

高功率密度(GW/cm^2 量级)激光短脉冲(ns 量级)透过水或玻璃等透明约束层, 辐照到待加工工件表面, 贴附在工件表面的吸收层吸收激光能量, 迅速汽化电离产生等离子体, 类似于爆炸效应; 等离子体的膨胀受到约束层的限制, 在工件表面施加GPa量级的冲击压力, 应力波向板内传播, 使表层一定深度的材料发生塑性应变, 由此产生沿深度方向梯度分布的残余压应力; 残余压应力的不均匀分布特征, 使板件整体受到等效弯矩的载荷作用, 从而导致板材发生弯曲变形^[8]. 通过调节激光脉冲能量、扫描路径、光斑搭接率等工艺参数, 可以改变工件表层的应力场分布, 实现激光喷丸成形的形状控制.

激光喷丸成形尤其适用于复杂型面壁板的加工制造. 激光喷丸成形几何效应, 是指其他条件相同时, 由于板件几何形状不同而造成板件变形差异的现象. 双面激光喷丸成形中单面喷丸成形的效果为鼓形凸变形, 而复杂型面往往具有局部凹凸性变化的特点, 因此复杂型面的成形加工一般需要进行双面喷丸. 以马鞍面的成形为例, 如图2所示, 首先在平板坯料A面一定范围内进行激光喷丸, 板件将变形为鼓形凸面; 然后需要在B面部分区域内进行二次喷丸, 从而使板件变形为目标型面. 在此过程中, A面喷丸后产生的鼓形凸面即为中间变形, 中间变形的存在必然会对第二面喷丸时的变形行为产生一定的影响. 现阶段, 对于复杂型面激光喷丸成形的工艺规划, 一般直接以平板为初始形状同时规划出两个面的喷丸区域和喷丸参数, 未曾考虑中间变形的影响. 因此, 若仍使用平板所规划出的喷丸策略在中间变形板件上进行二次喷丸, 往往难以得到预期的成形形状.

此外在激光喷丸校形中, 由于大型壁板结构复杂, 在机加工以及弯曲成形过程中受到应力释放、变形回

图 2 (网络版彩图)双面激光喷丸成形

Figure 2 (Color online) Double-sided laser peen forming.

弹等因素的影响, 壁板成形往往难以一次性达到目标形状, 成形误差成为一个普遍存在的问题, 这使得校形处理成为壁板加工必要的工艺步骤之一. 待校形工件的成形误差和初始形状具有随机性, 激光喷丸校形所需的工艺参数也因初始形状的差异而各不相同.

3 双曲形状轴线几何效应解析建模

3.1 激光喷丸成形等效弯矩

激光喷丸成形主要依靠表面塑性应变层中的残余压应力来维持变形效果, 如果设法去除残余压应力, 板材将恢复到喷丸前初始形状. 因此, 激光喷丸成形可等效为一定弯矩载荷作用下的弹性变形, 对于给定的板件, 激光喷丸强度则可用等效弯矩的大小来衡量.

在进行等效弯矩分析时, 作如下假设: (1) 激光喷丸覆盖整个表面, 喷丸强度均匀一致; (2) 板件厚度不变且材料性能均匀一致; (3) 板件为薄板, 即板件厚度远小于其宽度和长度; (4) 激光喷丸成形后板件变形较为平缓, 属于小变形范畴.

如图3所示, 对于厚度均匀的平直截面, 定义其厚度方向的中性轴为 x 轴, 垂直于板面方向(即厚度方向)为 z 轴, 塑性应变层内一点的塑性应变为 $\varepsilon^*(z)$, 则在单位宽度上的等效弯矩 M_0 可通过式(1)计算:

$$M^* = \int_{-t/2}^{+t/2} E \cdot \varepsilon^*(z) \cdot z \cdot dz, \quad (1)$$

图 3 (网络版彩图)激光喷丸成形等效弯矩示意图

Figure 3 (Color online) Schematic diagram of equivalent bending moment.

其中, $\varepsilon^*(z)$ 可由实际喷丸参数标定所得.

3.2 双曲率几何特征

虽然激光喷丸成形的结果多为双曲率型面, 但在基本机理尚不明确的情况下, 若直接以复杂双曲率型面的几何效应为研究对象, 会给研究工作带来极大的困难. 为了对几何效应的作用机理有更加清晰的把握, 有必要从简单几何特征的影响规律着手, 为复杂曲面的几何效应研究建立基础.

