DOI:10.19344/j.cnki.issn1671-5276.2021.01.016

航空结构件加工变形快速评价方法

周冬生[1],杨巍[2],王珉[3],唐小聪[3],杨吟飞[1]

(1. 南京航空航天大学 机电学院,江苏 南京 210016; 2. 沈阳飞机工业(集团)有限公司,辽宁 沈阳 110034;
3. 南京市计量监督检测院,江苏 南京 210049)

摘　要:加工现场的变形测量是保障大型航空结构件加工精度的重要手段。为解决大型测量仪器缺乏和测量效率低等难题,提出了面向航空结构件加工变形的快速评价方法,根据零件变形典型形态和仪器测量范围,将测量区域划分若干子区域,基于子区域的应力变形关系推导出子区域变形函数,提出了依据较少测量数据确定变形函数系数的算法,实现了完整区域变形函数的光滑拼接。开展了梁结构的变形评估试验,结果表明:该方法测量效率较高,评估误差<1.5 μm。

关键词:加工变形;快速评价;变形函数

中图分类号:TP202^{+}.2　　**文献标志码**:B　　**文章编号**:1671-5276(2021)01-0061-05

Fast Evaluation Method for Machining Deformation of Aviation Structural Parts

ZHOU Dongsheng[1], YANG Wei[2], WANG Min[3], TANG Xiaocong[3], YANG Yinfei[1]

(1. College of Mechanical and Electrial Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China; 2. Shenyang Aircraft Corporation, Shenyang 110034, China; 3. Nanjing Institute of Measurement and Testing Technology, Nanjing 210049, China)

Abstract: The deformation measurement of machining site is an important means to ensure the machining accuracy of large-scale aviation structural parts, but many problems such as the lack of large-scale measuring instruments and low measuring efficiency need to be solved. This paper puts forward a fast evaluation method for machining deformation of aeronautical structural parts. According to the typical shape of part deformation and the measuring range of the instrument, the measuring area was divided into several sub areas. Based on the relationship of stress and deformation, the deformation function of the sub areas were derived. The algorithm of determining the coefficient of deformation function based on less measuring data was proposed, ensuring the smooth splicing of the deformation function of the whole area. The deformation evaluation test of beam structure was conducted. The results show that the method is efficient with evaluation errors less than 1.5 μm.

Keywords: machining deformation; rapid evaluation; deformation function

0　引言

航空结构件通常尺寸大、壁薄、自身刚度低,同时加工过程中材料去除率高,应力会严重失衡,因此在初始残余应力、切削力、热应力、夹紧力等因素耦合作用下的结构件极易产生加工变形,使其难以达到设计要求,导致材料、人力资源严重浪费,并降低结构件的生产效率[1]。

目前,结构件加工变形超差问题受到航空业重视,获取结构件加工变形是适时调整工艺控制变形的重要依据。结构件变形测量方式主要包括接触式测量与非接触式测量[2-3]。接触式测量方法主要有机床在线测量和三坐标测量等[3],其测量精度高,但需要测量的点数多,总体测量效率低、成本高。非接触式测量方法有全息法、莫尔法、散斑法、光扫描法、光衍射法、光三角形法等[4-6]。肖振中[6]提出基于工业摄影测量的三维静态变形测量方法,利用同名点匹配和搜索算法实现变形点的坐标匹配,并计算出位移变形场。张伟列[7]针对薄壁圆管拉扭试样拉扭变形,提出了基于DIC测量方法。黄太誉[8]提出了投影法和等体积法的间接测量三维位移的大变形测量方法。李云霞等[9]针对飞机发动机压气机叶片变形量测量提出一种利用两台线阵CCD进行交汇测量的非接触式光学自动测量方法。目前,非接触测量仪器的测量范围有限,为完成大型航空结构件变形测量需要进一步开发新的算法。

本文针对薄壁结构件变形测量提出了一种基于结构件区域划分的加工变形快速评价方法,并通过实验对所提出的方法进行验证。由于大型结构件尺寸较大、测量精度较高,现有非接触测量设备需要对零件进行多次扫描,得到数据点云。首先需要去除杂质点云;然后以最佳拟合方式进行数模匹配和拼接;最后与零件对比检验,得到零件变形云图。本文根据零件变形典型形态构建变形函数划区和参数识别,不仅可以减少测量点数和数模匹配时间,而且使得有限测量范围的仪器适用于大型零件测量。

第一作者简介:周冬生(1994—),男,江苏盐城人,硕士研究生,研究方向为航空结构件加工变形测量与控制。

1 基于结构件区域划分的加工变形快速评价方法

为降低测量工作量,同时使得小测量范围的仪器能够应用于大型结构件变形测量,本文提出基于结构件区域划分的加工变形的快速评价方法,该方法主要包括 5 个步骤,其算法流程图如图 1 所示。

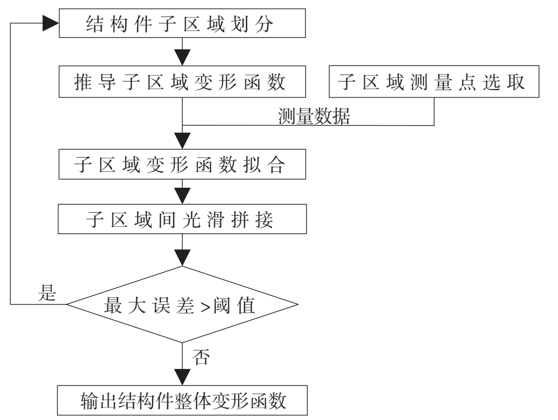

图 1　基于结构件区域划分的快速评价方法流程图

a) 基于结构件几何形状的区域划分

航空结构件的加工变形形态通常包括弯曲、扭曲等,在实际变形测量中通常以其底面、上表面或其他基准面作为测量对象,因此必须对被测量表面进行区域划分。结构件区域划分的原则如下:1) 忽略结构件被测表面的孔、筋条、凸起等非关键特征,将被测面视为光滑连续的腹板;2) 所划分子区域的厚度与宽度比介于 1/100~1/10 之间;3) 全部子区域应完整覆盖结构件;4) 为了保证弯扭组合变形函数简化后的精度,所划分的子区域不得超过 800 mm×800 mm。

b) 基于残余应力的子区域变形函数推导与简化

残余应力的释放和重分布是引起航空薄壁结构件加工变形的主要原因之一[10]。因此基于残余应力测量数据建立力学模型,分析零件变形典型形态规律,并据此推导子区域加工变形函数。

1) 基于板壳理论和建立的力学模型,推导出子区域系数待定的纯弯曲变形函数、纯扭转变形函数;

2) 利用“两步造型法”计算出子区域弯扭组合变形函数,并将其化简成为系数待定二次曲面形式。

c) 各子区域变形测量点选取

各子区域变形测量点选取原则如下:1) 每个子区域选取的测量点不得少于 9 个;2) 测量点尽量均匀分布在各个区域内;3) 所有测量点都位于被测表面上,为了减小边缘区域对测量数据的影响,所选测量点应远离结构件边缘区域距离 10 mm~20 mm。上述边缘区域包括轮廓特征、筋特征、槽特征及孔特征。

d) 各个子区域函数的拟合与整体变形函数的光滑拼接

1) 基于各个子区域测量值,利用最小二乘法拟合出各个子区域的变形函数系数;

2) 利用代数曲面 GC^1 光滑拼接方式,将子区域光滑拼接,得到整体的变形函数。

e) 计算各个测量点的误差,根据结构件精度要求设置阈值,若最大误差不大于阈值,得到结构件的整体变形函数;若最大误差大于阈值,说明划分区不符合要求。按照分区原则将变形较大子区域再次划分为几个子区域,重复步骤 a)、b)、c)、d)、e)。

2 子区域变形函数推导与简化

2.1 子区域纯弯曲变形函数推导

由子区域划分原则可知,子区域的纯弯曲变形与薄平板纯弯曲变形一致。而子区域属于薄平板的范畴,对模型做出如下假设:

1) 毛坯材料各向同性、均质的;

2) 重点考虑长度和宽度方向上的残余应力,并假设在相同深度处具有均匀的幅度,忽略平面切应力;

3) 忽略夹紧载荷、切削力、切削温度对加工变形的影响。

当均匀力矩作用在薄平板的四条自由边上时,如图 2 所示,由板壳理论可知,M_x 和 M_y 分别表示导致平板在 x 方向和 y 方向上弯曲的力矩,x 方向和 y 方向曲率 $1/R_x$ 和 $1/R_y$ 分别可由挠度方程 $w(x,y)$ 的二阶导数表示,考虑虎克定律及力矩平衡方程得到方程式(1)。