描述复杂曲面形状对于弯曲变形的影响, 双曲率几何形状最具有代表性. 双曲率几何板件在垂直的两个方向上均呈现弯曲状态. 此外, 两个方向的弯曲形式假设均符合标准圆弧状态. 如图4所示, 双曲率板件的几何形状可以用5个几何参数来确定, 分别为板件厚度 t 、轴线弧长 L 、截面弧长 S 、轴向半径 R_x 以及横向半径 R_y , 其中轴线半径 R_x 为轴线圆弧的曲率半径, 横向半径 R_y 为横截面圆弧的曲率半径.

双曲率几何效应问题同时包含横截面几何参数的影响和轴线初始形状的影响. 前期研究中, 已经基于悬臂梁模型建立了单曲率几何效应的解析模型^[1], 经验证实, 该模型可有效反映横截面几何形状对轴线变形的影响. 但是在复杂双曲外形中, 需要进一步建立考虑轴线几何效应的分析方法.

3.3 圆弧轴线梁变形建模

常见梁结构多为轴线为直线形式, 而要研究轴线初始弯曲状态的影响, 则要建立圆弧轴线梁模型. 弧形梁多见于建筑结构中, 虽然结构力学中有相应的

图 4 (网络版彩图)双曲率板件的几何形状

Figure 4 (Color online) Geometry of double curvature plates.

设计计算方法, 但由于其在建筑用途中的受载荷状态和边界固定形式与激光喷丸成形有很大的不同. 因此, 需要建立适用于激光喷丸成形条件的圆弧轴线梁的变形计算方法.

圆弧轴线梁模型仍然是建立在梁理论的基础假设之上的, 关于梁的横截面在变形前后不发生变化这一条件需严格满足. 为了探究双曲率几何轴线初始弯曲状态的影响, 类似于单曲率几何效应问题的处理过程, 取板件的 1/2 模型, 将其简化为等截面圆弧轴线梁的弯曲变形问题, 如图 5 所示. 具体地, 圆弧梁的轴线初始半径为 R_{x0} , 该模型的边界条件为一端固定约束, 另一端为自由边界, 受载荷条件为在其自由端施加弯矩载荷.

虽然圆弧梁的轴线整体上是曲线, 但如果沿其轴线将其划分为无数相同的极小的微段, 则对于每一个这样的圆弧梁微段而言, 仍然可以视为自由端弯矩载荷作用下的直线悬臂梁(图 6). 由激光喷丸成形本身的原理特点所决定, 当在板面上进行均匀喷丸时, 板件的每个横截面上的载荷条件都是一致的. 这意味着沿其轴线每一个微段的变形情况也是均匀一致的. 因此, 在上述模型条件下, 圆弧轴线梁受载变形后的轴线形状同样应为圆弧形.

如图 6 所示, 蓝色圆弧表示梁轴线的初始形状, 红色圆弧为梁轴线变形后的形状, 轴线的弧长在变形前后保持不变, 均为 $L/2$. 初始状态下, 轴线圆弧的曲率半径为 R_{x0} 为已知参数, 对应的圆心角为 β_0 可由式(2)计算得到

$$\beta_0 = \frac{L}{2R_{x0}}. \quad (2)$$

受载变形后, 轴线圆弧的曲率半径为 R_{x1} , 对应的圆心角为 β_1 , 均为待求参数. 对于本问题的求解, 由于圆弧轴线的弧长已知, 因此仅需确定 R_{x1} 与 β_1 两者之一,

图 5 圆弧轴线悬臂梁模型
Figure 5 Arc axis cantilever beam model.

图 6 (网络版彩图)变形前后的圆弧轴线梁模型
Figure 6 (Color online) Arc beam model before and after deformation.

即可确定轴线的最终变形状态. 基于上述提出的圆弧轴线梁划分微段的思想, 对于每一个微段, 可以由材料力学已有的理论方法计算其变形转角, 而角度的变化可在相邻微段之间传递叠加, 这一特点为确定最终的轴线圆弧圆心角 β_1 提供可行手段.