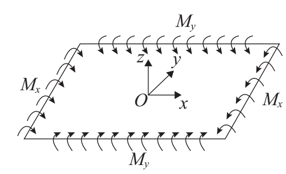

图 2　薄平板边界示意图

$$\begin{cases} \dfrac{1}{R_x} = \dfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial x^2} = \dfrac{M_x - \mu M_y}{D(1-\mu^2)} \\ \dfrac{1}{R_y} = \dfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial y^2} = \dfrac{M_y - \mu M_x}{D(1-\mu^2)} \end{cases} \tag{1}$$

式中 D 表示平板的抗弯刚度。

挠度方程 $w(x,y)$ 的二阶导数与切应力关系如式(2)所示。

$$\tau_{xy} = \frac{\partial^2 w(x,y)}{\partial x \partial y} = 0 \tag{2}$$

对式(1)、式(2)积分,可以得到以任意位置作为原点的薄平板的挠度函数,如式(3)所示。

$$w(x,y) = \frac{1}{2R_x}x^2 + \frac{1}{2R_y}y^2 + C_1 x + C_2 x + C_3 \tag{3}$$

式中 C_1、C_2、C_3 为积分常数。

随着材料剥除,原始内应力自平衡状态不断被打破,零件通过产生变形达到平衡残余应力目的。由一个方向上的应力不平衡效应引起的弯曲变形可等效于施加到垂直于该方向两边的均匀力矩引起的变形[12]。因此,当考虑双轴应力不平衡的影响时,可认为薄平板的边界条件与图 2 中所示的相同。

如图 3 所示,长度 L 和宽度 W 远大于厚度 H 的薄平

板,假设沿厚度方向分布的初始残余应力为 $\sigma_{ix}(z)$ 、$\sigma_{iy}(z)$,沿厚度方向分布的加工表面残余应力为 $\sigma_{mx}(z)$ 、$\sigma_{my}(z)$ 。

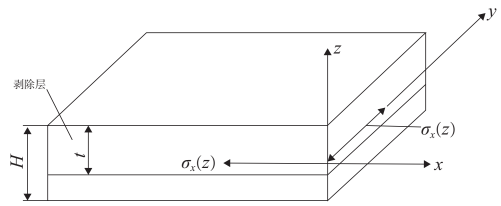

图 3　薄平板剥层示意图

在剥层前,板内初始残余应力处于平衡状态,当从薄平板上剥除厚度为 t 的材料后,薄平板上由于初始残余正应力、加工表面残余正应力产生的附加力矩如式(4)所示。

$$\begin{cases} M_x = -\int_{\frac{H-t}{2}}^{\frac{H+t}{2}} \sigma_{ix} zW\mathrm{d}z + \int_{\frac{H+t}{2}-h_m}^{\frac{H+t}{2}} \sigma_{mx} zW\mathrm{d}z \\ M_y = -\int_{\frac{H-t}{2}}^{\frac{H+t}{2}} \sigma_{iy} zL\mathrm{d}z + \int_{\frac{H+t}{2}-h_m}^{\frac{H+t}{2}} \sigma_{my} zL\mathrm{d}z \end{cases} \tag{4}$$

式中 h_m 表示加工表面残余应力的深度。残余应力是测量出来的,利用勒让德多项式拟合毛坯残余应力函数,利用多项式函数拟合加工表面残余应力函数。

结合式(3)、式(4)得到以任意位置作为原点的薄平板的挠度函数,即薄平板的纯弯曲变形函数:

$$w(x,y) = ax^2 + by^2 + cx + dx + e \tag{5}$$

式中:参数 a、b 为只与毛坯内初始残余应力、加工导致的表面残余应力以及材料属性相关的参数;参数 c 、d 、e 为积分常数。

2.2　子区域纯扭转变形函数推导

与 2.1 节相似,沿厚度方向分布的初始剪切应力为 $\tau_{ixy}(z)$ 、$\tau_{iyx}(z)$,沿厚度方向分布的初始剪切应力为 $\tau_{mxy}(z)$ 、$\tau_{myx}(z)$ 。在剥层前,板内的切应力和转矩处于平衡状态,当从薄平板上剥除厚度为 t 的材料后,薄平板上由于初始残余切应力、加工表面残余切应力引起的附加力矩如式(6)所示。

$$\begin{cases} T_x = -\int_{\frac{H-t}{2}}^{\frac{H+t}{2}} \tau_{ixy} zL\mathrm{d}z + \int_{\frac{H+t}{2}-h_m}^{\frac{H+t}{2}} \tau_{mxy} zL\mathrm{d}z \\ T_y = -\int_{\frac{H-t}{2}}^{\frac{H+t}{2}} \tau_{iyx} zW\mathrm{d}z + \int_{\frac{H+t}{2}-h_m}^{\frac{H+t}{2}} \tau_{myx} zW\mathrm{d}z \end{cases} \tag{6}$$

薄平板沿 x 、y 方向的截面都是狭长矩形截面,根据材料力学可知,相对扭转角的计算公式如式(7)所示。

$$\varphi = \frac{Tl}{GJ_k} \tag{7}$$

式中:l 表示狭长矩形截面杆的长度;G 为切变模量;当狭长矩形截面一定时,J_k 为定量。

结合式(6)、式(7)可以看出,当剥层厚度 t 一定时,截面形状固定,相对扭转角的大小只与平板长度相关,且呈线性关系。文献[12]指出在相同的扭转力矩作用下,θ/l 为一定值,这与上述的结论一致。

设 $\boldsymbol{R}^*(u,v)$ 为薄板均匀扭转曲面上任意一点的位置矢量,而 $\boldsymbol{R}(u,v)$ 为薄板上相应点的位置矢量,可以得到子区域纯扭转变形函数如式 8 所示。

$$\boldsymbol{R}^*(u,v) = \boldsymbol{BA}\left[\boldsymbol{R}(u,v)\right]^{\mathrm{T}} \tag{8}$$

其中矩阵 $\boldsymbol{A}$、$\boldsymbol{B}$ 为扭转矩阵:

$$\boldsymbol{A} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(k_x u + b_x) & \sin(k_x u + b_x) \\ 0 & -\sin(k_x u + b_x) & \cos(k_x u + b_x) \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{B} = \begin{bmatrix} \cos(k_y v + b_y) & 0 & \sin(k_y v + b_y) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(k_y v + b_y) & 0 & \cos(k_y v + b_y) \end{bmatrix}$$

2.3　子区域弯扭组合变形函数推导与简化

结合上述子区域纯弯曲变形函数、纯扭转变形函数推导出子区域弯扭组合变形的方程如式(9)所示。

$$\boldsymbol{w}^*(u,v) = BA\left[\boldsymbol{w}(u,v)\right]^{\mathrm{T}} \tag{9}$$

从式(9)可以看出子区域弯扭组合变形函数比较复杂,拟合结果受拟合初值影响。因此,本文通过三角函数逼近的方式进行简化。统计结构件的加工误差,并估算出最大相对扭转角在 5° 之内。扭转变形是由于毛坯中存在残余切应力导致的,在截面恒定情况下,相对扭转角为残余切应力的函数,残余切应力通常较小,故相对扭转角一般远小于上述范围。正弦函数 $\sin x$ 用 $y = Qx$ 逼近,余弦函数 $\cos x$ 用 $y = P$ 逼近,其逼近误差远小于 10^{-5} 数量级,可以实现很高精度的代替。故式(9)进行简化。化简得到子区域的弯扭组合变形函数如式(10)所示。

$$z = a_0 + a_1 x + a_2 y + a_3 x^2 + a_4 xy + a_5 y^2 \tag{10}$$

其中系数 a_i ($i = 0,1,2,3,4,5$) 与参数 a 、b 、k_x 、b_x、k_y、b_y 及 P、Q 相关。

3　代数曲面拼接理论

由于弯扭组合变形函数属于实三元多项式,只讨论实三元多项式环 $R[x,y,z]$ 中的曲面拼接问题。用 $S(g_i)$ 表示弯扭组合变形函数所确定代数方程 $S(g_i) = t_{i0} + t_{i1}x + t_{i2}y + t_{i3}x^2 + t_{i4}xy + t_{i5}y^2 - z = 0$,用 g_i 表示弯扭组合方程所确定的二次多项式;用 $S(h_i)$ 表示拼接截平面代数方程,h_i 表示拼接截平面方程所确定的一次多项式;用 $S(f)$ 表示代数方程 $f(x,y,z) = 0$ 所确定的 GC^1 光滑拼接曲面,用 f 表示所构造曲面确定的多项式。