以变形后轴线圆弧圆心角 β_1 为突破口, 来求解圆弧轴线梁的变形问题. 如图 7 所示, 使用大量的短线段来近似拟合轴线圆弧, 每一条短线段代表一段圆弧梁微段. 所划分微段越细密, 即线段的长度越短, 则对圆弧梁的真实拟合效果越好. 假设用总数为 N (N 足够大) 的等长度线段来代替圆弧梁轴线(为便于观察, 分别使用红绿两种颜色以区分相邻的线段), 则每条短线段的长度为

$$ds = \frac{L}{2N}. \quad (3)$$

若从固定端为所有短线段依次编号, 则线段 1 与全局坐标系 X 轴平行. 取其中两条相邻的线段进行分析, 分别记为第 K 条和第 $K+1$ 条, 为方便讨论, 将第 K 条线段的左端点记为 P_{K-1} , 右端点记为 P_K . 其余线段标记规则均类似. 在两线段的左端点分别建立局部坐标系, 则未施加载荷的初始状态下两局部坐标系之间的夹角为

$$\gamma = \frac{\beta_0}{N-1}. \quad (4)$$

需要指出的是, 由于各线段为圆弧均分所得, 故 γ 在此为固定值, 与线段所处位置及其编号无关. 假设所

图 7 (网络版彩图) 圆弧轴线梁的微段近似拟合

Figure 7 (Color online) Approximate fitting of arc beam with micro-segments.

有线段按照从 1 到 N 的编号顺序依次发生变形, 记 α_K 表示线段 K 变形前且线段 1 至线段 $K-1$ 均发生变形后, 线段 K 的局部坐标系与全局坐标系的夹角 (即 $P_{K-1}X_K$ 轴与全局坐标系 OX 轴的夹角), 相似地, 记 α_{K+1} 表示线段 $K+1$ 变形前且线段 1 至线段 K 均发生变形后, 线段 $K+1$ 的局部坐标系与全局坐标系的夹角 (即 P_KX_{K+1} 轴与全局坐标系 OX 轴的夹角). 按照此定义, α_K 与 α_{K+1} 之间的关系可表示为

$$\alpha_{K+1} = \alpha_K + d\theta + \gamma, \quad (5)$$

其中, $d\theta$ 表示在等效弯矩作用下, 由线段 K 的弯曲变形所引起的其右端点处切线的转动角度. 之所以式 (5) 中出现 $d\theta$ 项, 是因为线段 K 的变形会带动线段 $K+1$ 整体发生相同幅度的刚体转动. $d\theta$ 的数值可由式 (6) 计算得到

$$d\theta = \frac{M^* \cdot ds}{EI}, \quad (6)$$

其中, M^* 表示激光喷丸效应等效弯矩, 由式 (1) 计算; E 表示板件材料的弹性模量, I 表示横截面的惯性矩, 等效弯矩和截面惯性矩的大小与横截面的几何形状有关, 具体计算方法可参见文献 [11]. 由于各线段载荷条件相同, 故 $d\theta$ 的数值同样为固值, 与线段所处位置及其编号无关.

此外, 定义 θ_K 表示线段 K 变形后, 其右端点处切线与全局坐标系 OX 轴的夹角, 由几何关系可知, θ_K 在数值上等于从固定端点 (P_0) 到线段 K 右端点 (P_K) 这一段

的总弧长所对应的圆心角的大小. 根据此定义, θ_K 可以看作 α_K 与 α_{K+1} 之间的连接变量, 三者之间的关系可表示为

$$\begin{cases} \theta_K = \alpha_K + d\theta, \\ \alpha_{K+1} = \theta_K + \gamma. \end{cases} \quad (7)$$

基于以上讨论, 假设所有线段按照从 1 到 N 的编号顺序依次发生变形. 根据式 (7), 使用递推法分析整个圆弧轴线梁最终的变形状态, 具体过程如表 1 所示.

根据表 1 结果, 当整段梁都变形后, 自由端点 (P_N) 处的切线与 OX 轴的夹角, 即为变形后圆弧梁的轴线所对应的圆心角 β_1 :

$$\beta_1 = \theta_N = N d\theta + (N-1)\gamma. \quad (8)$$

结合式 (2)–(6), 可将式 (8) 进一步转化为如下形式:

$$\beta_1 = \frac{M^* \cdot L}{2EI} + \frac{L}{2R_{x0}}. \quad (9)$$

据此, 变形后轴线的曲率半径 R_{x1} 为

$$R_{x1} = \frac{L}{2\beta_1} = \frac{EIR_{x0}}{M^*R_{x0} + EI}. \quad (10)$$

通过以上分析, 即可确定圆弧梁变形后的轴线形状. 如图 8 所示, 对于轴线上的某一点 A , 假设点 A 到固定端的弧上距离为 a , 则在图示定义坐标系下, 变形前 A 点的 Z 向坐标为

$$Z_0 = -R_{x0} \left[1 - \cos \left(\frac{a}{R_{x0}} \right) \right]. \quad (11)$$

变形后 A 点的 Z 向坐标为

$$Z_1 = -R_{x1} \left[1 - \cos \left(\frac{a}{R_{x1}} \right) \right]. \quad (12)$$

表 1 递推法分析圆弧轴线梁变形

Table 1 Deformation analysis of arc axis beam with recursive method

	变形前	变形后
线段 1	$\alpha_1=0$	$\theta_1=d\theta$
线段 2	$\alpha_2=d\theta+\gamma$	$\theta_2=2d\theta+\gamma$
线段 3	$\alpha_3=2d\theta+2\gamma$	$\theta_3=3d\theta+2\gamma$
...	...	...
线段 $N-2$	$\alpha_{N-2}=(N-3)d\theta+(N-3)\gamma$	$\theta_{N-2}=(N-2)d\theta+(N-3)\gamma$
线段 $N-1$	$\alpha_{N-1}=(N-2)d\theta+(N-2)\gamma$	$\theta_{N-1}=(N-1)d\theta+(N-2)\gamma$
线段 N	$\alpha_N=(N-1)d\theta+(N-1)\gamma$	$\theta_N=Nd\theta+(N-1)\gamma$

图 8 (网络版彩图)圆弧梁轴线上一点变形位移的计算
Figure 8 (Color online) Displacement calculation of a point on the axis of an arc beam.

A点的Z向位移为

$$\Delta Z = Z_1 - Z_0. \quad (13)$$

3.4 等效弯矩方向的影响

以上讨论均是基于图5的模型进行的, 该图中自由端施加的弯矩载荷是顺时针的, 即认为板件内部的残余压应力在其上表面, 对应加工过程中在板件上表面进行激光喷丸处理. 实际生产应用中, 在双曲率板件下表面进行喷丸加工同样十分常见. 在这种情况下, 虽然圆弧轴线梁模型的变形结果与上述各式所呈现的结果有所差异, 但分析的思路及过程均是类似的, 故在此不在重复论述, 直接给出相应的推导结果:

$$\beta_1 = \frac{L}{2R_{x0}} - \frac{M^* \cdot L}{2EI} = \frac{L}{2} \cdot \frac{EI - M^* R_{x0}}{EI R_{x0}}, \quad (14)$$

$$R_{x1} = \frac{EI R_{x0}}{EI - M^* R_{x0}}. \quad (15)$$

根据式(14)及(15)中具体参数情况, 两式计算结果

表 2 逆时针弯矩作用下三种不同变形状态

Table 2 Description of three different deformation status under counterclockwise bending moment

编号	$M^* \frac{EI}{R_{x0}}$	$EI - M^* R_{x0}$	β_1 (式(14))	R_{x1} (式(15))	变形状态
1	-	+	+	+	下弯
2	0	0	0	∞	平直
3	+	-	-	-	上翘

图 9 (网络版彩图)逆时针弯矩作用下三种不同变形状态
Figure 9 (Color online) Different deformations under anticlockwise bending moment.

可能出现数值正负号的变化(符号仅用于区别变形状态, 无实际物理含义), 且最终取决于 $EI - M^* R_{x0}$ 的正负号. 对于式(14), 减号前一项代表未加载荷前轴线圆弧对应的圆心角, 减号后一项代表由于施加弯矩载荷所引起的自由端点处切线产生的翻转角度, 根据这两个角度数值相对大小的不同情况, 会产生如图9所示的三种不同变形状态.

对三种变形状态的说明如表2所示: 1) 当等效弯矩较小即喷丸强度较弱时, 激光喷丸的作用不足以将板件轴线矫正为平直状态, 轴线仍然下弯; 2) 当等效弯矩强度达到临界值(EI/R_{x0}), 恰好可将轴线圆弧矫正为直线; 3) 当继续增大等效弯矩, 板件轴线将反向弯曲, 最终呈现上翘状态.

4 模型验证与结果讨论

以上通过圆弧轴线梁模型分别建立了双曲率板件在上表面(凸面)和下表面(凹面)进行激光喷丸两种情况下的变形计算解析模型. 为了验证所提出基于圆弧轴线梁的解析模型的有效性, 进行激光喷丸成形仿真模拟, 并将仿真结果与相应的解析计算结果进行对比. 仿真分析采用基于固有应变理论的建模方法. 比较分

析中, 将参数 R_{x0} 作为研究变量, 取一系列值进行两组计算分析, 每组分别进行9个不同初始轴线半径的板件仿真. 如图9所示, 两组不同的是 E_1 组在板件上表面加载固有应变, E_2 组在板件下表面加载固有应变, 以分别验证两种等效弯矩形式下解析模型的适用情况. 仿真中所施加的固有应变方向如图10所示. 固有应变坐标系与有限元几何模型的全局坐标系不同, 任一点处固有应变的方向为板面在该点沿全局坐标系 X 轴或 Y 轴的切线方向(表3).