命题 1[13]:若 $S(f)$ 与 $S(g_i)$ 分别在 $S(g_i,h_i)$ 处 GC^K 光滑拼接,则

$$f \in \langle g_1, h_1^{k+1} \rangle \cap \langle g_2, h_2^{k+1} \rangle,\ k = 0,1,\cdots,n$$

其中 $\langle g_i, h_i^{k+1} \rangle$ 是由 g_i, h_i^{k+1} 生成的理想结果。

此外,如果存在 $S(g_i,h_i)$ 上的非零多项式 S_i 、T_i ,使得 $f = S_i g_i + T_i h_i^{k+1}$,$i = 1,2$,则 $S(f)$ 与 $S(g_i)$ 分别在 $S(g_i,h_i)$ 处 GC^K 光滑拼接。

引理[14]:设 h 为 1 次多项式,g 为 m 多项式。则存在

多项式 S 、T ,使得

$$f = Sg + Th^{k+1}$$

且 $\deg(f) = \max\{\deg(Sg), \deg(Th^{k+1})\}$

命题 2[23]:对任何 $f \in \langle g_1, h_1^{k+1} \rangle$,存在多项式 S_i 、T_i ,使得 $f = S_i g_i + T_i h_i^{k+1}$ 成立,则:

$$\deg(S_i) \leqslant \deg(f) - \deg(g_i) ,$$
$$\deg(T_i) \leqslant \deg(f) - (k+1) 。$$

4 实验验证

为了验证所提出方法的可行性与评估精度,对图 4 所示的某航空梁进行测量实验,利用高精度五轴机床进行零件加工。加工后进行 48 h 自然时效以稳定变形,然后对梁进行分区和变形的测量。

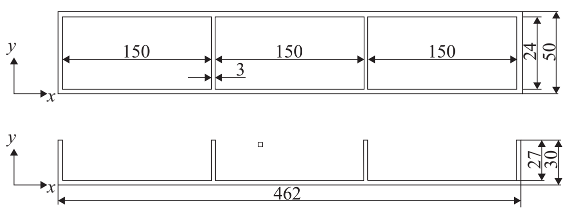

图 4　梁的尺寸示意图

本次测量采用了 Leitz PMM-C 高精度三坐标测量机,其测量行程为:1 200 × 1 000 × 700 mm,测量的精度为 (± 0.4 +L/1 000) μm 。根据机床精度,数控加工通常存在 2~8 μm 工误差,但与通常可达数百微米的加工变形量相比较,加工误差可以忽律不计,因此本文后续分析未考虑零件加工误差。

4.1　梁的加工变形测量结果分析

1) 结构件区域划分及测量点的选取

按照区域划分原则,将梁划分成如图 5 所示的 3 个子区域。按照测量点选取原则在各个子区域内选取测量点,共计 45 个测量点,测量点选取如图 5 所示。各测量点坐标值结果如表 3 所示(由于文章篇幅限制,数据只罗列前 8 个点)。

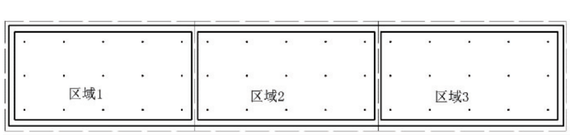

图 5　梁的区域划分示意图

2) 子区域变形函数拟合及拼接

本文第 2 节已经完成了子区域变形函数的推导,各个子区域变形函数如式(11)所示。各个子区域间的截平面方程如式(12)所示。根据上述各测量点的测量数据对各个子区域进行子区域弯扭组合函数拟合,拟合结果如表 1 所示。

$$f_i = a_{i0} + a_{i1}x + a_{i2}y + a_{i3}x^2 + a_{i4}xy + a_{i5}y^2,\ i = 1,2,3 \tag{11}$$