为了便于对比不同初始轴线半径 R_{x0} 所带来板件变形量的差异, 参照图8, 取轴线上同一位置点 A 变形前后的纵向坐标 Z_0, Z_1 作为分析依据, 其中 A 到固定端点的弧上距离为 $a=50$ mm. 此外, 使用所建立的解析模型分别计算每个板件与仿真相对应的理论数值, 并将仿真与解析计算结果进行比较.

图11展示了 E_1 组的结果. 从图11看出, 变形后解析计算的结果与仿真有着一定的差异, 但是总体上较为接近. 初始轴线半径 R_{x0} 较小时, 计算误差相对较大(超过20%), 随着 R_{x0} 逐渐增大, 误差比例逐渐减小, 当 $R_{x0}>7000$ mm后误差在10%以内. 分析轴线初始半径对于激光喷丸弯曲变形的影响, 可以看出, $R_{x0}<5000$ mm, 轴线初始半径对于弯曲变形影响较大, 体现出较强的几何效应. 当轴线初始半径增大时, 轴线初始半径的几何效应逐渐减弱, 并趋于直线的结果.

图 10 (网络版彩图)有限元模型中固有应变位置与方向
Figure 10 (Color online) The location and direction of eigenstrain in FE model.

表 3 双曲率几何效应解析模型验证仿真

Table 3 Validation simulation of double-curved geometry model

组别	喷丸面	初始轴线半径 R_{x0} (mm)	其他参数
E_1	上表面	2000, 3000, 4000, 5000, 6000, 8000,	$S=200$ mm, $L=600$ mm, $t=6$ mm, $R_y=800$ mm
E_2	下表面	10000, 15000, 20000	

图 11 (网络版彩图)解析模型验证: E_1 组仿真结果
Figure 11 (Color online) Simulation results of group E_1 for validation.

图12给出了 E_2 组的结果, 该组结果与 E_1 组相比虽有略微差异但整体趋势相同. 此外, 可以看出变形前 A 点的位置均在 Z 轴的下半区间($Z_0<0$), 而在变形后 A 点的位置 Z_1 出现不同情况: 当 R_{x0} 较小(初始轴线弯曲程度较大)时, 变形后 A 点仍处于 Z 轴下半区间($Z_1<0$), 对应于图9的变形状态1; 当 R_{x0} 达到某一临界值, 变形后 A 点恰好处于 $Z_1=0$ 的位置, 对应于图9的变形状态2; 当 R_{x0} 超过该临界值, 变形后 A 点进入 Z 轴上半区间($Z_1>0$), 对应于图9的变形状态3.

通过上述两组结果可以看出, 解析模型相对于数值仿真结果基本接近, 能够反映轴线初始半径的影响特征. 解析模型与仿真模型的差异主要是因为解析模型是基于梁的变形理论建立的, 而梁理论成立的一个重要前提是其横截面的几何形状不随轴线的弯曲而发

图 12 (网络版彩图)解析模型验证: E_2 组仿真结果
Figure 12 (Color online) Simulation results of group E_2 for validation.

生变化. 在有限元仿真中, 板件轴向变形引起的材料流动一定程度上会影响横截面的形状, 并且所施加横向固有应变对截面形状的影响同样不可完全忽略, 这些因素的存在直接导致解析模型的误差. 之所以误差随轴线初始半径 R_{x0} 的增大而减小, 是因为在初始轴线较为平缓的状态下, 板件进一步弯曲时横截面中性轴上下两部分的应变相对更加对称, 故由材料流动带来的对截面形状的影响相对较弱, 使得解析模型的计算误差随之减小.