$$h_i = x - b_i, \quad i = 1,2,3 \tag{12}$$

表 1　各区域弯扭组合变形函数系数拟合值

参数	区域 1	区域 2	区域 3
a_{i0}	−0.146 4	−0.159 6	−0.146 2
a_{i1}	1.982×10^{-4}	2.766×10^{-5}	-1.465×10^{-4}
a_{i2}	7.270×10^{-5}	7.267×10^{-5}	7.216×10^{-5}
a_{i3}	7.978×10^{-6}	8.003×10^{-6}	7.99×10^{-6}
a_{i4}	8.645×10^{-11}	4.445×10^{-11}	3.998×10^{-9}
a_{i5}	8.150×10^{-6}	8.652×10^{-6}	8.142×10^{-6}
R^2	1.000 0	0.998 1	1.000 0
S_{SSE}	0.001 6	0.001 3	0.001 6
R_{RMSE}	$6.537\,6 \times 10^{-4}$	$5.953\,7 \times 10^{-4}$	$6.497\,3 \times 10^{-4}$

基于各个子区域弯扭组合变形函数和截平面方程,将子区域利用四次 GC^1 拼接曲面光滑拼接起来,区域 1 与区域 2 的光滑 GC^1 曲面拼接方程 ($-78 \leqslant x \leqslant -75$) :

$$F_{12} = S_1(f_1(x,y) - z) + T_1 h_1^2 = 0$$

区域 2 与区域 3 的光滑 GC^1 曲面拼接方程 ($75 \leqslant x \leqslant 78$) :

$$F_{23} = S_2(f_2(x,y) - z) + T_2 h_2^2 = 0$$

其中:$S_i = s_{i0} + s_{i1}x + s_{i2}y + s_{i3}x^2 + s_{i4}xy + s_{i5}y^2$;$T_i = t_{i0} + t_{i1}x + t_{i2}y + t_{i3}z + t_{i4}x^2 + t_{i5}y^2 + t_{i6}xy + t_{i7}xz + t_{i8}yz$;$h_i = x - b_i$, i =1、2、3。子区域间拼接函数待定系数计算结果如表 2 所示。

表 2　梁的子区域间拼接函数待定系数计算值

参数	区域 1 与区域 2	区域 2 与区域 3
s_{i0}	0.162 6	0.795
s_{i1}	0.119	−0.020 58
s_{i2}	0.498 4	7.056×10^{-4}
s_{i3}	0.959 7	1.332×10^{-4}
s_{i4}	6.3×10^{-5}	-9.22×10^{-4}
s_{i5}	0	0
b_i	−78	75
t_{i0}	0.223 8	−0.139
t_{i1}	2.664	7.57×10^{-4}
t_{i2}	0.129 6	5.203×10^{-5}
t_{i3}	−1 772	−0.717 7
t_{i4}	0.036 2	1.951×10^{-7}
t_{i5}	-6.538×10^{-7}	5.844×10^{-6}
t_{i6}	$1.761\,6 \times 10^{-3}$	3.08×10^{-9}
t_{i7}	−24.090 8	-7.088×10^{-7}
t_{i8}	6.3×10^{-5}	9.629×10^{-8}

3) 误差计算与判断

计算梁实际测量 Z 值与拟合结果 Z 值之间的误差,结果如表 3 所示。从表 3 中可以看出,拟合误差最大绝对误差为 1.42 μm,根据梁的腹板平面度,取阈值为±7.5 μm,故上述整体变形函数即为所求整体变形函数。

表 3 梁各测量点测量结果及拟合结果

测量点	测量值 Z/mm	拟合值 Z/mm	误差/μm
P-1	0.206 6	0.207 3	0.68
P-2	0.207 8	0.206 3	-1.42
P-3	0.208 9	0.209 6	0.68
P-4	0.099 4	0.099 4	0.02
P-5	0.098 3	0.098 5	0.18
P-6	0.101 7	0.101 7	0.02
P-7	0.011 2	0.011 0	-0.14
P-8	0.009 4	0.010 1	0.71