5 结论

针对激光喷丸成形几何效应作用特征, 基于等效弯矩分析方法, 研究轴线初始形状几何特征参数作用下激光喷丸成形弯曲特征. 基于圆弧轴线梁变形假设,

建立双曲轴线初始形状几何效应解析模型, 并通过激光喷丸成形固有应变数值模型实现模型准确性验证. 主要结论如下: (1) 初始形状几何效应解析模型能够有效地反映轴线初始几何特征对于激光喷丸弯曲变形的影响, 其准确性随着初始轴线圆弧半径增大而提高; (2) 当 $R_{x0} < 5000$ mm, 轴线初始半径对于激光喷丸弯曲变形影响较大, 体现出较强的几何效应. 当轴线初始半径增大时, 轴线初始半径的几何效应逐渐减弱, 其影响趋于平缓.

提出的几何效应解析模型并没有考虑板厚和复杂双曲形状的影响. 模型精度直接影响因素是变形挠度. 在实际中, 在同样的工艺参数下, 板厚会影响弯曲挠度, 从而间接影响解析模型精度. 板厚的影响需要今后在模型中进一步深入考虑. 而双曲几何形状问题较为复杂, 难以用解析模型描述, 需要借助数值模型.

参考文献

- 1 Hu Z, Luo M, Hu Y, et al. Recent progress in laser peen forming of large scale panel. *Aeronaut Manufact Technol*, 2017, 20: 43–48
- 2 Zeng Y, Huang X. Forming of large-scale panels (in Chinese). *Chin J Aeronaut*, 2008, 3: 721–727 [曾元松, 黄遐. 大型整体壁板成形技术. *航空学报*, 2008, 3: 721–727]
- 3 Sano Y, Mukai N, Okazaki K, et al. Residual stress improvement in metal surface by underwater laser irradiation. *Nucl Instruments Methods Phys Res Sect B-Beam Interact Mater Atoms*, 1997, 121: 432–436
- 4 Hackel L A, Halpin J M, Harris F B. Laser peening of components of thin cross-section. Google Patents, US6657160B2, 2003
- 5 Chen H, Kysar J W, Yao Y L. Characterization of plastic deformation induced by microscale laser shock peening. *J Appl Mech*, 2004, 71: 713
- 6 Hackel L, Rankin J R, Rubenchik A, et al. Laser peening: A tool for additive manufacturing post-processing. *Additiv Manufact*, 2018, 24: 67–75
- 7 Zhang X, Zhang Y, Zhou J, et al. Bending of plate by laser peening. *J Plastic Eng*, 2007, 5: 62–66
- 8 Hu Y, Luo M, Yao Z. Increasing the capability of laser peen forming to bend titanium alloy sheets with laser-assisted local heating. *Mater Des*, 2016, 90: 364–372
- 9 Abeyrathna B, Rolfe B, Weiss M. The effect of process and geometric parameters on longitudinal edge strain and product defects in cold roll forming. *Int J Adv Manuf Technol*, 2017, 92: 743–754
- 10 Navarrete Á, Celentano D. Effect of workpiece geometry using circular scan patterns in sheet laser forming processes. *Int J Adv Manuf Technol*, 2018, 96: 1835–1846
- 11 Hu Y, Xie Y, Wu D, et al. Quantitative evaluation of specimen geometry effect on bending deformation of laser peen forming. *Int J Mech Sci*, 2019, 150: 404–410

Analytical modeling of axis geometry effect in laser peen forming

HU YongXiang^{*}, LUO MingSheng, XIE YuFei & YAO ZhenQiang

State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration, School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

Laser peen forming (LPF) is a novel flexible process by utilizing pulse laser to induce mechanical deformation on the specimen surface. It is of great importance to quantitatively evaluate the geometry effect on deforming behavior in LPF for both shape forming and distortion correction. This is very helpful for process planning to improve the shaping efficiency and accuracy. In this study, analytical modeling and numerical simulation are carried out to investigate the geometry effect of axis with a simplified shape. Considering that plate deformation by uniform LPF can be assumed as beam bending with an arc shape, an analytical model is proposed to analyze its geometry effect by utilizing equivalent bending moment. The model is validated by the numerical model of LPF developed based on the eigenstrain. The result shows the developed analytical model can provide a consistent prediction of axis geometry effect, but the accuracy is depending on the initial radius of axis arc. By using the analytical modeling of LPF, the bending characteristic of LPF on the double curvature plate is studied. The prediction is more accurate when the radius of axis arc is large. When the radius of axis arc is less than 5000 mm, the axis has some effect on the bending of LPF, with the increase of the axis radius, the geometry effect of axis is gradually decreased.

laser peen forming, geometry effect, bending

PACS: 81.20.Hy, 52.38.Mf, 46.70.De

doi: [10.1360/SSPMA-2019-0116](https://doi.org/10.1360/SSPMA-2019-0116)