4.2 加工变形快速评价方法的精度评定

本文通过该方法拟合 Z 值与实际测量 Z 值进行比较得到绝对误差,衡量拟合结果的绝对误差、相对误差及中误差,根据相对误差与中误差的大小衡量该方法的精度。

1）相对误差评定

利用测量点的测量 Z 值和拟合 Z 值,根据式(13)计算相对误差,各个测量点相对误差如图 6 所示。

$$\sigma_R = \frac{|Z_i - Z_R|}{Z_R} \times 100\% \tag{13}$$

其中:σ_R 为相对误差;Z_i 为测量点 i 的拟合 Z 值;Z_R 为测量点 i 的测量结果 Z 值。

从图 6 中可以看出,各个测量点的相对误差都在 3%以内,说明上述方法具有一定的精度,同时也表明上述方法进行结构件加工变形测量的可行性。

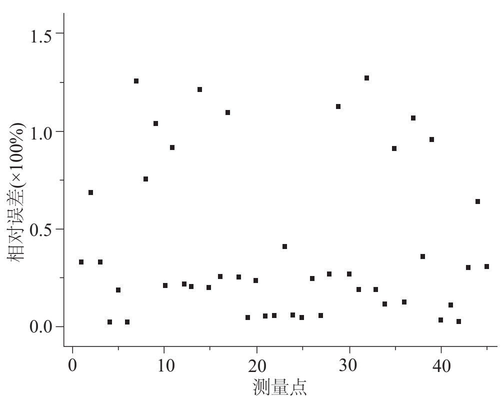

图 6 各测量点的相对误差

2）中误差

为了评价拟合结果与测量结果之间的偏差,引入中误差。中误差利用各个测量点拟合 Z 值与已知测量点的测量 Z 值进行比较,根据式(14)计算中误差。

$$\sigma_Z = \pm\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}(Z_i - Z_R)^2}{n}} \tag{14}$$

其中:σ_Z 为 Z 方向中误差,n 为测量点的个数。

由上述公式计算可得:Z 方向中误差为±0.59 μm,其中最大误差是 1.42 μm。而中误差与测量结果可靠程度的明显相关,证明了上述方法进行结构件加工变形测量的可靠性,同时说明该方法具有较高的精度。

5 结语

本文提出了一种基于结构件区域划分的结构件变形快速评价方法。通过对结构件进行划分,基于力学模型推导出结构件子区域变形函数;通过在子区域选取有限的测量点,根据测量数据拟合子区域变形函数的待定系数;基于代数曲面光滑拼接进而推导出结构件的整体变形函数;最后,通过实验对所提出方法进行验证,误差±1.5 μm 以内,说明该方法具有较高精度。所提出的结构件加工变形快速评价方法对加工变形测量、监测具有一定参考意义。

参考文献:

[1] 连碧华. 薄板零件数控铣削加工变形控制研究[J]. 机械制造与自动化,2017,46(6):29-30,48.

[2] 王宏涛,周儒荣,张丽艳. 现代测量方法在逆向工程数据采集技术中的应用[J]. 航空计测技术,2003(4):1-4,19.

[3] 王建才. 三坐标测量机在机械反求工程中的理论与实验研究[D]. 天津: 河北工业大学, 2003.

[4] 吴斌. 大型物体三维形貌数字化测量关键技术研究[D]. 天津;天津大学, 2003.

[5] MAO X F, CHEN W J, SU X Y. Improved fourier-transform profilometry[J]. Applied Optics, 2007, 46(5): 664.

[6] 肖振中. 基于工业摄影和机器视觉的三维形貌与变形测量关键技术研究[D]. 西安: 西安交通大学, 2010.

[7] 张伟列. 基于 DIC 方法的结构件变形测量及有限元模拟[D]. 成都: 西南交通大学, 2015.

[8] 黄太誉. 飞机强度试验大变形位移测量技术研究与应用[J]. 工程与试验,2018,58(3):13-16,103.

[9] 李云霞,蒙文,赵尚弘,等. 飞机发动机叶片变形的非接触光学测量方法[J]. 空军工程大学学报(自然科学版),2002(6):16-17,41.

[10] 黄志刚. 航空整体结构件铣削加工变形的有限元模拟理论及方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2003.

[11] ZHANG Z, LI L, YANG Y F, et al. Machining distortion minimization for the manufacturing of aeronautical structure[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 73(9/10/11/12): 1765-1773.

[12] 赵登利. 直线导轨校扭理论及相关技术的研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2009.

[13] 张巨贤,于凯. 光滑拼接 2 个二次曲面的算法[J]. 吉林大学自然科学学报,1998(3):27-37.

[14] 任燕飞. 三个二次代数曲面的高光滑拼接及图形实现[D]. 成都: 西南交通大学, 2007.

收稿日期:2019-11-25